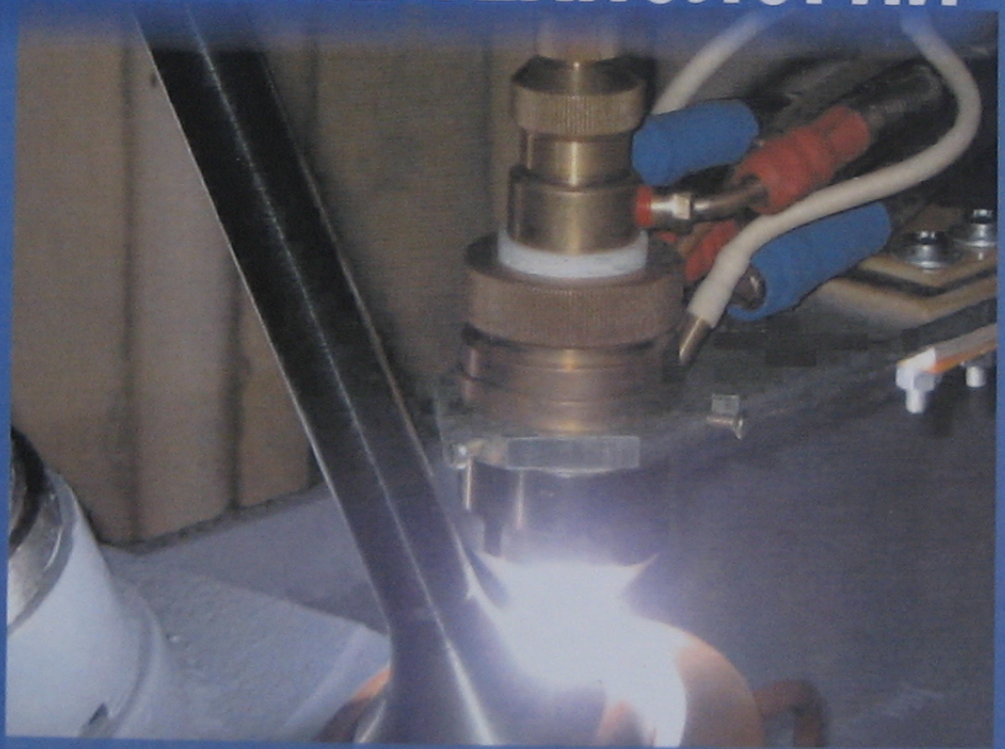
Н.А. СОСНИН
С.А. ЕРМАКОВ
П.А. ТОПОЛЯНСКИЙ

ПЛАЗМЕННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ



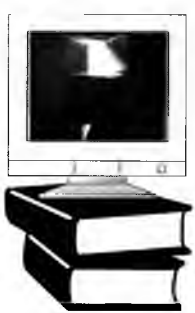
ИЗДАТЕЛЬСТВО
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА

Федеральное агентство по образованию
Санкт-Петербургский государственный политехнический университет

Н. А. СОСНИН С. А. ЕРМАКОВ П. А. ТОПОЛЯНСКИЙ

ПЛАЗМЕННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ

РУКОВОДСТВО ДЛЯ ИНЖЕНЕРОВ



Санкт-Петербург
Издательство Политехнического университета
2013

УДК 621.793

Соснин Н.А., Ермаков С.А., Тополянский П.А. **Плазменные технологии.** Руководство для инженеров. СПб: Изд-во Политехн. ун-та, 2013. 406 с.: ил.

Книга посвящена интенсивно развивающимся технологиям плазменной обработки металлов и сплавов – сварке, наплавке слоев со специальными свойствами, поверхностной закалке, финишному упрочнению поверхности путем нанесения тонкопленочного нанопокрытия, напылению порошковых покрытий. Основное внимание уделено технологиям, использующим в качестве рабочего инструмента электродуговые плазмотроны, что при максимальной эффективности обеспечивает высокую экономичность технологических процессов, гибкость и маневренность производства, минимальное загрязнение окружающей среды. Рассмотрены свойства сварочной дуги, определяющие параметры технологических процессов плазменной обработки; особенности и закономерности плазменных технологий; вопросы устойчивости процессов и стабильности качества продукции; алгоритмы расчета и выбора оптимальных режимов плазменной обработки; возможности и примеры применения различных плазменных технологий.

Книга рассчитана на широкий круг инженерно-технических и научных работников, в первую очередь – на инженеров промышленных предприятий и научно-исследовательских организаций, а также – аспирантов и студентов технических вузов.

Табл. 37. Ил. 221. Библиогр.: 147 назв.

Печатается по решению редакционно-издательского совета Санкт-Петербургского государственного политехнического университета.

© Соснин Н.А., Ермаков С.А., Тополянский П.А., 2013
© Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2013

ВВЕДЕНИЕ

В промышленности уже заняли достаточно прочные позиции плазменные технологии резки металлов и сплавов и напыления покрытий. Находят все более широкое применение другие бурно развивающиеся плазменные технологии – сварка, наплавка слоев со специальными свойствами, упрочнение поверхности. Часто эффективному использованию плазменных технологий препятствует недостаток систематизированной информации о закономерностях и возможностях соответствующих технологических процессов, что затрудняет выбор оптимальной технологии для решения конкретных производственных задач, назначение режимов обработки, прогнозирование результатов. Предлагаемая читателям (прежде всего – заводским технологам) книга должна в определенной степени восполнить этот пробел.

Наиболее высокую экономичность технологических процессов, гибкость и маневренность производства, минимальное загрязнение окружающей среды обеспечивают плазменные технологии, использующие в качестве рабочего инструмента электродуговые плазмотроны, что в итоге дает максимальный технический и экономический эффект. В книге рассмотрены свойства сварочной дуги, определяющие параметры технологических процессов плазменной обработки; особенности и закономерности базовых плазменных технологий; вопросы устойчивости процессов и стабильности качества продукции; алгоритмы расчета и выбора оптимальных режимов плазменной обработки; возможности и примеры применения различных плазменных технологий. Проведен анализ сварки проникающей дугой; наплавки одно- и двухдуговым плазмотроном, наплавки с поперечными колебаниями; поверхностной закалки; финишного нанесения тонкопленочного упрочняющего покрытия; плазменного порошкового напыления плазмотронами с фиксированной длиной сжатой дуги. Даны рекомендации по автоматизации технологических процессов.

Авторы благодарны коллегам – П.М. Галактионову, В.А. Кархину, Д.Ю. Райчуку и Б.О. Христофису, принимавшим активное участие в исследованиях.

1. СВАРОЧНАЯ ДУГА

В качестве источника энергии в технологиях плазменной обработки наиболее широко используется электрический дуговой разряд. Его источники питания отличаются универсальностью, высоким к.п.д., мобильностью и невысокой стоимостью.

Электрическая дуга используется для различных способов сварки: ручной дуговой покрытыми электродами, ручной и механизированной в защитных газах неплавящимся и плавящимся электродом, автоматической под флюсом, порошковой и сплошной активированной проволокой; для различных видов наплавки. При плазменной обработке сварочная дуга, стабилизированная потоком плазмообразующего газа с помощью специальных устройств (плазмотронов) позволяет вести сварку, наплавку, напыление, закалку и упрочнение поверхности, осуществлять комбинированные способы сварки и обработки металлов – лазерно-дуговую сварку, плазменно-механическую обработку металлов и другие технологические процессы.

Следует отметить, что плазменные технологии постоянно совершенствуются. Понимание процессов, происходящих в электрической дуге, необходимо для эффективного использования ее свойств при сварке и родственных технологиях, для управления технологическими характеристиками дуги, для создания новых технологий.

При изучении электрической дуги необходимо провести анализ ее физических и энергетических свойств, электрических и технологических характеристик.

Ниже кратко рассмотрены основные представления о физических процессах в электрическом дуговом разряде, включая столб дуги, прикатодную и прианодную области, плазменные потоки; описаны энергетические характеристики сварочной дуги и закономерности ее взаимодействия с металлом, основные электрические параметры сварочной дуги и их регулирование, технологические свойства сварочной дуги, влияющие на процессы плазменной обработки.

1.1. Физические процессы в электрическом дуговом разряде

Впервые в России исследовал и описал дуговой разряд физик Санкт-Петербургской Медико-хирургической академии В.В. Петров в 1803 году. В 1882-м Н.Н. Бенардос, а в 1890 году Н.Г. Славянов запатентовали способы сварки металлов, в которых использовалась электрическая дуга.

Из ранних исследований дугового разряда можно назвать, например, работы В.Ф. Миткевича, Томсона, Штарка. Позже вопросам изучения дугового разряда, и в частности вопросам сварочной дуги, было посвящено значительное количество работ, выполненных А. Энгелем и М. Штеенбеком, В.П. Никитиным, Д.А. Рожанским, К.К. Хреновым, Н.А. Капцовым [1], В.Л. Грановским [2], Г.М. Тиходеевым [3], В. Финкельнбургом и Г. Меккером [4], Г.И. Лесковым [5] и другими исследователями. Проблемы стабилизации, управления и практического использования дугового разряда исследованы в работах И.Д. Кулагина и А.В. Николаева, К.В. Васильева, Д.А. Дудко и С.П. Лакизы, Д.Г. Быховского, Д.И. Вайнбойма и В.М. Гольдфарба, А.В. Донского, С.В. Дресвина и В.С. Клубникина [6], М.Ф. Жукова, Б.А. Урюкова, В.Я. Смолякова [7] и многих других отечественных и зарубежных ученых, что имеет большое теоретическое и практическое значение как для понимания физических процессов в дуге, так и для совершенствования обработки металлов, химической технологии и других процессов (см., например, [8]).

Изучение электрической дуги осложнено тем, что и в настоящее время имеются явления в дуговом разряде, которые трудно объяснить исчерпывающим образом с точными количественными расчетами. Поэтому на сегодняшний день представляется оправданным исследование дуги с точки зрения использования отдельных ее свойств. В то же время, накопление и обработка новых эмпирических данных должны способствовать развитию общей теории электрической дуги.

Электрическая дуга относится к самостоятельному электрическому разряду в газе и характеризуется сравнительно высокими плотностью тока и температурой. Дуговой разряд, по сравнению с другими видами электрических разрядов в газе, отличается большими токами и низкими напряжениями. Типичные сварочные дуги имеют ток от 1 до 1000 А при

напряжении от 12 до 50 В. Внешнее электрическое поле в дуговом промежутке выполняет две функции: приводит к появлению в газе свободных носителей заряда (электронов и ионов) и сообщает этим носителям направленное движение. Иными словами, под действием электрического поля возникают проводимость и электрический ток в газе. Сварочную дугу можно отнести к установившемуся току в газе или к почти установившемуся (квазистационарному), если при изменении тока, состава атмосферы, расстояния между электродами, положения в пространстве и т.д. каждому мгновенному значению этих величин соответствуют параметры дуги, близкие к установившимся при этих мгновенных значениях [2]. Неустановившимся током в газе может быть сварочная дуга, характеризующаяся возникновением и угасанием разряда в процессе сварки, например дуга переменного тока, дуга с плавящимися электродами и т.п.

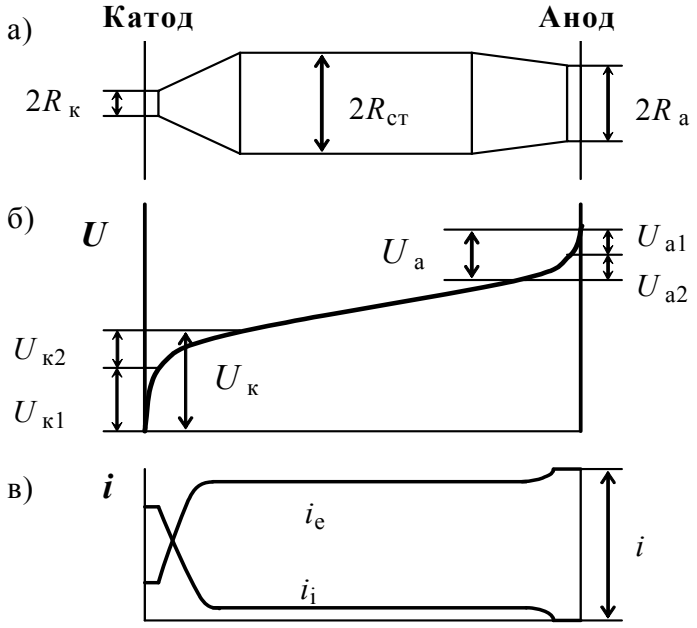


Рис.1.1. Схема продольного распределения в аксиально-симметричной дуге: диаметра дуги (а), потенциала (б) и токов электронов и ионов (в), где $U_к$ и $U_а$ – полные падения потенциалов вблизи электродов, включающие падения в переходных областях $U_{к2}$ и $U_{а2}$

Наиболее распространенные сварочные дуги, существующие при атмосферном давлении, относятся к дугам высокого давления. Положительный столб такой дуги квазиизотермичен, т.е. в каждой

физически бесконечно малой области столба температуры всех компонентов плазмы почти одинаковы. Известно [2], что при низких давлениях (меньше $1 \cdot 10^4$ Н/м^2) и малых токах (меньше 1 А) плазма положительного столба в любых газах неравновесна, в частности, температура электронов не равна температуре газа. При росте давления эти температуры сближаются. При давлении, превышающем $8 \cdot 10^4$ Н/м^2, в плазме воздуха и паров металла устанавливается равновесие. Существует распространенное мнение, что при атмосферном давлении плазма любого газа при любом токе дуги равновесна. Однако, как показали исследования, в инертных газах равновесие в плазме столба может достигаться только при больших токах – выше 10 А для аргона и смеси аргона с водородом и выше 200 А для гелия и смеси гелия, неона и водорода. При малых токах температура электронов превышает температуру газа. При больших плотностях тока, обеспечивающих достаточно высокие концентрации электронов (до 15–20%), даже в инертных газах (в аргоне – при $n_e > 5 \cdot 10^{21}$ м$^{-3}$ и $I > 10$ А, в гелии – при $n_e > 3 \cdot 10^{22}$ м$^{-3}$ и $I > 100$ А), по крайней мере, на оси столба состояние плазмы близко к равновесному.

Пары́ металла в количестве больше 1 % в атмосфере дуги приводят к более быстрому установлению равновесия, что объясняется более высокими эффективными сечениями взаимодействия примеси по сравнению с инертным газом. Так, для дуги с плавящимися электродами из алюминия равновесие наступает при токах $I > 30$ А независимо от основного газа.

В большинстве случаев форма электрической дуги при сварке близка к аксиально-симметричной. Диаметр дуги у электродов обычно меньше, чем в столбе (особенно на малых токах). При этом у катода контрагирование дуги, как правило, сильнее, чем у анода (см. рис.1.1-а).

Схема типичной сварочной дуги (рис. 1.2) показывает, что обычно сварочная дуга имеет форму, близкую к конусу, широким основанием которого служит расплавленный металл сварочной ванны (на любой полярности дуги).

У электродов имеются области резкого падения потенциала, обусловленные нескомпенсированным пространственным зарядом (рис.1.1-б и 1.2). В столбе практически весь электрический ток переносится электронами, подвижность которых существенно выше

подвижности ионов. Подвижность b вычисляется по уравнению Ланжевена [1]:

$$b = a\frac{e\,l}{m\,u},$$

где e – заряд электрона; m, l, u – соответственно масса, средняя длина свободного пробега и средняя скорость теплового движения электронов или ионов; a – численный коэффициент (0,5 – для ионов; 1 – для электронов [2]).

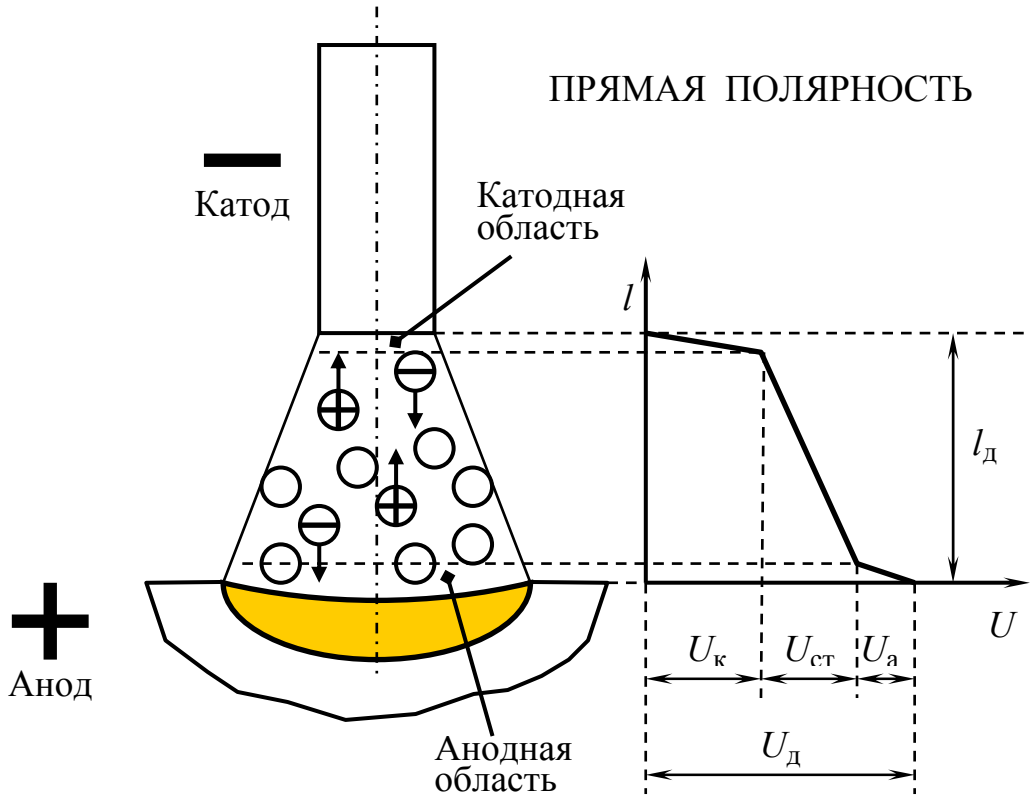


Рис. 1.2. Схема сварочной дуги
(протяженность приэлектродных областей условно увеличена)

Подвижность b входит в формулу для расчета скорости дрейфа заряженных частиц в поле с напряженностью E:

$$v = b\,E\,.$$

Для дуги в аргоне при T = 15000 К и E = 1 В/мм скорости дрейфа электронов v_e = 400 м/с и ионов v_i = 0,3 м/с.

Средние скорости теплового движения u , найденные из выражения

$$\frac{mu^2}{2} = \frac{3}{2}kT ,$$

где k – постоянная Больцмана,

существенно превышают скорости дрейфа при той же температуре (u_e = $8{,}4 \cdot 10^5$ м/с; $u_i = 2{,}5 \cdot 10^3$ м/с).

У катода значительная доля тока может приходиться на ионы, ускоряемые в катодном падении напряжения; у анода практически весь ток является электронным (рис.1.1-в).

Эффективность использования мощности дуги зависит от количества энергии, выделяющейся в различных ее частях. Прежде чем рассмотреть баланс энергии в различных участках сварочной дуги, следует уяснить процессы, протекающие в столбе, на катоде и аноде.

Столб дуги

Ионизация газа в столбе дуги происходит в основном двумя путями: взаимным соударением частиц (термическая ионизация) и поглощением квантов энергии (фотоионизация), причем превалирующей в плотной плазме считается термическая ионизация [9]. Условно принимая плазму столба за изотермическую, можно приближенно вычислить степень ионизации по уравнению Сага[15]. С увеличением тока растут количество выделяемой энергии и, следовательно, температура плазмы. Наивысшая температура плазмы и наименьшая ее плотность имеют место на оси столба дуги, где плотность электрического тока – наибольшая.

Давление в квазиизотермической плазме описывается законом Дальтона

$$p = \sum_{\alpha} p_{\alpha} = kT \sum_{\alpha} n_{\alpha} ,$$

где p_{α} – парциальное давление частиц α (электроны, ионы, атомы).

Сжимающее действие пинч-эффекта и влияние радиальных потоков тепловой энергии в столбе увеличивают давление в дуге весьма незначительно ($\Delta p/p = 10^{-4} \ldots 10^{-2}$ [2]).

В установившемся режиме в каждом элементе объема столба мощность, выделяемая в столбе проходящим по нему электрическим током и нагревающая газ, равна сумме потерь теплоты путем теплопроводности, конвекции и излучения. Потери от естественной конвекции у свободно горящих дуг малы по сравнению с потерями теплопроводностью, так как конвективные потоки уносят энергию столба, двигаясь преимущественно по его периферии, и получают тепловую энергию из столба путем теплопроводности [3]. При этом молекулы и атомы вследствие высокой температуры плазмы уносят с собой в холодные зоны не только кинетическую энергию поступательного движения, но и энергию возбуждения вращательных, колебательных и электронных состояний, энергию диссоциации и ионизации. В результате этих процессов результирующая теплопроводность ряда газов быстро увеличивается с ростом температуры [6]. Г.М. Тиходеев, исследуя свободно горящую дугу [3], показал, что потери на излучение изменяются примерно пропорционально мощности, расходуемой в столбе, а потери теплопроводностью сохраняются приблизительно постоянными, независимо от мощности, т.е. с увеличением мощности дуги превалировать будут потери на излучение. Эти результаты нашли подтверждение в работах Г.И. Лескова [5]. Им было также показано, что излучение столба в сторону приэлектродных областей в 20–30 раз меньше, чем через боковую поверхность.

Таким образом, основные потери в столбе дуги определяются обычно через излучение, которое может составлять до 90 % общих потерь столба. Приближенный баланс энергии столба:

$$I U_{\mathrm{c}} \approx P_{\mathrm{R}},$$

где U_{c} – падение напряжения в столбе; P_{R} – излучение столба через боковую поверхность.

Известна упрощенная каналовая модель дуги, приводящая столб к однородному цилиндрическому каналу, в пределах которого температура и ток распределены равномерно:

$$P_{\mathrm{R}} = 2\pi R_I \, l_{\mathrm{c}} \, \beta \sigma \, T^4,$$

где R_I – эффективный радиус канала столба; l_c – длина столба; β – степень черноты; σ – постоянная Стефана-Больцмана; T – абсолютная температура.

Конвективные потери столба значительно увеличиваются при его обдуве мощными потоками газа. При этом, если искусственные конвективные течения перпендикулярны оси столба, то последний изгибается; если же вектор скорости течений параллелен оси столба (продольный поток) или касателен к столбу (обдув газовым или жидкостным вихрем), то столб сохраняет аксиально-симметричную форму. При таком непосредственном воздействии на дугу (точнее, на ее столб) изменяются основные характеристики разряда: плотность тока, температура, напряженность электрического поля.

Применяют три основных метода стабилизации столба дуги [2]:

- стабилизация стенкой, например, цилиндрической трубкой;
- стабилизация потоком газа или жидкости; при этом происходит наиболее интенсивный теплообмен с окружающей средой;
- стабилизация электродами («короткая дуга»); при этом столб дуги обычно имеет форму эллипсоида вращения [3].

Повышение температуры плазмы вследствие дополнительного принудительного охлаждения дуги иногда называют парадоксом Штеенбека. При охлаждении внешних слоев столба электропроводность этих слоев резко уменьшается, и ток вынужден протекать в более узком канале, в котором, как в проводнике меньшего сечения, выделяется больше теплоты. При этом более узкий канал «охлаждаемой» дуги при постоянном токе нагревается до более высокой температуры. Для поддержания большей плотности тока необходимы повышенные, как степень ионизации газа (увеличение температуры плазмы), так и напряженность электрического поля (возрастание вольтамперной характеристики дуги). В стабилизированной водяным вихрем дуге были достигнуты температуры 30000 К, а при полном заключении всей дуги в канал, образованный тангенциально подаваемым потоком воды, – температура около 50000 К. Достаточно эффективно может иногда проявиться и охлаждение электродов. В [2] обсуждаются результаты опытов Финкельнбурга и Бусц-Пеукерта, в которых анод интенсивно охлаждался водой и при этом температура плазмы столба дуги в 1,5 раза превышала температуру дуги с неохлаждаемым анодом. Очевидно, что в

этом случае значительную роль играют процессы в приэлектродной области.

С целью стабилизации и изменения характеристик дуги применяют воздействие на нее продольного магнитного поля. Дуга при этом вращается вокруг своей продольной оси, что объясняется действием сил Лоренца на заряженные частицы, движущиеся диффузно от оси столба к периферии [10]. В конечном итоге вращение столба уменьшает скорость диффузии и, тем самым – сечение столба.

Большое значение в повышении эффективной мощности дуги, расходуемой на нагрев и плавление обрабатываемого металла, а следовательно, и в повышении производительности имеет эффективность процессов тепловыделения на поверхностях электродов.

Катод дуги

Вблизи катода происходят сложные процессы, в результате которых ток из относительно холодного тела катода проходит в относительно «горячую» плазму. Доля ионного тока в области катодного падения напряжения может быть значительно больше, чем в столбе [4]. Одной из первых теорий токопрохождения на катоде была теория термоэлектронной эмиссии, разработанная Миткевичем, Томсоном и Штарком и основанная на том положении, что выход электронов из катода может быть обусловлен существенным повышением кинетической энергии самих электронов вследствие нагрева проводника в катодном пятне. Эта теория объясняет процессы в основном на тугоплавких вольфрамовых и угольных катодах. В 1923 году И. Лэнгмюр предложил теорию автоэлектронной эмиссии электронов с холодного катода под действием сильного электрического поля, создаваемого имеющимся перед катодом положительным пространственным зарядом. Но эта теория также не могла удовлетворительно объяснить многие явления, например существование дуги с «холодным» вольфрамовым катодом при низкой плотности тока в пятне (порядка 1 А/мм^2). И. Слепян предложил третью теорию, допускающую, что ток в катодной области переносится в основном ионами, возникающими в результате термической ионизации в «ионизационном пространстве», расположенном на расстоянии 1–10 свободных пробегов атомов от поверхности катода, а эмиссия электронов и создаваемый ими ток играет второстепенную роль. Эта теория была

развита в работах В. Вейцеля и В. Турета, В.Л. Грановского, Д.М. Рабкина, Г.И. Лескова и др. Практически ни одна из названных теорий не может до конца объяснить процесс перехода от режима с катодным пятном к режиму термоэлектронной дуги без пятна.

К. Комптон в свое время считал, что катодное падение напряжения тесно связано с величиной наименьшего потенциала ионизации или возбуждения газов или паров. Эту точку зрения разделяли многие исследователи [3]. Однако, в настоящее время можно считать установленным, что положение Комптона было ошибочным и, в частности, как катодное $U_к$, так и анодное $U_а$ падения напряжения могут быть меньше потенциала ионизации или возбуждения [4, 11]. Обзор данных по $U_к$ и $U_а$ можно найти в [2, 4, 7, 12]. Чем ниже температура плавления металла катода, тем все большую роль играет автоэлектронная эмиссия, требующая повышенных значений катодного падения напряжения. Если для вольфрама $U_к \approx 7$ В, то для алюминия – порядка 14 В.

Анод дуги

Анод, как правило, не эмитирует положительных ионов (за редким исключением, например в так называемой угольной дуге Бека [4]), поэтому вблизи анода ток переносится только электронами (рис. 1.1). Вблизи анода переход электронов на анод не полностью компенсируется приходящими из столба электронами (так как электроны переносят в столбе часть тока, а у анода – весь ток). Кроме того, переход ионов в столб тоже не уравновешивается приходом со стороны неэмитирующего анода, следовательно, у анода должна происходить сильная ионизация газа.

Общей теории анодных явлений не существует, разработаны лишь отдельные ее вопросы, к которым относятся теории ионизации у анода.

В первой теории (Е-ионизации) считается, что ионизация производится электронами, ускоренными электрическим полем у анода и не потерявшими своей энергии в соударениях до того, как произошла ионизация. По Бецу и Хеккеру при ионизации полем падение напряжения в тонком слое, прилегающем к аноду, должно быть равно, по крайней мере, первому потенциалу возбуждения (допуская ступенчатую

ионизацию) газа, а толщина прианодного слоя близка к длине свободного пробега электрона.

В [13] обсуждается существование вблизи зоны анодного падения слоя толщиной порядка 0,1 мм, названного ε-слоем, в котором напряженность поля постепенно снижается до ее значения в столбе дуги. Наличие ε-слоя объясняют охлаждающим влиянием анода, в результате чего в ε-слое уменьшается электропроводность и нарушается термическое равновесие.

По второй теории (Т-ионизации), развитой Эккером, исследовавшим перенос тока у катода положительными ионами и применившим ее к анодной области, считается, что электроны так часто соударяются с тяжелыми частицами и друг с другом до того, как произошла ионизация, что их распределение по скоростям можно считать максвелловским. Теория *Т*-ионизации может объяснить ионизацию у анода при повышенных давлениях и температурах, характерных для мощных дуг с высокой плотностью тока.

Ввод теплоты в электроды дуги

В общем случае электроды дуги получают энергию вследствие воздействия заряженных частиц, теплопроводностью от областей приэлектродных падений напряжений, конвекцией и излучением (от столба плазмы и от противоположного электрода) и от теплового эффекта химических реакций материала электрода с атмосферой дуги. Вывод точного уравнения баланса энергии дуги затруднителен, поэтому применяют ряд упрощений. Иногда дугу рассматривают как сумму трех независимых источников теплоты: катодного, анодного и распределенного в столбе [11]:

$$P = I U_{\text{к}} + I U_{\text{а}} + I U_{\text{с}} .$$

При этом энергия столба считается потерянной в окружающую среду и из баланса электродов исключается. В [5] баланс энергии на электродах рассчитывается при следующих допущениях. Общая мощность, вводимая в катод, состоит из мощности, выделяемой в прикатодной области, из аккомодации кинетической энергии ионов и из потенциальной энергии ионов. В итоге на катоде выделяется мощность:

$$P_{\text{к}} = I f_{\text{i}} (U_{\text{к}} + U_{\text{i}}) + I (1 - f_{\text{i}}) U_{\text{к}} \varepsilon_{\text{e}} - I U_{\text{в}}, \qquad (1.1)$$

где f_{i} – доля ионного тока; ε_{e} – доля кинетической энергии, теряемая электронами в катодной области; U_{i} – потенциал ионизации дугового газа; $U_{\text{в}}$ – потенциал, соответствующий работе выхода электрона для материала электрода.

Уравнение (1.1) можно рассмотреть при двух условиях:

- кинетическая энергия электронов, расходуемая в прикатодной области, весьма мала ($\varepsilon_{\text{e}} \to 0$), в основном она идет на образование ионов, составляющих ионный ток на катод:

$$P_{\text{к}} = I f_{\text{i}} (U_{\text{к}} + U_{\text{i}}) - I U_{\text{в}};$$

- вся кинетическая энергия электронов расходуется в прикатодной области ($\varepsilon_{\text{e}} \to 1$) и при любой доле ионного тока f_{i} потенциальная энергия ионов катоду не передается ($f_{\text{i}} U_{\text{i}} = 0$):

$$P_{\text{к}} \approx I (U_{\text{к}} - U_{\text{в}}). \qquad (1.2)$$

При неизвестной f_{i} для оценочных расчетов можно использовать формулу (1.2).

Общая мощность, вводимая в анод, состоит из мощности, выделяемой в прианодной области, из потенциальной энергии электронов, приходящих на анод, и из остатка кинетической энергии электронов, не израсходованной в прианодной области:

$$P_{\text{a}} \approx I (U_{\text{a}} + U_{\text{в}}).$$

Средняя кинетическая энергия электронов (при максвелловском их распределении) равна (3/2) kT. При их движении вблизи электродов, когда увеличивается значение вектора скорости, нормального к поверхности электродов, термическую энергию электронов можно принять равной $2kT$ [9]. Часть мощности, выделяемой на катоде, которая обусловлена величиной $2kT$, передается электронами в столб дуги; на аноде термическая энергия электронов (называемая иногда энтальпией тока) производит его дополнительный разогрев. Эту поправку (хотя она по

сравнению с другими статьями баланса, и невелика), следует учитывать при энергетических расчетах [13, 14].

В рассмотренном балансе энергии электродов не были учтены такие приходные составляющие мощности, как джоулева теплота в электроде; энергия, выделяющаяся при молизации продиссоциировавших молекул дугового газа (например, водорода, углекислого газа); энергия, переносимая конвективными потоками газа и излучением от остальных частей дугового разряда. В опытах Шоека [13] перенос теплоты конвекцией в аргоновой дуге оценивается величиной 12–28 % полной мощности, выделяемой на аноде. Излучением можно было пренебречь. В то же время, Г.М. Тиходеевым [3] отмечено, что излучение столба, падающее на поверхность электрода (анода), может быть значительным, особенно, если столб дуги углублен в образовавшийся кратер. При этом коэффициент отдачи столба (меньший единицы) должен увеличиваться. Потери от естественной конвекции в короткой дуге, по мнению Г.М. Тиходеева, не играют большой роли. Мощность, выделяемая на электродах, расходуется на их нагрев, плавление, испарение и теряется теплопроводностью в тело электрода и излучением – в окружающее пространство, а также оказывает механическое действие на электрод. Иногда можно исключить из рассмотрения потери на излучение [5] или испарение электрода.

Представленные примеры показывают, что для каждого конкретного случая в уравнении баланса энергии доминирующими могут быть различные составляющие, поэтому вывод баланса энергии дуги и ее частей представляется весьма сложным. Однако ввод теплоты в анод свободно горящей дуги всегда значительно больше ввода тепловой энергии в катод, так как эмиссия электронов охлаждает катод.

Плазменные потоки в дуге

Электрические дуги, в том числе используемые для сварочных технологий, характеризуются наличием в них плазменных потоков [4, 5, 13]. Меккер [4] объяснял их происхождение градиентом давления в дуге, вызванным собственным магнитным полем плазмы (пинч-эффект).

Если выделить в столбе дуги трубку тока $\overline{I}$ (рис. 1.3), то собственное магнитное поле сварочного тока с магнитной индукцией $\overline{B}$ оказывает на нее силовое воздействие $\overline{F}$, определяемое по правилу левой

руки. Вне зависимости от полярности дуги это силовое воздействие всегда направлено радиально к оси дуги.

Радиальное сжатие обратно пропорционально сечению, по которому проходит ток дуги, и при наличии расширения столба, например, по направлению от стержневого к плоскому электроду, (что имеет место, как в свободных, так и в сжатых дугах), в этом же направлении убывает давление вне зависимости от полярности дуги, вызывая образование результирующей силы $\bar{F}_{\text{рез}}$ (см. рис. 1.3).

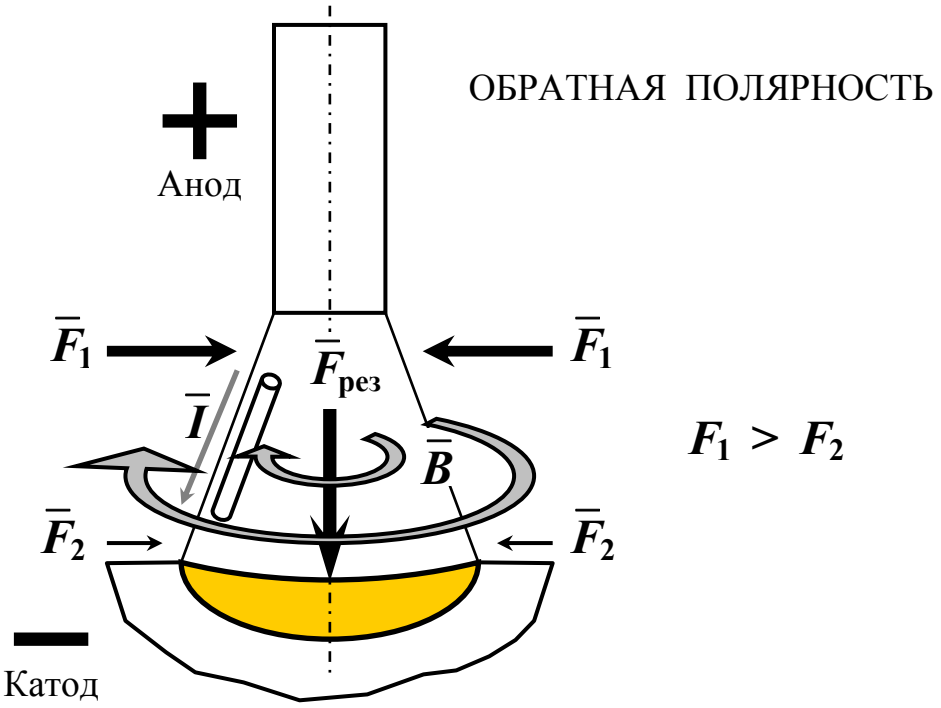


Рис. 1.3. Схема образования результирующей силы $\bar{F}_{\text{рез}}$ в дуге

По теории Меккера статическое давление, обусловленное пинч-эффектом, можно найти из следующего выражения:

$$p_{\text{ст.max}} = \frac{5}{3}\frac{\mu_0 I^2}{4\pi^2 R^2},$$

где μ_0 – магнитная постоянная; R – радиус токопроводящей зоны.

Разность давлений в различных сечениях дуги, вызывающая $\bar{F}_{\text{рез}}$, способствует переносу газа через столб дуги, засасывая его из окружающего пространства в зоне сужения дуги. Дуга действует как

электромагнитный насос (рис. 1.4). Измеренные скорости катодной плазменной струи [4] составляют сотни метров в секунду. В работах различных исследователей было показано экспериментально, что скоростной напор дуги, например, с вольфрамовым электродом в аргоне уменьшается от оси к периферии и по мере удаления от стержневого электрода.

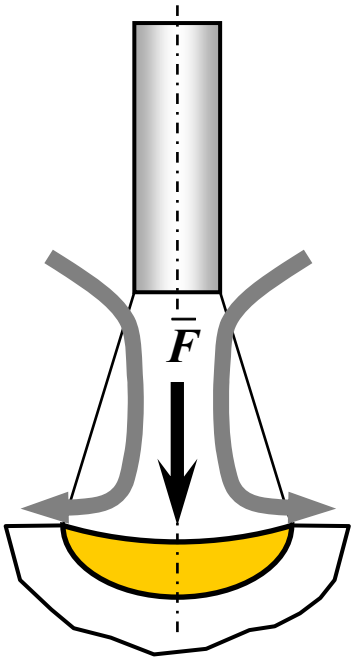


Рис. 1.4. Схема образования плазменной струи в дуге, направленной в сторону сварочной ванны

Статическая составляющая полного давления дуги $p_{\text{ст.m}}$, значительная при малых скоростях движения окружающей среды (свободная дуга), будет играть сравнительно небольшую роль при интенсификации потока газа, стабилизирующего дугу (сжатая дуга при плазменных методах обработки).

В последнем случае доминирует газодинамическое давление:

$$p_{\text{дин.max}} = \frac{\rho_{\text{п}} v_{\text{п}}^2}{2},$$

где $\rho_{\text{п}}$ – плотность плазмы; $v_{\text{п}}$ – скорость потока плазмы.

Кроме течения плазмы, вызванного электромагнитными силами, в дуге существуют потоки, обусловленные испарением электродов. Г.И. Лесков оценивал скорость этих потоков для стального электрода величиной порядка 40 м/с. Л.И. Гречихин и Е.С. Тюнина исследовали высокочастотные (около 150 кГц) истечения перегретого пара из катода, имеющие скорость 100–400 м/с.

Течение плазменных струй может носить весьма сложный характер. И.И. Заруба экспериментально исследовал потоки плазмы, которые располагались концентрически относительно друг друга. Внутренний поток был направлен от стержневого электрода, наружный – от плоского. Потоки плазмы могут несколько изменить энергетический баланс в дуге, особенно с учетом высоких скоростей их движения, что не может не

сказаться на дрейфовом движении ионов. Эта гипотеза развивается в работах Финкельнбурга и Меккера [4].

Взаимодействие электрической дуги с электродами, в частности с обрабатываемым изделием, характеризуется не только тепловым, но и механическим эффектом, что проявляется в заглублении дуги в расплавленный металл.

Значительную роль в создании давления дуги, прежде всего, должны играть плазменные струи, возникшие от действия сил Лоренца.

Г.И. Лесков и Р. Танберг связывали давление дуги с испарением материала электрода. М. Смит отмечал влияние химических реакций (например, для стали обезуглероживание с выделением CO). Некоторые исследователи приписывают образование кратера под дугой снижению сил поверхностного натяжения металла сварочной ванны.

Однако большинство исследователей придерживается того мнения, что превалирующим в давлении дуги следует считать скоростной напор струи плазмы, газа (и пара со стержневого плавящегося электрода) на изделие. Определенный (обычно небольшой) вклад в механическое воздействие дуги на изделие вносят и капли электродного или присадочного металла. Давление дуги может составлять величину порядка $n \cdot 100$ Н/м^2, а сила давления изменяется пропорционально квадрату тока. Н.В. Шиганов и Э.Д. Раймонд предлагали управлять давлением дуги с помощью регулирования количества активных масс газов и частиц металла и их кинетической энергии путем изменения: 1) коэффициента наплавки (при неизменном токе варьировать диаметром или маркой электрода, дополнительной подачей присадки и т.п.) или состава окружающей среды (защитный газ, флюс и т.д.); 2) режима (ток, длина дуги, полярность и т.п.) или положения дуги (например, потолочное).

Стабилизация дуги в пространстве и ее активного пятна на изделии могут привести к увеличению заглубления дуги в сварочную ванну, к росту концентрации тепловвода и, в целом, к повышению эффективности сварочной дуги.

Процессы катодной зачистки в дуге

Несмотря на то, что ввод теплоты в катод дуги значительно меньше, чем в анод, на поверхности катода происходят физические явления, важные для протекания сварочных процессов.

Катод – это источник электронов, поддерживающих ток дуги. Для тугоплавких катодов, например, вольфрамовых (температура плавления 3387 °С), превалирующей является термоэлектронная эмиссия. Чем ниже температура плавления металла катода, тем все бóльшую роль играет автоэлектронная эмиссия, например, для алюминия (температура плавления 660 °С) катодное падение напряжения в два раза превышает катодное падение на вольфраме, достигая 14 В. При этом требуется и более высокое напряжение на всей дуге.

На относительно «холодных» катодах энергетически более выгодным оказывается существование не одного диффузного широкого катодного пятна, а многочисленных мелких катодных микропятен, хаотически перемещающихся по поверхности катода. Плотности тока в этих микропятнах весьма значительные, что приводит к высокой плотности выделения энергии в них, а значит, к испарению металла и к разрушению поверхностных пленок (рис. 1.5).

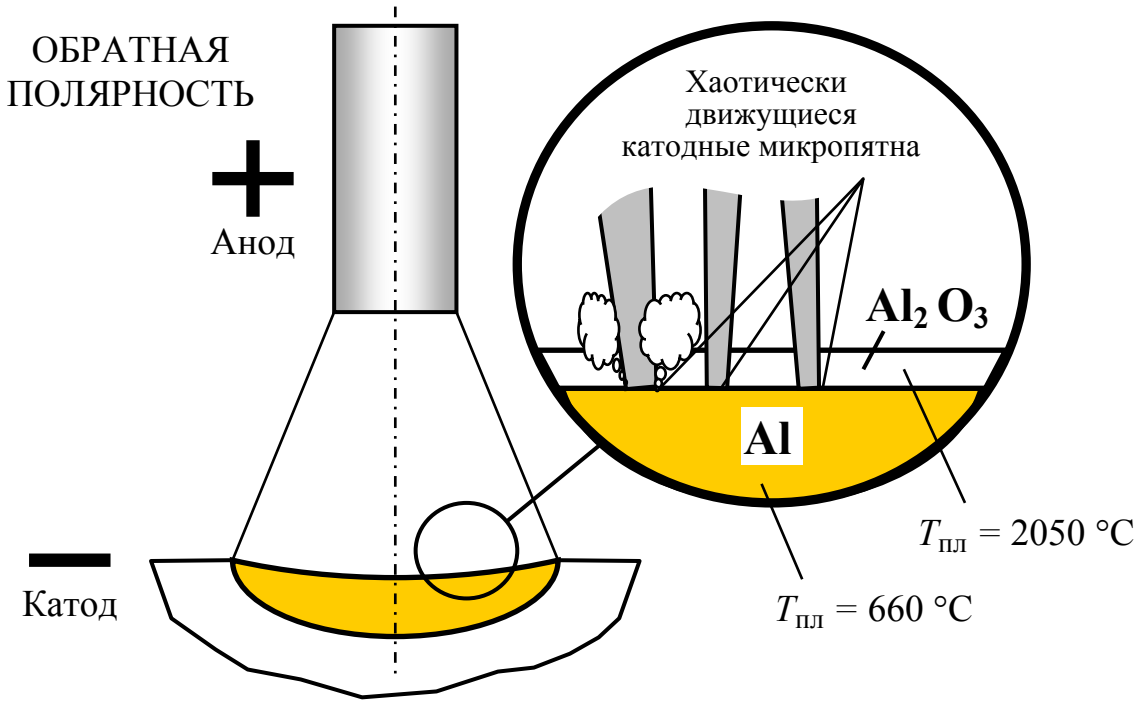


Рис. 1.5. Схема процесса катодной зачистки при сварке алюминия и сплавов, содержащих алюминий

Особенно важен этот процесс при сварке алюминия и его сплавов, а также других сплавов, содержащих алюминий (например, алюминиевых бронз). Поверхность алюминия всегда покрыта тугоплавкой диэлектрической оксидной пленкой Al_2O_3, которая препятствует

формированию общей сварочной ванны и качественной сварке алюминиевых изделий. Будучи катодом электрической дуги, поверхность алюминия подвергается катодной зачистке от оксидной пленки непосредственно в процессе сварки. Пленка, можно сказать, «разрезается» и испаряется хаотически перемещающимися по поверхности катода катодными микропятнами.

Процессы катодной зачистки поверхности свариваемого металла в дуге требуют обратной полярности дуги или ведения сварки на переменном токе (когда катодная зачистка происходит в полупериод обратной полярности).

1.2. Энергетические характеристики сварочной дуги

В общем случае процессы сварки плавлением (а также наплавки, поверхностного переплава и т.п.) характеризуются отсутствием давления, прилагаемого к обрабатываемым деталям, и температурой в рабочей зоне, как правило, выше температуры плавления металла. Высокоэффективным можно считать только такой сварочный процесс, при котором обеспечивается расплавление минимально необходимого для формирования сварного соединения в данных условиях объема металла [15].

Реальные сварочные источники теплоты: газовое пламя, электрическая дуга, электронный луч, луч лазера – характеризуются различной концентрацией ввода теплоты в изделие и, соответственно, различным объемом расплавленного в рабочей зоне металла.

Распределение удельного теплового потока $q(r)$ поверхностной сварочной дуги по радиусу r пятна нагрева приближенно описывается законом нормального распределения Гаусса [16]:

$$q(r) = q_{\text{m}} \exp\left(-K r^2\right),$$

$$q_{\text{m}} = \frac{K Q_{\text{э}}}{\pi},$$

где q_{m} – максимальная плотность теплового потока в центре пятна нагрева; $Q_{\text{э}}$ – эффективная мощность сварочной дуги; K – коэффициент сосредоточенности теплового потока дуги.

Эффективный радиус пятна тепловвода $R_э$ определяется как

$$R_э = \frac{1}{\sqrt{K}}.$$

Эффективный радиус при гауссовом распределении соответствует значению q в 2,7 раза меньшему, чем q_m в центре.

Сварочная дуга характеризуется эффективными радиусами пятна тепловвода R_q, пятна давления дуги R_p и активного пятна дуги R_j или соответствующими эффективными диаметрами D_q, D_p, D_j. Размеры пятна давления и активного (токопроводящего) пятна дуги обычно совпадают по размерам, а пятно тепловвода в 1,2–2 раза больше активного пятна (рис. 1.6).

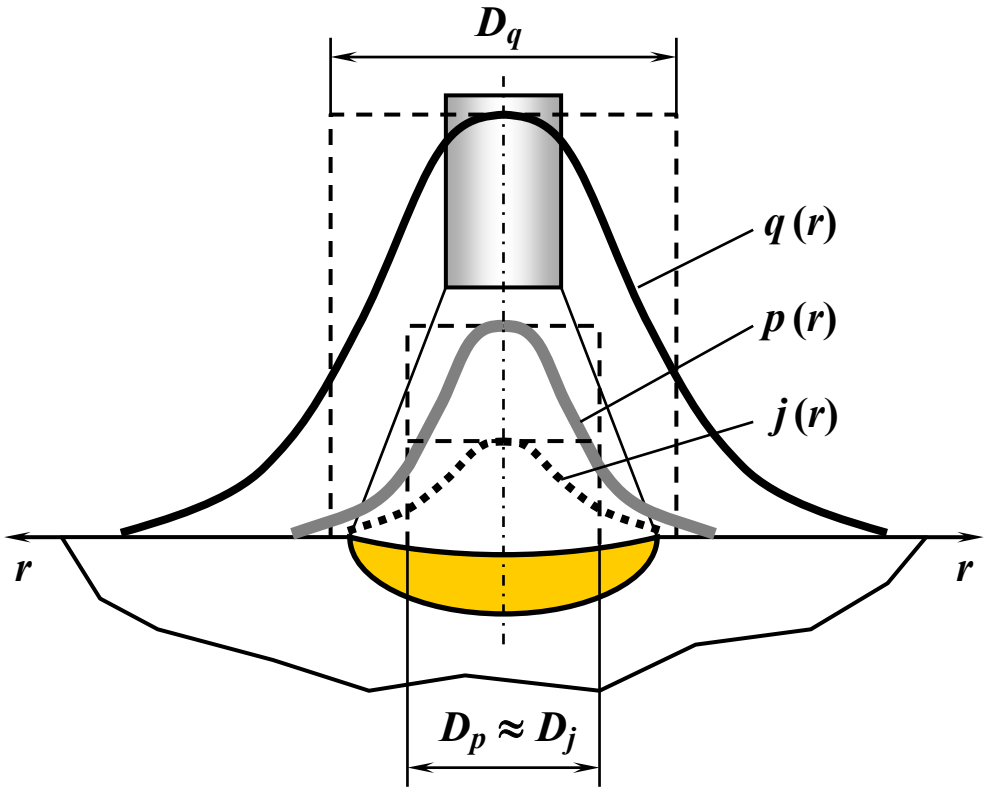


Рис. 1.6. Радиальное распределение плотности теплового потока $q(r)$, давления $p(r)$ и плотности тока $j(r)$ в пятне нагрева сварочной дуги; D_q, D_p, D_j – соответствующие эффективные диаметры

Степень локализации тепловвода различна для разных способов дуговой сварки [15, 16] (табл. 1.1). Локальные параметры сжатой дуги при плазменных технологиях будут рассмотрены ниже.

Таблица 1.1

Максимальная плотность теплового потока в центре пятна нагрева q_m и коэффициент сосредоточенности K теплового потока некоторых сварочных дуг

Способ сварки	q_m, 10^3 кВт/м^2	K, 10^4 м$^{-2}$
Дуговая вольфрамовым электродом в аргоне	20 – 25	6,0 – 14,0
Плавящимся электродом открытой дугой	42 – 84	1,0 – 1,5
Дугой с плавящимся электродом под флюсом	250	6,0 – 10,0

Сварочная дуга, как и другие сварочные источники теплоты, характеризуется полной, эффективной и термической мощностью (рис. 1.7).

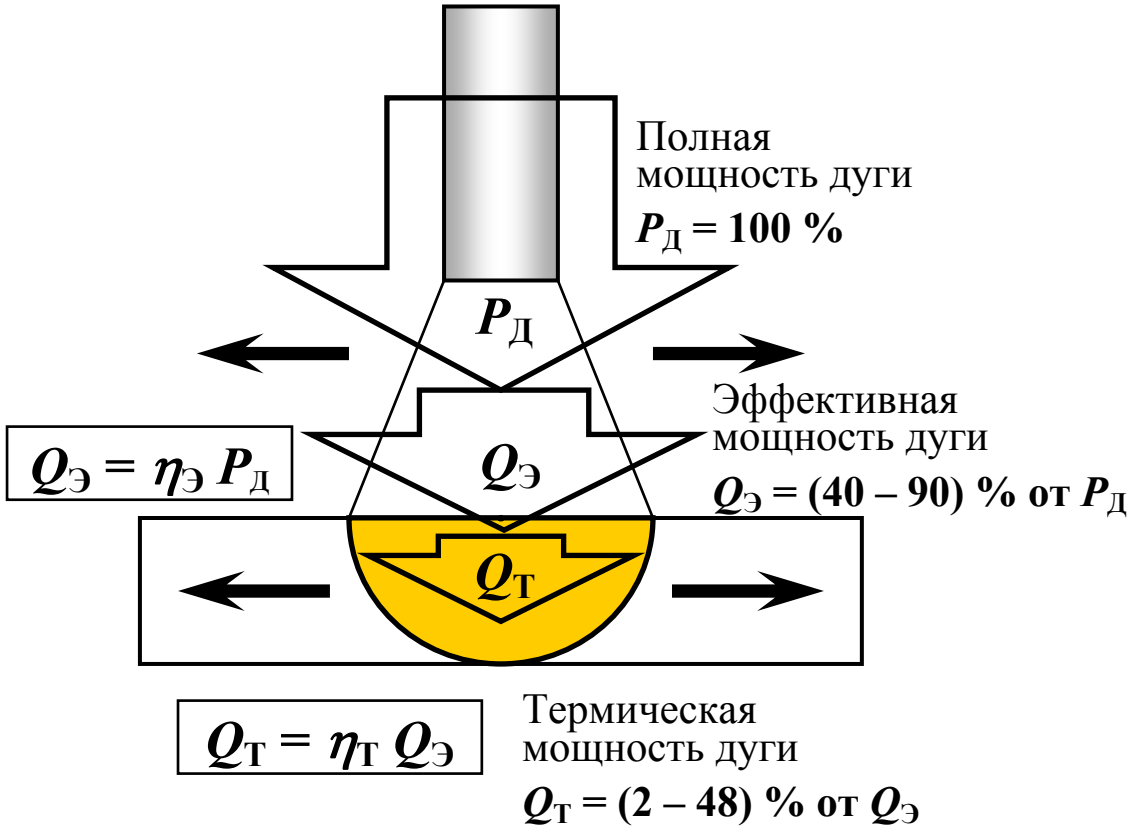


Рис. 1.7. Тепловой баланс сварочной дуги;
⬅ ➡ – потери тепловой энергии

Полная мощность дуги $P_д$ равна произведению тока дуги $I_д$ на напряжение дуги $U_д$:

$$P_д = I_д U_д .$$

Эффективная тепловая мощность дуги $Q_э$ – это часть полной мощности дуги $P_д$, вводимая в свариваемое изделие (см. рис. 1.7).

$$Q_э = \eta_э I_д U_д ,$$

где $\eta_э$ – эффективный к.п.д. дуги; $I_д$, $U_д$, – соответственно ток и напряжение сварочной дуги.

Значения эффективного к.п.д. дуги $\eta_э$, как отношение эффективной и полной мощности дуги (в процентах) [15] составляют для различных способов сварки:

Дуговая неплавящимся электродом в защитных газах…..… 40 – 60
Плавящимся электродом открытой дугой…….. 65 – 85
Плавящимся электродом под флюсом…….…… 75 – 90

При сварке плавящимся электродом $\eta_э$ выше, чем при сварке неплавящимся электродом за счет передачи теплосодержания расплавленного металла электрода сварочной ванне.

Эффективный к.п.д. $\eta_э$ сжатой дуги для различных плазменных технологий будет рассмотрен ниже.

Эффективная тепловая мощность, передаваемая дугой аноду $Q_а$ или катоду $Q_к$, может быть определена следующим образом:

$$Q_а = I\left(U_а + U_в + \frac{2kT}{e}\right) + Q_п ,$$

$$Q_к = I\left(U_к - U_в - \frac{2kT}{e}\right) + Q_п ,$$

где I – ток дуги; $U_а$, $U_к$ – прианодное и прикатодное падение напряжения; $U_в$ – потенциал, соответствующий работе выхода электрона для материала данного электрода; k – постоянная Больцмана ($1{,}38 \cdot 10^{-23}$ Дж/К);

e – заряд электрона ($1{,}6 \cdot 10^{-19}$ Кл); T – температура плазмы у данного электрода; $Q_{\text{п}}$ – мощность потока плазмы, передаваемая рассматриваемому электроду дуги конвекцией, излучением и теплопроводностью.

Мощность $Q_{\text{п}}$ может составлять 10–20 % эффективной мощности свободно горящей дуги. При интенсификации потока газа, например, для методов плазменной обработки, $Q_{\text{п}}$ может достигать 50–70 % эффективной мощности сжатой дуги.

Для дуги в аргоне на токе более 50 А при расчете $Q_{\text{к}}$ в первом приближении можно принять прикатодное падение напряжения $U_{\text{к}}$, например, для вольфрама порядка 7 В, для меди – 10 В, для алюминия – 14 В (с погрешностью до 20%). С понижением температуры катода ослабляется действие термоэлектронной и усиливается действие автоэлектронной эмиссии, требующей высоких $U_{\text{к}}$ [4].

Анодное падение напряжения $U_{\text{а}}$ также зависит от различных факторов (от температуры плазмы у анода, длины дуги, плазменных потоков) и может изменяться от 0 до 5–7 В (в среднем обычно 2–3 В). Потенциал $U_{\text{в}}$ для многих чистых металлов лежит в области 4 В. Примеси уменьшают $U_{\text{в}}$ и $U_{\text{к}}$, что в итоге снижает разогрев катода.

Термическая энергия электронов, выражаемая через $2kT/e$, по сравнению с другими статьями теплового баланса электродов невелика: даже при температурах 10000…12000 К $2kT/e$ не превышает 1,5…2 В.

Эффективная мощность дуги определяется главным образом током дуги I.

Распределение температуры в дуге отличается большой неоднородностью (рис. 1.8). Как правило, в зоне катодного пятна наблюдается наивысшая температура. В осевом и радиальном направлении имеется значительный градиент температур. Высокая температура плазмы дуги у катода не является определяющей для тепловвода в катод. За счет эмиссии электронов катод всегда нагревается меньше анода.

Искусственное ограничение поперечных размеров дугового разряда мощным потоком газа или стенками водоохлаждаемого канала (плазмообразующего сопла) увеличивает температуру в дуге. Сравнительно малый диаметр плазмообразующего сопла обеспечивает

необходимое сжатие столба дуги, повышение в нем температуры и стабилизацию дуги в пространстве. Одновременно увеличивается кинетическая энергия потока.

Вообще, поток плазмы для целей технологической обработки материалов может быть получен с помощью не только дугового, но и высокочастотного разряда в электромагнитном поле, а также с помощью лазерного излучения и другими методами. Однако с учетом сложности и стоимости аппаратуры (источники питания, системы охлаждения, системы автоматического регулирования и стабилизации процесса и т.д.) наибольшее распространение в настоящее время находят установки электродуговой генерации плазмы для различных технологий обработки материалов.

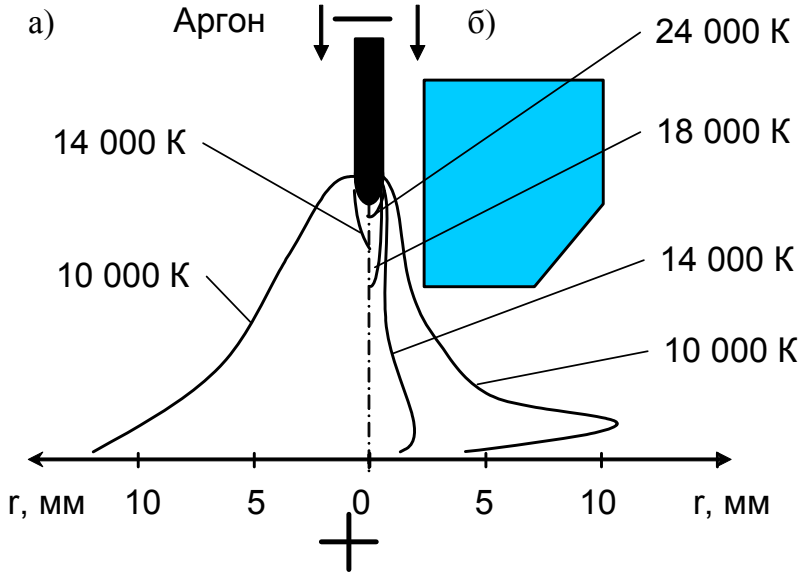


Рис. 1.8. Распределение температуры в свободном дуговом разряде (ток дуги 200 А, напряжение 14,5 В) (а) и в разряде, стабилизированном потоком аргона с плазмообразующим соплом (диаметр сопла 4,9 мм; ток дуги 200 А, напряжение 29 В) (б) [17]

Поток плазмообразующего газа, проходящий через узкое сопло, обеспечивает:

- пространственную стабилизацию и сжатие столба дуги;
- повышение эффективности конвективной теплопередачи от столба дуги к изделию (а при использовании молекулярных газов с бо́льшим теплосодержанием, например, CO_2, H_2, воздух и т.п. – также за счет значительной энергии диссоциации этих газов);

- оттеснение или выдувание расплавленного металла сварочной ванны;
- разогрев и ускорение частиц, введенных в плазму (например, при напылении порошковых покрытий).

По мере интенсификации потока плазмообразующего газа прежде всего увеличивается конвективная составляющая $Q_{\text{п}}$, которая может доминировать в эффективной мощности $Q_{\text{э}}$ (значение последней тоже увеличивается), и силовое воздействие потока плазмы на обрабатываемые материалы.

Увеличение расхода газа при плазменной обработке переводит режим наплавки и сварки в резку, что связано не столько с увеличением концентрации тепловвода, сколько с усилением динамического давления потока плазмы.

Изучение эффективности ввода теплоты сжатой дугой дало значительный разброс результатов, полученных разными исследователями: эффективный к.п.д. $\eta_{\text{э}}$ процесса изменялся от 40 до 80 %. Такие различия $\eta_{\text{э}}$ следует объяснять в первую очередь сильной зависимостью свойств дуги от условий ее существования.

В зависимости от схемы включения в электродуговых плазмотронах может использоваться дуга прямого действия, горящая между электродом и изделием, или дуга косвенного действия, замыкающаяся внутри плазмотрона на плазмообразующее сопло или на специальное выходное сопло. При дуге прямого действия эффективный к.п.д. передачи тепловой энергии от сжатой дуги к изделию $\eta_{\text{э}}$ значительно выше, чем при дуге косвенного действия, и может достигать 60–80 %, что обусловлено бо́льшим тепловыделением в активном пятне дуги на изделии.

Эффективная тепловая мощность сжатой дуги в общем случае может регулироваться изменением: тока дуги, расхода и состава газа, диаметра сопла, расстояния между соплом и изделием.

Напряженность электрического поля в сжатой дуге выше, чем в свободной, причем она увеличивается при переходе от аргона к другим газам (аргон–воздух–азот–углекислый газ–гелий–водород). При больших плотностях тока в сопле возможно образование двойной дуги, нарушающей нормальный процесс, поэтому приходится принимать специальные предупредительные меры – увеличивать расход газа и диаметр сопла, плавно изменять ток и др. Некоторые исследователи

предлагают использовать сжатую дугу на токах, не превышающих 400 А, считая, что при большем токе снижается плотность вводимой энергии.

Для повышения эффективности тепловвода можно подавать снаружи дуги фокусирующий газ, отличный по составу от плазмообразующего или вводить добавки, например, водорода в защитный газ. Водород и гелий при температуре плазмы имеют большую энтальпию и теплопроводность, поэтому их применение для передачи энергии дуги к изделию может быть весьма эффективно [6, 14].

При варьировании параметрами режима должно меняться не только интегральное значение эффективной мощности сжатой дуги $Q_э$, но и распределение теплового потока по пятну нагрева, а следовательно, проплавляющая способность дуги. Имеется ряд работ по исследованию пятна нагрева сжатой дуги. Ф. Айххорн и Ю. Метцлер [18] определили, что диаметр активного пятна дуги, сжатой потоком аргона, изменяется от 6 до 10 мм. Опыты Н.Н. Рыкалина, А.В. Николаева и А.Н. Асонова [19] показали, что при токе 68 А, диаметре сопла 6 мм и расходе аргона $6{,}8 \cdot 10^{-4}$ м^3/с максимальные значения удельного теплового потока и плотности тока в центре пятна составляют $q_m = 26$ Вт/мм^2, $j_m = 4$ А/мм^2, а диаметр всего пятна нагрева равен 30 мм. Измерения давления сжатой дуги [20] дали линейную зависимость силы давления от тока (при кратностях тока около 1:2), в отличие от квадратичной для большинства сварочных дуг. Сила давления имела порядок $n \cdot 10^{-2}$ Н и увеличивалась с ростом тока и расхода газа и при уменьшении диаметра сопла. Расчет средней скорости плазменной струи по аксиальной силе дал величину порядка 300–1000 м/с.

В работе [6] и некоторых других при исследовании массопереноса газа через стабилизированную дугу экспериментально подтверждается высказанная еще А. Энгелем мысль, что при увеличении расхода газа всё бóльшая масса газа переносится через наружные слои дуги.

Наряду с понятием эффективной мощности дуги, широко используется также понятие «термическая мощность» сварочной дуги (см. рис. 1.7). Термическая мощность $Q_т$ – это та часть эффективной мощности дуги, которая расходуется только на нагрев и расплавление металла сварного шва:

$$Q_т = \eta_т Q_э,$$

где $\eta_т$ – термический к.п.д. дуги; $Q_э$ – эффективная мощность дуги.

Термический к.п.д. является отношением термической к эффективной мощности сварочной дуги. Значение термического к.п.д. существенно зависит от теплофизических свойств свариваемого металла и от режима сварки: чем ниже температуропроводность металла, чем выше концентрация тепловвода в металл и скорость сварки (в сочетании с другими параметрами режима) – тем обычно выше термический к.п.д. В общем случае термический к.п.д. может изменяться от 2 до 48 % [16].

1.3. Основные электрические параметры сварочной дуги и их регулирование

Сварочная дуга служит нагрузкой источника питания и характеризуется основными электрическими параметрами током $I_д$ и напряжением $U_д$. Для питания дуги используются источники, имеющие специальную внешнюю характеристику.

Внешней характеристикой источника питания называется зависимость напряжения на выходных клеммах источника $U_и$ от тока нагрузки I, равного току дуги $I_д$. При питании от одного источника нескольких дуг, например при плазменной обработке (когда, кроме основной дуги, замкнутой на изделие, существует еще так называемая дежурная или пилотная дуга, замкнутая на плазмообразующее сопло), в цепь питания дежурной дуги может включаться дополнительное балластное сопротивление, ограничивающее ток данной дуги (рис. 1.9-б).

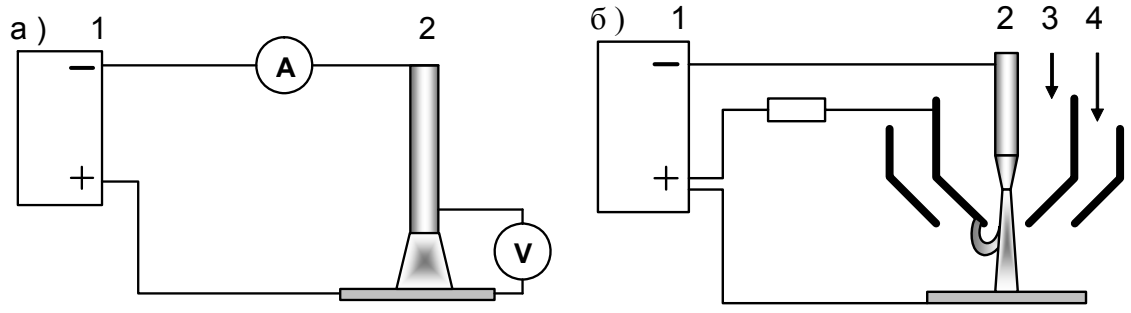


Рис. 1.9. Схема питания дуги при ручной дуговой сварке (а) и при плазменной сварке сжатой дугой (б); 1 – источник питания; 2 – электрод; 3 – плазмообразующий газ; 4 – защитный газ

Сопротивление сварочной дуги является практически чисто активным, но в общем случае – нелинейным. Зависимость напряжения на дуге $U_д$, необходимого для поддержания ее горения, от тока дуги $I_д$ при постоянной длине дуги $l_д$ и неизменных условиях ее существования (атмосфере, давлении и т.п.) называется статической вольтамперной характеристикой дуги (ВАХ дуги).

Для разных способов сварки диапазон токов и плотность тока в дуге различны. Можно выделить три характерных участка вольтамперной характеристики дуги на широком диапазоне изменения сварочного тока (рис. 1.10).

При сварке маломощной дугой на токах приблизительно до 50 А с ростом тока увеличиваются степень ионизации в дуге и ее сечение, что приводит к быстрому росту электропроводности дуги. На участке 1 ВАХ дуги имеет падающий вид, т.е. $\partial U_д/\partial I < 0$.Такой вид имеет вольтамперная характеристика дуги при аргонодуговой сварке неплавящимся электродом на малых токах и при микроплазменной сварке.

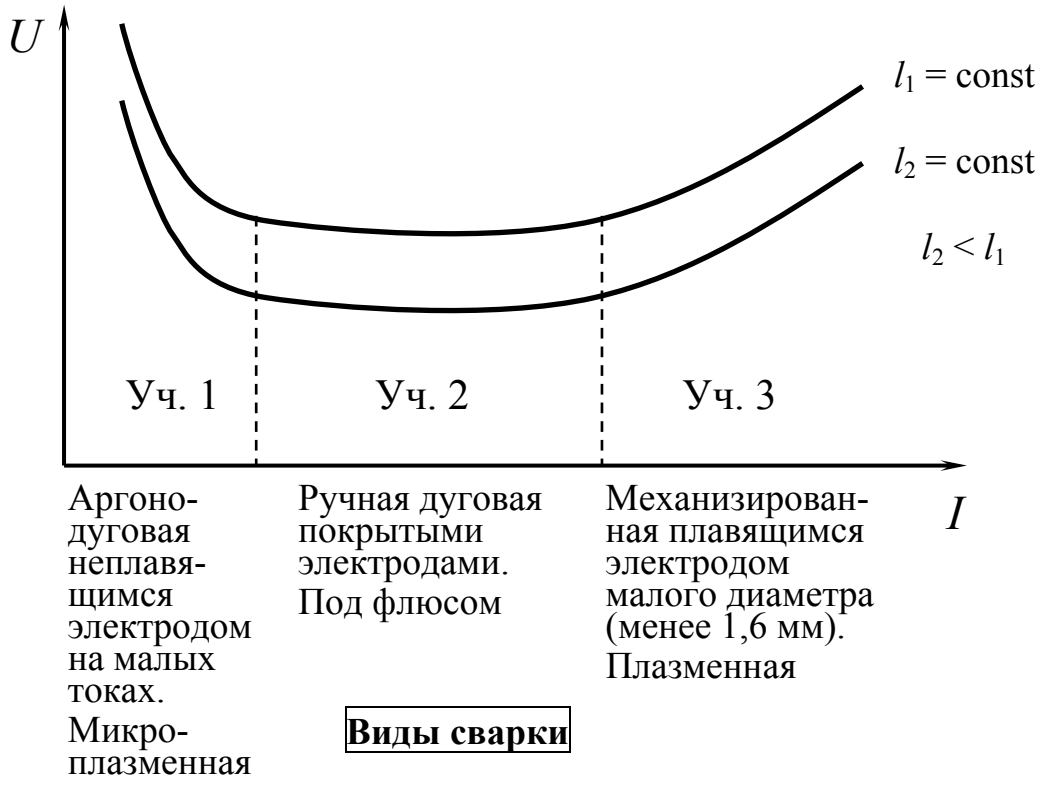


Рис. 1.10. Вольтамперные характеристики сварочных дуг

По мере увеличения тока (более 50–100А) замедляется рост степени ионизации в дуге и ее сечения. Электропроводность дуги увеличивается пропорционально росту тока, и напряжение дуги практически не меняется при изменении тока дуги. На участке 2 ВАХ дуги является жесткой, т.е. $\partial U_д/\partial I \approx 0$ (см. рис. 1.10). Такой вид имеет вольтамперная характеристика дуги при самом распространенном способе сварки – при ручной дуговой сварке покрытыми электродами, а также при сварке под флюсом.

При повышенных плотностях тока в дуге электропроводность дуги перестает увеличиваться с ростом тока, и дуга начинает вести себя как обычное омическое сопротивление. В соответствии с законом Ома ($U_д = R_д I_д$) с увеличением тока растет падение напряжения на дуге. На участке 3 ВАХ дуги имеет возрастающий вид, т.е. $\partial U_д / \partial I > 0$. Такой вид имеет вольтамперная характеристика дуги при механизированной дуговой сварке плавящимся (проволочным) электродом малого диаметра в защитных газах и при плазменной обработке (сварка, резка).

При увеличении длины дуги растет сопротивление дуги и ВАХ дуги смещается вверх (см. рис.1.10).

При снижении плотности тока в электроде и, соответственно, в дуге ВАХ дуги может из возрастающей перейти в жесткую и даже в пологопадающую (рис. 1.11).

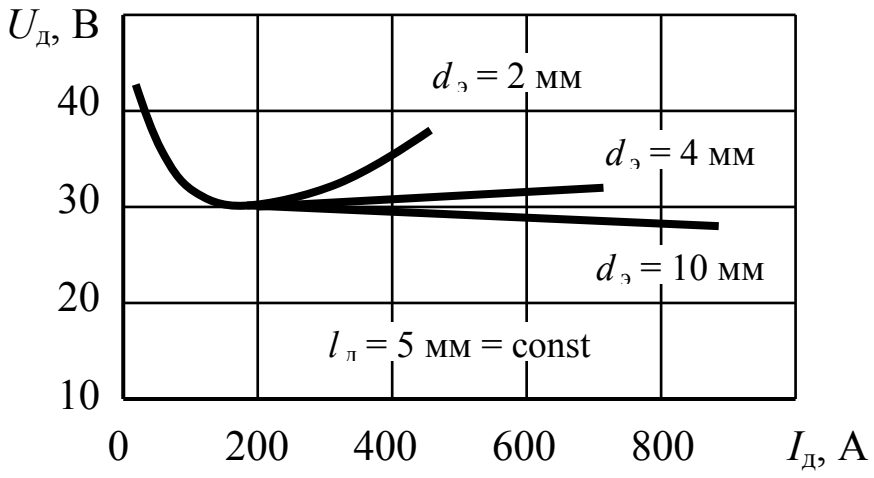


Рис. 1.11. Вольтамперные характеристики дуги при различных диаметрах электродной проволоки $d_э$ [5]

Электрическая сварочная дуга и источник питания представляют собой энергетическую систему, которая в процессе сварки должна

обладать достаточной статической устойчивостью. Основным необходимым условием правильного выбора внешней характеристики источника питания (в зависимости от вида вольтамперной характеристики дуги) является условие обеспечения стабильного горения дуги.

Под устойчивым состоянием понимается такое состояние, при котором случайное отклонение, например, тока дуги будет быстро ликвидироваться и система возвращается в устойчивое состояние равновесия с первоначальными параметрами.

Рассмотрим условия устойчивого состояния системы. Система источник питания – сварочная дуга обладает некоторой индуктивностью $L_{\text{с}}$, и при изменении тока в ней индуктируется э.д.с. самоиндукции e_L. Тогда напряжение на дуге будет определяться выражением

$$U_{\text{д}} = U_{\text{и}} + e_L = U_{\text{и}} - L_{\text{с}} \frac{d\,I}{d\,t}\,, \tag{1.3}$$

где $U_{\text{и}}$ – напряжение источника питания.

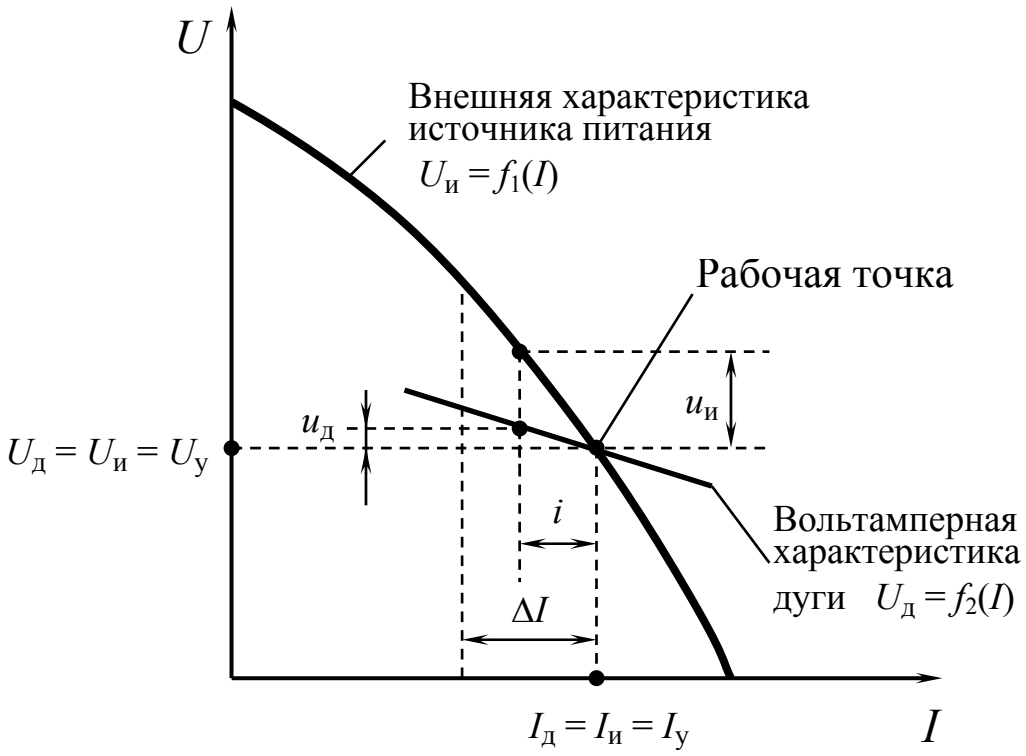


Рис. 1.12. Условие устойчивой работы энергетической системы источник питания – сварочная дуга

При случайных изменениях тока э.д.с. самоиндукции может или складываться с напряжением источника $U_и$, или вычитаться из него в зависимости от знака производной dI/dt. Вынося в левую часть э.д.с. самоиндукции, получим

$$L_с \frac{dI}{dt} = U_и - U_д .$$

Если первоначальный знак производной dI/dt совпадает со знаком реальной разности $U_и - U_д$, то нет причин, препятствующих изменению тока в том же первоначальном направлении. В этом случае режим неустойчив.

Наоборот, если первоначальный знак производной dI/dt противоположен знаку реальной разности $U_и - U_д$, соответствующей возможному новому значению тока, то режим должен восстанавливаться (точнее – сохранять устойчивость) (рис. 1.12).

Исходя из (1.3), получаем

$$U_и = U_д + L_с \frac{dI}{dt}. \qquad (1.4)$$

Рассмотрим случай, когда равновесие нарушилось, и значение тока дуги стало равным $I_у+\Delta I$, причем знак изменения тока значения не имеет.

В момент времени $t>0$ текущее отклонение тока i будет отличаться от начального ΔI. Уравнение (1.4) изменит свой вид:

$$U_и\left(I_у + i\right) = U_д\left(I_у + i\right) + L_с \frac{d\left(I_у + i\right)}{dt}. \qquad (1.5)$$

В дальнейшем, считая, что абсолютное значение i достаточно мало́, будем брать лишь первые члены разложения в ряд по степени i :

$$U_{\text{и}}\left(I_{\text{у}}+i\right)=U_{\text{у}}+u_{\text{и}}=U_{\text{у}}+\left(\frac{\partial U_{\text{и}}}{\partial I}\right)_{I_{\text{у}}} i\ ,$$

$$U_{\text{д}}\left(I_{\text{у}}+i\right)=U_{\text{у}}+u_{\text{д}}=U_{\text{у}}+\left(\frac{\partial U_{\text{д}}}{\partial I}\right)_{I_{\text{у}}} i\ .$$

Подставляя в (1.5) и преобразуя уравнение относительно i, получаем

$$L_{\text{с}}\frac{d\,i}{d\,t}+K_{\text{у}}\,i=0\ ,$$

где $K_{\text{у}}$ – коэффициент устойчивости системы,

$$K_{\text{у}}=\left(\frac{\partial U_{\text{д}}}{\partial I}\right)_{I_{\text{у}}}-\left(\frac{\partial U_{\text{и}}}{\partial I}\right)_{I_{\text{у}}}=\left(\frac{\partial U_{\text{д}}}{\partial I}-\frac{\partial U_{\text{и}}}{\partial I}\right)_{I_{\text{у}}}\ . \quad (1.6)$$

Решаем (1.6) относительно i. Характеристическим для него будет уравнение

$$p\,L_{\text{с}}+K_{\text{у}}=0$$

с корнем $p=-K_{\text{у}}/L_{\text{с}}$. Решение имеет вид

$$i=\Delta I\cdot\exp\left(-\frac{K_{\text{у}}}{L_{\text{с}}}\right)t=\Delta I\cdot\exp\left(-\frac{t}{T_{\text{с}}}\right),$$

где $T_{\text{с}}$ – постоянная времени системы:

$$T_{\text{с}}=\frac{L_{\text{с}}}{K_{\text{у}}}=\frac{L_{\text{с}}}{\left(\frac{\partial U_{\text{д}}}{\partial I}-\frac{\partial U_{\text{и}}}{\partial I}\right)_{I_{\text{у}}}}\ .$$

Основное условие статической устойчивости заключается в том, чтобы возникшее возмущение самопроизвольно уменьшалось, т.е показатель степени должен быть отрицательным $-t/T_{\text{с}}<0$. Отсюда следует, что $T_{\text{с}}>0$, но, так как всегда $L_{\text{с}}>0$, требование статической устойчивости сводится к следующему (1.7):

$$K_{\text{у}} = \left(\frac{\partial U_{\text{д}}}{\partial I} - \frac{\partial U_{\text{и}}}{\partial I} \right)_{I_{\text{у}}} > 0 . \qquad (1.7)$$

Фактически величины $\partial U_{\text{д}}/\partial I$ и $\partial U_{\text{и}}/\partial I$ являются динамическими сопротивлениями сварочной дуги и источника питания при данной величине тока дуги $I_{\text{у}}$. В свою очередь, $K_{\text{у}}$ – это динамическое сопротивление всей энергетической системы источник питания – сварочная дуга в данном режиме работы.

Таким образом, устойчивое горение дуги определяется общим динамическим сопротивлением системы источник питания – дуга. Если оно положительно – система устойчива.

При сварке, если $\partial U_{\text{д}}/\partial I \leq 0$, то внешняя характеристика источника должна быть падающей, т.е. и $\partial U_{\text{и}}/\partial I < 0$, а если $\partial U_{\text{д}}/\partial I > 0$, то источник для обеспечения стабильного горения дуги может иметь падающую, жесткую и даже возрастающую внешнюю характеристику при условии $K_{\text{у}} > 0$.

Положения об устойчивости горения сварочной дуги, которые были рассмотрены для постоянного тока, распространяются и на дугу переменного тока. Однако дуга переменного тока имеет некоторые особенности. В ней напряжение и ток непрерывно меняют свои значения и направление и при промышленной частоте 50 Гц 100 раз в секунду проходят через нулевое значение. При переходе тока через нулевое значение дуга гаснет, температура и степень ионизации дугового промежутка снижаются.

Периодические угасания дуги и повторные возбуждения на противоположной полярности уменьшают стабильность горения дуги переменного тока. Рабочее напряжение дуги $U_{\text{д}}$ переменного тока выше, чем напряжение дуги постоянного тока, а напряжение, необходимое для повторного возбуждения дуги $U_{\text{возб.}}$, превышает рабочее напряжение $U_{\text{д}}$.

Величина напряжения возбуждения $U_{\text{возб.}}$ зависит от мощности дуги, так как за время смены полярности дуги переменного тока при большем объеме расплавленного материала температура поверхности сварочной ванны и электрода, а также остаточная ионизации межэлектродного пространства остается более высокой. Так, при

увеличении сварочного тока от 100 до 200 А напряжение возбуждения $U_{\text{возб.}}$ снижается с 44 до 30 В (рис. 1.13).

Таким образом, при сварке дугой переменного тока в диапазоне малых токов требуется повышенное значение напряжения холостого хода источника питания, (что особенно важно при ручной дуговой сварке покрытыми электродами).

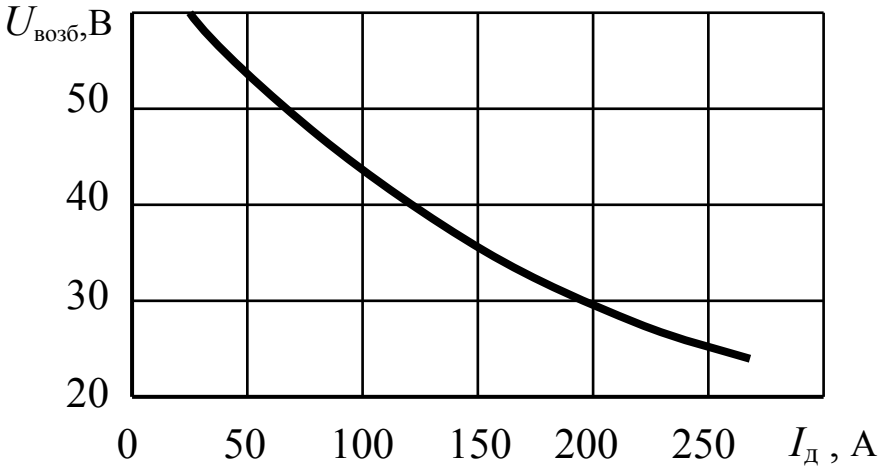


Рис. 1.13. Зависимость напряжения возбуждения $U_{\text{возб.}}$ сварочной дуги переменного тока от действующего значения тока дуги

В сварочной цепи с индуктивностью ($R_{\text{с}} \neq 0$, $L_{\text{с}} \neq 0$) сдвиг фаз между напряжением и током дуги φ может обеспечить в момент перехода тока через ноль такое напряжение источника питания противоположной полярности, которое будет достаточно для возбуждения дуги(рис. 1.14), $u_{\text{и}} \geq U_{\text{возб.}}$, т.е. в моменты времени $t = 0$ и $t = T/2$ $U_{\text{m}} \sin \varphi \geq U_{\text{возб.}}$.

Пренебрегая в первом приближении падением напряжения на активном сопротивлении сварочной цепи $R_{\text{с}}$, для интервала времени от t=0 до t=T/2 будет справедливым следующее уравнение:

$$U_{\text{д}} = U_{\text{m}} \sin(\omega t + \varphi) - L_{\text{с}} \frac{d\,i}{d\,t}.$$

За счет э.д.с. самоиндукции при изменении тока по синусоидальному закону напряжение на дуге $U_д$ будет удерживаться достаточным для поддержания горения сварочной дуги до тех пор, пока ток не станет равным нулю. В этот момент дуга гаснет, но напряжение источника питания противоположной полярности будет достаточным для возбуждения дуги, и дуга (уже другой полярности) возбудится вновь. Такой процесс будет непрерывно повторяться.

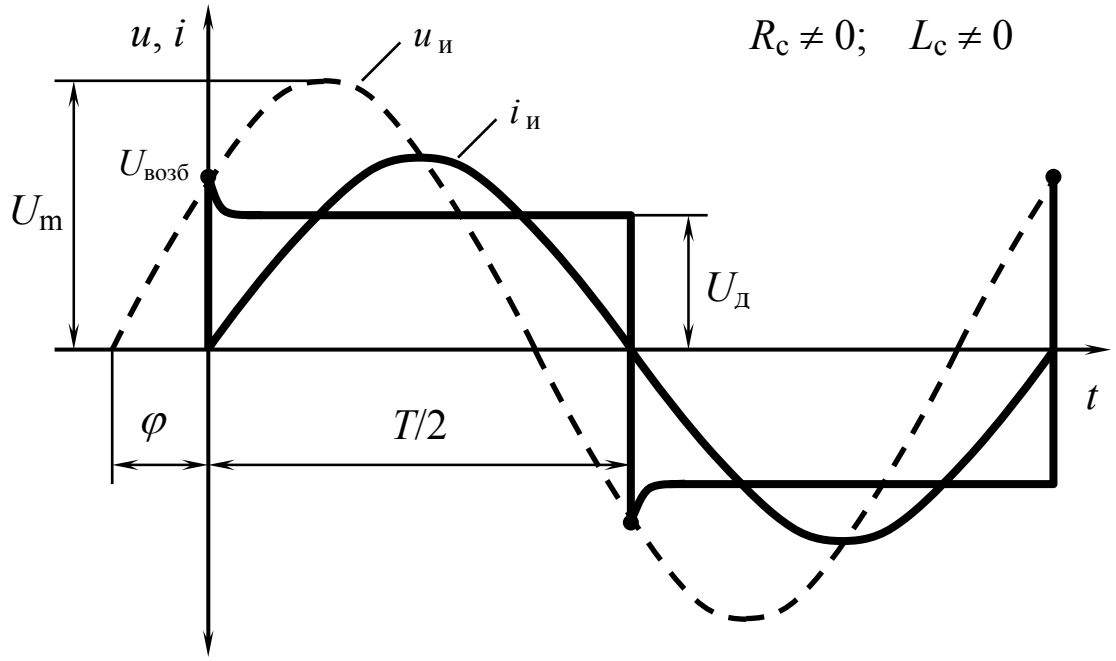


Рис. 1.14. Диаграммы напряжения и тока сварочной дуги переменного тока

Вследствие различных условий существования активных пятен дуги на электроде и на свариваемом изделии, особенно при значительной разнице в свойствах материалов электрода и изделия (например, при сварке алюминия вольфрамовым электродом), возможна асимметрия токов и напряжений в различные полупериоды горения дуги, называемая вентильным эффектом дуги. Условия возникновения катодного пятна на изделии из-за большого теплоотвода от активного пятна в массу металла (и часто более низкой температуры его плавления) менее благоприятны, чем на электроде, поэтому напряжение возбуждения дуги $U_в$ выше, а ток дуги меньше в полупериоды обратной полярности, т.е. когда изделие является катодом. В кривой тока возникает постоянная составляющая, т.е. происходит частичное выпрямление переменного тока. Вентильный

эффект дуги переменного тока обычно ухудшает стабильность процесса и качество шва, поэтому для компенсации постоянной составляющей применяют специальные аппаратные меры, например включают последовательно с дугой конденсаторы большой емкости.

Как отмечалось ранее, для выбора внешней характеристики источника питания условие $K_у>0$ является необходимым, но недостаточным. На окончательный выбор формы внешней характеристики источника питания в рабочей области большое влияние оказывают величины отклонений тока и напряжения дуги от установившихся значений, которые, прежде всего, связаны с изменением длины дуги при сварке.

Вообще, в структуре сварочного контура (рис. 1.15) можно выделить два функциональных контура:

1-й контур связывает источник питания и сварочную дугу, он характеризуется, прежде всего, коэффициентом устойчивости $K_у>0$ системы дуга – источник питания.

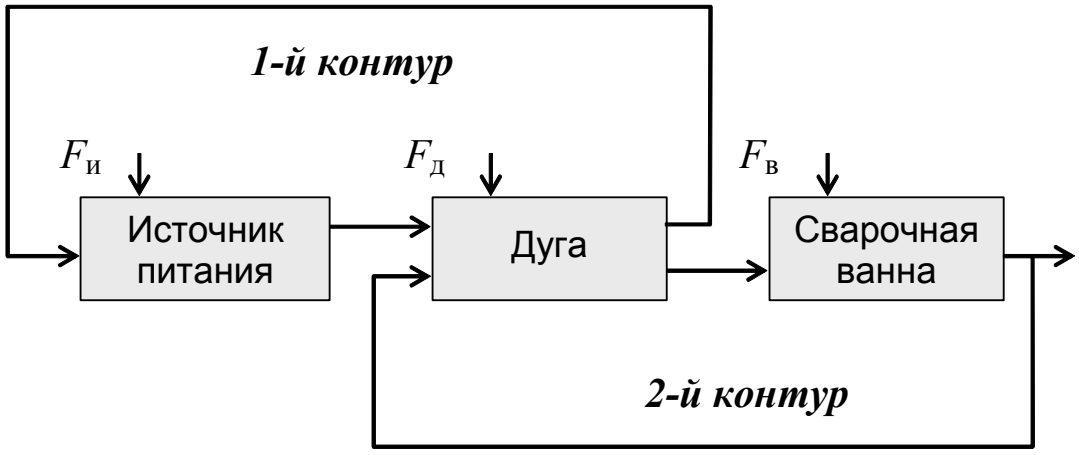


Рис. 1.15. Структура сварочного контура (внешние возмущения, действующие: на источник питания – $F_и$, на сварочную дугу – $F_д$, на сварочную ванну – $F_в$)

При использовании плавящегося электрода параметры дуги и источника питания определяют эластичность дуги и интенсивность саморегулирования режима сварки. Если скорость изменения длины дуги $l_д$, определяемая разностью скоростей плавления $v_{пл}$ и подачи $v_{эл}$ электрода, мала

$$\frac{dl_{д}}{dt} = v_{пл} - v_{эл},$$

то необходимо применять системы автоматического регулирования (САР) режима, стабилизирующие напряжение между электродом и изделием или ток дуги. Такие САР отрабатывают различные возмущения, действующие на дугу $F_{д}$ или на источник $F_{и}$ и проявляющиеся в изменении напряжения (или тока) дуги.

2–й контур (см. рис. 1.15) связывает сварочную ванну и дугу, и именно в этом контуре проявляются основные технологические возмущения $F_{в}$, действующие на сварочную ванну. Под влиянием этих возмущений нарушается нормальное формирование шва (появляются прожоги, непровары и т.д.) даже при наличии действующей САР в 1–м контуре.

Таким образом, наиболее радикальным принципом автоматического управления процессом дуговой сварки будет регулирование по критерию качества во 2-м контуре, но обеспечение в 1-м контуре постоянства установленных параметров дуги – тока $I_{д}$ и напряжения $U_{д}$ – является в большинстве случаев необходимым условием качественного процесса сварки.

При способах сварки, использующих источники питания с падающей внешней характеристикой (прежде всего – при ручной дуговой сварке, а также – при плазменных технологиях), используется понятие эластичности дуги. Под эластичностью сварочной дуги понимается ее способность сохранять неизменным установленный ток дуги при изменениях длины и соответственно напряжения дуги. Это важно, так как эффективная мощность дуги определяется главным образом током дуги I, и его колебания могут привести к прожогу или непровару.

На рис. 1.16 видно, что, например, при уменьшении длины дуги со значения l_1 до l_2 вольтамперная характеристика дуги смещается вниз, напряжение дуги уменьшается, точка пересечения вольтамперной характеристики дуги и внешней характеристики источника питания («рабочая точка») смещается вниз, а ток, в соответствии с наклоном падающей внешней характеристики источника питания, возрастает.

Как следует из рис. 1.16, чем круче будет падение внешней характеристики источника питания (в рабочей области), тем меньше изменится ток дуги I при колебаниях ее длины l, т.е. тем выше эластичность дуги.

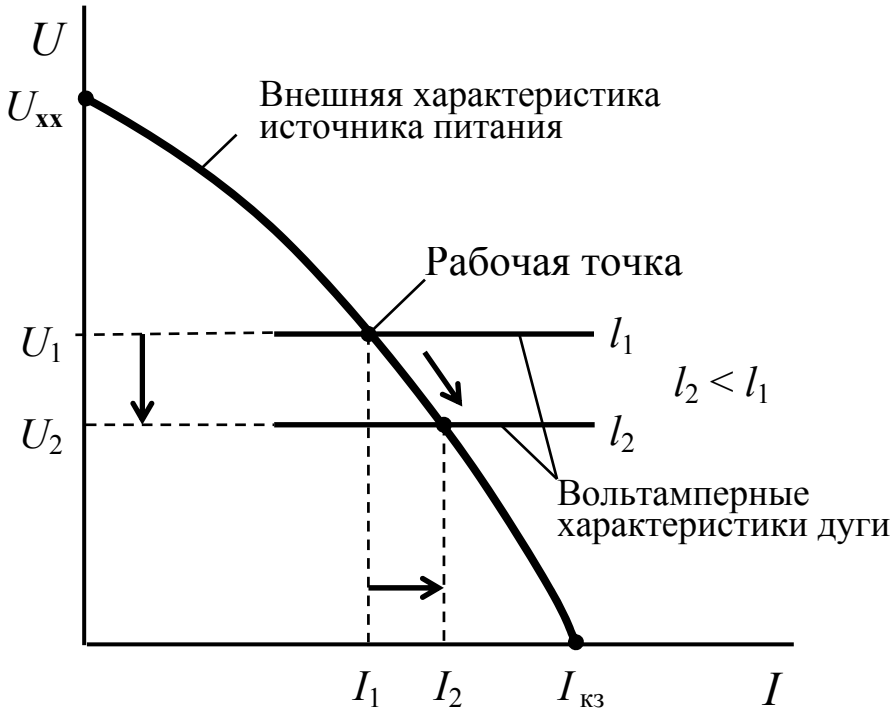


Рис. 1.16. Изменение параметров режима сварки (*I*, *U*) при колебаниях длины сварочной дуги (*l*)
(падающая внешняя характеристика источника питания)

В соответствии с требованием эластичности дуги наилучшей должна быть вертикально падающая внешняя характеристика источника питания. Однако такую внешнюю характеристику источника можно использовать только при сварке неплавящимся электродом, когда отсутствуют короткие замыкания электрода на изделие. Вертикально падающая внешняя характеристика источника питания может применяться при аргонодуговой сварке неплавящимся (вольфрамовым) электродом, при плазменной сварке и резке. При этом случайные колебания длины дуги не приводят к изменению тока, сохраняя неизменным и стабильным технологический процесс.

При сварке плавящимся электродом (при ручной дуговой сварке покрытыми электродами) вертикально падающая внешняя характеристика может быть только в рабочей области, т.е. в диапазоне рабочих напряжений сварочной дуги. Чтобы обеспечивать надежное первоначальное и повторное возбуждение сварочной дуги, ток короткого замыкания должен быть на 20 – 40 % больше рабочего тока дуги. Источники питания с так называемым «горячим стартом» автоматически формируют именно такую внешнюю характеристику.

При установке (настройке) параметров режима сварки, когда используются источники питания с падающей внешней характеристикой, ток дуги $I_д$ задается настройкой источника питания, формирующего семейство падающих внешних характеристик. Напряжение дуги $U_д$ при ручном ведении процесса задается сварщиком путем поддержания определенной длины дуги $l_д$ (см. рис. 1.16). Сварщик, таким образом, выполняет функции цепи обратной связи 1–го контура дуговой сварки (см. рис. 1.15), визуально контролируя длину дуги и поддерживая ее в среднем постоянной, тем самым, задавая напряжение дуги и сохраняя его в среднем неизменным. Поддерживая при сварке длинную дугу, сварщик задает высокое напряжение дуги, и наоборот.

В заключение рассмотрим такое понятие, как нормируемое (расчетное) напряжение источника питания сварочной дуги (рис. 1.17), которое используется при определении технических требований к сварочным источникам питания и при проверке их параметров.

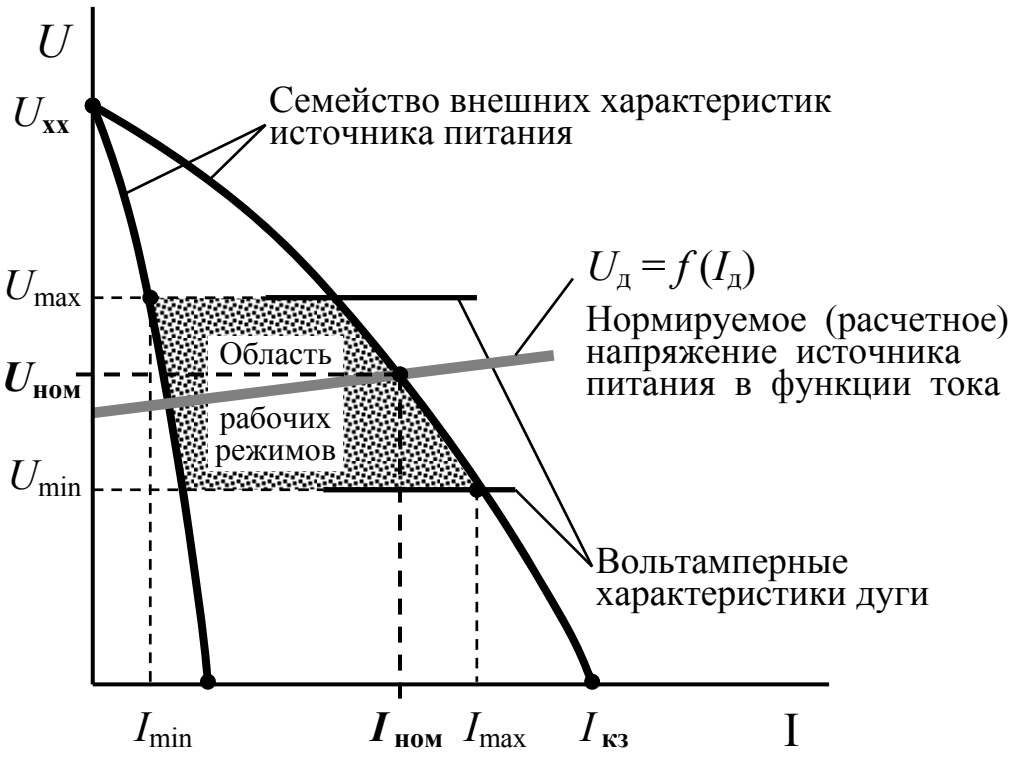


Рис. 1.17. Нормируемое (расчетное) напряжение источника питания в функции тока
(падающая внешняя характеристика источника питания)

За основу построения нормируемого (расчетного) напряжения источника питания в функции тока $U_д = f(I_д)$ приняты среднестатистические сочетания тока и напряжения дуги при оптимальных параметрах режима сварки (ручной дуговой покрытыми электродами, аргонодуговой вольфрамовым электродом, под флюсом, плазменной и т.д.). Для разных способов сварки нормируемое (расчетное) напряжение источника питания может быть различным.

По нормируемому (расчетному) напряжению, приводимому обычно в паспорте источника питания на графике внешних характеристик, можно легко определить точку номинального тока и напряжения ($I_{ном}$, $U_{ном}$).

При этом необходимо учитывать, что в области рабочих режимов сварки максимальные и минимальные значения тока и напряжения дуги могут выходить за пределы, регламентируемые нормируемым (расчетным) напряжением, и определяются формой внешних характеристик источника питания.

1.4. Технологические свойства сварочной дуги

Электрический дуговой разряд в сварочных процессах должен обеспечивать проведение технологического процесса, ведущего к достижению поставленной цели. При сварке – это получение качественного неразъемного сварного соединения, характеризующегося рядом ***выходных параметров***, к которым относятся:

- размеры и геометрия сварного шва;
- отсутствие прожогов, трещин, несплавлений, пор, инородных включений и других дефектов;
- химический и структурный состав шва и зоны термического влияния;
- служебные характеристики сварного шва и сварного соединения в целом (механические, коррозионные и др.);
- термические деформации и напряжения в сваренном изделии;
- состояние поверхности сваренного изделия (наличие приставших металлических брызг, неудаленного шлака и т.п.).

Перечисленные характеристики сварного соединения в значительной степени зависят от свойств сварочной дуги и режима сварки.

Основные технологические параметры:

- материал электрода и его диаметр; состав сварочных материалов (электродного покрытия, флюса, защитного газа, плазмообразующего газа);
- род тока (постоянный, переменный, импульсный);
- полярность дуги;
- ток дуги;
- скорость сварки;
- длина дуги (или напряжение дуги – для механизированных способов сварки плавящимся проволочным электродом);
- расход защитного и плазмообразующего газа (при плазменной сварке);
- диаметр плазмообразующего сопла (при плазменной сварке);
- наклон дуги;
- состав, диаметр и скорость подачи присадочной проволоки;
- другие параметры, определяющие ход сварочного процесса.

Дополнительные параметры:

- состояние свариваемого изделия (температура, чистота поверхности, подготовка кромок);
- положение изделия в пространстве;
- способ, точность и жесткость закрепления;
- состояние электрода или присадки (состояние электродного покрытия, чистота поверхности электродной или присадочной проволоки, заточка вольфрама и т.п.);
- взаимное расположение сварочной дуги, изделия, подкладок, прижимов и устройства подачи присадки;
- точность сохранения всех установленных параметров, включая точность позиционирования дуги и присадки;
- расход дополнительного газа (например, для защиты корня шва);
- геометрические размеры и расположение рабочих элементов сварочной горелки или плазмотрона (электрода, сопла и т.п.);
- другие параметры, влияющие на ход сварочного процесса и на качество получаемого сварного соединения.

Импульсная сварочная дуга, питающаяся от специальных импульсных источников питания, занимает особое место в технологии сварки.

При импульсной аргонодуговой сварке неплавящимся электродом и при импульсной плазменной сварке в первую очередь решается задача изменить характер тепловвода в свариваемое изделие. Сварка, например, тонколистового материала рядом перекрывающихся точек (рис. 1.18) дает возможность:

- уменьшить опасность прожога;
- снизить общее тепловложение в изделие и сварочные деформации;
- улучшить структуру металла шва и зоны термического влияния.

Появляется возможность программировать температурные циклы в зоне термического влияния, например, производить последующими импульсами отпуск металла, подвергшегося закалке предыдущим импульсом.

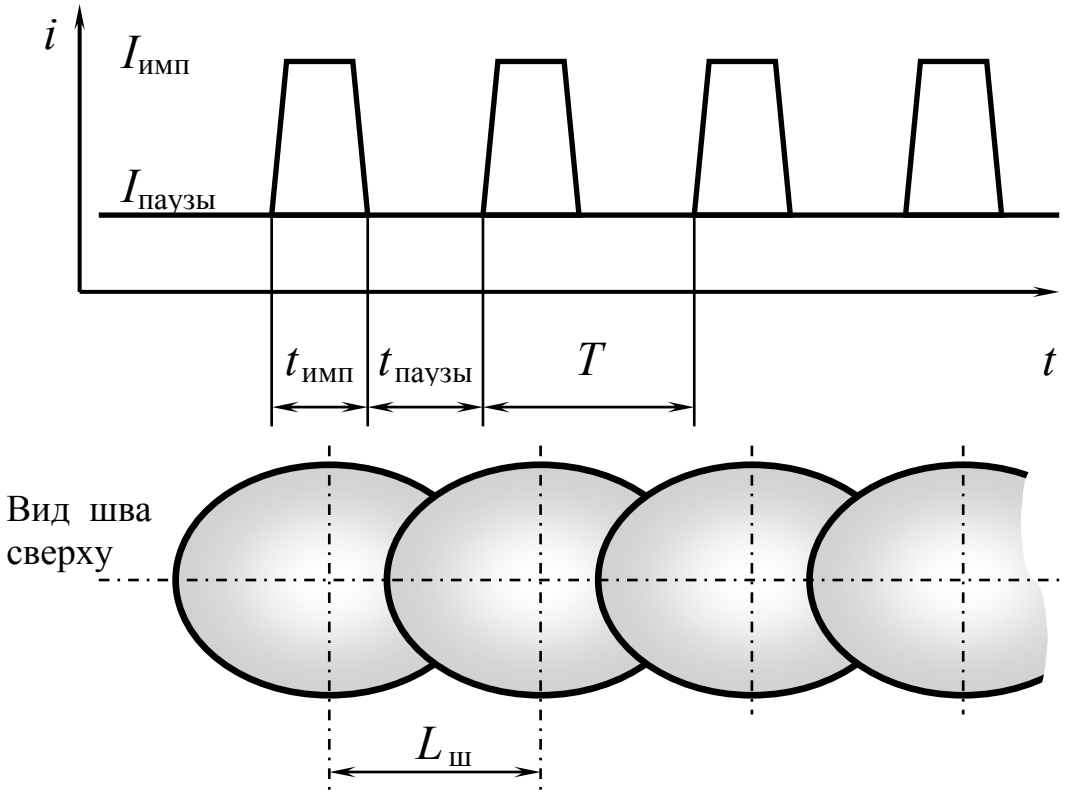


Рис. 1.18. Импульсно-дуговая сварка неплавящимся электродом (длительность импульса $t_{имп}$ и паузы $t_{паузы}$ и, как следствие, длина шага импульсов $L_ш$ определяются размерами ванны и скоростью сварки)

Режим импульсной сварки неплавящимся электродом, включая плазменную сварку, задается с учетом размеров сварочной ванны, температурного поля в свариваемом металле и скорости сварки. При этом необходимо рассчитывать и назначать отдельно: ток импульса $I_{имп}$; ток паузы $I_{паузы}$; длительность импульса $t_{имп}$; длительность паузы $t_{паузы}$.

Частота импульсов, как правило, невысокая и может составлять от долей герца до нескольких герц. Сильное мерцание дуги на таких частотах утомляет глаза сварщика, поэтому наиболее целесообразно такую сварку производить в автоматическом режиме, тем более что в этом случае обеспечивается стабильная скорость сварки.

К сварочным технологиям с неплавящимся электродом относятся плазменные технологии: сварка, наплавка, закалка поверхности, резка и другие.

В зависимости от мощности дуги и вида проплавления в настоящее время рассматривают три разновидности плазменной сварки:

а) микроплазменная сварка металла малых толщин – менее 1 мм [21];

б) плазменная сварка проникающей дугой металла средних и больших толщин – свыше 3 мм [22, 23];

в) плазменная сварка непроникающей дугой металла средних толщин – 1–3 мм и многопроходная сварка больших толщин [24, 25].

Микроплазменная сварка во многих случаях конкурирует по производительности, экономичности и качеству со сваркой электронным или лазерным лучом. Большой опыт в исследовании микроплазменной сварки, накопленный в ИЭС им. Е.О. Патона в Киеве, позволяет осуществлять сварку не только на постоянном и переменном токах, но и в импульсном режиме, несимметричным переменным током и разнополярными импульсами [21]. Преимущества микроплазменной сварки по сравнению с обычной аргонодуговой сваркой вольфрамовым электродом:

- более стабильное горение дуги и формирование шва даже на очень малых токах (менее 1 А);
- при меньшем тепловложении в изделие более узкие швы и меньшие сварочные деформации;
- низкие затраты на сварку, особенно в сравнении с лазерной и электроннолучевой сваркой.

Рис. 1.19. Сжатая проникающая дуга и проходящий сквозь кратер плазменный факел

Сварка проникающей дугой (рис. 1.19 и 1.20) характеризуется выходом плазменного потока дуги с нижней стороны шва и образованием вследствие этого сквозного отверстия (так называемой, «замочной скважины»).

Такой способ применяется чаще всего для сварки металлов и сплавов с высоким коэффициентом поверхностного натяжения и вязкостью – титана, легированных сталей и т.п. [26, 27] и требует повышенных скоростей истечения плазмообразующего газа [28]. Для успешного использования проникающей дуги необходимо, как правило, механизированное ведение сварки при высокой точности заготовок и поддержания параметров режима.

Преимущества сварки проникающей дугой:

- высокая стабильность сжатой дуги (в первую очередь пространственная) позволяет вести процесс длинной дугой;
- высокая универсальность выбора схемы процесса и режима сварки – кроме тока дуги и скорости сварки можно регулировать диаметр плазмообразующего сопла, род и расход плазмообразующего газа, полярность дуги, параметры вспомогательной дуги (между электродом и соплом) и др.;
- высокая концентрация тепловвода и силового воздействия обеспечивают формирование качественных сварных швов со 100 %-ным проваром; при меньшем тепловложении в изделие; более узкие швы и меньшие сварочные деформации.

При сварке непроникающей сжатой дугой возникают трудности в обеспечении нормального качества шва, прежде всего, из-за возможного появления в корне шва газовых полостей, а также – подрезов на поверхности и других дефектов. Более успешно сварку непроникающей сжатой дугой можно применять для таких высокотеплопроводных металлов, как алюминий и медь.

Большинство металлов и сплавов свариваются на постоянном токе прямой полярности (электрод–катод). При сварке цветных металлов (в

первую очередь требующих катодной очистки поверхности при сварке) применяется переменный ток или постоянный ток обратной полярности [22, 23, 26].

По сравнению со сваркой неплавящимся электродом свободной дугой плазменная сварка позволяет для равных толщин увеличить скорость сварки или уменьшить ток дуги.

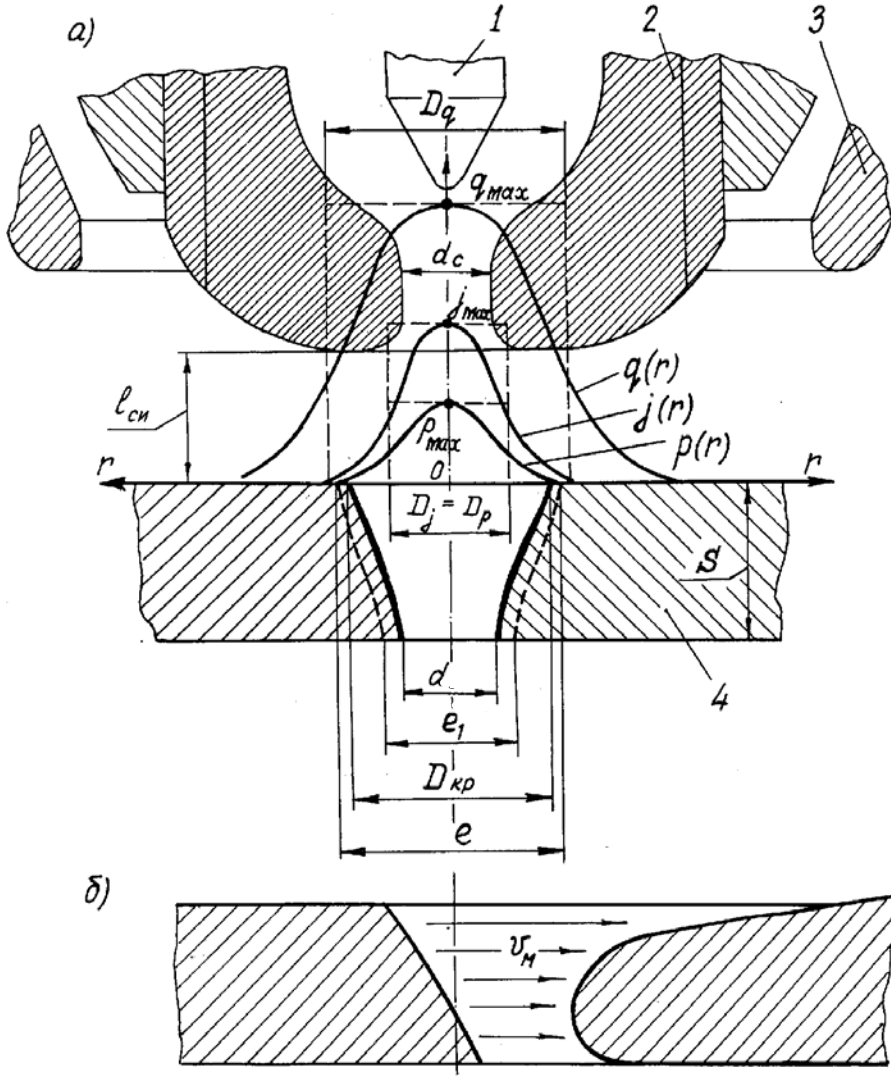


Рис. 1.20. Радиальное распределение плотности теплового потока $q(r)$, давления $p(r)$, плотности тока $j(r)$, поперечное (а) и продольное (б) сечение кратера сварочной ванны при плазменной сварке проникающей дугой; 1 – электрод плазмотрона, 2 – плазмообразующее сопло, 3 – защитное сопло, 4 – свариваемое изделие

Возможность регулирования в широких пределах технологических свойств дуги значительно увеличивает диапазон ее применения, позволяя в каждом конкретном случае реализовать оптимальный режим.

Универсальность источника теплоты в сварочных процессах является одним из основных его показателей. Уменьшение концентрации ввода теплоты позволяет производить операции без расплавления металла, что необходимо, например, при поверхностной закалке металла, или осуществлять регламентируемое оплавление поверхности, требуемое, в частности, при наплавке.

Существуют различные способы подачи в зону плазменной обработки дополнительного (присадочного) материала (рис. 1.21). Для проведения плазменной сварки и нанесения покрытий, как правило, используется сравнительно тонкая проволока (диаметром порядка 1–3 мм), подаваемая механическим путем в зону горения сжатой дуги. При плазменной наплавке и напылении покрытий широко используются порошковые присадочные материалы.

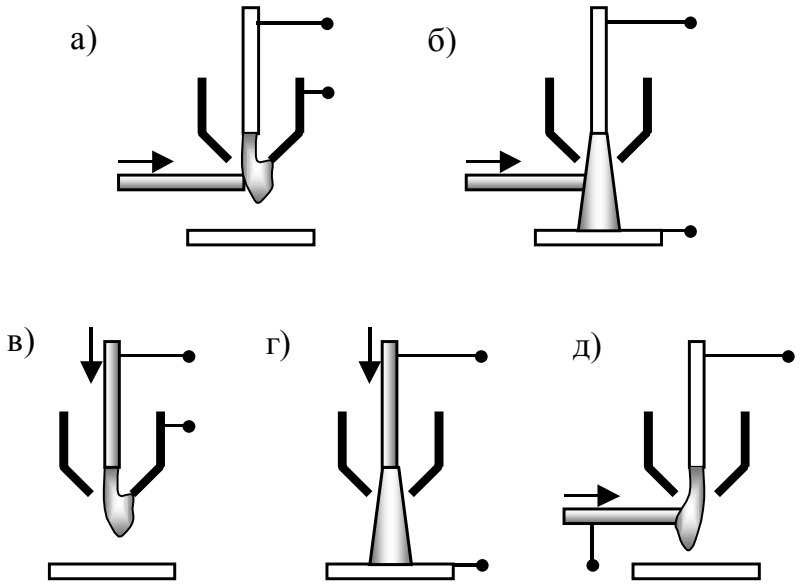


Рис. 1.21. Варианты подачи дополнительного (присадочного) материала в зону плазменной обработки

Повышение концентрации вводимой тепловой мощности источника теплоты увеличивает к.п.д. процесса и уменьшает необходимый расход энергии на сварку. Увеличивающаяся при этом глубина проплавления

позволяет, в частности, заменить многопроходную сварку однопроходной, что при одновременном уменьшении ширины шва позволяет снизить необходимую погонную энергию.

Важным показателем сварочного источника теплоты является возможность поддержания заданных характеристик сварного шва при неизбежных в реальных условиях отклонениях параметров режима от оптимальных значений.

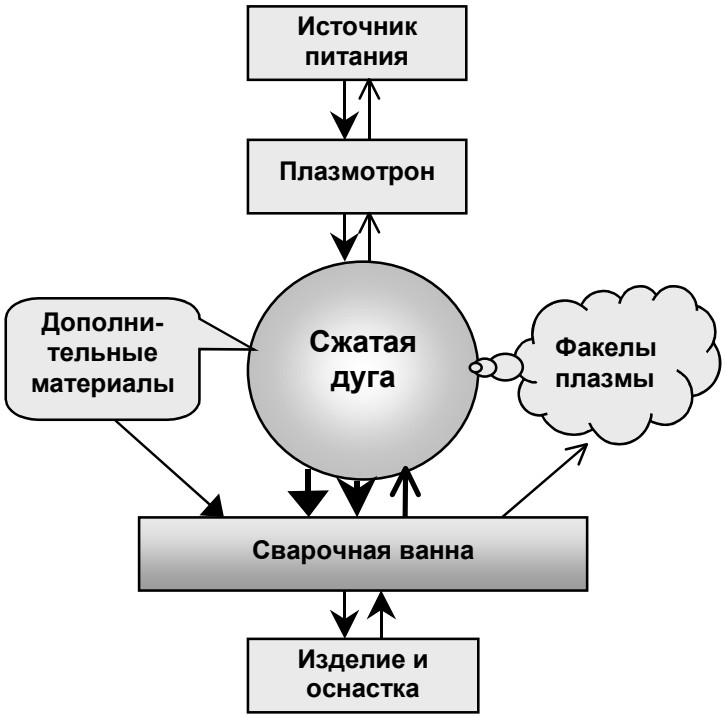


Рис. 1.22. Взаимосвязь элементов технологической системы плазменной обработки сжатой дугой:
→ – поток энергии (разных видов);
→ – поток вещества;
→ – поток информации

Технологические факторы, оказывающие влияние на процесс дуговой сварки, иногда условно разделяют на внешние и внутренние [14].

К внешним факторам, в первую очередь, можно отнести параметры источника питания дуги (статические и динамические характеристики и др.), материал и подготовку сварного соединения; к внутренним факторам – атмосферу дуги, ее магнитное поле, наличие и характер переноса металла и др. Все технологические факторы взаимосвязаны и требуют

строгого соответствия. Так, например, параметры источника питания влияют на устойчивость дуги, а состав защитной среды определяет требования к источнику питания и т.д.

Электрическая дуга в процессе выполнения различных технологических операций (сварки, наплавки, обработки поверхности и др.) находится в постоянном взаимодействии с поверхностью обрабатываемого изделия (рис. 1.22). При этом сама сварочная дуга может служить датчиком, обеспечивающим получение различной информации о ходе технологического процесса при действии различных возмущений [29].

Рассматривая сжатую дугу как универсальный технологический источник энергии и вещества (присадки), остановимся также и на ее особенностях как источника информации о ходе процесса плазменной обработки.

Сжатая дуга характеризуется относительно мощными плазменными струями (факелами), которые, вместе с самой сжатой дугой, могут нести определенную информацию об условиях протекания технологического процесса.

Тепловая и механическая энергия сжатой дуги формирует сварочную ванну, которая, в свою очередь, оказывает обратное воздействие на дугу путем изменения длины дуги, геометрии и условий существования активного пятна на изделии, структуры плазменных факелов. В то же время, на условия существования сварочной ванны оказывают сильное влияние присадочный материал, подаваемый в зону обработки; условия теплоотвода, определяемые геометрией обрабатываемого изделия и применяемой оснасткой; временные сварочные напряжения и деформации и другие технологические факторы. Таким образом, сжатая дуга функционирует в среде взаимосвязанных элементов технологической системы плазменной обработки (см. рис. 1.22).

Наличие при сварке проникающей дугой плазменного факела, выходящего через отверстие в кратере сварочной ванны с нижней стороны изделия, позволяет с помощью специальных датчиков, расположенных под сварочной ванной, фиксировать момент появления плазменного факела или измерять его параметры: мощность, падение напряжения в факеле, проводимость факела, интенсивность его излучения и др. В качестве такого датчика можно использовать фотоэлемент или

электроконтактный датчик [30]. Различают последовательные стадии формирования плазменных факелов в зависимости от прогрева изделия и, соответственно, от формы кратера сварочной ванны (рис. 1.23).

Для получения информации о формировании сварочной ванны (по геометрии и параметрам кратера) можно измерять электрические характеристики дуги, прежде всего ток и напряжение, а при плазменных методах обработки и напряжение на плазмообразующем сопле плазмотрона, отключенном от силовой питающей цепи, а также потенциал специальных датчиков, расположенных в зонах распространения плазменных факелов (см. рис. 1.23).

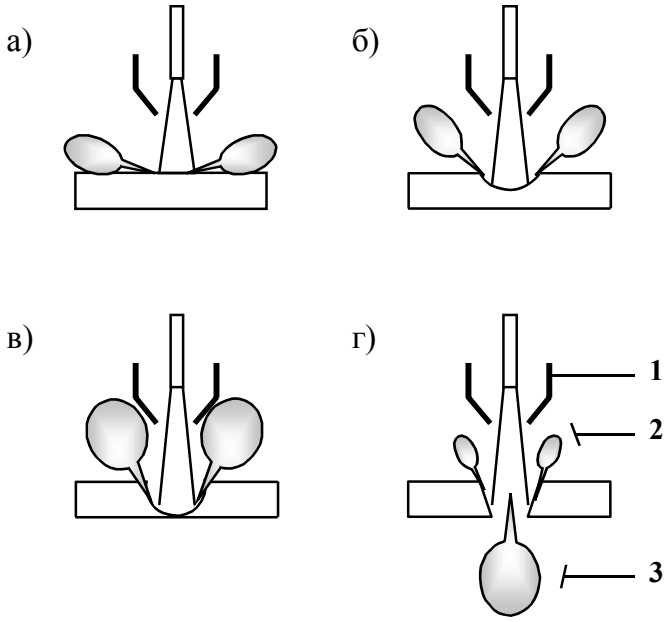


Рис. 1.23. Формирование плазменных факелов в зависимости от формы кратера сварочной ванны (с примером характерного техпроцесса): *а*) плоская поверхность обрабатываемого изделия (закалка); *б*) неглубокий кратер (оплавление поверхности, наплавка); *в*) глубокий кратер (переплав, сварка непроникающей дугой); *г*) сквозной кратер (сварка проникающей дугой, резка); 1, 2, 3 – возможное расположение датчиков.

Таким образом, особенности сжатой дуги позволяют рассматривать ее как универсальный и весьма гибкий технологический источник энергии, вещества и информации в процессах плазменной обработки.

В заключение рассмотрим влияние ферромагнитных масс изделия и оснастки, а также места токоподвода к изделию на поведение сварочной дуги, т.е. так называемое, магнитное дутье дуги (рис. 1.24).

Взаимодействие собственного магнитного поля дуги с магнитным полем сварочного тока в изделии приводит к отклонению дуги в сторону от места подключения**,** так называемого, обратного провода к свариваемому изделию. Наличие значительной ферромагнитной массы,

имеющей большую магнитную проницаемость, отклоняет дугу в сторону данной массы.

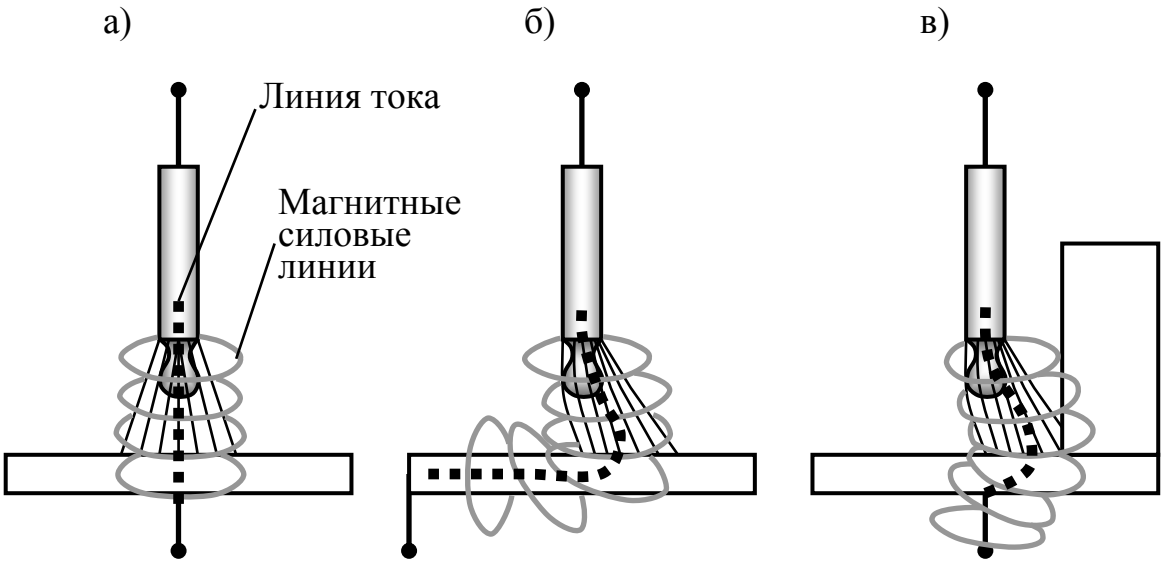


Рис. 1.24. Влияние токоподвода (*а*, *б*) и ферромагнитных масс (*в*) на отклонение сварочной дуги («магнитное дутье» дуги)

Магнитное дутье дуги особенно проявляется на длинных свободно горящих (несжатых) дугах. Плазменные методы обработки (сварка, наплавка, резка и другие), благодаря большей пространственной жесткости сжатой дуги в меньшей степени подвержены влиянию магнитного дутья дуги.

2. ПЛАЗМЕННАЯ СВАРКА

Сжатая дуга как источник тепловой энергии используется для различных технологических процессов: сварки, наплавки, поверхностного упрочнения, напыления покрытий, разделительной резки и др. Среди этих процессов особое положение занимает плазменная сварка, что объясняется следующим:

- сложностью протекающих процессов переноса теплоты и вещества, связанных с передачей энергии от сжатой дуги к металлу и мощных гидродинамических потоков жидкого металла сварочной ванны;
- высоким уровнем и концентрацией тепловой и механической энергии сжатой дуги;
- большой гибкостью многопараметрического регулирования технологических характеристик сжатой дуги при плазменной сварке (током, скоростью сварки, расходом газа, геометрией сопла и т.д.) и, как следствие – сложностью выбора оптимальных параметров режима;
- использованием присадочных материалов, которые, по меньшей мере, не должны ухудшать условия формирования сварного шва;
- возможностью получения непосредственно от сжатой дуги (как датчика) информации о ходе процесса.

Изучение плазменной сварки может способствовать пониманию и совершенствованию других технологических процессов, использующих сжатую и свободную сварочную дугу и плазменные струи.

2.1. Гидродинамическая обстановка в сварочной ванне при сварке проникающей дугой

Анализ плазменных технологических процессов целесообразно рассмотреть, прежде всего, на примере механизированной плазменной сварки проникающей дугой. Это связано с тем, что плазменная сварка металлов и сплавов охватывает очень широкий круг явлений, присущих практически всем способам дуговой сварки, а также в значительной степени – лазерной и электронно-лучевой сварке. Изучив общие закономерности создания оптимальных условий для сварки, легче выбирать оптимальные режимы для таких технологий, как наплавка, закалка поверхности, резка. Плазменная сварка отличается большим количеством регулируемых параметров, что, с одной стороны, повышает гибкость технологии, но, с другой стороны, усложняет выбор оптимальных режимов обработки.

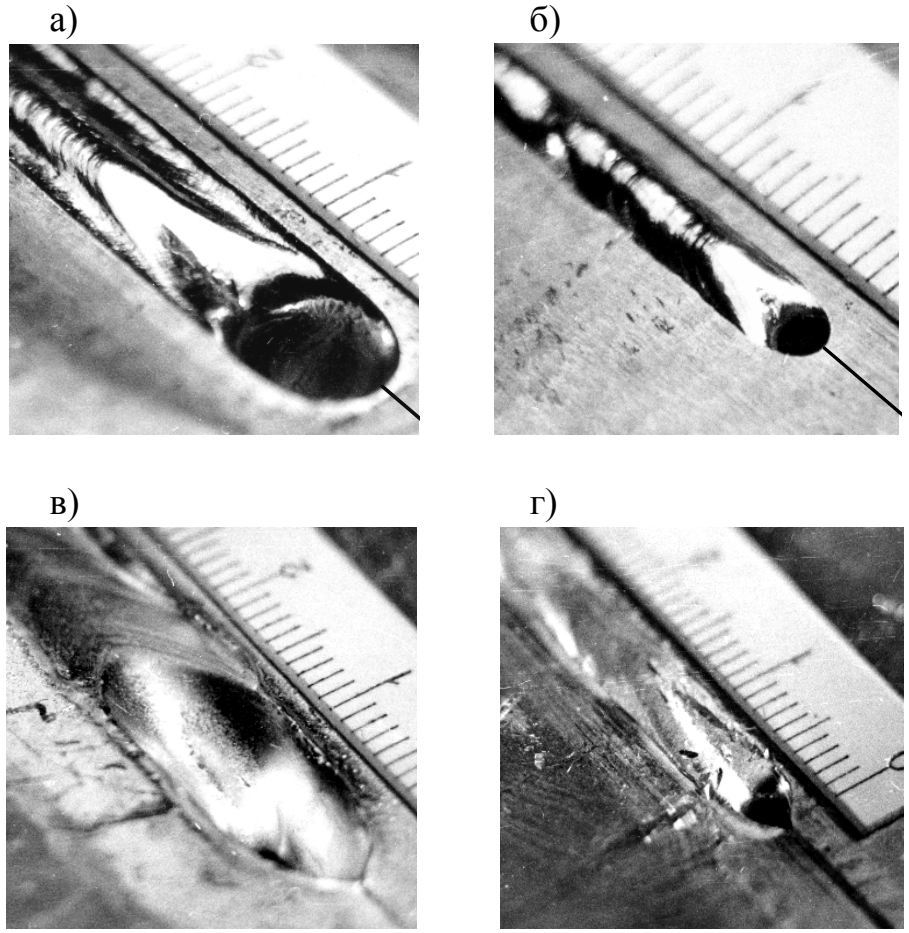


Рис. 2.1. Сварочные ванны с кратерами при плазменной сварке проникающей дугой титана ВТ1-0 – вид сверху (а) и снизу (б) и алюминиево-магниевого сплава АМг6 – вид сверху (в) и снизу (г)

Таким образом, общая концепция, принципы и разработанные методы и модели могут быть применены для описания других сварочных технологий и использованы в базе знаний нового поколения интеллектуального сварочного оборудования.

Плазменная сварка характеризуется значительным собственным давлением источника теплоты на расплавленный металл ванны, в отличие от электронно-лучевой или лазерной сварки, когда при более концентрированном тепловводе решающий вклад в образование кратера сварочной ванны вносит реактивное давление испаряющегося металла [31]. Результатом силового воздействия сжатой дуги и тепловой обстановки в зоне сварки являются гидродинамические процессы в сварочной ванне. Особую роль приобретают эти процессы при сварке проникающей дугой (см. рис. 1.19 и 2.1).

При плазменной сварке проникающей дугой активное пятно сжатой дуги располагается на передней стенке кратера сварочной ванны, расположенной под некоторым углом α к нижней плоскости свариваемых листов. Ось дуги на оптимальных режимах сварки пересекает переднюю стенку кратера на расстоянии приблизительно $s/3$ от нижней плоскости свариваемых листов. Проходящий сквозь кратер ванны плазменный факел фактически повторяет профиль передней стенки кратера и выходит с нижней стороны листов под тем же углом α (см. рис. 1.20 и 2.2).

Как показали экспериментальные исследования, при нормальном законе распределения в пятне нагрева сжатой аргоновой дуги плотности теплового потока $q(r)$, тока $j(r)$ и давления $p(r)$ по радиусу пятна r эффективные диаметры соответствующих энергетических характеристик сжатой дуги при сварке связаны между собой следующей зависимостью:

$$D_q \approx 2D_j \approx 2D_p, \qquad (2.1)$$

т.е. пятно тепловвода примерно в два раза шире активного пятна и пятна давления (см. рис. 1.20).

Характеризуясь слабой зависимостью от длины дуги, тока $I_д$ и расхода плазмообразующего газа $G_{п.г}$, эффективный диаметр пятна давления при сварке D_p (и, соответственно, D_q и D_j) определяется только диаметром сопла d_c:

$$D_p = (1{,}3\ldots1{,}4)\,d_c. \qquad (2.2)$$

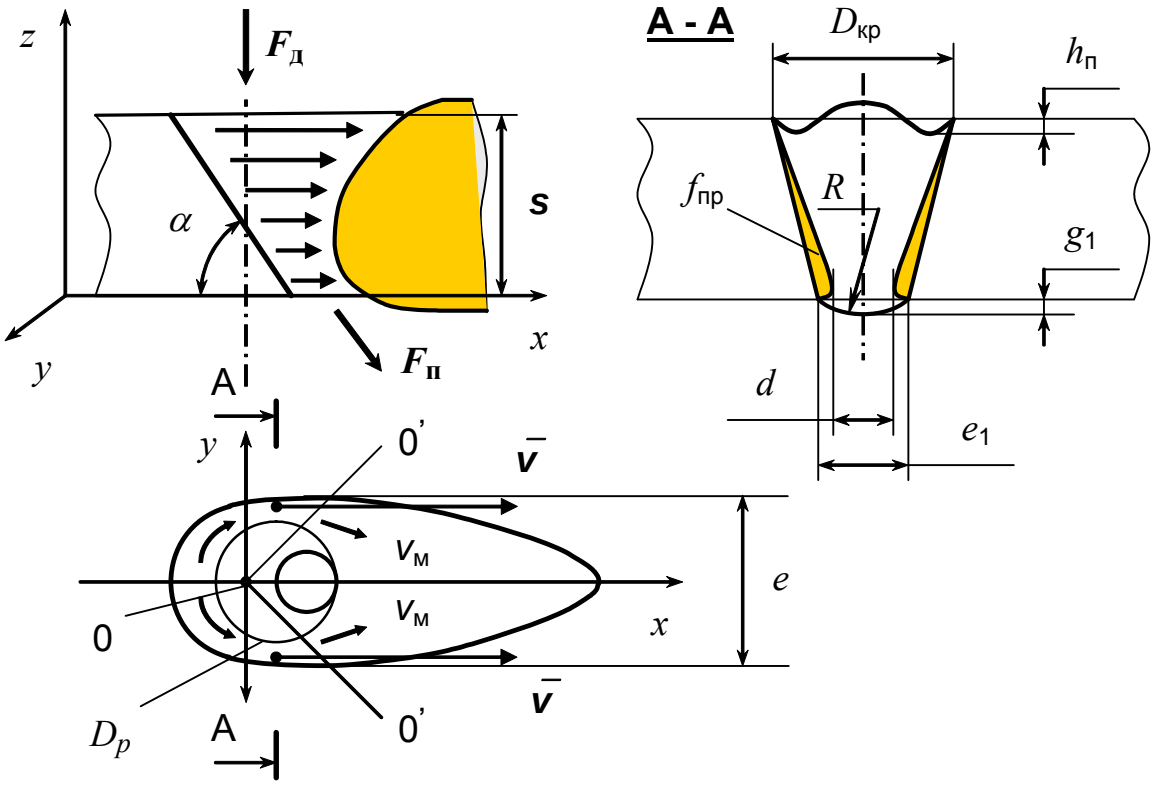


Рис. 2.2. Схема движения расплавленного металла в кратере сварочной ванны при плазменной сварке проникающей дугой

Условие статического равновесия сварочной ванны при сквозном проваре и в отсутствии проливания ванны требует равенства сил поверхностного натяжения и массовых сил:

$$\frac{\sigma_{пл}}{R} = \rho g s,$$

где $\sigma_{пл}$ – коэффициент поверхностного натяжения расплавленного металла ванны; R – радиус кривизны проплава; ρ – плотность расплавленного металла ванны; g – ускорение свободного падения; s – высота слоя расплавленного металла, приблизительно равная толщине свариваемых листов.

С учетом свойств свариваемых металлов[32, 33] максимально возможная толщина листов s_m при сварке проникающей дугой на весу при R = 2 мм (наблюдаемом в экспериментах) может достигать 13–19 мм (табл. 2.1).

В сварочной ванне, рассматривая движущийся расплавленный металл как реальную вязкую жидкость, необходимо учитывать:

- давление столба жидкого металла p_s;
- динамическое давление в потоке $p_{\text{дин}}$;
- потерю напора $\Delta p_{\text{тр}}$, обусловленную внутренним сопротивлением (трением).

Тогда, для свободного потока имеем:

$$p_0 = p_s + p_{\text{дин}} + \Delta p_{\text{тр}} . \qquad (2.3)$$

С точки зрения устойчивости формирования сварочной ванны критическим сечением является поперечное сечение кратера А–А (рис. 2.2), в котором расплавленный металл из головной части ванны должен перетечь в хвостовую часть. За счет силового действия сжатой дуги площадь прослоек жидкого металла $f_{\text{пр}}$ в данном сечении оказывается минимальной. Максимальная ширина каждой из двух боковых прослоек жидкого металла в нижней части не превышает 0,5 мм, а среднюю ширину каждой из боковых прослоек $\bar{b}_{\text{пр}}$ можно принять:

$$\bar{b}_{\text{пр}} = f_{\text{пр}} / 2\, s \approx 0{,}25 \text{ мм} .$$

Экспериментальное исследование гидродинамики сварочной ванны в реальном времени весьма затруднено. В то же время, для раскрытия внутренних взаимосвязей параметров режима, гидродинамической и обусловливающей ее тепловой обстановки в зоне плазменной сварки можно исследовать зафиксированные кристаллизацией кратеры сварочной ванны, верхнюю и нижнюю поверхности ванны, поперечные и продольные шлифы ванны и шва (см. рис. 2.1 и 2.3). Мгновенное выключение тока дуги и остановка плазмотрона позволяют зафиксировать сварочную ванну и кратер, максимально повторяющие форму при сварке. Измеряемыми параметрами при этом могут быть:

α – угол наклона переднего фронта плавления ванны, фактически совпадающего с передней стенкой кратера;

$D_{\text{кр}}$ – диаметр кратера в верхней части (на поверхности листов);

d – диаметр выходного отверстия кратера;

e – ширина шва сверху;

e_1 – ширина шва снизу (ширина проплава);

g_1 – высота выпуклости шва снизу (высота проплава);

$h_{\text{п}}$ – глубина подрезов по краям поверхности шва.

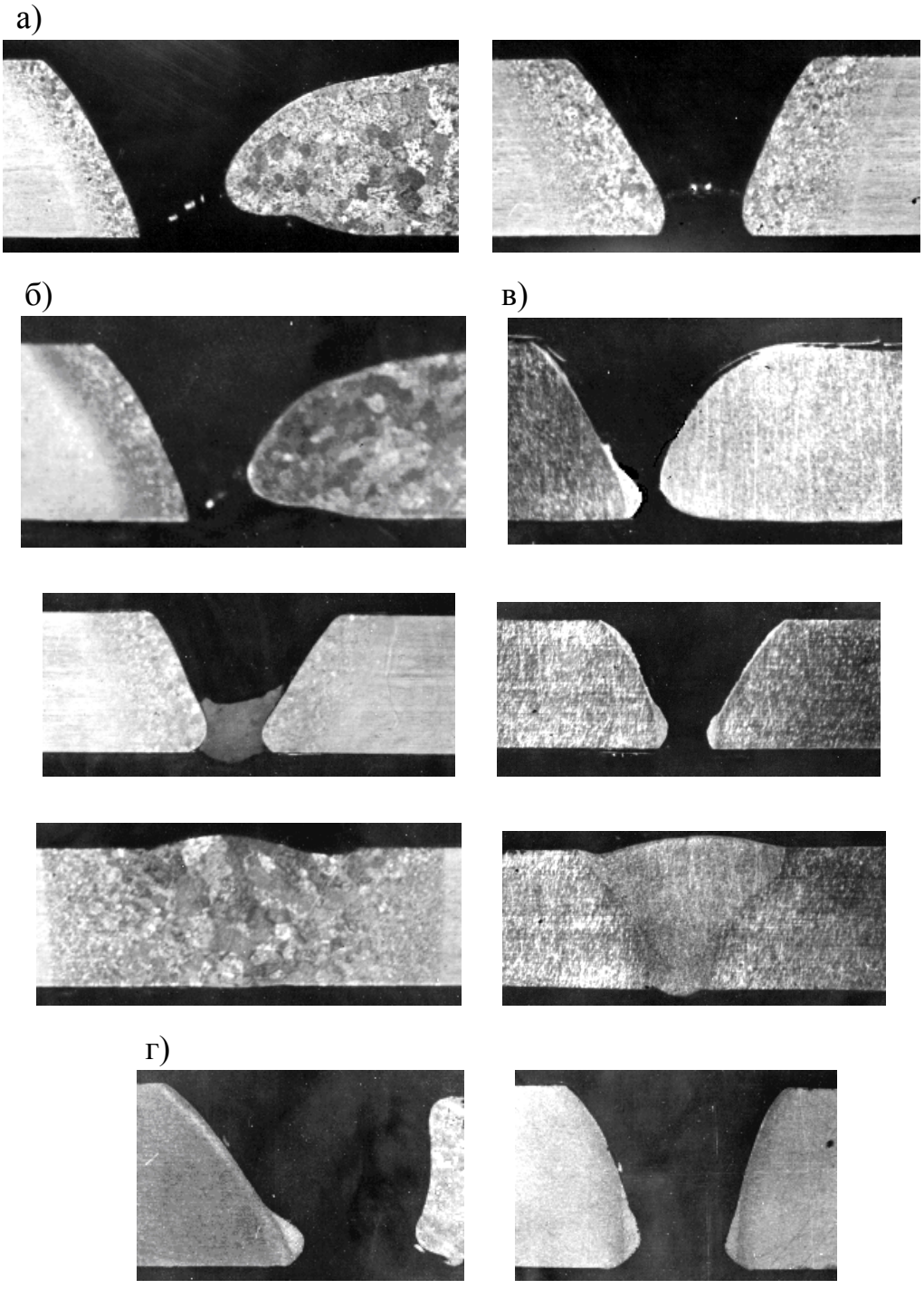


Рис. 2.3. Продольные и поперечные макрошлифы ванн после плазменной сварки проникающей дугой:
а), б) ВТ1-0; в) Х18Н9Т; г) АМг6

Для выбора оптимальных режимов сварки, особенно – высокопроизводительной механизированной сварки проникающей дугой, необходимо построение физической и математической моделей, адекватно описывающих процессы и обстановку при сварке. При отсутствии модели процесса трудно найти оптимальное сочетание параметров режима, обеспечивающее стабильное формирование ванны и сварного шва без прожогов и непроваров, устойчивое (в определенных пределах) к случайным внешним возмущениям, например колебаниям параметров режима, технологическим факторам (зазор в стыке, разновысотность кромок и т.п.) и к другим воздействиям.

Как уже отмечалось выше, необходимым условием стабильного процесса плазменной сварки проникающей дугой, является условие статического равновесия сварочной ванны, определяемое силой поверхностного натяжения расплавленного металла. Но это условие может оказаться недостаточным для выбора оптимальных параметров режима плазменной сварки.

Давление сжатой сварочной дуги воздействует на расплавленный металл сварочной ванны. Очевидно, что это давление дуги должно уравновешиваться полным давлением в потоке жидкого металла сварочной ванны.

Сделаем приближенную оценку составляющих полного давления в потоке жидкого металла сварочной ванны в уравнении (2.3).

Минимальную площадь двух прослоек жидкого металла $f_{\text{пр}}$ на боковых стенках кратера сварочной ванны в сечении А-А (см. рис.2.2) можно оценить с учетом результатов экспериментов как:

$$f_{\text{пр}} \;=\; 0{,}5\, s\,(e_1 - d) \;\approx\; 0{,}42\, s^{1{,}1}, \qquad (2.4)$$

где e_1 – ширина проплава; d – диаметр выходного отверстия в кратере ванны; s – толщина свариваемых листов.

Для оптимальных режимов сварки диаметр выходного отверстия в кратере ванны d и ширина проплава e_1 связаны между собой следующей эмпирической зависимостью:

$$d = (0{,}65\ldots0{,}75)\, e_1 \approx 0{,}7 e_1.$$

Уравнение Навье-Стокса в общем виде имеет вид:

$$(v \cdot \nabla) v \;\; = \;\; F_{\text{м}} - grad\ p/\rho + \nu_{\text{ср}} \nabla^2 v \ ,$$

где $F_{\text{м}}$ – напряжение массовой (объемной) силы;

ρ – плотность расплавленного металла ванны;

$\nu_{\text{ср}}$ – кинематическая вязкость металла при средней температуре сварочной ванны,

или:

$$v_x \frac{\partial v}{\partial x} + v_y \frac{\partial v}{\partial y} + v_z \frac{\partial v}{\partial z} \;=\; F_{\text{м}} - \frac{1}{\rho} \text{grad}\, p + \nu_{\text{ср}} \left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial z^2} \right) . \qquad (2.5)$$

Так как слой металла на боковых стенках кратера очень тонок, будем считать компоненты скорости потока: $v_y = v_z = 0$; $v_x = v$, т.е. считаем движение металла в боковых прослойках кратера условно одномерным.

Для несжимаемой жидкости уравнение неразрывности:

$$\text{div}\, v \;=\; 0$$

или:

$$\frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} + \frac{\partial v_z}{\partial z} \;=\; 0 .$$

Массовая сила действует только по оси z, следовательно, $F_x = 0$ и $F_y = 0$.

Для оценки величины потери напора $\Delta p_{\text{тр}}$, вызванной вязкостью металла, на длине пути l потока примем условно ширину боковых прослоек $\overline{b}_{\text{пр}} \approx \text{const}$, тогда $\frac{\partial^2 v_x}{\partial z^2} \;=\; 0$, откуда, учитывая, что $v_x = v$:

$$\frac{\partial^2 v_x}{\partial y^2} \;\; = \;\; \frac{d^2 v}{dy^2} \;\; = \;\; -\frac{\Delta p_{\text{тр}}}{l\, \rho\, \nu_{\text{ср}}} .$$

Оценивая распределение скорости жидкого металла по ширине прослойки $\bar{b}_{\text{пр}}$, т.е. по оси y и принимая кинематическую вязкость металла $\nu \approx \nu_{\text{ср}} \approx \text{const}$, в итоге получаем следующую зависимость $v(y)$ по ширине прослойки:

$$v(y) = \frac{\Delta p_{\text{тр}}}{2\, l\, \rho\, \nu} \left(b_{\text{пр}}^2 - y^2 \right) .$$

На поверхности прослойки имеем максимальную скорость v_{m}:

$$v_{\text{m}} = \frac{\Delta p_{\text{тр}}\, b_{\text{пр}}^2}{2\, l\, \rho\, \nu} .$$

Средняя скорость потока в боковых прослойках жидкого металла:

$$\bar{v} = \frac{\Delta p_{\text{тр}}\, b_{\text{пр}}^2}{3\, l\, \rho\, \nu} . \qquad (2.6)$$

Оценку величины потери напора $\Delta p_{\text{тр}}$ сделаем, принимая условно за длину пути l потока металла среднюю четверть-окружность конуса кратера (рис. 2.2). При этом мы искусственно завышаем потери напора $\Delta p_{\text{тр}}$, вызванные вязкостью металла, на длине пути l потока с условно постоянным (минимальным) сечением боковых прослоек на всем пути l:

$$\bar{l} = 0{,}25\, \pi \left(e + e_1 \right) / 2 .$$

Скорость металла в боковых прослойках $\bar{v}$ определяется скоростью сварки v_{c} и соотношением площадей шва $f_{\text{ш}}$ и прослоек $f_{\text{пр}}$ (2.4)

$$f_{\text{ш}} = 0{,}5 \left(e + e_1 \right) s ,$$

$$\bar{v} = v_{\text{c}} \frac{f_{\text{ш}}}{f_{\text{пр}}} .$$

Теперь можно рассчитать все составляющие полного давления p_0 в потоке (см. (2.3)) для критического сечения кратера сварочной ванны:

- потерю напора $\Delta p_{\text{тр}}$ от вязкости жидкого металла – по (2.6);

- динамическое давление $p_{\text{дин}}$ – по (2.7);
- давление столба жидкого металла p_s – по (2.8):

$$p_{\text{дин}} = 0{,}5\,\rho\,\bar{v}^2\ , \qquad (2.7)$$

$$p_s = \rho\,g\,s\ . \qquad (2.8)$$

Результаты расчетов для режимов плазменной сварки, обеспечивающих нормальное формирование шва, сведены в таблицу 2.1.

Таблица 2.1

Характеристики потока жидкого металла при плазменной сварке проникающей дугой

Параметры	Свариваемый материал				
	АМг6	А8	ВТ1-0	Х18Н9Т	Сталь 20
s_{m}, мм [1)]	19	19	16	13	13
$\rho_{\text{пл}}$, 10^3 кг/м^3	2,4	2,4	4,5	7,3	7,3
$\sigma_{\text{пл}}$, Н/м	0,9	0,9	1,4	1,8	1,8
$\nu_{\text{ср}}$, 10^{-6}м^2/с	0,4	0,4	0,2	0,7	0,7
$\bar{v}$, м/с	0,105 $\pm$9,7%	0,056 $\pm$10,4%	0,048 $\pm$5,8%	0,032 $\pm$6,2%	0,019 $\pm$11,9%
Re	131	70	120	23	14
$p_{\text{дин}}$, Па [2)]	14,4	4,4	5,2	4,0	1,2
$\Delta p_{\text{тр}}$, Па [2)]	14,7…23,6	8,1…13,1	5,8…9,3	22,8…36,7	13,3…21,4
p_s, Па [2)]	51…204	53…212	88…353	151…604	151…604

[1)] – максимальная толщина свариваемых листов при радиусе проплава R = 2 мм;
[2)] – для толщин s = 2…8 мм

Критерий Рейнольдса Re вычислялся как

$$\text{Re} = \frac{\bar{v}\,l_{\text{г}}}{\nu_{\text{ср}}},$$

где $l_{\text{г}}$ – гидравлический диаметр, равный $4\,(0{,}5\,f_{\text{пр}}) / c_{\text{пр}}$;

$c_{\text{пр}}$ – периметр сечения жидкой прослойки.

Результаты расчета составляющих полного давления в потоке жидкого металла можно представить графически (рис. 2.4).

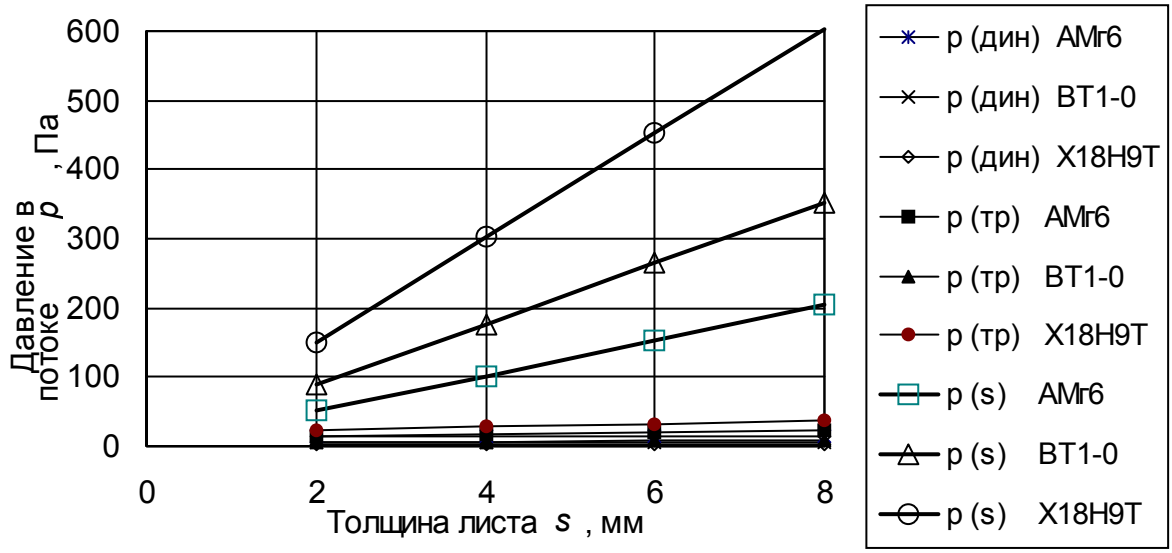


Рис. 2.4. Составляющие полного давления в потоке жидкого металла ванны при плазменной сварке проникающей дугой

Как следует из результатов расчета, в критическом сечении кратера сварочной ванны из всех составляющих полного давления в потоке металла наименьший вклад вносит динамическое давление, и это, несмотря на принятые допущения, которые могли дать скорость потока по верхнему возможному пределу. Следует отметить, что для режимов плазменной сварки, обеспечивающих нормальное формирование шва, скорость потока $\bar{v}$ (см. рис. 2.2) и, соответственно – $p_{\text{дин}}$, сохраняют свое значение для каждого свариваемого материала в большом диапазоне толщин листов. Расчет показывает, что на боковых стенках кратера ванны течение жидкого металла даже при наибольших скоростях $\bar{v}$ остается ламинарным, хотя из-за относительно короткого пути потока может быть нестабилизированным. Критерий $\mathrm{Re} << 1000$.

Потеря напора, связанная с вязкостью жидкого металла, зависит от толщины листов s, однако и эта составляющая полного давления мала́ (несмотря на принятые допущения) и только для минимальной толщины 2 мм сплава АМг6 достигает 18 %. Для всех остальных случаев $\Delta p_{\text{тр}}$, как правило, – менее 10 %.

Наибольший вклад в необходимое полное давление в потоке жидкого металла ванны при плазменной сварке проникающей дугой вносит давление столба жидкого металла p_{s}. Этот факт дает возможность

существенно упростить методику выбора оптимальных параметров режимов плазменной сварки, ответственных за силовое воздействие на сварочную ванну.

2.2. Критериальное описание плазменной сварки проникающей дугой

Функциональные связи исследуемых процессов, как известно, могут быть найдены различными способами:

составлением и решением (аналитическим или численным) системы дифференциальных уравнений, описывающих процесс;

методами теории подобия;

статистическими методами.

Как показывает предварительный анализ, для моделирования сложных и многоплановых плазменных сварочных процессов в качестве базового может быть принят второй из перечисленных способов.

Из теории подобия нельзя непосредственно получить вид функциональной зависимости для исследуемого процесса, но, при использовании критериев подобия и ограниченных опытных данных, можно распространить полученную связь на все подобные процессы.

Методами теории подобия можно, во-первых, уменьшить число варьируемых переменных путем группирования их в безразмерные комплексы (инварианты подобия) и, во-вторых, обобщить экспериментальные или расчетные данные [34, 35]. Критериальному уравнению связи обычно придается степенной вид:

$$\pi = C\ \pi_1^{k_1}\ \pi_2^{k_2} \dots \pi_i^{k_i},$$

где π – определяемый безразмерный комплекс (число);

π_i – критерии подобия; C, k_1, … , k_i – постоянные, определяемые, как правило, по опытным данным.

На основе π-теоремы Бэкингема функция, связывающая i размерных переменных, для выражения которых достаточно z основных единиц измерения, может быть преобразована к функции от (i–z) безразмерных комплексов, включающих в себя эти переменные.

Основные единицы СИ [36]: метр (м), килограмм (кг), секунда (с), ампер (А), кельвин (К), кандела (кд).

Безразмерные комплексы могут быть получены двумя способами:

- из анализа размерностей физических величин, от которых должен зависеть процесс;
- на основании анализа дифференциальных уравнений, описывающих процесс.

Анализ размерностей может быть в значительной степени формализован, что представляет интерес при создании алгоритмического обеспечения процессов плазменной обработки, в частности при формировании развиваемой базы знаний диалоговой системы технолог-компьютер.

Расплавляемый на передней кромке сварочной ванны металл в результате силового воздействия дуги перемещается по боковым стенкам кратера из передней части ванны в хвостовую (см. рис. 2.2). Вследствие эжекционных свойств центральных, более скоростных слоев потока металла, обтекающих дугу и нагретых до высоких температур, происходит отток металла от боковых стенок ванны к ее оси позади критического сечения А–А. Этому может способствовать и градиент вязкости расплавленного металла: с увеличением температуры вязкость падает. Чем существеннее изменение вязкости, тем, соответственно, должны быть выше скорость центральных слоев потока и больше отток металла от краев ванны, что уже в сечении А–А создает необходимые условия для образования подрезов. Оценочные расчеты и имеющиеся данные [15, 37, 38] дают основание считать среднюю температуру сварочной ванны $T_{ср}$ для большинства металлов равной около $1{,}2T_{пл}$.

При сравнении кинематической вязкости различных металлов (табл.2.2), обращает на себя внимание очень большое отношение вязкостей $\nu_{пл}/\nu_{ср}$ для титана – более 5. Таким образом, можно считать, что титан и его сплавы имеют повышенную склонность к образованию подрезов.

Таблица 2.2

Кинематическая вязкость металлов при температуре плавления $\nu_{пл}$ и средней температуре ванны (около $1{,}2\ T_{пл}$) $\nu_{ср}$

Материал	$\nu_{пл}$, 10^{-6} м^2/с	$\nu_{ср}$, 10^{-6} м^2/с	$\nu_{пл}/\nu_{ср}$
Титан	1,01	0,20	5,05
Железо	0,90	0,69	1,30
Медь	0,43	0,35	1,23
Алюминий	0,48	0,40	1,20

Позади сечения А–А (и тем более сечения 0–0′) отсутствует тепловое воздействие активного пятна дуги, и металл вблизи границ сварочной ванны имеет температуру соизмеримую с $T_{пл}$, и, соответственно, – высокую вязкость $\nu_{пл}$. Очевидно, чем выше $\nu_{пл}$ по сравнению с $\nu_{ср}$, тем медленнее образовавшиеся в сечении А–А углубления в жидком металле будут заполняться в сечении 0–0′ металлом ванны и тем больший подрез зафиксирует кристаллизация.

Центральные, более скоростные слои потока металла, обтекающие дугу и нагретые до более высоких температур ($T_{ср}$), при больших отношениях $\nu_{пл}/\nu_{ср}$ переносят основную массу расплава сварочной ванны, образуя гребень шва (см. рис 2.1-а).

Наиболее полно и точно можно раскрыть существующие взаимосвязи в потоке на основе анализа дифференциальных уравнений, описывающих процесс, если есть возможность составить соответствующую систему уравнений. Рассмотрим с этих позиций процессы тепломассопереноса в сварочной ванне и в целом процессы формирования шва при плазменной сварке.

Гидродинамические процессы в ванне с одной стороны, связаны, с силовым воздействием сжатой дуги, а с другой – являются следствием тепловой обстановки в зоне сварки.

Будем считать для плазменной сварки:

- температурное поле в сварочной ванне и в твердом металле в подвижной системе координат квазистационарным;
- металл ванны ньютоновской несжимаемой жидкостью с вязкостью $\nu_{ср}$, соответствующей средней температуре ванны $T_{ср}$.

Система дифференциальных уравнений конвективного теплопереноса при наличии источников теплоты Q (Вт/м^3), Навье-Стокса и неразрывности будет иметь вид:

$$\begin{aligned} (v \cdot \nabla)\, T &= a\, \nabla^2 T + \frac{Q}{c\,\rho}, \\ (v \cdot \nabla)\, v &= F_м - \frac{1}{\rho}\,\mathrm{grad}\, p + \nu_{ср}\, \nabla^2 v, \\ \mathrm{div}\, v &= 0, \end{aligned} \qquad (2.9)$$

где v, T, a, c, ρ, $\nu_{ср}$ – соответственно – скорость, температура, температуропроводность, теплоемкость, плотность и кинематическая вязкость расплавленного металла сварочной ванны; $F_м$ – напряжение массовой (объемной) силы; p – давление в потоке жидкого металла.

В общем виде решение системы уравнений (2.9) встречает значительные трудности. В этих условиях целесообразно применение методов теории подобия для обработки и обобщения результатов.

Искомая неизвестная (зависимая) величина y_i функционально связана с независимыми переменными x_k, входящими в основную систему уравнений:

$$y_i = \Phi_i\left(x_1, x_2, \ldots, x_k\right).$$

Такой размерной функциональной связи всегда соответствует некоторая безразмерная связь типа

$$\mathrm{K}_{\alpha_i} = \Phi_i\left(\mathrm{K}_{\beta_1}, \mathrm{K}_{\beta_2}, \ldots, \mathrm{K}_{\beta_{m_\beta}}\right),$$

где левая часть – неопределяющий безразмерный критерий (комплекс), а в правую часть входят определяющие критерии K.
Число определяющих критериев равно:

$$m_\beta = i_\beta - z_\beta,$$

где i_β – число независимых переменных данного процесса; z_β – число основных (первичных) размерностей, из которых составлены независимые переменные.

Наибольшее возможное число безразмерных комплексов равно:

$$m = m_\alpha + m_\beta = i - z,$$

где m_α – число неопределяющих безразмерных комплексов; i – общее число размерных переменных процесса; z – общее число основных (первичных) единиц измерения, достаточных для выражения всех i переменных процесса.

Для системы из j дифференциальных уравнений, каждое из которых содержит n членов, общее число безразмерных комплексов (критериев) равно:

$$m = \sum_j \left(n_j - 1\right).$$

Таким образом, для системы (2.9) должно быть пять безразмерных комплексов (включая четыре определяющих критерия).

Для получения безразмерных комплексов размерные переменные x, входящие в дифференциальные уравнения, заменяются произведениями их масштабов l_0 на соответствующие безразмерные величины $\bar{x}$ и выделяются в безразмерные множители масштабы переменных и константы уравнений. Рассмотрим это на примере первого уравнения системы (2.9). Выразим размерные переменные через соответствующие масштабы и безразмерные величины

$$v = v_0 \bar{v}; \quad T = T_0 \bar{T}; \quad x = l_0 \bar{x}; \quad y = l_0 \bar{y}; \quad z = l_0 \bar{z}$$

и подставим их в исходное уравнение (2.9):

$$\frac{v_0 T_0}{l_0} \left(\bar{v} \cdot \nabla\right) \bar{T} = \frac{a T_0}{l_0^2} \nabla^2 \bar{T} + \frac{Q}{c \rho}, \qquad (2.10)$$

где a, c, ρ, Q – примем как постоянные величины.

Разделив все члены (2.10) на $a T_0 / l_0^2$ и раскрыв значение температуропроводности ($a = \lambda/c\rho$), получим (2.10) в безразмерном виде:

$$\frac{v_0 l_0}{a} \left(\bar{v} \cdot \nabla\right) \bar{T} = \nabla^2 \bar{T} + \frac{Q l_0^2}{\lambda T_0}.$$

Безразмерные комплексы, включающие постоянные величины и масштабы переменных величин, представляют собой искомые инварианты подобия, которые в данном случае соответствуют критериям Пекле и Кирпичева.

Аналогично и для других уравнений системы (2.9) определяются безразмерные комплексы.

Важным вопросом является выбор соответствующих масштабов переменных. С учетом необходимости использования критериальной модели для расчета и оптимизации параметров режима плазменной сварки целесообразно в качестве масштабов переменных принять наиболее подходящие для этой цели величины. Примем:

- за масштаб скорости – скорость сварки v_c;
- за масштаб температуры – температуру плавления свариваемого металла $T_{пл}$;

- за масштаб линейных величин – толщину свариваемых листов s;
- за масштаб измерения напряжения массовой силы – ускорение свободного падения g.

Экспериментальное определение характерного давления p_0 в потоке жидкого металла ванны является весьма сложным и малонадежным, а кроме того, этот показатель не входит прямо в параметры режима плазменной сварки. В то же время, проведенные исследования показали достаточно тесную корреляцию скорости $v_м$ (см. рис. 2.2) с величиной относительной глубины подрезов шва $h_п/s$. Такая связь в значительной степени определяется тем, что кинетическая энергия потока металла, движущегося относительно ванны из передней в хвостовую часть, переходит в потенциальную энергию волны жидкого металла, вспучивающейся по оси ванны и образующей подрезы по краям. Кристаллизация фиксирует данную форму поверхности сварочной ванны. В этих условиях подрезы шва, являющиеся, кроме того, одним из важнейших показателей качества сварного соединения, могут служить характеристикой давления p_0 в потоке.

Система уравнений (2.9) образует пять безразмерных комплексов, из которых четыре представляют собой определяющие критерии подобия:

- критерий Пекле, характеризующий отношение изменения теплосодержания потока в осевом направлении при изменении температуры на 1 К ($c\rho v$, Вт/(м^2·К)) к тепловому потоку за счет теплопроводности (λ/l), т.е. меру отношения конвективного и молекулярного переносов теплоты в потоке:

$$\mathrm{Pe} = \frac{v_с s}{a}, \qquad (2.11)$$

где a – коэффициент температуропроводности;

- критерий Рейнольдса, выражающий меру отношения инерционных сил установившегося движения к силам трения, обусловленным вязкостью:

$$\mathrm{Re} = \frac{v_с s}{\nu_{ср}};$$

- критерий Фруда, представляющий собой меру отношения сил инерции установившегося движения к массовым силам:

$$\mathrm{Fr} = \frac{v_c^2}{g\,s};$$

- критерий Кирпичева, который характеризует меру отношения количества теплоты, выделившейся в теле в единицу времени (Ql^3, Дж/с), к количеству теплоты, прошедшей через тело за счет теплопроводности ($\lambda T l^2/l = \lambda T l$):

$$\mathrm{Ki} = \frac{Q\,s^2}{\lambda\,T_{\text{пл}}}$$

или, выражая полную мощность источников теплоты Q как эффективную мощность дуги $Q_э = Qs^3$,

$$\mathrm{Ki} = \frac{Q_э}{\lambda\,T_{\text{пл}}\,s},$$

где λ –теплопроводность.

Кроме того, мы получаем безразмерное число Эйлера, характеризующее меру отношения сил давления к силам инерции установившегося движения:

$$\mathrm{Eu} = \frac{p_0}{\rho\,v_c^2},$$

где ρ – плотность жидкого металла.

Критерии подобия дают возможность проанализировать получаемые при плазменной сварке результаты. Например, если сравнить две сварочные ванны (рис. 2.5) на существенно различных по теплофизическим свойствам материалах – титане ВТ1-0 и алюминиево-магниевом сплаве АМг6, то легко заметить, что при сходных размерах по длине, ширине и глубине ванн (при сварке проникающей дугой листов равной толщины, в данном случае – 8 мм) формы хвостовой части ванн значительно различаются. Хвостовая часть ванны на титане (при скорости сварки v_c = 12 м/ч) резко сужается сразу за дугой, в то время как ванна на сплаве АМг6 (при v_c = 30 м/ч) позади кратера имеет довольно протяженные участки параллельных боковых кромок. Если сравнить для этих материалов и режимов значения критерия Пекле, то окажется, что в первом случае величина Pe почти в шесть раз больше, чем во втором,

главным образом, из-за очень низкой температуропроводности титана. Это указывает на весьма значительную роль конвективного теплопереноса в ванне при сварке титана и, наоборот, на превалирующую роль теплопроводности в переносе теплоты в хвостовую часть ванны при сварке алюминиево-магниевого сплава.

а) б)

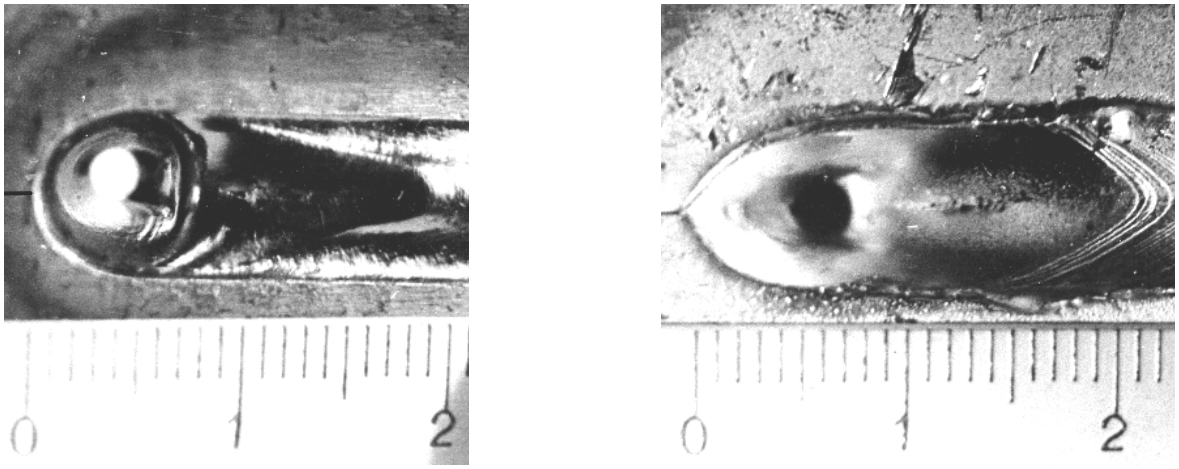


Рис. 2.5. Форма ванны при плазменной сварке проникающей дугой на титане ВТ1-0 (*а*) и на алюминиево-магниевом сплаве АМг6 (*б*)

Размеры и форма сварочной ванны зависят от таких свойств металла, как теплопроводность λ и температура плавления $T_{\text{пл}}$, которые при сварке в значительной степени определяют градиент температур в твердом металле dT/dy в области хвостовой части движущейся ванны и, соответственно, теплоотвод от хвостовой части.

Если рассматривать плазменные сварочные процессы как процессы, протекающие в открытой термодинамической системе, то особое внимание далее необходимо обратить на критерий Кирпичева.

Оценивая нестационарную тепловую обстановку вокруг сварочной ванны в твердом металле, проанализируем дифференциальное уравнение теплопроводности с источником теплоты $Q_{\text{э}}$ в неподвижной системе координат:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \nabla^2 T + \frac{Q_{\text{э}}}{c \rho}. \qquad (2.12)$$

Из уравнения (2.12), кроме критерия Кирпичева, строится и

безразмерный комплекс, а именно число Фурье, рассматриваемое как отношение масштаба количества теплоты, поступившей путем теплопроводности (в расчете на 1К) ($\lambda l^2 t/l = \lambda l t$, Дж/К), к масштабу изменения теплосодержания тела ($c\rho l^3$), т.е. как мера скорости изменения температуры тела при неустановившемся тепловом состоянии:

$$\mathrm{Fo} = \frac{a\,t}{s^2},$$

где s – толщина свариваемых листов, выбранная в качестве масштаба; t – характерное время, которое можно определить как $t = s / v_c$ (мы, тем самым, переходим к стационарному процессу).

Тогда критерий Фурье запишем так:

$$\mathrm{Fo} = \frac{a}{v_c\,s}.$$

При выбранных масштабах критерий Фурье является обратной величиной критерия Пекле (2.11), если считать температуропроводности жидкого и твердого металла соизмеримыми:

$$\mathrm{Fo} = \frac{1}{\mathrm{Pe}}.$$

Как известно, возможно комбинировать два (и более) первичных критерия, в результате чего тоже получаются критерии подобия, но их общее число остается неизменным [39].

Отношение критериев Кирпичева и Пекле или произведение критериев Кирпичева и Фурье (при выбранных масштабах) связывает изменение теплосодержания металла и мощность источника теплоты, а теплопроводность из этого комплекса исключается:

$$\frac{\mathrm{Ki}}{\mathrm{Pe}} = \mathrm{Ki}\cdot\mathrm{Fo} = \frac{Q_э\,a}{\lambda\,T_{пл}\,s\,v_c\,s} = \frac{Q_э}{c\,\rho\,T_{пл} v_c\,s^2}, \qquad (2.13)$$

где параметры металла (теплопроводность λ, удельная теплоемкость c и др.) приняты постоянными, характерными для условий сварки.

Если сравнить (2.13) с известным выражением [16] для термического к.п.д. процесса $\eta_т$ (2.14):

$$\eta_{\text{т}} = \frac{\rho \Delta H v_{\text{с}} f_{\text{ш}}}{Q_{\text{э}}}, \qquad (2.14)$$

то понятно, что $c\rho T_{\text{пл}}$ является аналогом теплосодержания единичного объема металла шва $\rho\Delta H$, в котором учитывается еще теплота фазовых превращений, а s^2 – аналогом сечения шва $f_{\text{ш}}$.

Таким образом, безразмерный комплекс (2.13) характеризует термический к.п.д. процесса $\eta_{\text{т}}$. Учитывая, что термический к.п.д. $\eta_{\text{т}}$ в виде (2.14) более точно описывает реальный процесс сварки, чем комплекс (2.13), термический к.п.д. $\eta_{\text{т}}$ можно рассматривать как определяющий критерий технологического подобия.

Для полученных инвариантов подобия критериальным уравнением будет:

$$\text{Eu} = \Phi\left(\frac{\text{Ki}}{\text{Pe}}, \text{Re}, \text{Fr}\right). \qquad (2.15)$$

Для приближения к реальным условиям плазменной сварки проникающей дугой в уравнение связи (2.15) внесем некоторые уточнения.

Напор жидкого металла в хвостовую часть сварочной ванны (и, соответственно, число Eu) зависит от толщины жидких прослоек по боковым стенкам кратера, а толщина прослоек – от силового воздействия дуги (см. рис. 2.2).

Как уже отмечалось, эффективный диаметр пятна давления дуги D_p зависит практически только от диаметра плазмообразующего сопла $d_{\text{с}}$. Давление p_{m} и сила давления дуги связаны со скоростью потока плазмы сжатой дуги, которую можно выразить через скорость холодного газа из плазмообразующего сопла $v_{\text{п.г}}$.

В уравнение связи (2.15), таким образом, добавляются (с учетом принятых масштабов) два безразмерных симплекса: $d_{\text{с}}/s$ и $v_{\text{п.г}}/v_{\text{с}}$.

Градиент температур dT/dy в реальной сварочной ванне создает градиент вязкости, приводящий к уменьшению условного сечения потока металла с вязкостью $\nu_{\text{ср}}$, (которая, как было показано ранее – см. табл. 2.2, для некоторых металлов может быть существенно ниже вязкости при температуре плавления $\nu_{\text{пл}}$). Градиент вязкости учитывается путем ввода отношения вязкостей при температуре плавления и средней температуре сварочной ванны: $\nu_{\text{пл}}/\nu_{\text{ср}}$. Теперь уравнение связи примет вид

$$\mathrm{Eu} = C\left(\frac{\mathrm{Ki}}{\mathrm{Pe}}\right)^{k_1} \mathrm{Re}^{k_2}\,\mathrm{Fr}^{k_3}\left(\frac{d_\mathrm{c}}{s}\right)^{k_4}\left(\frac{v_\mathrm{пг}}{v_\mathrm{c}}\right)^{k_5}\left(\frac{v_\mathrm{пл}}{v_\mathrm{ср}}\right)^{k_6}, \qquad (2.16)$$

где $C,\ k_1,\ \ldots,\ k_6$ – постоянные числа, определяемые из опытов.

Чтобы повысить точность критериального уравнения связи (2.16) необходимо найти обоснованные границы его действия.

Нормальное формирование ванны и шва при плазменной сварке проникающей дугой характеризуется стабильным перетеканием без потерь расплавленного металла из головной в хвостовую часть ванны. Потери жидкого металла приводят к образованию дефекта – прожогу сварного шва. Исследования плазменной сварки показали, что характерный дефект для неоптимальных режимов сварки проникающей дугой – сквозной прожог – может быть двух типов:

- выдувание ванны, которое типично для узких швов и при котором с нижней стороны свариваемых листов по бокам проплава наблюдаются два ряда мелких застывших капель металла, а под стыком (на оснастке) – скопление, как правило, мелких капель, сдутых высокоскоростным потоком плазмы с боковой поверхности кратера;
- проливание ванны, наблюдаемое обычно на широких швах (при относительно малой скорости сварки) и для которого после сварки характерны застывшие протёки металла большого сечения по линии стыка и крупные капли под стыком, причем вытекший из сварочной ванны металл, как правило, прочно сварен с кромками листов.

Для анализа этих явлений необходимо использовать выполненные ранее исследования радиальных распределений плотности теплового потока $q(r)$, тока $j(r)$ и давления $p(r)$ сжатой сварочной дуги (см. рис. 1. 20).

Если диаметр плазмообразующего сопла d_c и связанный с ним диаметр пятна давления D_p будут равняться или превышать диаметр входного отверстия кратера сварочной ванны $D_\mathrm{кр}$, то велика вероятность прожога-выдувания сварочной ванны. При $D_p \to D_\mathrm{кр}$ существенно снижается сечение боковых прослоек жидкого металла, повышается скорость его течения, увеличиваются подрезы шва и диаметр выходного отверстия кратера d. Создаются условия для выдувания металла сквозь кратер ванны. Практически одинаковый исход возможен как при недопустимом увеличении диаметра сопла, так и при искусственном

снижении ширины шва, например, за счет уменьшения тока дуги или увеличения скорости сварки (при этом для обеспечения режима проникающей дуги приходится завышать расходы газа).

При уменьшении диаметра сопла относительно диаметра кратера $D_{кр}$ будет уменьшаться и эффективный диаметр пятна тепловвода D_q. При $D_q \to D_{кр}$ или $D_q < D_{кр}$ одновременно уменьшаются D_p и критерий Пекле, увеличивается сечение прослоек жидкого металла на стенках кратера, и при малых скоростях сварки возможен прожог-проливание ванны. Если уменьшение диаметра сопла не выводить за допустимые пределы, то при поддержании оптимальных режимов снижаются подрезы шва.

Принимая во внимание полученные зависимости (2.1), (2.2), а также учитывая, что диаметр входного отверстия кратера $D_{кр} = 0{,}9\ e$, где e – ширина шва сверху (см. рис. 2.2), можно связать диаметр сопла d_c и ширину шва:

$$(1{,}3...1{,}4)\, d_c \;=\; D_p \;\le\; D_{кр} \;=\; 0{,}9\, e\ ,$$

отсюда: $d_{c\,max} \le (0{,}69\ldots0{,}64)\, e$;

$$2(1{,}3...1{,}4)\, d_c \;=\; 2\, D_p \;=\; D_q \;\ge\; D_{кр} \;=\; 0{,}9\, e\ ,$$

отсюда: $d_{c\,min} \ge (0{,}35\ldots0{,}32)\, e$.

Таким образом, оптимальный диапазон диаметра плазмообразующего сопла при плазменной сварке проникающей дугой находится в пределах:

$$d_c \;=\; (0{,}4 \ldots 0{,}6)\, e\,, \qquad (2.17)$$

начиная с минимальных значений d_c, обеспечивающих меньшую скорость переноса металла в хвостовую часть ванны, лучшее формирование шва и меньшие подрезы.

Выражение (2.17) определяет границы действия критериального уравнения связи, в которых обеспечивается нормальное формирование ванны и шва в режиме проникающей дуги без прожогов любых типов.

Статистическая обработка результатов экспериментов по плазменной сварке различных металлов и сплавов позволила для докритических диаметров плазмообразующего сопла по (2.16) получить уравнение, связывающее свойства металла и режим сварки с величиной относительных подрезов (замеряемых на швах после сварки, см. рис. 2.2):

$$\mathrm{Eu} \cong \frac{h_{\text{п}}}{s} = 0{,}45\cdot 10^{-6}\ \frac{v_{\text{с}}^2\ v_{\text{пг}}^2\ d_{\text{с}}^2}{I_{\text{д}}\ U_{\text{д}}\ \eta_{\text{э}}}\ \frac{\rho\ \Delta H\ v_{\text{пл}}}{g\ v_{\text{ср}}^2}. \qquad (2.18)$$

Подставляемые величины имеют размерность в основных единицах СИ.

При выводе (2.18) значения показателей $k_1, \ldots, k_6$ в (2.16), получаемые из опытов, округлялись до целых чисел, а в теплосодержании металла учитывалась теплота плавления.

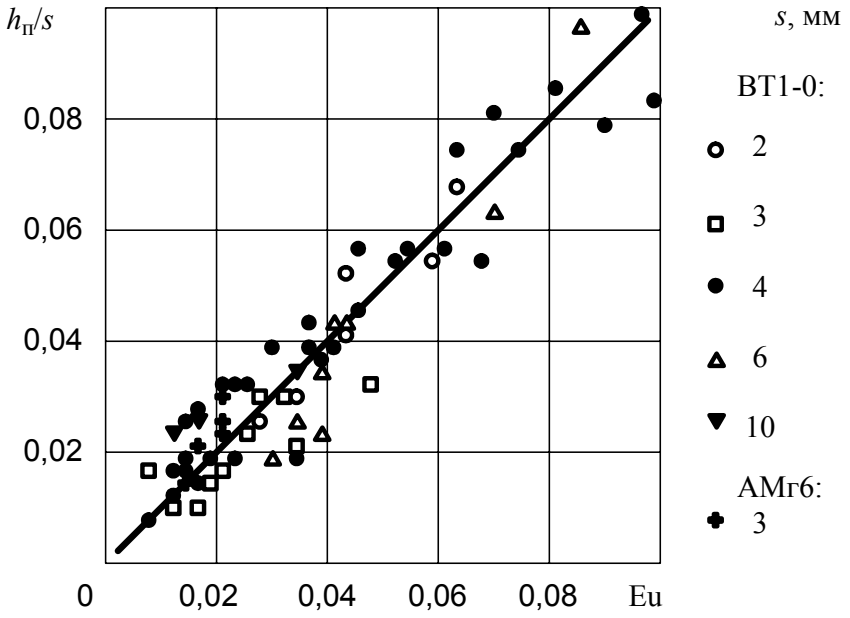


Рис. 2.6. Корреляция опытных значений относительных подрезов $h_{\text{п}}/s$ и числа Eu, рассчитанного по (2.18); (термический к.п.д. различных режимов сварки одного материала $\eta_{\text{т}} \neq \text{const}$)

Индекс корреляции связи $h_{\text{п}}/s$ и Eu достаточно высок (0,92), однако относительная погрешность при малых значениях Eu может превышать 30 %, что объясняется, прежде всего, погрешностью измерения очень малых подрезов шва ($h_{\text{п}} = n$ (1…10) мкм).

Относительную глубину подрезов шва можно явно выразить через термический к.п.д. $\eta_{\text{т}}$ процесса плазменной сварки проникающей дугой:

$$\frac{h_{\text{п}}}{s} = 0{,}45\cdot 10^{-6}\ \eta_{\text{т}}\ \frac{v_{\text{с}}\ v_{\text{пг}}^2\ d_{\text{с}}^2}{f_{\text{ш}}}\ \frac{v_{\text{пл}}}{g\ v_{\text{ср}}^2}\ , \qquad (2.19)$$

где $f_{\text{ш}}$ – сечение шва.

Известна сильная зависимость термического к.п.д. от температуропроводности свариваемого металла. Из уравнения (2.19) видно, что при неизменной величине v_c уменьшение $\eta_т$, характерное для сварки высокотеплопроводных металлов и сплавов, приводит к снижению числа Eu и уменьшению подрезов. Как следует из анализа критерия Пекле, с ростом температуропроводности увеличивается выделение теплоты в хвостовой части ванны вследствие высокой теплопроводности металла. Поперечное сечение хвостовой части ванны растет, что, прежде всего, увеличивает опасность прожога (выливания) ванны и затрудняет сварку проникающей дугой. Увеличение скорости сварки (при соответствующем увеличении эффективной мощности дуги) для металла с большой температуропроводностью обеспечивает относительно высокие значения термического к.п.д. $\eta_т$, критерия Пекле, и числа Эйлера Eu. В табл. 2.3 представлен пример режимов сварки титана и алюминиево-магниевого сплава одинаковой толщины с одинаковым сечением шва $f_ш$, но с различными скоростью сварки и эффективной мощностью дуги. Данные режимы обеспечивают при сварке постоянство термического к.п.д. $\eta_т$ и получение очень близких по форме и размерам ванн и швов.

Таблица 2.3.

Параметры плазменной сварки встык алюминиево-магниевого сплава АМг6 и титана ВТ1-0 толщиной 3 мм при постоянном значении термического к.п.д.

$\eta_т$ = const

Металл	$I_д$, А	$U_д$, В	$d_с$, мм	$Q_э$, Вт	v_c, мм/с	$\eta_т$	$f_ш$, мм^2	$L_в$, мм
АМг6	112	36	2,2	2128	21,3	0,27	10	10
ВТ1-0	68	22	2,0	823	2,9	0,27	10	9

$L_в$ – длина сварочной ванны

Из опыта применения плазменной сварки известно, что наиболее успешно в режиме проникающей дуги свариваются титан и высоколегированные стали и сплавы. Во многих публикациях это объяснялось, в основном, большим значением коэффициента поверхностного натяжения жидкого металла.

Анализ (2.19) и экспериментальные данные показывают, что даже такие материалы, как алюминиевые сплавы, можно сваривать в высокоэффективном режиме проникающей дуги, для чего, с учетом высокой температуропроводности алюминия и низкого термического к.п.д. $\eta_т$ процесса, необходимо повышать скорость сварки и сознательно идти на увеличение числа Эйлера (и подрезов, которые для высокотеплопроводных металлов остаются относительно небольшими). Гидродинамическая и тепловая обстановка в зоне сварки при этом должна приближаться к обстановке при сварке низкотеплопроводных титановых сплавов, для которых уже при малых скоростях сварки характерны высокие значения термического к.п.д., критерия Пекле, числа Эйлера и относительно большие подрезы.

Согласно третьей теореме подобия [34], чтобы два процесса были подобны, необходимо и достаточно, чтобы они были качественно одинаковы (т.е. их математические описания отличаются только численными значениями содержащихся в них размерных величин), а определяющие критерии процессов – попарно равны. В этих условиях будет полное подобие процессов.

Условие попарного равенства всех критериев подобия не всегда выполнимо. В этих случаях возможно так называемое приближенное подобие с выделением одного доминирующего критерия подобия, который для данной задачи имеет наиболее существенное значение.

В результате проведенных исследований установлено, что для сварки таким критерием может быть термический к.п.д. процесса $\eta_т$.

Для реальных условий сварки менее значимо сохранение полного подобия температурной обстановки в зоне сварки, а главным является обеспечение устойчивости (стабильности) сварочных процессов, определяющих формирование сварочной ванны и шва, что особенно важно для сварки плавлением на весу стыковых соединений.

Результаты экспериментальной проверки подтвердили, что полученное при анализе процессов тепломассопереноса в ванне при плазменной сварке проникающей дугой критериальное уравнение, связывающее величину подрезов и число Эйлера с параметрами режима и свойствами материала, адекватно реальным процессам и может быть

использовано для приближенного описания тепловой и гидродинамической обстановки в сварочной ванне.

2.3. Саморегулирование сварочной ванны при плазменной сварке проникающей дугой

При оптимальных режимах и нормальном формировании сварочной ванны и шва создаются необходимые условия для стабильного поступательного движения жидкого металла по боковым стенкам кратера в хвостовую часть сварочной ванны. Это движение обеспечивается соответствующим силовым воздействием сжатой дуги.

Давление плазменного потока сжатой дуги на кратер сварочной ванны при $d_{\text{с}} = \text{const}$, $I_{\text{д}} = \text{const}$

$$p_{\text{д}} = \frac{\rho_{\text{плаз}} v_{\text{плаз}}^2}{2} = C_1 G_{\text{п.г}}^2 ,$$

где $\rho_{\text{плаз}}$, $v_{\text{плаз}}$ – усредненные значения плотности и скорости плазмы; $G_{\text{п.г}}$ – расход плазмообразующего газа; C_1 – экспериментальная константа.

Наличие в кратере ванны при сварке проникающей дугой выходного отверстия со средним диаметром d приводит к эвакуации части плазменных потоков, что обусловливает неравенство $p_{\text{д}} > p_s$ (давление дуги больше давления столба жидкого металла).

При $0 < d < D_p$ (где D_p – эффективный диаметр пятна давления сжатой дуги), с учетом сброса части давления дуги в отверстие кратера, можно записать

$$p_s = \rho g s = C_2 G_{\text{п.г}}^2 \left(1 - \frac{d^2}{D_p^2} \right), \qquad (2.20)$$

где ρ – плотность металла; C_2 – экспериментальная константа.

Чтобы обеспечить привязку необходимого силового воздействия сжатой дуги к свариваемому материалу, достаточно учесть доминирующее влияние давления p_s и принять постоянными все члены уравнения (2.20), за исключением плотности металла ρ и расхода

плазмообразующего газа $G_{\text{п.г}}$. Тогда для обеспечения подобия силовой обстановки в зоне сварки необходимо назначать расход газа $G_{\text{п.г}}$ пропорционально $\sqrt{\rho}$.

Эксперименты показывают (рис. 2.7), что при неизменных толщине листов s, диаметре сопла $d_{\text{с}}$, токе $I_{\text{д}}$ и расходе газа $G_{\text{п.г}}$ отверстие в кратере уменьшается с увеличением плотности свариваемого металла ($d = 4/\rho^{0,5}$).

Если же, в соответствии с (2.20), назначать расход газа $G_{\text{п.г}}$ пропорционально $\rho^{0,5}$, то на различных свариваемых материалах отверстие в кратере оказывается практически постоянным.

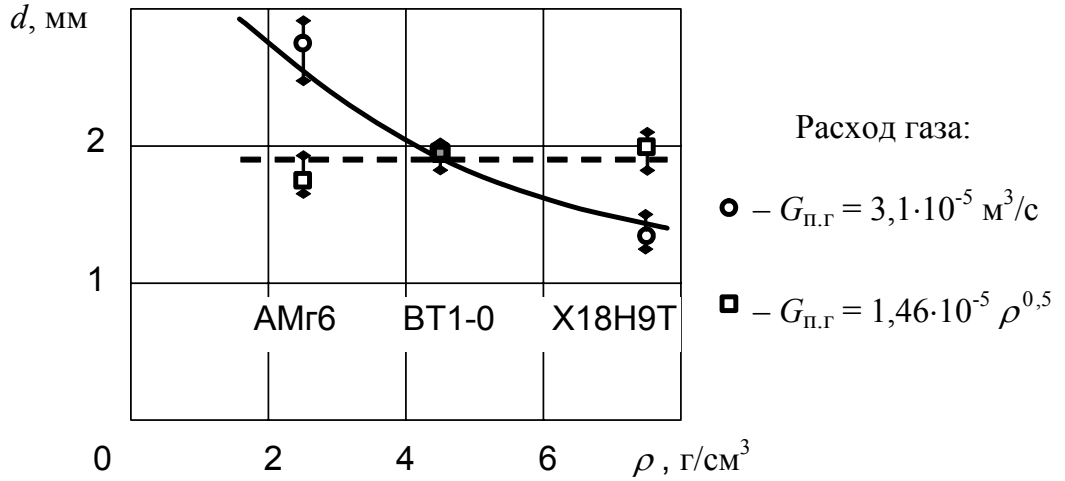


Рис. 2.7. Связь размера выходного отверстия кратера d с плотностью ρ свариваемого материала и расходом плазмообразующего газа $G_{\text{п.г}}$ (толщина листов s = 4 мм)

Усилие сжатой дуги, действующее на жидкий металл сварочной ванны можно представить следующим образом:

$$2\pi \int_0^{\frac{D_p - d}{2}} p(r)\, r\, dr \quad = \quad F_{\text{д}} - F_{\text{п}},$$

где r – текущий радиус;

$F_{\text{д}}$ – сила давления дуги;

$F_{\text{п}}$ – сила давления плазменного потока, выходящего сквозь отверстие в кратере сварочной ванны.

Заменяя нормальное распределение давления по радиусу постоянным, имеем:

$$F_{\text{д}} - F_{\text{п}} \quad = \quad 0{,}25\,\pi\left(D_p^2 - d^2\right)p_{\text{m}},$$

где p_{m} – давление в центре пятна давления сжатой дуги.

С увеличением $F_{\text{д}}$ возрастают, как показывает опыт, угол α и диаметр выходного отверстия d, что увеличивает потери давления $F_{\text{п}}$. При резке, когда угол α приближается к 90^{o}, если диаметр выходного отверстия d становится соизмеримым с эффективным диаметром пятна давления $D_{\text{р}}$, имеет место равенство $F_{\text{п}} = F_{\text{д}}$. При этом отсутствует движение жидкого металла вдоль боковой поверхности ванны в хвостовую часть. В случае сварки непроникающей дугой нет выходного отверстия в кратере, поэтому $F_{\text{п}} = 0$.

Таким образом, силовые факторы $F_{\text{д}}$ и $F_{\text{п}}$ можно связать с геометрией передней стенки сварочной ванны соотношением

$$\frac{F_{\text{п}}}{F_{\text{д}}} \quad = \quad 1 - \frac{1}{tg\,\alpha} \tag{2.21}$$

и с отношением площадей отверстия в кратере и эффективного пятна давления

$$\frac{F_{\text{п}}}{F_{\text{д}}} \quad = \quad \frac{d^2}{D_p^2}. \tag{2.22}$$

Эксперименты показали: при оптимальном формировании сварочной ванны и шва совпадает величина $F_{\text{п}}$, вычисленная по (2.21), с величиной $F_{\text{п}}$, определенной через интегрирование давления дуги над выходным отверстием кратера – по (2.22), – рис. 2.8.

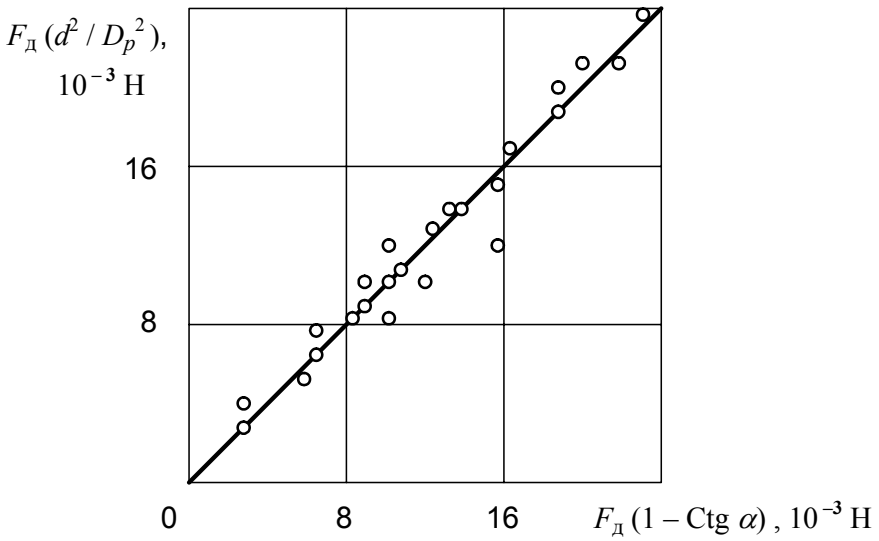


Рис. 2.8. Корреляция потерь ($F_п$) силы давления дуги ($F_д$), рассчитанных по углу наклона передней стенки кратера α и определенных через интегрирование давления дуги над выходным отверстием кратера диаметром d при оптимальном формировании сварочной ванны и шва

Из (2.21) следует, что увеличение угла α приводит к уменьшению отношения силы давления дуги, действующей на жидкий металл ($F_д - F_п$), к полному усилию дуги $F_д$. Это, в свою очередь, может быть причиной уменьшения скорости потока расплавленного металла из передней части ванны в хвостовую, что должно снижать глубину подрезов $h_п$.

Необходимые условия оптимального перераспределения силового воздействия сжатой дуги, обеспечивающие саморегулирование процесса плазменной сварки:

$$0 < d < e_1, \quad 0 < (1 - \mathrm{ctg}\,\alpha) <\approx 0{,}5,$$

$$(1 - \mathrm{ctg}\,\alpha) <\approx \left(\frac{d}{D_p}\right)^2, \quad \frac{\partial\left(d^2/D_p^2\right)}{\partial t} > \frac{\partial(1 - \mathrm{ctg}\,\alpha)}{\partial t}, \tag{2.23}$$

где t – время (или другой фактор, действующий в системе).

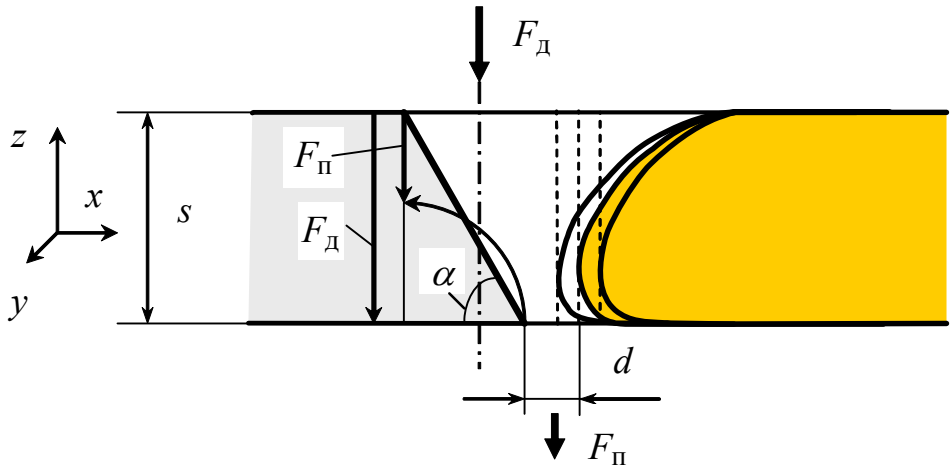


Рис. 2.9. Продольное сечение кратера сварочной ванны в процессе саморегулирования при плазменной сварке проникающей дугой

На рис. 2.9 иллюстрируется обстановка в кратере сварочной ванны в процессе саморегулирования при плазменной сварке проникающей дугой. При возмущающих воздействиях на изменившиеся условия в первую очередь реагирует жидкий металл хвостовой части сварочной ванны, ограничивающий сзади (относительно хода сварки) выходное отверстие кратера. Отверстие может изменить свою форму – из круглого превратиться в вытянутое по оси движения, – поэтому в процессе экспериментальной проверки в качестве характеристики размеров выходного отверстия использовался его усредненный по взаимно перпендикулярным плоскостям диаметр.

Проведенные опыты подтвердили сделанные выше оценки условий и поведения сварочной ванны (2.23) при наличии внешних силовых возмущений (рис. 2.10).

При введении в качестве внешнего возмущающего фактора изменения расхода плазмообразующего газа $\Delta G_{\text{п.г}}$ наблюдается выполнение условий (2.23), в частности, задняя стенка кратера сварочной ванны, образованная жидким металлом хвостовой части ванны и в основном определяющая значение d, более чувствительна, по сравнению с передней стенкой к изменению $G_{\text{п.г}}$:

$$\frac{\partial\left(d^2 / D_p^2\right)}{\partial G_{\text{п.г}}} > \frac{\partial\left(1-ctg\,\alpha\right)}{\partial G_{\text{п.г}}}.$$

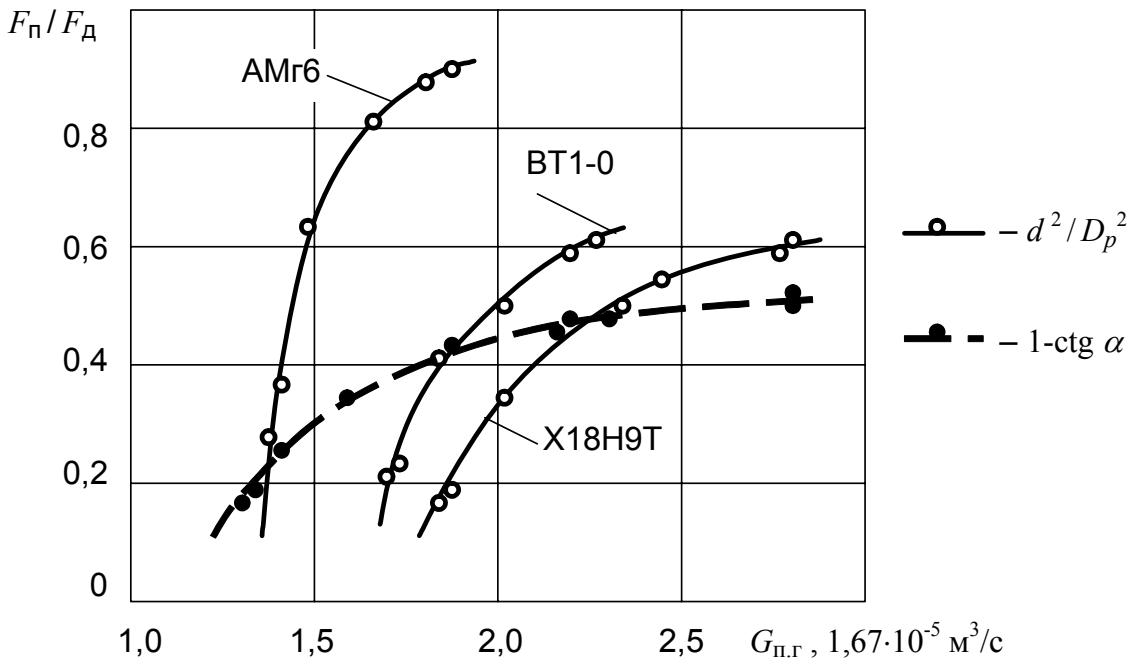


Рис. 2.10. Влияние расхода плазмообразующего газа $G_{п.г}$ на относительные потери силы давления сжатой дуги при сварке листов толщиной 4 мм:
– – – – – – оптимальные потери для различных материалов

Минимально необходимое силовое воздействие на жидкий металл ванны устанавливается в результате саморегулирования относительных потерь силы давления сжатой дуги $(F_п/F_д) = (d/D_p)^2$. При варьировании расхода газа в процессе сварке конкретного материала, как показывают опыты, происходит также некоторое изменение угла наклона передней стенки кратера α (см. рис. 2.10). В результате изменяется баланс потерь, соответствующий оптимальному формированию ванны, но в целом стабильность и устойчивость процесса сварки в определенном диапазоне расходов газа сохраняется.

Интересно сопоставить продольное сечение кратера ванны и характеристики сжатой дуги с учетом положения дуги в кратере.

Предварительно было проведено обобщение по экспериментальным данным зависимости относительных потерь $F_п$, связанных с выходным отверстием кратера, от толщины свариваемых листов для режимов плазменной сварки при нормальном формировании ванны и шва:

$$\left(\frac{d}{D_p}\right)^2 = \frac{1{,}7}{s^{0{,}8}} \approx \frac{2{,}5}{s},$$

где s – толщина свариваемых листов в миллиметрах.

Далее для оптимального соотношения потерь (рис. 2.8 и 2.10). рассчитывалось ожидаемое значение угла наклона передней стенки кратера α**.** Сопоставление с экспериментальными данными показало сходимость результатов с погрешностью, в основном, менее 6–8 %.

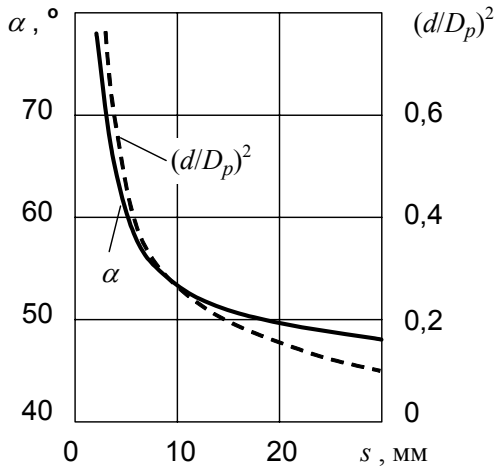


Рис. 2.11. Зависимости относительных потерь $(d/D_p)^2$ и угла α от толщины s свариваемых листов при нормальном формировании ванны и шва

Как видно из графиков (рис. 2.11), характер изменения $(d/\mathrm{D}_p)^2$ и угла α с ростом толщины листов – существенно нелинейный. Диапазон изменения α в основном находится в ожидаемых пределах (по расчету – от 63,4° до 45°), но если нижняя граница на исследованных толщинах не достигается, то верхнее значение угла α при сварке тонких листов перекрывается, достигая при толщине 3 мм – 73,6°, а при 2 мм – 88,6° (!). Этим, в частности, можно объяснить трудности плазменной сварки проникающей дугой тонколистовых соединений при $s < 3$ мм.

Сжатая сварочная дуга, обладая конкретными геометрическими размерами, которые характеризуются эффективными диаметрами пятна тепловвода D_q и пятна давления D_p , и энергетическими параметрами (эффективной тепловой мощностью и давлением), формирует кратер сварочной ванны определенных размеров и формы (рис. 2.12). При правильно выбранных параметрах режима плазменной сварки сварочная ванна обладает достаточным запасом устойчивости за счет проявления эффекта саморегулирования. Описанные выше закономерности и критериальная модель процесса позволяют подойти к оценке и прогнозу условий, при которых процессы плазменной сварки будут протекать наиболее стабильно.

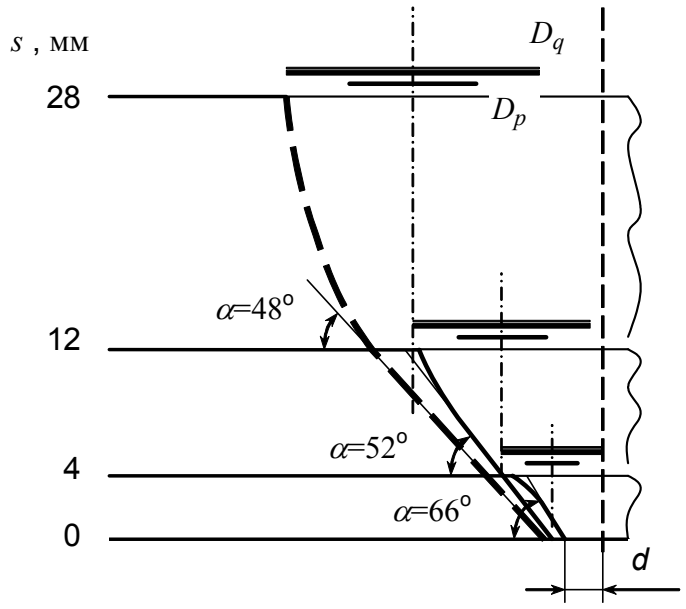


Рис. 2.12. Продольное сечение кратера ванны и характеристики сжатой дуги (эффективные диаметры D_q, D_p) с учетом положения дуги в кратере сварочной ванны

Однако до этого необходимо решить еще одну задачу, важную для нормального хода процесса саморегулирования сварочной ванны, – как ведет себя жидкий металл хвостовой части ванны под действием силовых факторов сжатой дуги и возмущений.

Воспользуемся дифференциальным уравнением гармонических колебаний неконсервативной системы

$$m\frac{d^2x}{dt^2} + \beta\frac{dx}{dt} + D\,x = 0\,,$$

где m – масса жидкого металла ванны, вовлеченного в колебания; β – коэффициент трения, вызывающего затухание колебаний; D – жесткость системы.

Жесткость системы в данном случае может быть связана с давлением жидкого металла хвостовой части ванны, взаимодействующего через заднюю стенку кратера с плазмой дуги:

$$D \;=\; \rho\, g \int_0^S h\, dh \;=\; 0{,}5\, \rho\, g\, s^2 \;.$$

Вязкость жидкого металла ν определяет диссипацию энергии колебаний:

$$\beta \;=\; \rho\, \nu\, s \,.$$

Согласно алгебраическому критерию Гурвица [40], связывающему в аналитической форме условия устойчивости системы с ее параметрами, необходимым и достаточным условием асимптотической устойчивости системы второго порядка является определенно положительный знак коэффициентов характеристического уравнения

$$a_0\, p^2 \;+\; a_1\, p \;+\; a_2 \;=\; 0 \,.$$

Поскольку

$$m \;>\; 0, \qquad \rho\, \nu\, s \;>\; 0, \qquad 0{,}5\, \rho\, g\, s^2 \;>\; 0 \,,$$

можно сделать вывод, что движение металла ванны асимптотически устойчиво.

Принимая за объем колеблющегося металла s^3, практически для всех свариваемых материалов получим

$$\beta \;<\; 2\sqrt{m\, D} \;,$$

т.е. будут иметь место затухающие колебания жидкого металла ванны с собственной частотой (практически совпадающей в данном случае с резонансной частотой вынужденных колебаний):

$$\omega_0 \;=\; 2\,\pi\, f_0 \;=\; \sqrt{\frac{D}{m}} \;\approx\; \frac{2{,}2}{\sqrt{s}} \,.$$

Диапазон частот f_0 – от 7,8 до 2,8 Гц при толщине листов 2…16 мм.

Резонансная амплитуда $X_{\text{рез}}$ прямо пропорциональна максимальному значению возмущающей силы $F_{\text{возм}}$:

$$X_{\text{рез}} \;=\; \frac{F_{\text{возм}}}{\beta\, \omega} \;.$$

При очень малых значениях $F_{\text{возм}}$ (порядка $1\cdot10^{-7}$ Н) возмущающая сила на резонансной частоте может раскачивать сварочную ванну. Например, при сварке алюминиево-магниевого сплава АМг6 на листах толщиной 4 мм расчетная амплитуда достигает 1 мм. Периодические

возмущения (связанные, в частности, с флуктуациями активного пятна сжатой дуги по стенке кратера) могут отражаться в колебаниях поверхности жидкого металла ванны, которые фиксируются кристаллизацией в виде чешуйчатости поверхности шва (см. рис 2.1 и 2.5). Однако, поскольку движение металла ванны асимптотически устойчиво, данные колебания не могут нарушить процесс саморегулирования при плазменной сварке проникающей дугой, при условии, что обстановка в ванне и вокруг нее обеспечивает проявление эффекта саморегулирования.

2.4. Минимум производства энтропии и создание самоорганизующихся сварочных технологических систем на примере плазменной сварки

Для использования высокоэффективных процессов плазменной обработки, требуется повышение их надежности.

В первую очередь с учетом вышеизложенного целесообразно на базе изучения закономерностей формирования сварного шва провести анализ обеспечения условий устойчивости плазменной сварки проникающей дугой. В данном случае под устойчивым процессом плазменной сварки понимается стабильное формирование во времени движущейся сварочной ванны и собственно шва даже при наличии некоторых возмущений. Задача усложняется из-за того, что при сварке действует энергия различных видов (тепловая, механическая), а движение жидкого металла ванны может носить поступательный, вихревой и колебательный характер.

Еще раз рассмотрим определение оптимального режима (процесса, «пути»). Развивая концепцию Р. Фейнмана [41] о принципе наименьшего действия, дадим следующую формулировку: оптимальным является тот режим, возле которого имеется множество близких режимов, приводящих к тому же результату.

По сути, это определение экстремума функции. По Фейнману такой функцией является «действие». Если «действие» обладает минимумом, то при отклонении от него аргумента на величину первого порядка малости функция отклоняется от своего минимального значения только на величину второго порядка. Таким образом, в минимуме небольшие уходы

в сторону в первом приближении не приводят к изменению функции. И необязательно это должен быть минимум «действия», главное, чтобы в первом порядке малости изменения аргумента изменения функции при отклонениях от некоторого устойчивого состояния (или процесса) стремились к нулю.

Сварочные технологические процессы можно рассматривать как происходящие в открытых термодинамических системах (подчиняющихся законам неравновесной термодинамики), в которых происходит рассеивание (диссипация) энергии системы (рис. 2.13), входящих в некоторую надсистему, из которой данная открытая система получает энергию.

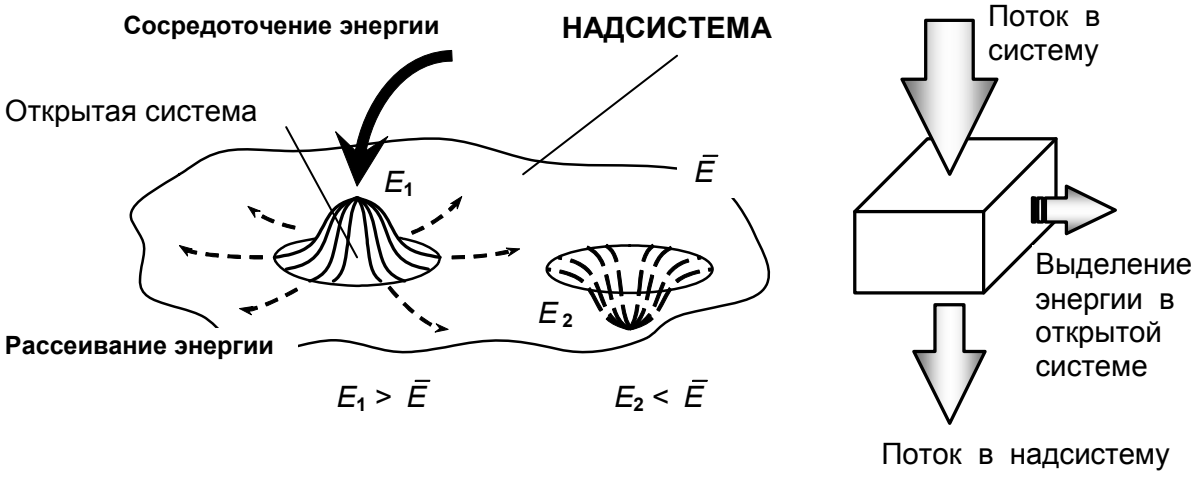


Рис. 2.13. Открытая термодинамическая система, в которой проходит сварочный технологический процесс

При значительной неоднородности, т.е. когда энергия открытой системы больше средней энергии надсистемы ($E_1 >> \bar{E}$), интенсивно происходит диссипация энергии: $E_1 \to \bar{E}$. По мере выравнивания уровня энергий E_1 и $\bar{E}$ диссипация ослабевает, и при незначительном превышении E_1 над средней энергией надсистемы $\bar{E}$ процесс рассеивания энергии может протекать относительно долго.

Поток I энергии (или поток другого вида – вещества, информации) при ее диссипации может быть выражен феноменологическим уравнением вида

$$I = L X,$$

где X – обобщенная сила, создающая поток I; L – коэффициент пропорциональности.

Все известные уравнения переноса (теплоты, вещества, импульса, электрического заряда) связывают величину потока с действием соответствующей движущей «силы», которая является градиентом некоторой величины (температура, концентрация, скорость, потенциал электрического поля). Так, для одномерного потока теплоты по координате x имеем

$$I_Q = -\lambda \frac{\partial T}{\partial x},$$

где λ – коэффициент теплопроводности; T – температура.

В соответствии с обобщенной силой X и со свойствами данной системы L устанавливается поток I, стремящийся привести систему к равновесному состоянию. Скорость приближения к равновесию пропорциональна отклонению от него. По мере уменьшения X снижается и I, т.е. с течением времени по мере приближения к равновесию диссипация энергии уменьшается.

В надсистеме (см. рис. 2.13) более вероятно повышение энтропии, т.е. снижение качества энергии, а повышенная и тем более стационарная диссипация (и, соответственно, выделение) энергии в ограниченной области пространства-времени данной открытой системы требует сосредоточения (т.е. повышения качества) энергии надсистемы в данной ограниченной области. Повышение качества энергии является менее вероятным антиэнтропийным процессом.

Таким образом, устойчивым можно ожидать в данной открытой системе процесс, характеризующийся минимумом диссипации энергии при внешних условиях, препятствующих достижению системой равновесия.

Необратимые потери (или диссипация энергии) в системе характеризуются производством энтропии:

$$\frac{dS}{dt} = \sum_i I_i \; X_i \,, \qquad (2.24)$$

где i – индекс i-той формы энергии; dS/dt – скорость производства энтропии, отнесенной к объему, т.е. скорость производства плотности энтропии.

Величина производства энтропии принимает при данных внешних условиях минимальное значение для стационарного (устойчивого) состояния данной открытой системы, в которой происходит необратимый

процесс вблизи равновесия. Этот принцип был сформулирован И.Р. Пригожиным в 1945 году. На его основе можно решать задачи о линейных неравновесных потоках вблизи равновесного состояния открытой системы [42].

По А.М. Ляпунову [40], анализ устойчивости системы можно провести по отклонениям $\delta^2 \widetilde{S}$ рассматриваемых состояний. Для отклонения обобщенных сил δX_i и потоков δI_i от стационарного состояния

$$0{,}5\,\delta^2 \widetilde{S} = \sum_i \delta X_i \; \delta I_i .$$

Если система удовлетворяет принципу минимума производства энтропии, то устойчивость стационарного процесса будет иметь место при

$$\delta^2 \widetilde{S} > 0 ,$$

так как знак возмущений совпадает со знаком производства энтропии.

Поскольку изменение энтропии вблизи равновесного состояния

$$S = S_{\text{равн}} + \delta S + 0{,}5\,\delta^2 S ,$$

где $S_{\text{равн}}$ – равновесное значение энтропии, соответствующее экстремуму,

δS, $\delta^2 S$ – приращения энтропии первого и второго порядка малости,

то при $\delta S = 0$ и $\delta^2 S < 0$ равновесие устойчиво, т.к. S – максимальна.

Необходимым условием устойчивости стационарных неравновесных потоков является противоположность знаков приращений энтропии $\delta^2 S$ и производства энтропии $\delta^2 \widetilde{S}$.

Для потоков вблизи равновесия самоорганизации структур соответствует возможный в данных условиях максимум энтропии $\delta^2 S < 0$ и минимум производства энтропии $\delta^2 \widetilde{S} > 0$ при ограничении возрастания энтропии внешними условиями, наложенными на систему.

Следует иметь в виду, что вдали от равновесия открытой системы могут самоорганизовываться диссипативные структуры, как с полезными, так и с нежелательными результатами. Так, например, при дефиците тепловой энергии и избыточном силовом воздействии сжатой сварочной дуги может образоваться цепочка газовых полостей в корне шва (рис. 2.14) или периодические прожоги на тонких свариваемых листах.

При поиске устойчивых состояний открытых систем оказывается исключительно важным учитывать различные формы энергии. Форма энергии, вклад которой в процессы, проходящие в данной системе на определенном этапе, был незначительным (или даже нулевым), при изменении состояния системы из-за внешних причин может стать решающей в установлении устойчивого состояния системы.

Рис. 2.14. Дефекты в виде газовых полостей в корне шва при сварке непроникающей дугой высоколегированной хромоникелевой стали

Расчеты показывают, что в условиях плазменной сварки, как и при других видах сварки плавлением, абсолютно доминирует по величине тепловая энергия. Эффективная тепловая мощность дуги $Q_э$ на несколько порядков превышает ее механическую мощность, однако именно силовое взаимодействие дуги и определенного объема движущегося расплавленного металла определяет в итоге устойчивость процесса плазменной сварки.

Для поиска оптимальных режимов сварки, обеспечивающих высокую устойчивость сварочных процессов, можно воспользоваться теоремой И.Р. Пригожина [42], согласно которой при внешних условиях, препятствующих достижению системой равновесного состояния, стационарное состояние системы соответствует минимальному производству энтропии в данной открытой системе.

Проведем поиск устойчивого состояния открытой системы на примере плазменной сварки путем минимизации производства энтропии данной системы.

В уравнении для скорости производства энтропии (2.24) потоки I_i и обобщенные силы X_i, создающие потоки каждой i-той формы энергии не могут быть выбраны произвольно. При их выборе необходимо обеспечить [43] одинаковую размерность левой и правой частей уравнения (2.24):

$$\frac{[S]}{[l]^3\,[t]} = \frac{[E]}{[T][l]^3\,[t]} = [I][X], \qquad (2.25)$$

где [S], [l], [t], [E], [T] – соответственно, размерности энтропии – Дж/К, длины – м, времени – с, энергии – Дж, температуры – К.

В соответствии с требованиями (2.25) на основе анализа размерностей величин, влияющих на процесс, могут быть выбраны соответствующие потоки и движущие силы.

В первую очередь рассмотрим производство энтропии в системе потоком тепловой энергии.

Особенностью рассматриваемой открытой сварочной системы является ее подвижность относительно неподвижной надсистемы. В этих условиях поток $I^{(S)}$, производящий энтропию в системе, будет зависеть от скорости движения открытой сварочной системы, т.е. от скорости сварки v.

В предельных случаях:

если $v \to 0$, то весь поток будет производить энтропию в данной локальной (в пределе – неподвижной) открытой сварочной системе;

если $v \to \infty$, то протяженность открытой сварочной системы стремится к бесконечности, а производство энтропии потоком в расчете на единицу длины пройденного системой пути будет стремиться к нулю.

Таким образом, для сварочного технологического процесса целесообразно введение понятия погонного производства энтропии. С увеличением скорости сварки должна уменьшаться величина погонного производства энтропии, но скорость роста энтропии в надсистеме будет увеличиваться вследствие рассредоточения потока на большем пространстве.

При сварке эффективная тепловая мощность источника теплоты (дуги) $Q_э$ вводится в движущуюся со скоростью v сварочную ванну, и далее поток теплоты отводится от зоны сварки преимущественно теплопроводностью в тело свариваемого металла. Будем считать, что поток теплоты, производящий энтропию в открытой сварочной системе, в соответствии со схемой (рис. 2.15) действует в каждом из свариваемых листов на площадку $dx\,dz$:

$$I_Q^{(S)} = \frac{Q_э}{2\,dx\,dz} = \frac{Q_э}{2v\,dt\,dz},$$

где $I_Q^{(s)}$ – поток теплоты, производящий энтропию, Вт/м^2.

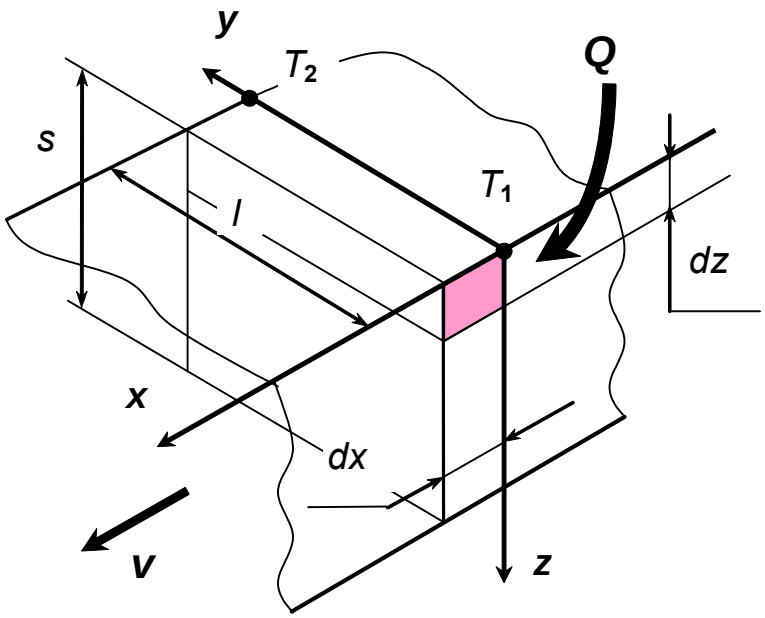


Рис. 2.15. Схема открытой сварочной системы для потока теплоты, производящего энтропию

Принимая в первом приближении поток в направлении оси y одномерным, запишем

$$I_Q^{(S)} = -\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \approx \frac{\lambda (T_1 - T_2)}{l},$$

где T_1 – принимается за температуру плавления свариваемого металла $T_{\text{пл}}$;

T_2 – температура на условной границе открытой сварочной системы с координатой по оси $y = l$.

С учетом требований по размерности (2.25) для выбранного потока в качестве движущей силы необходимо принять

$$X_Q = -\frac{1}{T^2} \frac{\partial T}{\partial y}.$$

Тогда скорость производства плотности энтропии тепловым потоком

$$\frac{dS}{dt} = I_Q^{(S)} X_Q = \frac{Q_э}{2v\,dt\,dz}\left(-\frac{1}{T^2}\frac{\partial T}{\partial y}\right), \quad \text{Вт/(м}^3\cdot\text{К)}. \quad (2.26)$$

Проверим полученный результат.

По определению поток энтропии I_S:

$$I_S \;=\; \frac{I_Q^{(S)}}{T} \;=\; \frac{Q_э}{2v\,dt\,dz\,T},\ \text{Вт/(м}^2\cdot\text{К)}.$$

Энтропия, произведенная на участке пути потока dy за время dt в сечении $dx\,dz$, будет:

$$\frac{dS}{dt}\,dx\,dz\,dy\,dt = dx\,dz\,\left[I_S(y+dy)-I_S(y)\right]dt =$$
$$= dx\,dz\;I_Q^{(S)}\left[\left(\frac{1}{T}\right)_{y+dy}-\left(\frac{1}{T}\right)_{y}\right]dt = dx\,dz\;I_Q^{(S)}\,\frac{\partial(1/T)}{\partial y}\,dy\,dt,\ \text{Дж/К},\qquad(2.27)$$

где I_S – поток энтропии.

Тогда скорость производства плотности энтропии получим, разделив левую и правую части уравнения (2.27) на $dx\,dz\,dy\,dt$:

$$\frac{dS}{dt} \;=\; -\frac{I_Q^{(S)}}{T^2}\frac{\partial T}{\partial y} \;=\; \frac{Q_э}{2v\,dt\,dz}\left(-\frac{1}{T^2}\frac{\partial T}{\partial y}\right),\quad \text{Вт/(м}^3\cdot\text{К)}.\qquad(2.28)$$

Найденное путем расчета выражение (2.28) совпадает с формулой (2.26), полученной на основе анализа размерностей потока и движущей силы.

Принимая $\partial T/\partial y \approx$ const и интегрируя (2.27) по z, напишем выражение для энтропии, производимой за время dt во всем рассматриваемом объеме открытой сварочной системы (см. рис. 2.15):

$$\Delta S\;dt \;=\; 2\,dx\;s\,\left[I_S(l)-I_S(0)\right]dt \;=$$
$$=\; 2\,dx\;s\;I_Q^{(S)}\left(\frac{1}{T_2}-\frac{1}{T_1}\right)dt \;=\; Q_э\left(\frac{1}{T_2}-\frac{1}{T_1}\right)dt,\ \text{(Дж/К)},$$

где I_S – поток энтропии,

s – толщина свариваемых листов.

Энтропия, производимая за время dt и отнесенная к расстоянию dx, проходимому системой за это время, т.е. погонное производство энтропии потоком теплоты,

$$\Delta S_{\text{пог}\,Q} \;=\; \frac{\Delta S\;dt}{dx} \;=\; \frac{Q_э\;dt}{v\;dt}\left(\frac{1}{T_2}-\frac{1}{T_1}\right) \;=\; \frac{Q_э}{v}\left(\frac{1}{T_2}-\frac{1}{T_1}\right),\ \text{Дж/(м·К)},$$

где $dx = v\,dt$; v – скорость сварки.

Для поиска устойчивых оптимальных режимов плазменной сварки

важно знать не столько абсолютное значение, сколько область минимума производства энтропии. Поэтому в качестве характеристических температур можно принять:

- за T_2 – начальную температуру свариваемых листов T;
- за T_1 – температуру плавления свариваемого металла или сплава $T_{\text{пл}}$.

Тогда выражение для погонного производства энтропии потоком теплоты примет вид

$$\Delta S_{\text{пог}\,Q} = \frac{Q_{\text{э}}}{v}\left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{\text{пл}}}\right). \qquad (2.29)$$

Как уже отмечалось, важнейшую роль при плазменной сварке играет силовое воздействие сжатой дуги на сварочную ванну. Рассмотрим процесс производства энтропии в открытой сварочной системе плазменным потоком, обусловленным потоком плазмообразующего газа.

Эксперименты показали, что давление, создаваемое сжатой дугой, на один, два порядка превышает давление, оказываемое газом в отсутствии дуги, однако для анализа производства энтропии механической энергией, действующей в открытой сварочной системе, удобнее использовать величину расхода плазмообразующего газа $G_{\text{п.г}}$, являющегося одним из основных параметров сварочного режима.

При сварке поток плазмообразующего газа создает в дуге силовое поле с эффективным диаметром D_p. Проходя сквозь кратер сварочной ванны, поток производит энтропию, рассеивая механическую энергию, которая тратится (как было показано ранее) в основном на удержание столба жидкого металла сварочной ванны. Выходя через нижнее отверстие в кратере ванны со средним диаметром d, оставшаяся часть потока газа попадает в надсистему.

Будем считать, что поток газа, производящий энтропию в открытой сварочной системе, в соответствии со схемой (рис.2.16) действует в кратере сварочной ванны на площадку $dx\,dy$, причем эффективность этого потока зависит от соотношения площадей входного и выходного сечений потока:

$$I_G^{(S)} = \frac{G_{\text{п.г}}}{d\,x\,d\,y}\left(\frac{D_p}{d}\right)^2,$$

где поток $I_G^{(S)}$ оценивается через скорость потока газа в метрах в секунду.

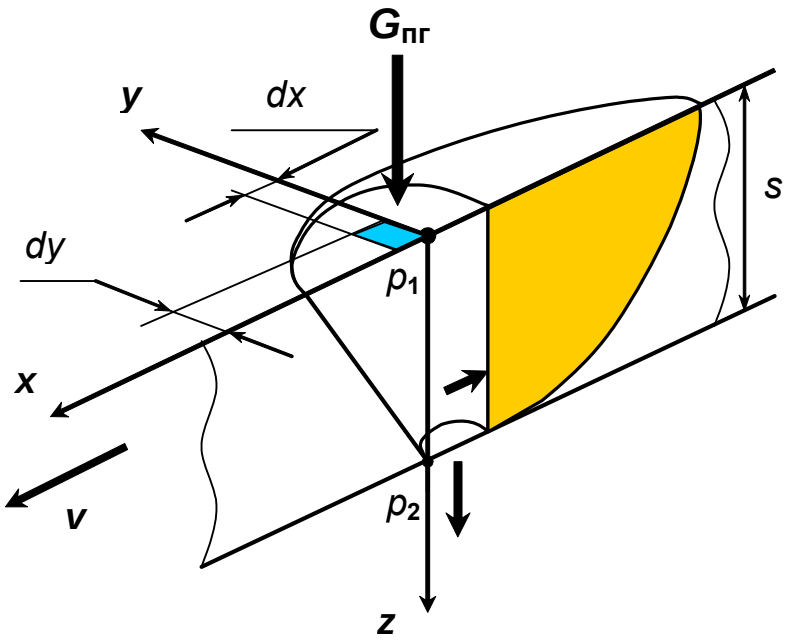


Рис.2.16. Схема открытой сварочной системы
для потока газа, производящего энтропию

В данном случае под эффективностью потока понимается его способность производить энтропию именно в рассматриваемой открытой сварочной системе.

При плазменной сварке проникающей дугой должны строго выполняться неравенства $0 < d < D_p$ (см. рис. 1.20).

- При уменьшающемся выходном отверстии кратера d ($d \to 0$) всё бóльшая часть потока будет производить энтропию в данной локальной открытой сварочной системе;

- при увеличивающемся выходном отверстии кратера d ($(1/d) \to 0$) всё бóльшая часть потока будет выходить в надсистему без производства энтропии в рассматриваемой сварочной системе, т.е. $dS/dt \to 0$.

Принимая в первом приближении поток газа одномерным в направлении оси z, запишем:

$$I_G^{(S)} = -L\frac{\partial p}{\partial z} \approx L\frac{(p_1 - p_2)}{s},$$

где L – коэффициент пропорциональности; p_1 – давление на входе потока в кратер ванны; p_2 – давление на условной границе открытой сварочной системы с координатой по оси $z = s$; s – толщина свариваемых листов.

С учетом требований по размерности (2.25) для выбранного потока

в качестве движущей силы необходимо принять

$$X_G \;=\; -\frac{1}{T}\,\frac{\partial p}{\partial z},\ \text{Дж/(К·м}^4\text{)}\ \text{или}\ \text{Па/(К·м)}.$$

Таким образом, скорость производства плотности энтропии потоком газа:

$$\frac{d\,S}{d\,t} \;=\; I_G^{(S)}\,X_G \;=\; \frac{G_{\text{п.г}}}{v\,d\,t\,d\,y}\left(\frac{D_p}{d}\right)^2\left(-\frac{1}{T}\,\frac{\partial p}{\partial z}\right),\ \text{Вт/(м}^3\text{·К)}.$$

Принимая $\partial p/\partial z \approx$ const, получаем выражение для энтропии, производимой за 1с во всем рассматриваемом объеме открытой сварочной системы (см.рис.2.16):

$$\Delta S \;=\; d\,x\,d\,y\left[I_S(s)-I_S(0)\right] \;=\; d\,x\,d\,y\;I_G^{(S)}\,\frac{1}{T}\left(p_1-p_2\right) \;=$$

$$=\; \frac{d\,x\,d\,y\,G_{\text{п.г}}}{d\,x\,d\,y\,T}\left(\frac{D_p}{d}\right)^2\left(p_1-p_2\right) \;=\; \frac{G_{\text{п.г}}}{T}\left(\frac{D_p}{d}\right)^2\left(p_1-p_2\right),\ \text{Вт/К},$$

где s – толщина свариваемых листов.

Энтропия, производимая за время dt и отнесенная к расстоянию dx, проходимому системой за это время, т.е. погонное производство энтропии потоком газа,

$$\Delta S_{\text{пог}\,G} \;=\; \frac{\Delta S\,d\,t}{d\,x} \;=\; \frac{G_{\text{п.г}}\,d\,t}{T\;v\;d\,t}\left(\frac{D_p}{d}\right)^2\left(p_1-p_2\right) \;=$$

$$=\; \frac{G_{\text{п.г}}}{v\;T}\left(\frac{D_p}{d}\right)^2\left(p_1-p_2\right),\quad \text{Дж/(м}\cdot\text{К)},$$

где $dx = v{\cdot}dt$; v – скорость сварки.

Наибольший вклад в необходимое полное давление в потоке жидкого металла ванны при плазменной сварке проникающей дугой вносит давление столба жидкого металла: $p_s = \rho\,g\,s$. Тогда выражение для погонного производства энтропии потоком газа примет вид, удобный для практического использования (принимая $T = T_{\text{пл}}$):

$$\Delta S_{\text{пог}\,G} \;=\; \frac{G_{\text{п.г}}}{v}\left(\frac{D_p}{d}\right)^2\left(\frac{1}{T_{\text{пл}}}\right)\rho\;g\;s\,. \qquad (2.30)$$

Анализ полученных формул погонного производства энтропии при плазменной сварке проникающей дугой (2.29) и (2.30) показывает, что можно ожидать экстремальной зависимости $\Delta S_{\text{пог}}$ ($I^{(S)}$) при нелинейном характере изменения, соответственно, $v(Q_э)$ и $(d/D_p)^2$ ($G_{\text{п.г}}$). Нелинейность относительных потерь силы давления сжатой дуги, выраженных через $(d/D_p)^2$, от расхода плазмообразующего газа мы уже наблюдали при исследовании процесса саморегулирования сварочной ванны при плазменной сварке проникающей дугой (см. рис. 2.10.). Нелинейность изменения скорости сварки при варьировании эффективной мощностью дуги можно ожидать с учетом характера известной зависимости термического к.п.д. процесса сварки от безразмерного комплекса ε_2 [16].

Проведенные расчеты погонного производства энтропии тепловой и механической энергией при плазменной сварке в сочетании с экспериментальной проверкой подтвердили наличие областей минимума $\Delta S_{\text{пог}}$ для различных свариваемых материалов (рис. 2.17 и 2.18).

Из анализа полученных результатов можно заключить:

а) для обоих видов энергии, действующих при плазменной сварке, – тепловой и механической – значения погонного производства энтропии для оптимальных режимов (соответствующих устойчивому формированию ванны и шва) лежат в области минимума $\Delta S_{\text{пог}}$;

б) сам факт наличия области экстремума $\Delta S_{\text{пог}}$ дает возможность с учетом ее характера оптимизировать режимы сварки с использованием дополнительных критериев выбора при условии нахождения в данной области, что обеспечивает устойчивость процесса сварки;

в) определенные из статистических экспериментальных исследований оптимальные расходы плазмообразующего газа для различных свариваемых материалов находятся между значениями $G_{\text{п.г}}$, соответствующими равенству $(d/D_p)^2 = 1 - \text{ctg}\ \alpha$, и значениями $G_{\text{п.г}}$, обеспечивающими минимум погонного производства энтропии.

Последний из перечисленных выводов указывает, в частности, на достаточную точность предлагаемой методики. Действительно, минимум $\Delta S_{\text{пог}G}$ несколько смещен в сторону бóльших расходов газа по сравнению с экспериментами. Это объясняется тем, что при выводе формулы для погонного производства энтропии потоком газа не учитывалось влияние угла наклона передней стенки кратера α (рис. 2.18).

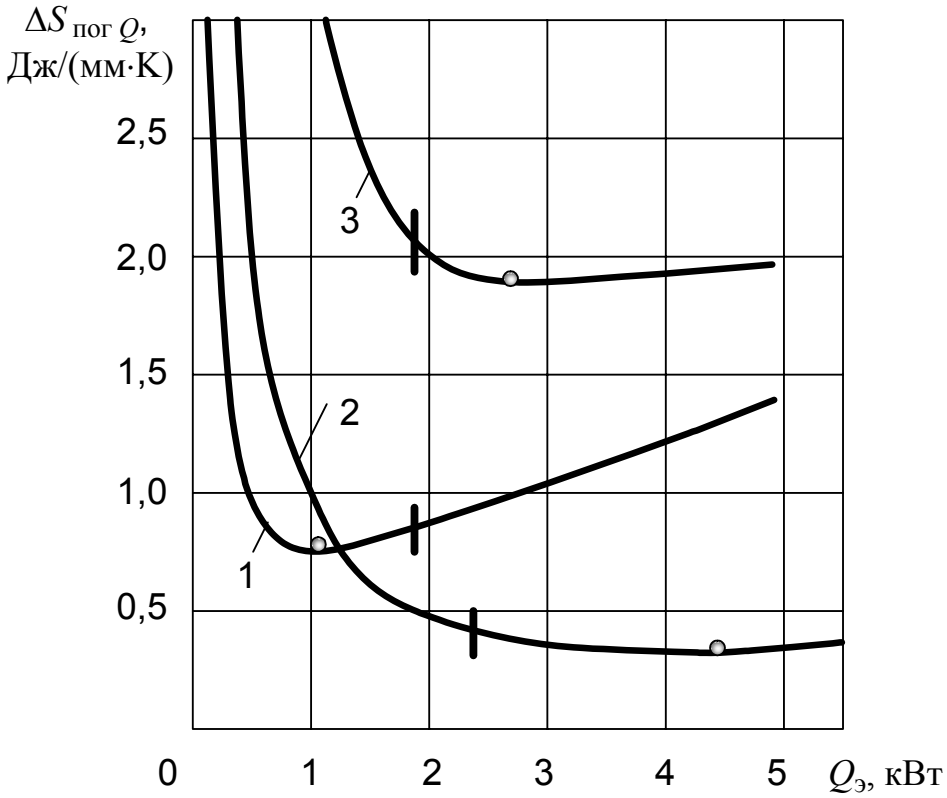


Рис. 2.17. Погонное производство энтропии тепловой энергией при плазменной сварке:
1 – ВТ1-0; 2 – АМг6; 3 – сталь 20; ○ – минимум функции;
▌ – значения для оптимальных режимов; (s = 4 мм; d_c = 0,4 e)

Тем не менее, расчет по (2.30) дал значение $G_{п.г}$, отличающееся от оптимального менее чем на 10 %, а, с учетом эффекта саморегулирования ванны, этой точности вполне достаточно для успешной реализации устойчивого сварочного процесса.

Основная предпосылка для создания самоорганизующихся сварочных технологических систем – выработка эффективных принципов обеспечения условий, при которых возможно проявление саморегулирования системы и ее компонентов.

Таким образом:

- поиск оптимальных режимов целесообразно организовать путем расчетного варьирования потоков, производящих энтропию в данной открытой системе, через изменение эффективной мощности (как аргумента) и связанной с ней скорости сварки, а также – через изменение расхода плазмообразующего газа;

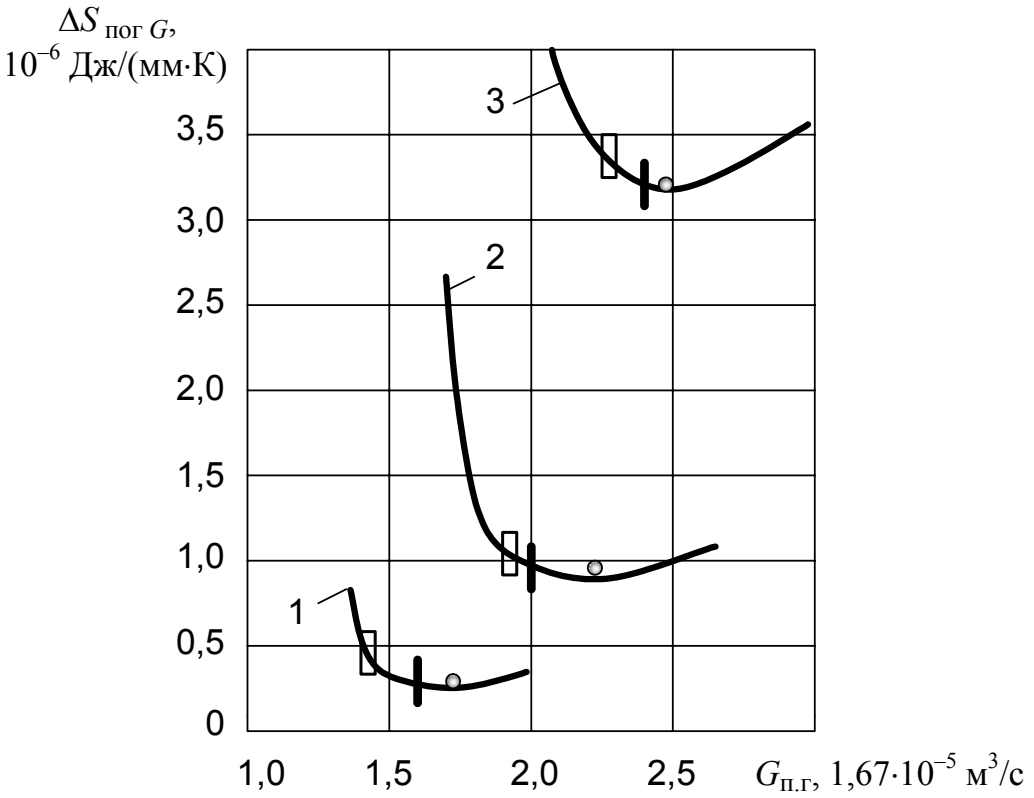


Рис. 2.18. Погонное производство энтропии механической энергией потока газа при плазменной сварке: 1 – АМг6; 2 – ВТ1-0; 3 – Х18Н9Т; ○ – минимум функции; ▌ – значения для оптимальных режимов; ▯ – значения, соответствующие равенству: $(d/D_p)^2 = 1 - \text{ctg}\,\alpha$; ($s$ = 4 мм; e = 5,6 мм; $d_c = 0{,}4\,e$)

- предлагаемая методика расчета погонного производства энтропии открытой технологической системы (на примере плазменной сварки) дает возможность резко сузить зону поиска устойчивых оптимальных режимов в области минимума погонного производства энтропии;
- данная концепция открывает новое направление разработки интеллектуальных систем автоматического поиска и регулирования оптимальных режимов плазменной обработки.

2.5. Формирование ванны и тепловая обстановка при плазменной сварке проникающей дугой

Разработка процессов плазменной обработки диктует особые требования к построению достоверных, но простых алгоритмов, описывающих тепловую обстановку при сварке и связывающих ее с условиями стабильного формирования сварочной ванны.

Решение тепловой и гидродинамической задачи в нелинейной постановке применительно к условиям сварки плавлением требует специальных алгоритмов численного расчета (обычно – методом конечных элементов) и мощных вычислительных комплексов, что для решения проблемы создания интеллектуального технологического оборудования имеет ряд недостатков:

- весьма затрудняет применение встраиваемых в сварочное оборудование блоков управления и распределенных микропроцессорных систем;
- оставляет открытым вопрос выбора оптимальных режимов сварки.

В этих условиях целесообразно рассмотреть возможные варианты моделирования тепловой обстановки для разработки достаточно простого и надежного инженерного метода оценки режимов плазменной сварки, базирующегося на обоснованной схематизации и обобщении реальных процессов.

Для плазменной сварки проникающей дугой характерен сквозной провар, сравнительно узкие швы, а по характеру ввода теплоты в свариваемое изделие она наиболее близка к схеме линейного источника теплоты в пластине [16]. Сжатая дуга, располагаясь в кратере сварочной ванны по оси z', интенсивно передает теплоту передней наклонной стенке кратера (рис. 2.19). Вследствие значительного силового воздействия потока плазмы расплавляемый металл при сварке на оптимальных режимах с передней стенки кратера без потерь перетекает по боковым стенкам в хвостовую часть ванны. Средняя ширина боковых прослоек жидкого металла при этом обычно составляет 0,2…0,3 мм.

Взаимосвязь размеров пятна тепловвода и пятна давления при плазменной сварке проникающей дугой приводит к тому, что выход из области оптимальных режимов сварки в сторону увеличения эффективной мощности $Q_э$ и скорости сварки v (при диаметре сопла $d_с$ более 0,6 e, см. рис. 2.19) является причиной роста градиента температур $\partial T/\partial y$ и уменьшения возможной ширины боковых прослоек $b_{пр}$. Тогда в первом приближении температуру на поверхности боковых прослоек перегретого жидкого металла $T_{пер}$ можно считать почти неизменной, с учетом того, что основной тепловвод приходится на переднюю стенку кратера. Уменьшение $b_{пр}$ при одновременном возрастании силового воздействия сжатой дуги (при увеличении $d_с$, I и $G_{п.г}$) приводит в итоге к тому, что даже увеличившаяся скорость течения жидкого металла в боковых прослойках не обеспечивает полной эвакуации расплавляемого

металла в хвостовую часть ванны; возрастает вертикальная составляющая скорости v_z, и наступает режим «выдувания» жидкого металла ванны, особенно ярко выраженный на алюминиевых сплавах.

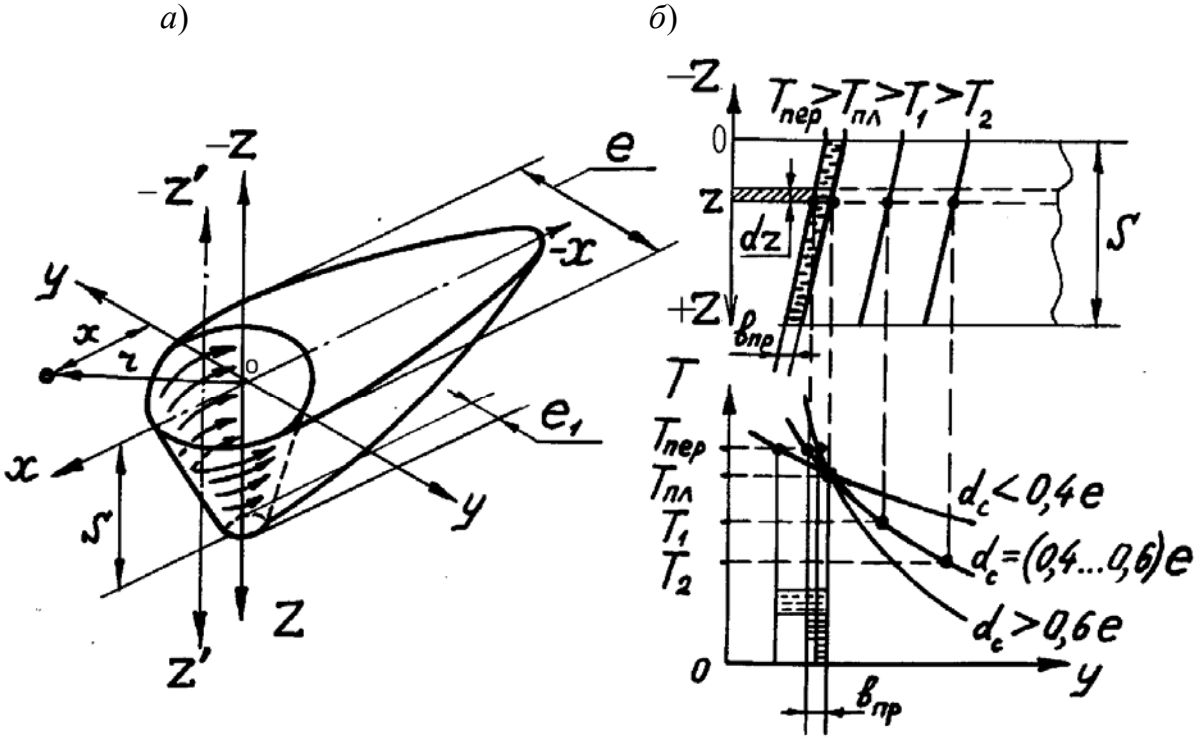


Рис. 2.19. Схема ванны (*а*) и тепловой обстановки (*б*) при плазменной сварке проникающей дугой с различными диаметрами сопла

Уменьшение эффективной мощности $Q_э$ и скорости сварки v (при той же ширине ванны) приводит к уменьшению $\partial T/\partial y$, увеличению ширины боковых прослоек $b_{пр}$, и при d_c меньшим 0,4 e – к «проливанию» жидкого металла ванны.

Таким образом, свободное перетекание жидкого металла по боковым прослойкам кратера в хвостовую часть сварочной ванны, т.е. удовлетворительное формирование ванны (и в целом – шва) требует вполне определенного температурного поля в свариваемых листах. Попытки скомпенсировать дефицит теплоты в твердом металле свариваемого изделия (при значительном градиенте температур $\partial T/\partial y$) силовым воздействием сжатой дуги приводят к прожогу.

Для проверки трехмерной модели применительно к плазменной сварке, была использована предложенная В.А. Кархиным [44] схема подвижного объемного источника, произвольно распределенного по толщине бесконечного плоского слоя и нормально в плоскости слоя:

$$T(x,y,z,t_{\text{m}}) = \frac{Q_{\text{э}}}{4\pi\lambda s}\int_0^{t_{\text{m}}}\frac{1}{t+t_0}\exp\left[-\frac{(x+v\,t)^2+y^2}{4a(t+t_0)}\right]\times$$
$$\times\left[1+2\sum_{i=1}^{\infty}\cos\frac{\pi\, i\, z}{s}\exp\left(-\pi^2 i^2\,\frac{a\,t}{s^2}\right)\frac{1}{Q_{\text{э}}}\int_0^{s} q_1(\zeta)\cos\frac{\pi\, i\,\zeta}{s}\,d\zeta\right]dt\,, \qquad (2.31)$$

где t_{m} – время действия источника теплоты; $t_0 = R_q^{\,2}/4a$; R_q – эффективный радиус пятна нагрева; $q_1(\zeta)$ – функция распределения интенсивности источника нагрева по толщине.

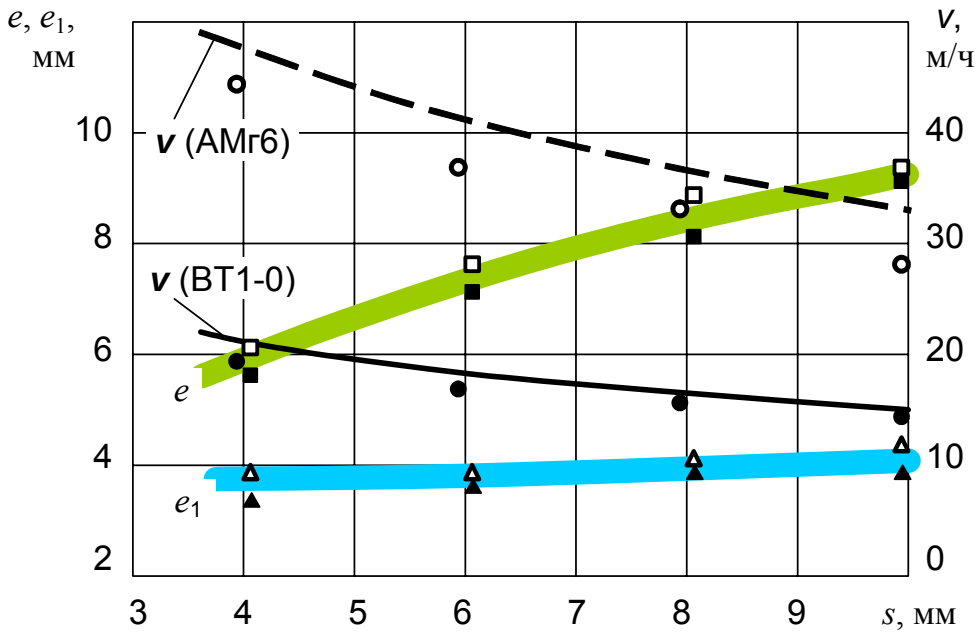


Рис. 2.20. Расчетные кривые по (2.31) и экспериментальные значения:
○, ● – для скорости сварки v; □, ■ – для e; Δ, ▲ – для e_1

Для построения квазистационарных температурных полей в подвижной системе координат разработана специальная компьютерная программа Plasmet. Распределение интенсивности источника теплоты по толщине листа $q_1(\zeta)$ в первом приближении можно принять линейно уменьшающимся от верхней к нижней плоскости свариваемых листов. Программа Plasmet обеспечивает максимальное быстродействие при достаточно высокой точности расчета.

Некоторые результаты расчета представлены на рис. 2.20.

Анализ полученных результатов показывает в целом хорошую сходимость расчета с опытными данными, однако следует обратить внимание на то, что если не учитывать в (2.31) теплоту плавления расчетная скорость сварки оказывается несколько завышенной, особенно для алюминиевых сплавов (см. рис. 2.20).

2.6. Выбор оптимальных условий и режимов плазменной сварки

При выборе оптимальных режимов сварки первая задача – определение оптимального сечения шва. Вопрос обоснованного выбора сечения сварного шва является общим для сварочного производства, особенно для автоматизированных способов сварки. Стандартами не предусмотрены размеры швов при плазменной сварке, но для последующего сравнения имеет смысл принять к сведению требования, например, ГОСТ 14771 «Швы сварных соединений. Электродуговая сварка в защитных газах. Основные типы и конструктивные элементы» и ГОСТ 14806 «Швы сварных соединений. Дуговая сварка алюминия и алюминиевых сплавов. Основные типы и конструктивные элементы». В этих стандартах приведены размеры швов для каждой толщины листа, которые имеют довольно большую ширину шва и большие допуски (рис. 2.21).

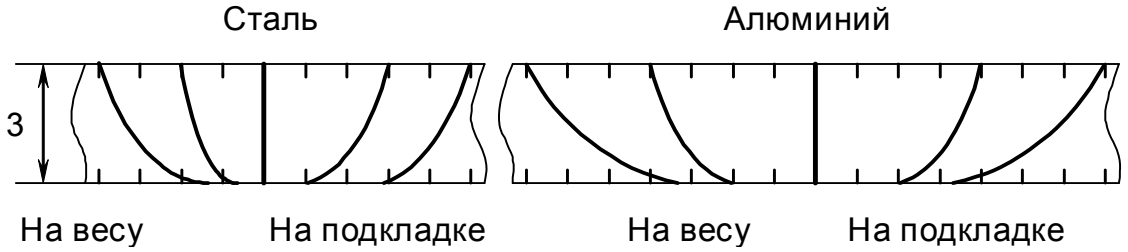


Рис. 2.21. Регламентируемое сечение шва по основному металлу при дуговой сварке в инертных газах (максимальная толщина на весу – 3…4 мм)

Плазменная сварка может обеспечить получение достаточно узких швов, но вопрос оптимального сечения шва остается открытым. Для формы шва при плазменной сварке проникающей дугой (см. рис. 1.20) характерен сквозной провар, т.е. для заданной толщины листов s глубина провара остается практически постоянной, равной s. Ширина проплава e_1 связана с шириной шва e, но для предупреждения прожогов e_1 целесообразно поддерживать на минимально возможном уровне. Обычно, как показывают опыты, e_1 не превышает 2,5…4 мм. Таким образом, сечение шва $f_{ш}$ в основном определяется шириной e (при заданной толщине s), и за его площадь при плазменной сварке можно принять площадь трапеции.

Увеличение концентрации ввода теплоты в изделие при плазменной сварке, т.е. рост q_{max} и уменьшение D_q (см. рис. 1.20), возможно для используемого состава плазмообразующего газа, прежде всего при увеличении отношения I/d_c. Однако, вероятность образования аварийной

двойной дуги требует ограничения тока для каждого диаметра сопла. При этом можно воспользоваться рекомендациями из работ В.С. Клубникина [6, 45], где связаны критериальными зависимостями ток и диаметр плазмообразующего сопла с полями температур, давлений и скоростей в плазме сжатой дуги. С учетом условий плазменных сварочных процессов и на основе анализа экспериментальных данных было получено соотношение

$$\frac{I_{\text{д}}}{d_{\text{с}}^{3/2}} = 37, \qquad (2.32)$$

где $I_{\text{д}}$ – ток дуги в амперах; $d_{\text{с}}$ – диаметр сопла в миллиметрах.

Комплекс (2.32) получен при совместном решении задачи поиска критических значений тока сжатой дуги, выше которых резко увеличивается вероятность образования аварийной двойной дуги: электрод – сопло и сопло – изделие. В диапазоне диаметров плазмообразующего сопла $d_{\text{с}}$ = 1,6…6 мм можно воспользоваться следующими упрощенными зависимостями не противоречащими (2.32):

$$I_{\text{д}} \le 100\left(d_{\text{с}} - 1\right), \qquad (2.33)$$

$$G_{\text{п.г}} \ge 0{,}12\left(1 + d_{\text{с}}^2\right), \qquad (2.34)$$

где $G_{\text{п.г}}$ – расход плазмообразующего газа в литрах в минуту (л/мин); $d_{\text{с}}$ – диаметр плазмообразующего сопла в миллиметрах.

Величина расхода газа, полученная по (2.34), не зависит от свариваемого материала и толщины листов, а показывает только необходимый нижний предел расхода плазмообразующего газа, обеспечивающий режим существования сжатой дуги в сварочных процессах без образования аварийной двойной дуги.

В свою очередь, как было показано ранее, для каждой ширины шва e требуется определенный диапазон допустимых диаметров плазмообразующего сопла $d_{\text{с}}$ (2.17). Таким образом, уменьшение расчетной ширины шва e, а следовательно, и диаметра сопла $d_{\text{с}}$, приведет к уменьшению величины тока (2.33), что может существенно снизить производительность (скорость сварки v).

Чтобы построить замкнутый алгоритм расчета оптимальных режимов плазменной сварки, сформулируем, прежде всего, основную концепцию поиска этих режимов. На основе принципа минимизации погонного производства энтропии тепловой энергией (2.29) можно заключить, что для данного свариваемого материала устойчивые режимы плазменной сварки должны находиться в области минимума отношения $Q_{\text{э}}/v$, т.е. в области минимума погонной энергии $q_{\text{п}}$.

Принимая во внимание характер взаимодействия сжатой дуги и сварочной ванны, отметим, что выбор режимов плазменной сварки в области минимума погонной энергии $q_{\text{п}}$ обеспечивает:

- максимально возможный градиент температур по толщине листов в зоне кратера и, как следствие, – минимальное значение ширины проплава e_1;
- оптимальную ширину прослоек жидкого металла, перетекающего без потерь по боковым стенкам кратера в хвостовую часть ванны.

Минимизация e_1 приводит к уменьшению радиуса кривизны проплава, что повышает статическую устойчивость сварочной ванны, определяемую силой поверхностного натяжения, удерживающей жидкий металл ванны от проливания под действием поля гравитации:

$$\frac{\sigma_{\text{пл}}}{R} = \rho g s , \qquad (2.35)$$

где $\sigma_{\text{пл}}$ – коэффициент поверхностного натяжения расплавленного металла ванны; R – радиус кривизны проплава; ρ – плотность расплавленного металла ванны; g – ускорение свободного падения; s – высота слоя расплавленного металла, приблизительно равная толщине свариваемых листов.

Уменьшение погонной энергии способствует снижению перегрева изделия, уменьшению зоны термического влияния и, как правило, сварочных деформаций, а в ряде случаев – улучшению структуры и служебных свойств металла шва и сварного соединения.

В то же время, как было показано ранее, недопустимо снижение погонной энергии за пределы значений, рассчитываемых на основе метода источников. Это связано с тем, что при плазменной сварке регулируемое силовое воздействие сжатой дуги не может полностью скомпенсировать дефицит тепловой энергии, и в конечном итоге наступает режим выдувания жидкого металла ванны и прожог.

Уменьшение расчетной ширины шва e, ведущее в случае неизменной скорости сварки к уменьшению погонной энергии, сварочных деформаций и размеров зоны термического влияния, при плазменной сварке проникающей дугой сопровождается ухудшением формирования шва и увеличением подрезов, если не уменьшать скорость сварки (см. раздел 2.2). Если пропорционально уменьшать $d_{\text{с}}$ и I, чтобы отношение $d_{\text{с}}/e$ оставалось постоянным и формирование шва не нарушалось, то скорость сварки снижается весьма существенно. Так, например, уменьшение e с 5,5 до 4 мм для листов титана толщиной 4 мм приводит к

снижению скорости сварки с 20 до 10 м/ч, а для сплава АМг6 – с 42 до 11 м/ч при $d_c = 0{,}4\ e$. Если допустить рост подрезов шва и увеличить d_c до 0,6 e, то можно повысить производительность сварки. Однако ухудшение при этом формирования шва (увеличение подрезов) может быть оправдано только интенсивным ростом скорости сварки. Для листов титана из приведенного примера скорость повышается с 20 до 50 м/ч, т.е. в 2,5 раза.

Дальнейшее увеличение производительности возможно за счет роста тока I, но при этом увеличатся диаметр сопла d_c, ширина шва e и площадь сечения шва $f_ш$, что может, даже при выполнении условия $d_c = (0{,}4…0{,}6)\ e$, снизить устойчивость процесса сварки (в частности – за счет снижения статической устойчивости).

Нахождение параметров режима плазменной сварки в области минимума погонного производства энтропии должно обеспечивать устойчивость процесса и стабильное формирование шва. Как показали эксперименты, повышение погонной энергии на 15…20 % относительно минимально возможного значения $q_{п\text{-}min}$, как правило, сохраняет достаточную устойчивость процесса плазменной сварки проникающей дугой. Это дает возможность выбрать оптимальную расчетную ширину шва $e_{опт}$, которой соответствует погонная энергия $q_{п.опт} \geq q_{п.min}$, выбранная с учетом дополнительных требований отбора параметров режима, например:

- повышенная, (и достаточная по производительности) скорость сварки v;

- уменьшенный (и достаточный по условиям качества формирования шва) объем сварочной ванны, определяемый через ширину шва e.

Анализируя выражение для эффективной мощности

$$Q_э = I U_д \eta_э = \frac{\rho \Delta H v f_ш}{\eta_т}, \qquad (2.36)$$

где $\rho\Delta H$ – теплосодержание единицы объема расплавленного металла; v – скорость сварки; $f_ш$ – сечение шва $\eta_т$ – термический к.п.д., и принимая во внимание ограничение $d_{c\text{-}max} = 0{,}6\ e$, формулы (2.32), (2.33) и зависимость $\eta_т\ (Q_э)$ [16], легко заметить, что быстрый рост скорости сварки v при увеличении тока I имеет место при соизмеримом росте $f_ш$

и $\eta_т$. На высоких скоростях сварки и токах термический к.п.д. приближается к максимальному значению (48,4 % – для схемы линейного источника теплоты в пластине) [16], его дальнейший рост существенно замедляется, и, согласно (2.36), увеличение скорости сварки v становится менее интенсивным – слабее, чем по прямо пропорциональной линейной зависимости. Работа в этой области режимов сварки (с повышенными значениями $f_ш$, $Q_э$ и, соответственно – $q_п$) при слабом росте скорости сварки v нецелесообразна.

Таким образом, при варьировании расчетной шириной шва e (и соответственно, – $f_ш$ и $Q_э$) в области минимума погонной энергии необходимо проверять условия обоснованного увеличения скорости сварки и, с другой стороны, – уменьшения ширины шва e и объема сварочной ванны.

Для расчета эффективной тепловой мощности $Q_э$ можно воспользоваться эмпирическими зависимостями напряжения сжатой дуги в аргоне при плазменной сварке на типичных режимах (при токах более 50 А):

$$U_д \approx C + 0{,}03\, I, \qquad (2.37)$$

где $C \approx 22$ В для прямой полярности, $C \approx 30$ В для обратной полярности сжатой дуги; I – ток сжатой дуги, А..

Эффективный к.п.д. $\eta_э$ сжатой дуги в аргоне для типичных режимов плазменной сварки проникающей дугой составляет: 55 % – для прямой полярности и 45…50 % – для обратной полярности.

Эффективный радиус R_q сжатой дуги при сварке можно определить как $R_q = (1{,}3…1{,}4)\, d_с$, где $d_с$ – диаметр плазмообразующего сопла.

Для расчета термического к.п.д. целесообразно воспользоваться зависимостями Н.Н. Рыкалина [16] $\eta_т(\varepsilon_2)$ и $\eta_т(\varepsilon_3)$, в которых аргументом служат безразмерные комплексы:
для схемы линейного источника теплоты в тонком листе –

$$\varepsilon_2 = \frac{Q_э}{s\, a\, \rho \Delta H}, \qquad (2.38)$$

для схемы точечного источника теплоты на полубесконечном теле –

$$\varepsilon_3 = \frac{Q_э\, v}{a^2\, \rho \Delta H}. \qquad (2.39)$$

Первую схему (2.38) можно принять при сварке проникающей дугой высокотеплопроводных материалов (алюминиевых, медных сплавов), вторую (2.39) – при сварке непроникающей дугой или при наплавке с определенным отношением глубины и ширины шва или наплавляемого валика [16]. При сварке проникающей дугой низкотеплопроводных материалов (титановых сплавов, высоколегированных сталей и т.п.) расчет $\eta_т$ только по первой схеме дает, как показала экспериментальная проверка, завышенные значения $\eta_т$, поэтому в этих случаях можно в качестве первого приближения для оценки термического к.п.д. привлечь обе схемы расчета и брать среднее значение $\eta_т$.

Для выбора схем расчета термического к.п.д. можно воспользоваться рекомендациями табл. 2.4 и рис. 2.22.

Последовательность расчета параметров режима плазменной сварки проникающей дугой при заданной ширине шва e (в скобках указан номер формулы): $d_с$ (2.17); I (2.33); $U_д$ (2.37); $Q_э$ (2.36); ε_2 (2.38); ε_3 (2.39); $\eta_т$; $f_ш$; v (2.36); $q_п$. Следует обратить внимание на то, что в отличие от традиционных сварочных расчетов определяющую роль здесь играет диаметр плазмообразующего сопла $d_с$, связанный непосредственно с шириной шва e и позволяющий сразу выбрать ток дуги (рис. 2.23).

Сравнение расчетных и экспериментальных параметров режима плазменной сварки, обеспечивающих удовлетворительное формирование шва, показало их сходимость в пределах погрешности 10 % (рис. 2.24 и 2.25).

Для увеличения скорости плазменной сварки необходимо увеличивать ширину шва e, а для уменьшения сечения шва (и, соответственно, уменьшения объема ванны и расхода присадки) – уменьшать e. Но при этом необходимо оставаться в области минимальной погонной энергии ($q_{п\text{-}min} + A$), где A – заданное допустимое отклонение от $q_{п\text{-}min}$ (рис. 2.23).

Рассмотрим результаты расчета погонной энергии и скорости сварки для листов титана ВТ1-0 и алюминиево-магниевого сплава АМг6 толщиной $s = 4$ мм при варьировании шириной шва e (рис. 2.26 и 2.27). Выбранные материалы имеют существенно различные температуропроводности (отличающиеся более чем на порядок). Штриховкой на рис. 2.26 и 2.27 отмечены значения ширины шва e, соответствующие минимумам погонной энергии при $d_с = 0{,}6\ e$ и

d_c = 0,4 e. Для титана эти значения e составляют соответственно 3 и 4,4 мм, для АМг6 – 5 и 7 мм.

Таблица 2.4.

Рекомендуемые схемы расчета термического к.п.д. при плазменной сварке и наплавке

s, мм	Сварка металлов и сплавов, имеющих температуропроводность a, мм^2/с									Наплавка
	≤ 6;		≤ 12;		≤ 20;		≤ 60;		> 60;	
	Ti – CrNiFe		Fe – Ni		Cu – сплавы		Al – сплавы		Al – Cu	
≤ 1,5	2	–	1	–	1	–	1	–	1	1
≤ 2	2	(5)	1	–	1	–	1	–	1	1
≤ 3	2	(5)	2	(5)	2	(1)	2	(1)	1	2
≤ 5	3	(5)	2	(5)	2	(1)	2	(1)	1	2
≤ 8	3	(5)	3	(5)	2	(1)	2	(1)	1	2–3
≤ 12	4	(5)	3	(5)	3	(1)	3	(1)	2	2–3
> 12	4	(5)	4	(5)	3	(1)	3	(1)	2	3–4
$\eta_т$ *	0,35		0,30		0,25		0,20		0,15	0,20

Примечания к табл. 2.4:

I. * – первое приближение $\eta_т$

II. в скобках указан номер схемы при сварке проникающей дугой

III. схемы расчета (см. рис. 2.22)

1 – линейный источник (ε_2);

2 – точечный источник(ε_3):

H'/B' = 2,5; H/B = 0,1;

3 – H'/B' = 0,8; H/B = 0,3;

4 – $H'/B' = H/B$ = 0,5;

5 – термический к.п.д. $\eta_т$ определяется по схемам 1 и 4.

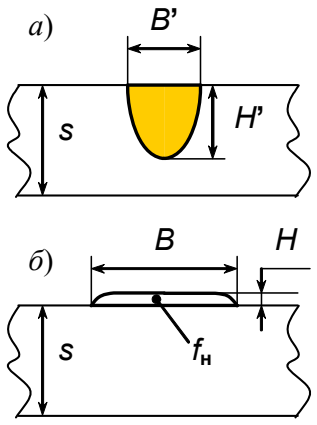


Рис.2.22. Ширина и глубина шва при сварке (а) и наплавке (б)

При геометрии шва, соответствующей $q_{п\text{-}min}$, на сплаве АМг6 скорость сварки значительно выше, чем при аргонодуговой сварке свободной дугой. В то же время на титане скорость сварки невелика, и даже если вести процесс при d_c = 0,6 e, когда увеличивается глубина подрезов шва, скорость остается равной 20…22 м/ч. Поэтому для титана в соответствии с алгоритмом выбора оптимальных режимов (см. рис. 2.23) целесообразно расчетную ширину шва несколько увеличить до некоторого значения, которое принимается за оптимальное. Как отмечалось ранее, можно принять ширину шва, при которой функция $v(e)$ начинает расти слабее, чем прямо пропорционально e (см. рис. 2.26),

например, для титана толщиной s = 4 мм это 5,5…6 мм. При такой геометрии шва $q_{\text{п}}$ не превысит $q_{\text{п-min}}$ более чем на 9…17 %, а подрезы шва (при $d_{\text{с}} = 0{,}4e$) будут минимальны.

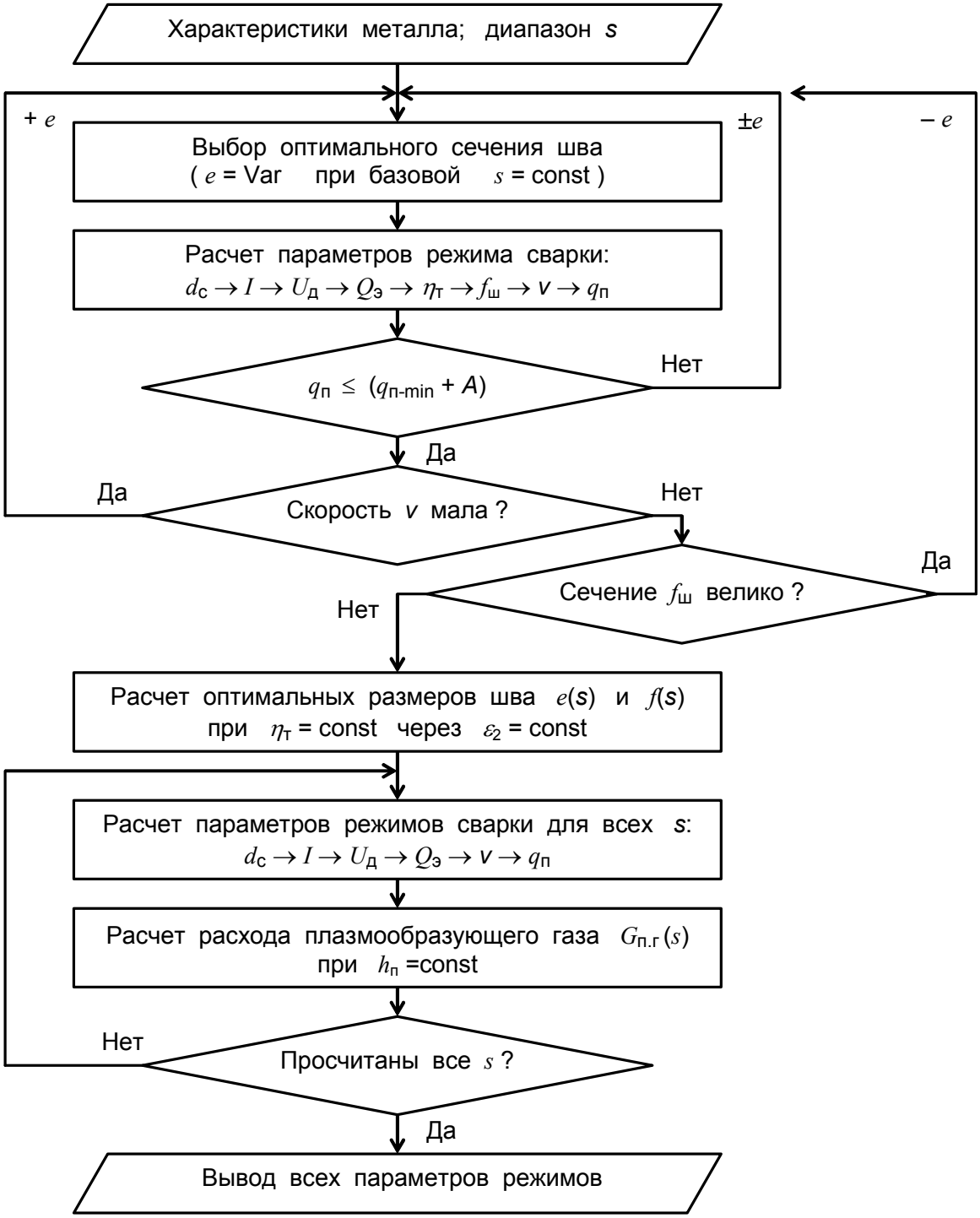


Рис. 2.23. Обобщенный алгоритм расчета семейства оптимальных режимов плазменной сварки проникающей дугой конкретного металла

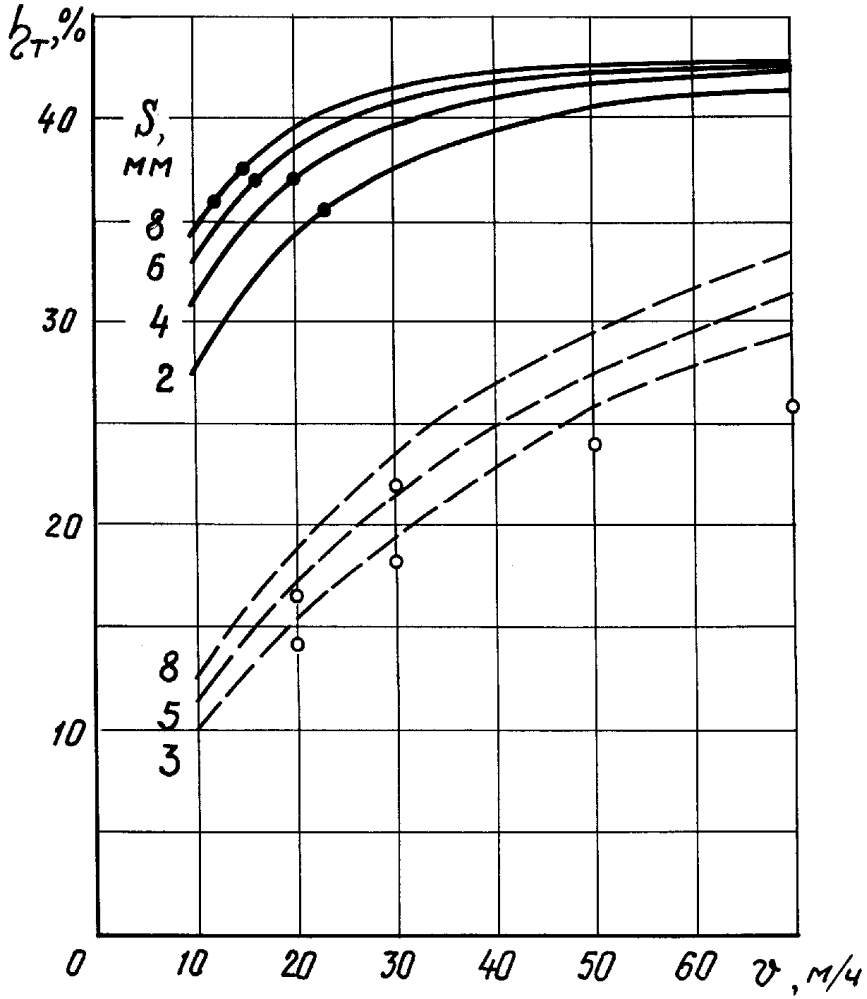


Рис.2.24. Расчетные и экспериментальные значения $\eta_т$ плазменной сварки титана ВТ1-0 (——, •) и сплава АМг6 (-------, ○)

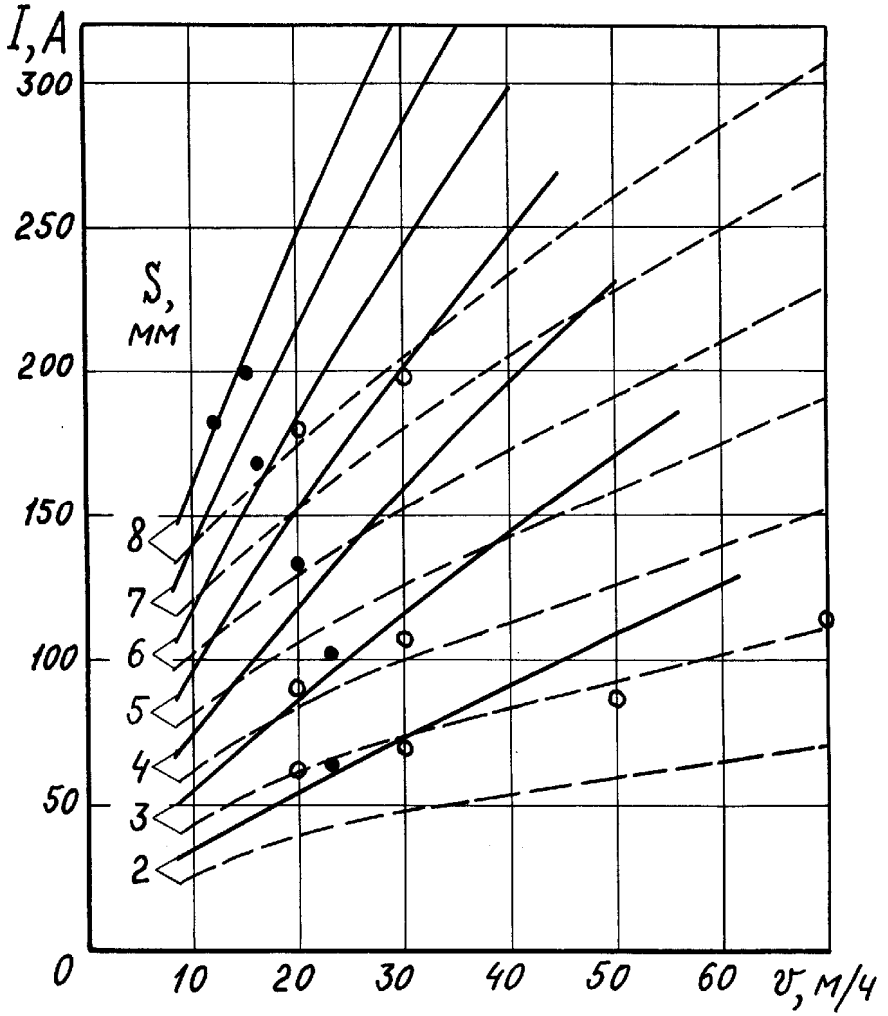


Рис.2.25. Расчетные и экспериментальные параметры режима плазменной сварки титана ВТ1-0 (——, •) и сплава АМг6 (-------, ○)

Для алюминиево-магниевого сплава АМг6 (см. рис. 2.27) с целью повышения статической устойчивости процесса сварки, уменьшения объема ванны и снижения необходимого количества присадочного материала (с которым, в частности, могут вноситься в шов загрязнения) целесообразно, наоборот, несколько уменьшить расчетную ширину шва. При $d_c = 0{,}4\,e$ сокращение ширины шва e до 5,5 мм уменьшает объем ванны и расход присадки на 20…30 %, скорость сварки остается достаточной (приблизительно вдвое выше, чем при аргонодуговой сварке свободной дугой), а погонная энергия превышает $q_{\text{п-min}}$ не более, чем на 20…23 %.

Обобщая результаты расчета геометрии шва, погонной энергии и скорости сварки различных материалов (рис. 2.29), примем для толщины свариваемых листов $s = 4$ мм одно значение оптимальной ширины шва e – около 5,5 мм. Значения ширины шва e, соответствующие минимуму погонной энергии $q_{\text{п-min}}$ на листах различных групп свариваемых материалов толщиной 4 мм, практически не выходят из области, ограниченной титаном и сплавом АМг6.

Таким образом, для различных металлов и сплавов, свариваемых в режиме проникающей дуги, можно рекомендовать одну оптимальную ширину шва, например: при толщине листов 4 мм значение $e_{\text{опт}} = 5{,}5$ мм.

При сварке определенного металла или сплава в случае изменения толщины свариваемых листов s целесообразно сохранять условия сварки, соответствующие оптимальному формированию шва. Чтобы обеспечить устойчивость процесса сварки листов различной толщины, необходимо сохранять неизменной величину определяющего критерия подобия. Как было показано в разд. 2.2, отношения критериев Pe/Ki и $(\text{Fo}\cdot\text{Ki})^{-1}$ связывают изменение теплосодержания металла и мощность источника теплоты и при выбранных масштабах фактически являются аналогом термического к.п.д. процесса сварки $\eta_т$.

Таким образом, термический к.п.д. в виде (2.14), наиболее точно учитывающем реальный процесс сварки, может выступать в качестве определяющего критерия подобия. Подобие гидродинамической и тепловой обстановки в зоне сварки, ответственной за устойчивое формирование ванны и шва, должно сохраняться при постоянстве термического к.п.д. $\eta_т$.

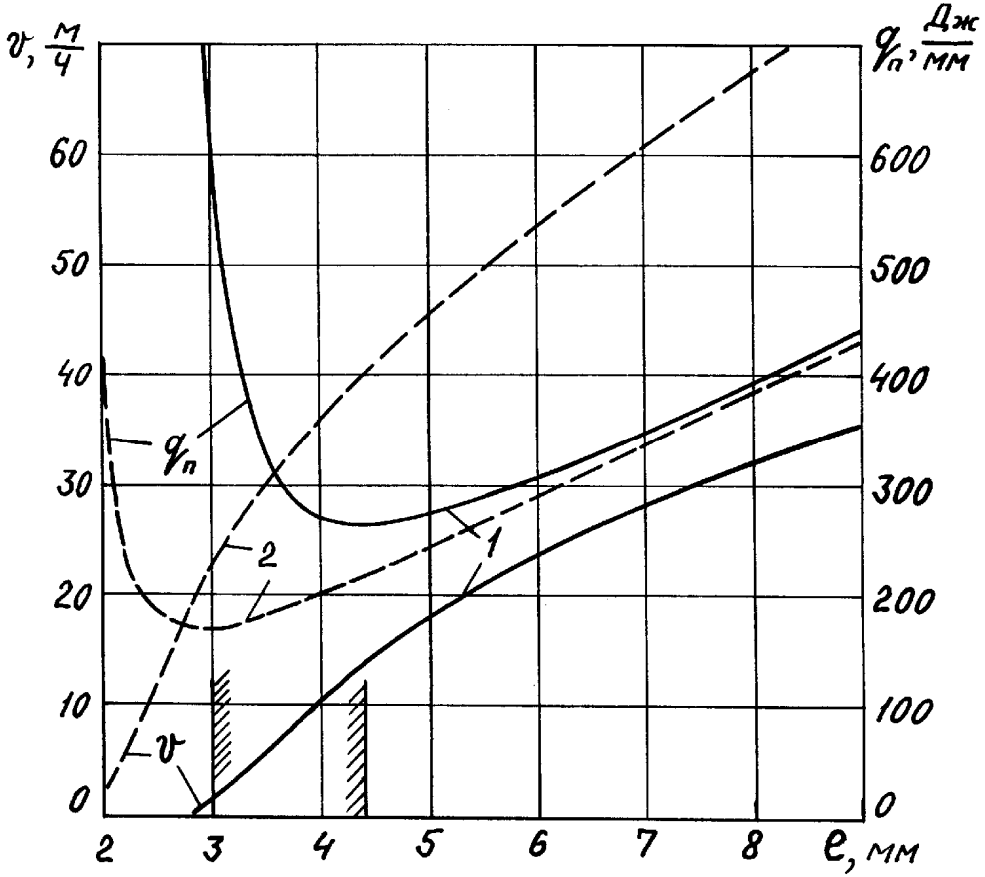


Рис. 2.26. Зависимость погонной энергии $q_п$ и скорости сварки v от ширины шва e на листах титана ВТ1-0 толщиной 4 мм
(1 – при $d_c = 0{,}4\,e$; 2 – при $d_c = 0{,}6\,e$)

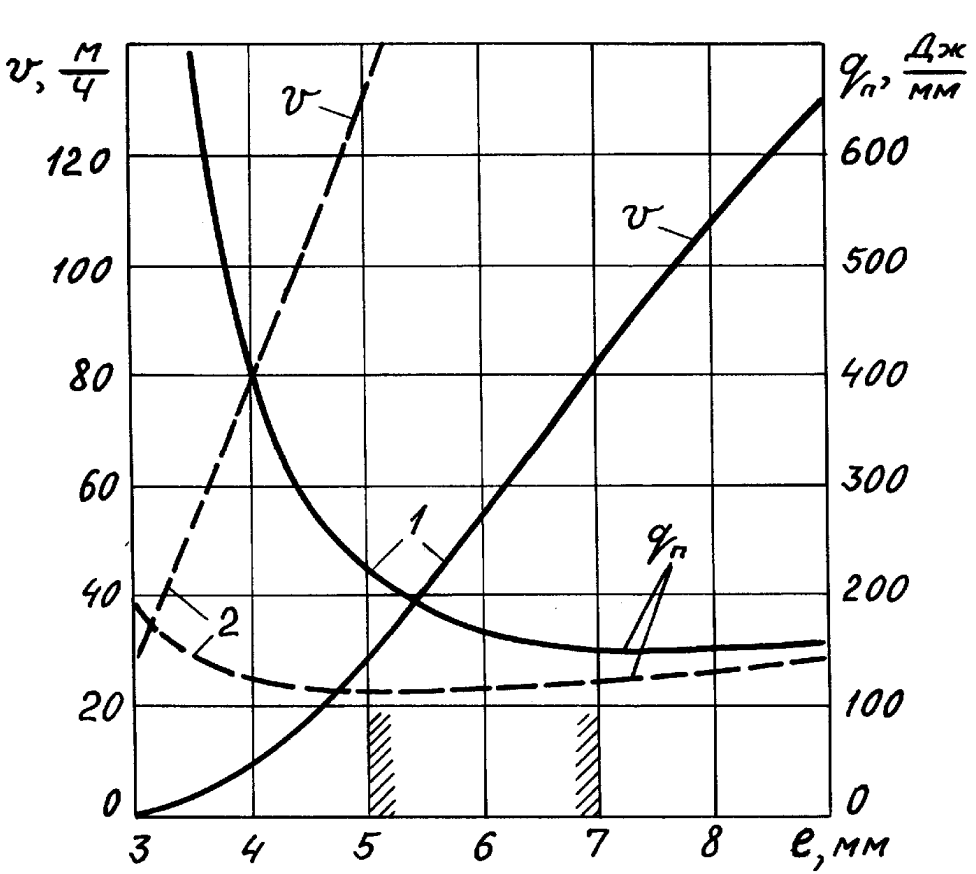


Рис. 2.27. Зависимость погонной энергии $q_п$ и скорости сварки v от ширины шва e на листах алюминиево-магниевого сплава АМг6 толщиной 4 мм
(1 – при $d_c = 0{,}4\,e$; 2 – при $d_c = 0{,}6\,e$)

Для схемы линейного источника теплоты в пластине при постоянстве $\eta_т$ комплекс ε_2 = const (2.38). Следовательно, изменение эффективной мощности должно быть прямо пропорционально изменению толщины свариваемых листов s, и на единицу толщины свариваемых листов должна приходиться постоянная усредненная удельная мощность (интенсивность источника) $Q_э/s$.

Как было показано ранее, одним из безразмерных комплексов, описывающих процесс плазменной сварки, является число Эйлера, с помощью которого было получено критериальное уравнение, связывающее свойства металла и режим сварки с величиной относительных подрезов $h_п/s$ (2.18), (2.19).

Наблюдается хорошая сходимость расчетных и экспериментальных (определенных по подрезам) значений числа Эйлера для режимов плазменной сварки, обеспечивающих нормальное формирование шва (Рис. 2.28, 2.30).

По результатам экспериментальных исследований можно записать (см. (2.17), рис. 2.31 и 2.36): $d_с = c_1 e = c_1 s^{0.5}$; $f_ш \approx c_2\, s\, e \approx c_3\, s^{1.5}$; $v_с = c_4\, s^{-0,5}$ (где c – экспериментальные константы). Подставляя в уравнение (2.19) при $\eta_т$ = const и $v_{п.г} \approx$ const, получим (см. рис. 2.28):

$$\frac{h_п}{s} \approx c_5 \frac{1}{s}.$$

Таким образом, условием приближенного подобия процессов плазменной сварки данного металла или сплава при изменении толщины свариваемых листов является

$$\eta_т = \text{const}; \qquad h_п = \text{const}. \tag{2.40}$$

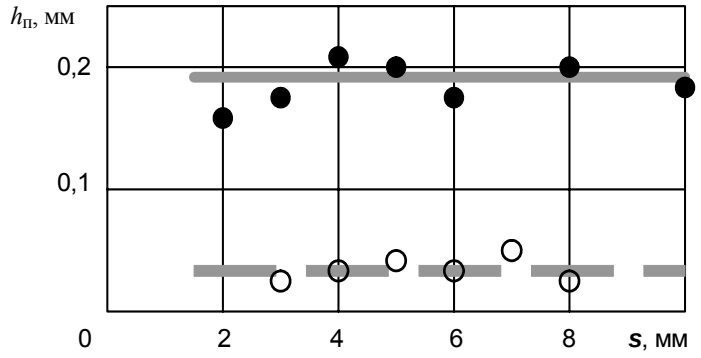


Рис.2.28. Глубина подрезов шва на оптимальных режимах плазменной сварки титана ВТ1-0 (•) и сплава АМг6 (○) ($d_с$ = 0,4 e)

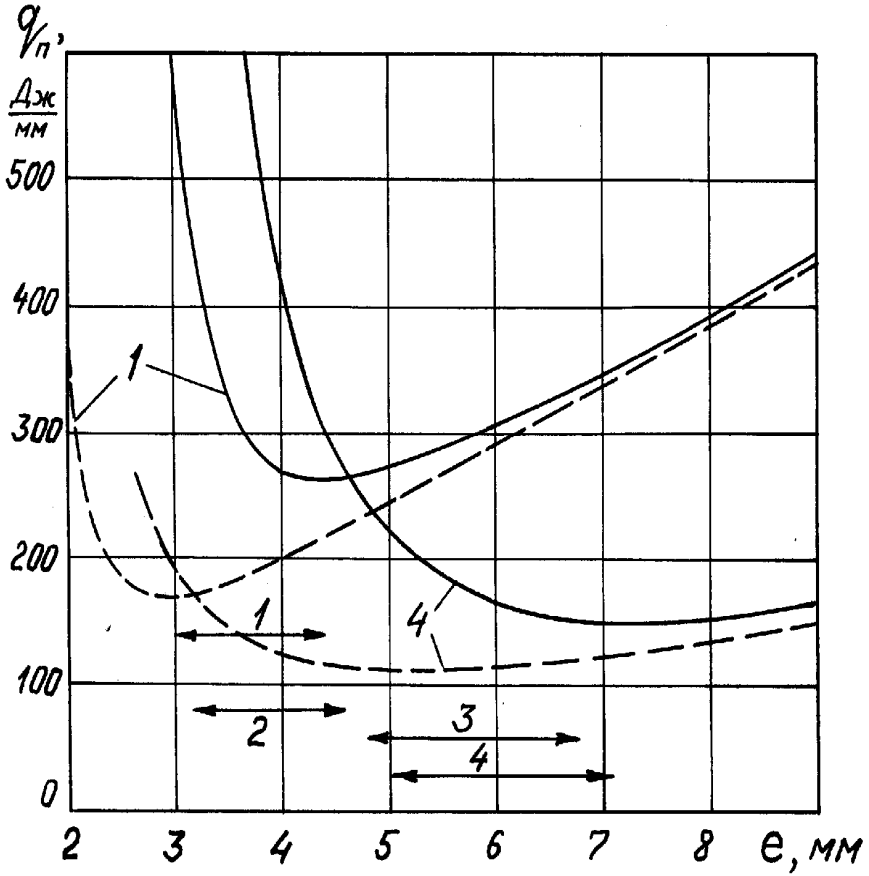


Рис. 2.29. Диапазоны значений ширины шва e, соответствующие минимуму погонной энергии $q_{п\text{-}min}$ на листах различных материалов толщиной 4 мм : 1 – ВТ1-0; 2 – Х18Н9Т; 3 – 30ХГСА; 4 – Амг6;
——— $d_c = 0{,}4\ e$; -------- $d_c = 0{,}6\ e$

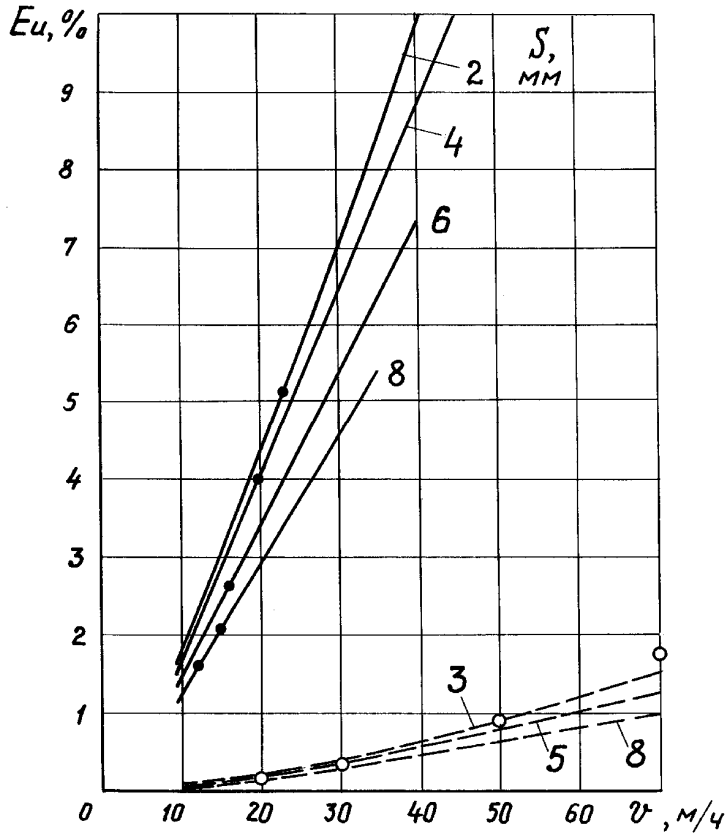


Рис. 2.30. Расчетное и экспериментальное значение числа Эйлера при плазменной сварке титана ВТ1-0 (——, •) и сплава АМг6 (-------, ○)

Уже при анализе экспериментальных значений термического к.п.д. плазменной сварки, обеспечивающих удовлетворительное формирование шва на титане (см. рис. 2.24), нельзя не заметить явную локализацию значений $\eta_т$ для различных толщин свариваемых листов в области $\eta_т$ = = 36…38 %.

Более точно обоснованное оптимальное значение термического к.п.д. может быть определено в соответствии с алгоритмом (см. рис. 2.23) по оптимальной геометрии сварного шва, т.е. по $e_{опт}$, которую в соответствии с рис. 2.29 можно для каждой конкретной толщины свариваемых листов принять одинаковой для всех материалов, свариваемых в режиме проникающей дуги.

Аналитически связь $e_{опт}$ (s) при $\eta_т$ = const обнаруживается по безразмерному комплексу (2.38) ε_2 = const. С учетом процедуры алгоритма (см. рис. 2.23) выводится квадратное уравнение, которое решается относительно $e_{опт}$ (s), и берется положительный корень уравнения. При использовании двух схем расчета (линейного и точечного источника теплоты) для оценки $\eta_т$ при сварке низкотеплопроводных металлов и сплавов (ВТ1-0, Х18Н9Т и т.п.) можно не вводить дополнительной поправки для расчета по схеме линейного источника, так как изменения термического к.п.д. для схемы точечного источника $\eta_т(\varepsilon_3)$ в области, близкой к максимальному значению $\eta_{т.точ}$, незначительны и ими можно пренебречь. Так, например, для титана термический к.п.д. по схеме точечного источника при увеличении толщины листов с 2 до 8 мм возрастает с 29 до 31 %; для высоколегированных сталей в том же диапазоне толщин изменение $\eta_{т.точ}$ по схеме точечного источника тоже не превышает 2 %.

Полученные зависимости $e_{опт}(s)$ при $\eta_{т.лин}$ = const для некоторых типичных представителей распространенных групп металлов, свариваемых в режиме проникающей дуги, сведены в таблицу (табл. 2.5). Расчетные и экспериментальные характеристики оптимальной геометрии сварных швов и, в качестве примера, соответствующие им оптимальные параметры режима сварки титана представлены на рис. 2.31.

Для практического использования зависимостей $e(s)$ и $e_1(s)$ их удобно аппроксимировать следующими формулами (см. рис. 2.31):

$$e_{опт} = 2{,}8\ s^{0{,}5}; \qquad e_{1опт} = 2{,}8\ s^{0{,}1}, \tag{2.41}$$

где все величины измеряются в миллиметрах.

Представленные на графиках (см. рис. 2.31) аппроксимирующие зависимости $Q_э(s)$ и v(s) показывают характер изменения оптимальных значений эффективной мощности и скорости плазменной сварки с увеличением толщины свариваемых листов (эти зависимости понадобятся для дальнейшего анализа). Все графики выходят за границы толщин, определяемых условием статической устойчивости сварочной ванны (2.35), однако если исключить (или скомпенсировать) действие поля гравитации или искусственными приемами уменьшить ширину e_1 и, соответственно, радиус кривизны проплава, то полученные зависимости могут представлять практический интерес.

Таблица 2.5

Оптимальная ширина швов при плазменной сварке проникающей дугой, обеспечивающая оптимальное значение $\eta_{т.лин}$ = const при $d_с = 0{,}4\,e$

Материал	$\eta_{т.лин}$, %	$e_{опт}(s)$, мм
АМг6	26	$8{,}85\,[0{,}50\,(6{,}5 + s)^{0{,}5} - 1]$
Х18Н9Т	39	$5{,}85\,[0{,}61\,(5{,}5 + s)^{0{,}5} - 1]$
ВТ1-0	44	$5{,}85\,[0{,}60\,(5{,}6 + s)^{0{,}5} - 1]$

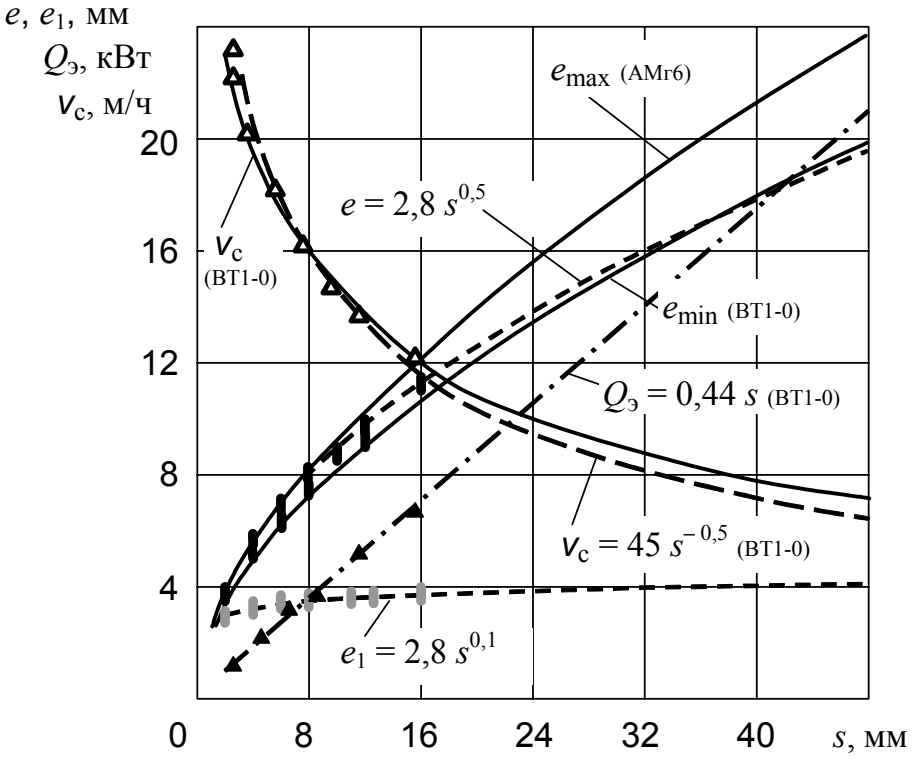


Рис. 2.31. Расчетные (——) и экспериментальные (– – – –) характеристики шва (e, e_1) на различных материалах и оптимальные параметры ($Q_э$, $v_с$) режимов сварки титана ВТ1-0 при $\eta_{т.лин}$ = const ($d_с = 0{,}4\,e$)

Следует отметить, что рассчитанные оптимальные значения ширины шва при плазменной сварке меньше, чем при других способах дуговой сварки. Сравнительный анализ оптимальных диаметров плазмообразующего сопла, полученных из экспериментов и литературных данных показывает, что фактически все известные сведения о диаметрах плазмообразующего сопла d_c при сварке укладываются в диапазон, определенный с помощью выведенных закономерностей (рис. 2.32).

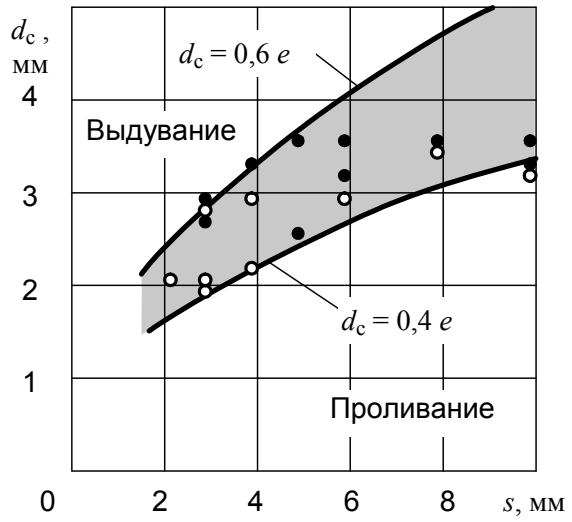


Рис. 2.32. Диаметры плазмообразующего сопла при плазменной сварке проникающей дугой:
——— – расчетные значения; **O** – эксперимент;
● – литературные данные [46–52]

В соответствии с алгоритмом (см. рис. 2.23) по найденной зависимости $e_{опт}(s)$ при $\eta_т$ = const рассчитываются оптимальные параметры режимов сварки для всего диапазона толщин s данного материала. В качестве примера приведены (рис. 2.33) результаты расчета погонной энергии в функции ширины шва для листов алюминиево-магниевого сплава АМг6 различной толщины. Видно, что выбранная оптимальная геометрия швов требует погонных энергий $q_{п.opt}$, лишь незначительно превышающих $q_{п.min}$.

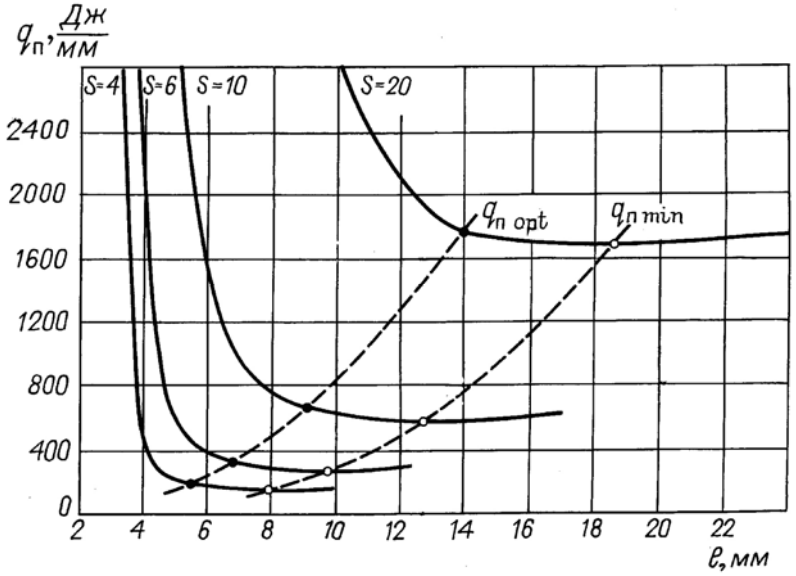


Рис. 2.33. Погонная энергия $q_{п.opt}$ для оптимальных значений ширины шва e на листах сплава АМг6 различной толщины s

При расчете скорости сварки по (2.36) низкотеплопроводных материалов с использованием двух схем источника теплоты (см. табл. 2.4) сначала по ε_2 (при известной $Q_э$ для базовой толщины s) определяется термический к.п.д. по схеме линейного источника теплоты, затем итерацией по первому приближению скорости сварки через ε_3 определяется: $\eta_{т,точ}$, среднее значение $\overline{\eta}_т \approx 0{,}5(\eta_{т.лин} + \eta_{т.точ})$ и усредненная скорость сварки $\overline{v}$. С учетом подобия обстановки и процессов плазменной сварки на данном материале можно эту процедуру не повторять для других толщин свариваемых листов, а воспользоваться условием постоянства термического к.п.д. (2.40).

Обобщенные результаты расчета по алгоритму (см. рис. 2.23) представлены в таблице 2.6.Соответствующие оптимальной геометрии швов термический к.п.д. процесса плазменной сварки $\eta_т$ и глубина подрезов шва $h_п$ для каждого свариваемого материала остаются постоянными при всех $s \geq 2$ мм.

Экспериментальные исследования плазменной сварки подтвердили значения оптимальных параметров режимов сварки, обеспечивающие устойчивое (стабильное) формирование швов на различных металлах и сплавах при соответствующих оптимальных значениях термического к.п.д., постоянных для каждого свариваемого материала, выбранных с учетом дополнительных условий (минимизация погонной энергии, увеличение скорости сварки и др. (табл. 2.6).

Таблица 2.6.

Параметры процесса формирования швов при плазменной сварке проникающей дугой на оптимальных режимах ($d_с = 0{,}4\ e$)

Параметр	Материал				
	ВТ1-0	Х18Н9Т	АМг6	сталь 20	А8
$\eta_т$, %	37	32	26	24	14
$h_п$, мм	0,2	0,04	0,03	0,005	0,01

С учетом полученных оптимальных значений термического к.п.д. можно проверить корректность сделанного допущения расчета $\eta_т$ для низкотеплопроводных материалов по среднему значению $\eta_{т.лин}$ и $\eta_{т.точ}$.

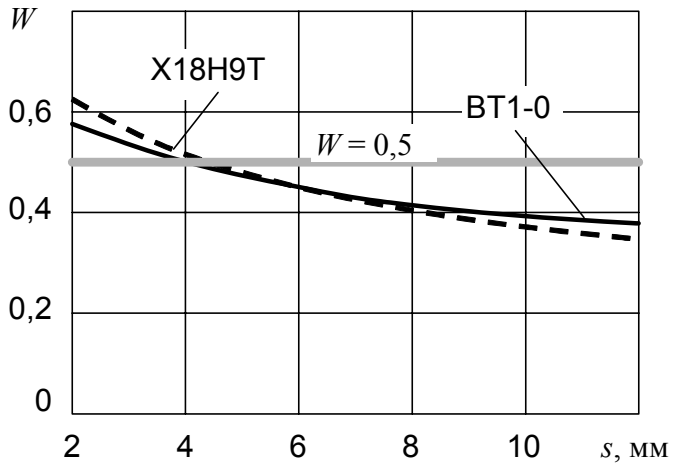


Рис. 2.34. Весовой коэффициент W для выбора схемы расчета при различной базовой толщине свариваемых листов ($d_c = 0{,}4\,e$)

Если воспользоваться выражением

$$\eta_т = W\,\eta_{т.лин} + (1 - W)\,\eta_{т.точ},$$

где W – весовой коэффициент отношения $\eta_{т.лин}/\eta_{т.точ}$ (изменяется от 0 до 1), то можно определить значения W для обеспечения постоянства термического к.п.д. на любой толщине свариваемых листов, выбираемой как базовой (рис. 2.34).

Как видно из графика, для принятой выше базовой толщины листов 4 мм была правомочно назначена величина коэффициента $W = 0{,}5$.

В табл. 2.7 сведены основные параметры режимов плазменной сварки проникающей дугой, определяемые только толщиной свариваемых листов: диаметр плазмообразующего сопла d_c и ток дуги I, – при оптимальной геометрии шва. Эти параметры подходят практически для всех материалов, свариваемых сжатой дугой.

При этом выбор отношения d_c/e дает возможность назначать:

- высокое качество формирования шва при минимальных подрезах, если выбирается оптимальный диаметр сопла $d_c = 0{,}4\,e$;
- высокую производительность при максимальной скорости сварки, если выбирается максимальный диаметр сопла $d_c = 0{,}6\,e$.

Различие режимов плазменной сварки листов одинаковой толщины для разных свариваемых материалов будет в скорости сварки (рис. 2.35), а также – в расходе плазмообразующего газа. Погрешность расчета режимов обычно не превышает 10 %. В ряде случаев, в зависимости от свариваемости металлов и сплавов, необходимо при использовании разработанного алгоритма учитывать дополнительные ограничивающие условия, например, по скорости сварки (для уменьшения склонности металла шва к горячим трещинам или к образованию закалочных структур и т.п.).

При поддержании в ходе плазменной сварки расстояния между соплом и изделием $l_{си}$ в пределах (1…2) $d_с$ основные закономерности формирования шва меняются весьма незначительно, сохраняя достаточную устойчивость процесса сварки.

Таблица 2.7.

Параметры режимов плазменной сварки проникающей дугой для различных металлов и сплавов при оптимальной геометрии шва

s, мм	e, мм	e_1 , мм	Высокое качество		Высокая производительность	
			$d_с$, мм	I, А	$d_с$, мм	I, А
2	4,0	3,1	1,6	60	2,4	140
3	4,8	3,2	1,9	90	2,9	190
4	5,6	3,3	2,2	120	3,4	240
5	6,2	3,4	2,5	150	3,7	270
6	6,8	3,4	2,7	170	4,1	310
8	7,9	3,5	3,2	220	4,8	380
10	8,9	3,6	3,6	260	5,3	430
16	11,2	3,7	4,5	350	6,7	570
30[*)]	15,3	3,9	6,1	510	9,2	820
[*)] – режимы сварки листов толщиной 30 мм экспериментально не проверялись						

Анализируя полученные результаты, сделаем некоторые выводы:

– существуют области режимов плазменной сварки проникающей дугой, обеспечивающих высокое качество швов не только на таких традиционных для обработки этим способом материалов, как титан и его сплавы и высоколегированные стали, но и на других материалах – алюминии и его сплавах, углеродистых и низколегированных сталях;

– стабильность процесса плазменной сварки определяется не только коэффициентом поверхностного натяжения свариваемого металла, но и гидродинамической и тепловой обстановкой, которые характеризуются термическим к.п.д. процесса и оптимальным сочетанием параметров режима (трудности сварки на весу чистой меди связаны, в частности, с очень низким $\eta_т$, меньшим 7 %);

– наилучшее формирование швов обеспечивается при оптимальном диаметре сопла $d_c = 0{,}4\,e$; при этом по производительности сварки (в порядке убывания) свариваемые материалы располагаются в следующем порядке: алюминиевые сплавы, алюминий, титан и его сплавы, высоколегированные стали и сплавы, углеродистые и низколегированные стали; увеличение скорости сварки при возрастании диаметра сопла ($d_c \to d_{c\,max}$) сопровождается увеличением подрезов шва.

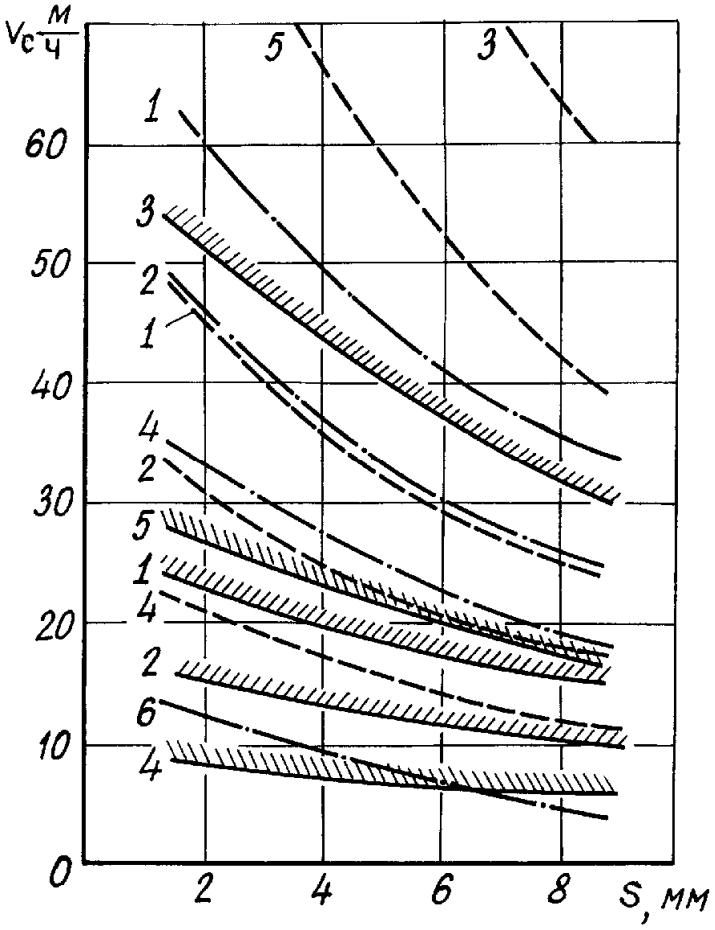


Рис. 2.35. Диапазоны скоростей плазменной сварки для оптимального (——), среднего(- - - -) и максимального (-·-·-) диаметров сопла:
1 – ВТ1-0; *2* – Х18Н9Т; *3* –АМг6;
4 – сталь 20; *5* – А8; *6* – М1

Таким образом, для многих металлов и сплавов существует область оптимальных режимов плазменной сварки проникающей дугой, характеризующихся постоянством термического к.п.д. процесса для каждого материала и различающихся при данной толщине материалов в первую очередь скоростью сварки, а также – расходом газа.

Необходимые для расчета режимов плазменной сварки основные теплофизические характеристики некоторых групп металлов и сплавов представлены в табл.2.8.

Расчет расхода плазмообразующего газа $G_{п.г}$ (s) можно произвести по критериальному уравнению (2.19) через скорость потока газа $v_{п.г}$ и диаметр сопла d_c с учетом постоянства глубины подрезов (2.40) на данном материале при оптимальном формировании шва (см. табл. 2.6).

Величину подрезов $h_{\text{п}}$, характерную для данного материала, можно найти по экспериментальным данным при сварке листов одной (базовой) толщины или рассчитать по (2.18) или (2.19) после экспериментального подбора величины расхода газа для базовой толщины (последний метод целесообразно применять, прежде всего, при очень малых абсолютных значениях глубины подрезов $h_{\text{п}}$).

Таблица 2.8.

Теплофизические характеристики некоторых групп металлов и сплавов, используемые при расчетах плазменных технологий

Материал	$T_{\text{пл}}$, °С	$\rho\Delta H_{\text{пл}}$, Дж/(мм^3)	$\rho\Delta H^{*)}$, Дж/(мм^3)	c, Дж/(кг·К)	a, мм^2/с	λ, Вт/(мм·К)	ρ, 10^{-6} кг/(мм^3)
Углеродистая и низколегированная сталь	1500	2,1	9,5	649	8,0	0,040	7,7
Высоколегированная сталь	1450	≈ 2,1	8,6	590	5,5	0,025	7,7
Никель	1455	2,6	9,1	522	11,0	0,050	8,7
Титан	1668	1,4	7,6	840	4,5	0,017	4,5
Медь	1083	1,8	5,8	426	95,0	0,360	8,9
Бронза	1027	≈ 1,8	5,2	388	18,0	0,060	8,6
Алюминий	660	1,1	2,8	994	82,0	0,220	2,7
Алюминиево-магниевые сплавы	630	≈ 1,0	2,6	1012	57,0	0,150	2,6

*) $\rho\Delta H$ – полное теплосодержание единичного объема металла, в котором учитывается теплота фазовых превращений, включая теплоту плавления $\rho\Delta H_{\text{пл}}$;

c, a – среднее значение удельной теплоемкости и температуропроводности без учета теплоты плавления.

Учет теплоты плавления расплавляемого материала $\rho\Delta H_{\text{пл}}$, поглощаемой в головной части ванны, можно произвести методом итераций при расчете скорости движения. На первом шаге расчет скорости движения проходит без учета теплового эффекта плавления. Затем определяется, какая тепловая мощность идет собственно на плавление заданного расплавляемого сечения сварного шва $f_{\text{ш}}$. Эта тепловая мощность вычитается из исходной $Q_{\text{э(исх)}}$. По полученной

разности мощностей $Q_{э(n+1)}$ опять рассчитывается скорость движения, (которая должна обеспечить заданное расплавляемое поперечное сечение $f_ш$). Вновь определяется собственно тепловая мощность, пошедшая на плавление заданного расплавляемого сечения $f_ш$. Расчеты показывают, что итерационный процесс обычно за 5–7 шагов сходится. Он задается формулой:

$$Q_{э(n+1)} = Q_{э(исх)} - f_ш \, v_{(n)} \, \rho \, \Delta H_{пл} ,$$

где $Q_{э(исх)}$ – исходная эффективная мощность дуги;

$Q_{э(n+1)}$ – эффективная мощность дуги на очередном шаге итерации;

$f_ш$ – заданное расплавляемое сечение (сечение шва или наплавляемого слоя);

$v_{(n)}$ – скорость движения на предыдущем шаге итерации.

По окончании итерационного процесса учитывается расчетная эффективная мощность (с учетом теплоты плавления), по которой можно строить температурные поля (уже не учитывая дополнительно теплоту плавления).

При определении расхода плазмообразующего газа следует учитывать доминирующее влияние давления столба жидкого металла p_s в силовой картине и, соответственно, зависимость расхода газа от плотности свариваемого металла пропорционально $\rho^{0,5}$ (см. рис. 2.7).

При анализе отношения

$$\rho^{0,5}_{(АМг6)} / \rho^{0,5}_{(ВТ1\text{-}0)} / \rho^{0,5}_{(Х18Н9)} = 2,6^{0,5} / 4,5^{0,5} / 7,7^{0,5} \approx 0,6 / 0,8 / 1,0$$

получим очень близкое к оптимальным значениям отношение расходов плазмообразующего газа на данной толщине свариваемых листов для различных материалов. Если принять толщину металла s в миллиметрах, то на оптимальных режимах сварки ($d_c = 0,4\ e$) расход плазмообразующего газа составит:

$$\begin{aligned} G_{п.г} &= 0,6 \cdot 10^{-5} \, s \text{ – для АМг6,} \\ G_{п.г} &= 0,8 \cdot 10^{-5} \, s \text{ – для ВТ1-0,} \\ G_{п.г} &= 1,0 \cdot 10^{-5} \, s \text{ – для Х18Н9Т,} \end{aligned} \qquad (2.42)$$

где $G_{п.г}$ – в м^3/с; s – в миллиметрах.

Для более наглядного представления связей максимального давления p_m в центре активного пятна сжатой сварочной дуги и оптимального расхода плазмообразующего газа $G_{п.г}$ с толщиной свариваемых листов s построены соответствующие графики (рис. 2.36).

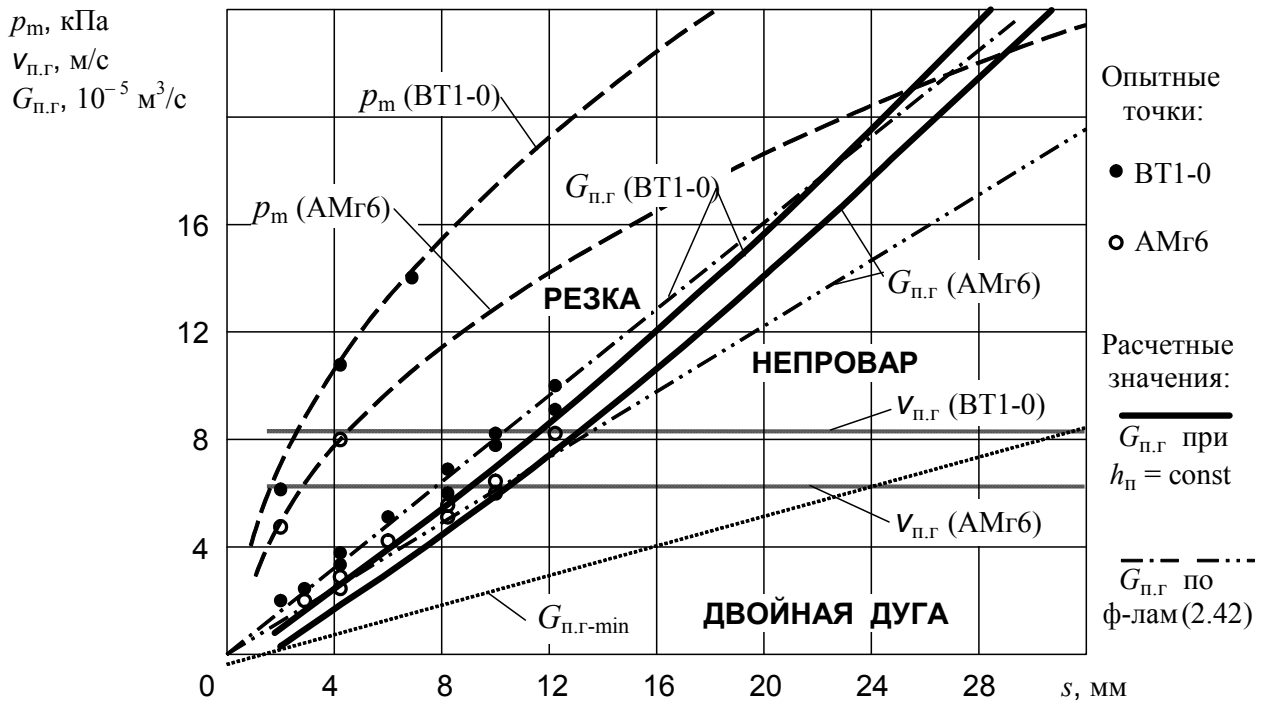


Рис.2.36. Зависимости давления сжатой сварочной дуги p_m, расхода $G_{п.г}$ и расчетной скорости холодного плазмообразующего газа $v_{п.г}$ от толщины свариваемых листов s при $d_c = 0{,}4\,e$; («РЕЗКА», «НЕПРОВАР», «ДВОЙНАЯ ДУГА» – области соответствующих расходов плазмообразующего газа $G_{п.г}$)

Зависимость давления сжатой дуги p_m от толщины свариваемых листов s на оптимальных режимах может быть аппроксимирована формулами:

$$\text{для титана ВТ1-0} \; - \; p_m \approx 5{,}6\, s^{0{,}5},$$

$$\text{для сплава АМг6} \; - \; p_m \approx 4{,}2\, s^{0{,}5},$$

где p_m измеряется в килопаскалях (кПа), s – в миллиметрах.

Скорости истечения холодного газа из плазмообразующего сопла $v_{п.г}$ для каждого свариваемого материала остаются постоянными.

Для реально свариваемых без разделки кромок толщин (до $s \approx 12$ мм) наблюдается (см. рис. 2.36) удовлетворительная сходимость расходов плазмообразующего газа $G_{\text{п.г}}$, рассчитанных при $h_{\text{п}} = \text{const}$, и по формулам, учитывающим плотность свариваемых материалов и доминирование давления p_s.

Как видно из графиков, минимально необходимый расход плазмообразующего газа $G_{\text{п.г.min}}$, обеспечивающий отсутствие образования аварийной двойной дуги (2.34), лежит значительно ниже оптимальных расходов газа, необходимых для качественной сварки проникающей дугой.

Повышение или снижение $G_{\text{п.г}}$ относительно оптимальных значений может привести, соответственно, к прожогу или непровару, но, учитывая явление саморегулирования сварочной ванны, некоторые колебания расхода газа допустимы и не будут нарушать нормального хода процесса плазменной сварки (2.23) (см. рис. 2.10).

И, наконец, необходимо обратить внимание на то, что определенные по описанному алгоритму расходы плазмообразующего газа и созданные в зоне сварки условия обеспечивают нахождение системы в области минимума погонного производства энтропии механической энергией потока газа (см. рис. 2.18), а, тем самым, и устойчивое состояние системы, и саморегулирование процесса плазменной сварки проникающей дугой.

Для проверки полученного замкнутого алгоритма расчета оптимальных режимов плазменной сварки оценим тепловую обстановку в зоне сварки данного материала в зависимости от толщины свариваемых листов. Исходя из принятых посылок, температурные поля при этом должны быть геометрически подобны или, по крайней мере, близкими к геометрическому подобию.

Для быстродвижущегося линейного источника [16] при $y_0 = 0$ и (пренебрегая теплоотдачей с поверхности листов) $b \to 0$, что допустимо для оценки температуры вблизи источника, т.е. в районе границы сварочной ванны,

$$T(y_0, t) = \frac{Q_э}{v\, s \sqrt{4 \pi \lambda c \rho t}}.$$

Отсюда длина жидкой сварочной ванны $L_в$ (длина изотермы $T_{пл}$):

$$L_в = v\,t = \frac{Q_э^2}{v\,s^2\,4\,\pi\,\lambda\,c\,\rho\,T_{пл}^2}.$$

Подставляя аппроксимирующие зависимости (см. рис. 2.31) для эффективной мощности $Q_э \approx C_1\,s$ и для скорости сварки $v \approx C_2\,s^{-\,0,5}$ (где C – экспериментальные константы), получим:

$$L_в \approx C_3\,\sqrt{s}.$$

Таким образом, для оптимальных режимов и ширина ванны (шва) $e_{опт}$ (2.41), и длина ванны $L_в$ при варьировании толщиной свариваемых листов s пропорциональны $\sqrt{s}$ (рис. 2.37).

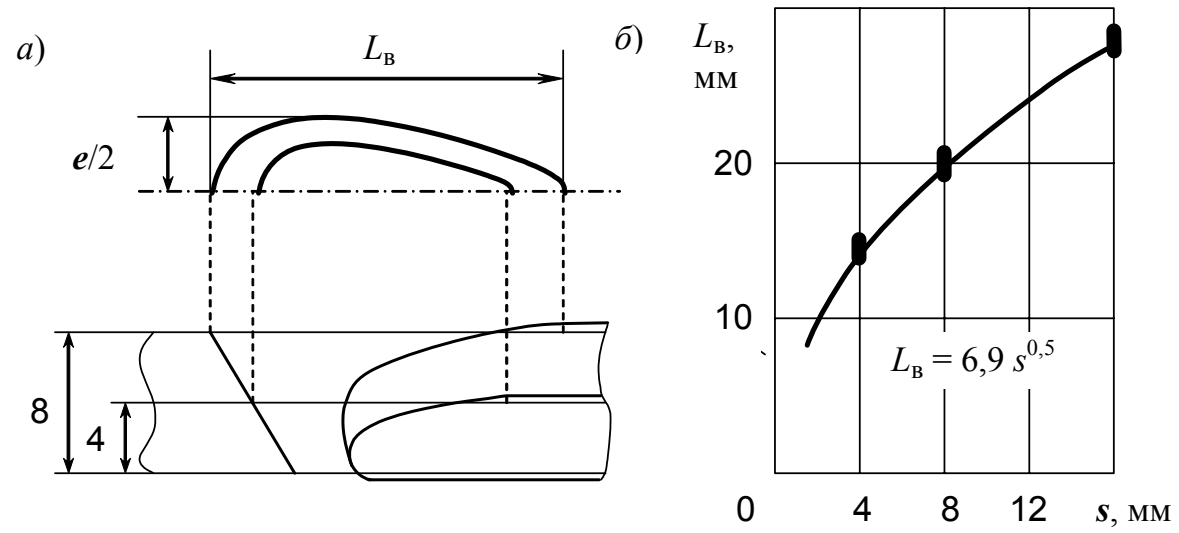


Рис. 2.37. Зависимость длины сварочной ванны $L_в$ от толщины листов s на титане ВТ1-0: *а*) схема для оптимального режима ($d_с = 0{,}4\,e$); *б*) сопоставление результатов расчета (————) и эксперимента (●)

Для схемы движущегося с конечной скоростью v линейного источника теплоты с эффективной мощностью $Q_э$ в пластине при $b \to 0$ [44]

$$T(x,r) = \frac{Q_э}{2\,\pi\,\lambda\,s}\exp\left(-\frac{v\,x}{2\,a}\right)K_0\left(\frac{v\,r}{2\,a}\right). \qquad (2.43)$$

Если на оптимальных режимах обеспечивается постоянство термического к.п.д. процесса сварки ($\eta_т$ = const) и $e_{опт} = 2{,}8\, s^{0{,}5}$, то при варьировании на данном материале толщиной свариваемых листов s координаты сходственных точек (координата x и радиус-вектор r элемента подвижного температурного поля) должны быть связаны с толщиной листов зависимостями:

$$x \approx C_4\, s^{0{,}5},$$

$$r \approx C_5\, s^{0{,}5},$$

где C – экспериментальные константы.

При этих условиях температура в сходственных точках должна сохраняться постоянной.

Подставляя аппроксимирующие зависимости для $Q_э$, v, x, r в выражение (2.43), получим:

- аргумент функции Бесселя $u \approx C_2\, s^{-0{,}5}\, C_5\, s^{0{,}5}/2\, a \approx$ const;
- модуль показателя экспоненты $C_2\, s^{-0{,}5}\, C_4\, s^{0{,}5}/2\, a \approx$ const;
- дробь $C_1\, s/2\, \pi \lambda\, s \approx$ const.

Таким образом, действительно $T \approx$ const в сходственных точках температурного поля, т.е. при сварке данного материала на оптимальных режимах при варьировании толщиной листов для выбранной схемы (линейный источник теплоты с постоянной интенсивностью по толщине листов) сохраняется подобие температурной обстановки в зоне плазменной сварки. Для источника теплоты с возрастающей по толщине интенсивностью от нуля у нижней плоскости листов подобие температурных полей будет наблюдаться на верхней плоскости свариваемых листов (где ширина ванны и шва определяется как $e = 2{,}8\, s^{0{,}5}$). При этом ширина шва снизу e_1 (относительно небольшой величины, см. рис. 2.30) будет изменяться незначительно, исключая проливание ванны.

Полученные результаты расчетов и опыты указывают на то, что для технологического подобия сварочных процессов действительно существенно не постоянство критериев Пекле и Кирпичева в уравнении (2.13), а постоянство их отношения, соответствующего термическому к.п.д.

2.7. Плазменные факелы сжатой дуги как источники информации о формировании сварочной ванны

Получение информации о формировании сварочной ванны, как уже отмечалось в разделе 1.4, возможно путем анализа электрических характеристик самой сжатой дуги, а также – ее плазменных факелов.

Исследования зависимостей информационных характеристик сжатой дуги от формирования ванны и шва проводились при следующих условиях:

a) для получения в опытах чистых сигналов траектория движения плазмотрона точно совпадала с осью стыка, или сварка имитировалась проплавлением сплошных пластин;
b) в качестве базового вида сварки принималась сварка проникающей дугой, при которой в наибольшей степени проявляются преимущества плазменной сварки;
c) в качестве основного материала при исследованиях (наряду с Х18Н10Т и ВТ1-0) использовался алюминиево-магниевый сплав АМг6; этот выбор был обусловлен следующими соображениями:
   - совокупность теплофизических свойств этого материала (высокие теплопроводность и жидкотекучесть, низкая температура плавления и др.) позволяют уже при малых изменениях внешних условий и режимов сварки получить практически все возможные разновидности формирования и дефектов сварочной ванны и шва;
   - при отсутствии специальных приемов плазменная сварка алюминиевых сплавов проникающей дугой, особенно – малых толщин, отличается меньшей стабильностью, что делает особенно актуальным автоматическое регулирование процесса.

Для измерения электрических потенциалов плазменных факелов сжатой дуги, исходящих из сварочной ванны, использовались разрезные изогнутые медные пластинки, располагаемые на плазмотроне вблизи зоны сварки (рис. 2.38). Конструкция таких датчиков не затрудняет и не усложняет процесс сварки, но существенно расширяет возможности получения оперативной информации в реальном времени. Использовались два контура измерения – с переднего и с заднего датчика, дающие возможность проводить дополнительный анализ информации. В исследованиях применялся также датчик проникающего плазменного факела, расположенный под свариваемыми листами (рис. 1.23),

позволявший точно фиксировать момент образования в сварочной ванне сквозного отверстия. При измерениях параметров сжатой дуги на различных ее участках одним из датчиков служило плазмообразующее сопло, отключенное от питающей сети.

Оптимальные (базовые) режимы плазменной сварки выбирались по рассмотренному выше алгоритму (см. раздел 2.6). Для получения различных видов формирования сварочной ванны и дефектов шва варьировались:

- скорость сварки (как основной варьируемый фактор);
- температура предварительного подогрева пластин;
- степень охлаждения пластин в зажимной оснастке (усилием поджатия, внутренним водяным охлаждением оснастки и т.п.);
- расход плазмообразующего газа.

Фиксировались, обрабатывались и анализировались как постоянные, так и переменные составляющие информационных сигналов сжатой дуги и плазменных факелов.

В процессе плазменной сварки активное пятно сжатой дуги располагается на наклонной передней стенке кратера сварочной ванны. Плазменные факелы, исходящие из кратера, можно разбить на три категории (см. рис. 2.38):

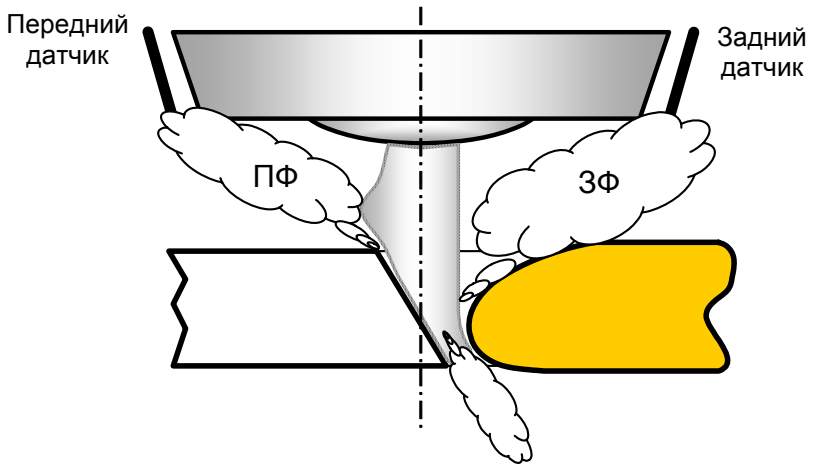


Рис. 2.38. Схема распространения плазменных факелов из кратера сварочной ванны (ПФ – передний факел; ЗФ – задний факел)

а) проникающий факел плазмы, выходящий через сквозное отверстие в кратере с нижней стороны свариваемых листов; этот факел несет

информацию о моменте пробоя сквозного отверстия и о величине этого отверстия ;

b) обратные плазменные факелы из кратера навстречу дуги, распространяющиеся в двух направлениях – вперед и назад по ходу движения плазмотрона; эти факелы могут нести информацию как о поведении дуги (например, о флуктуациях активного пятна дуги на передней стенке кратера), так и о поведении расплавленного металла и о формировании сварочной ванны;

c) обратные плазменные факелы, выходящие из кратера слева и справа по ходу движения; они могут нести информацию о несимметричности кратера.

Очевидно, что, с учетом характера образования и направления плазменных факелов, они будут нести соответствующую информацию:

- передний факел – в основном, о поведении активного пятна дуги на передней стенке кратера;
- задний факел – в основном, о движении жидкого металла и о формировании ванны.

При считывании информации могут измеряться различные параметры плазменных факелов – температура, излучение, направление и скорость потока, проводимость и другие, – однако, технически проще без потери достоверности информации измерять электрические потенциалы плазменных факелов.

Как было показано в разделе 2.3, даже небольшая по величине возмущающая сила на резонансной частоте может раскачивать жидкий металл сварочной ванны. Пока система находится в области саморегулирования, процесс формирования ванны продолжает идти достаточно устойчиво без нарушения сварки. Однако важно зафиксировать тенденцию к выходу из области устойчивого формирования, если внешние возмущения будут значительными.

Возможные при сварке возмущения формирования ванны и шва, вызванные неравномерным теплоотводом в оснастку, переменным зазором в стыке, колебаниями скорости сварки и другими факторами, должны проявиться в колебаниях поверхности жидкого металла ванны, которые можно зафиксировать датчиками обратных плазменных факелов. Как показали эксперименты, в зависимости от характера формирования сварочной ванны (и, соответственно, поведения ее поверхности)

изменяется вид постоянной $U_{_}$ и переменной $U_{\sim}$ составляющей сигналов с датчиков (рис. 2.39).

Следует отметить экстремальное изменение сигналов с заднего датчика при отклонении погонной энергии от оптимального значения (для данного тока дуги). Это в первую очередь касается переменной составляющей сигнала, т.к. обратный плазменный факел, контактирующий с задним датчиком, воспринимает колебания поверхности расплавленного металла ванны, включая ее хвостовую часть. Постоянная составляющая сигнала, как уже отмечалось, в большей степени подвержена случайным флуктуациям (на рис. 2.39 показан разброс значений составляющих сигналов).

Известно, что на сигналы контактных датчиков, измеряющих потенциал низкотемпературной плазмы, существенное влияние оказывают изменения величины подключенной к датчику нагрузки. Для исключения этого влияния при переключении пределов измерений самописца, с помощью которого проводилась запись информационных сигналов, все датчики были нагружены сопротивлениями величиной 8,25 кОм ± 1 % , подключенными к изделию.

Эксперименты показали, что, как правило, сигнал с заднего датчика имеет бóльшую величину и постоянной, и переменной составляющей по сравнению с сигналом с переднего датчика. При этом для анализа и обработки сигнала важно не абсолютное значение сигнала, а тенденция изменений его составляющих (в первую очередь – переменной).

Часто́ты переменных составляющих сигналов достигали 150 Гц, но максимальную амплитуду имеет сигнал в диапазоне частот:

- с переднего датчика – 10…80 Гц;
- с заднего датчика – 2…20 Гц.

Это соответствует частотному диапазону собственных колебаний поверхности расплавленного металла в сварочной ванне. В дальнейших исследованиях, в основном, измерялись и обрабатывались переменные составляющие сигналов датчиков в этом диапазоне частот.

В процессе выхода на режим плазменной сварки проникающей дугой с нормальным формированием ванны и шва возможны переходные процессы, которые отражаются в информационных сигналах с датчиков плазменных факелов (рис. 2.40). При этом в отдельных случаях (например, если отсутствует программирование расхода плазмообразующего газа) начало процесса может проходить в режимах барботажа, прожога и т.п.

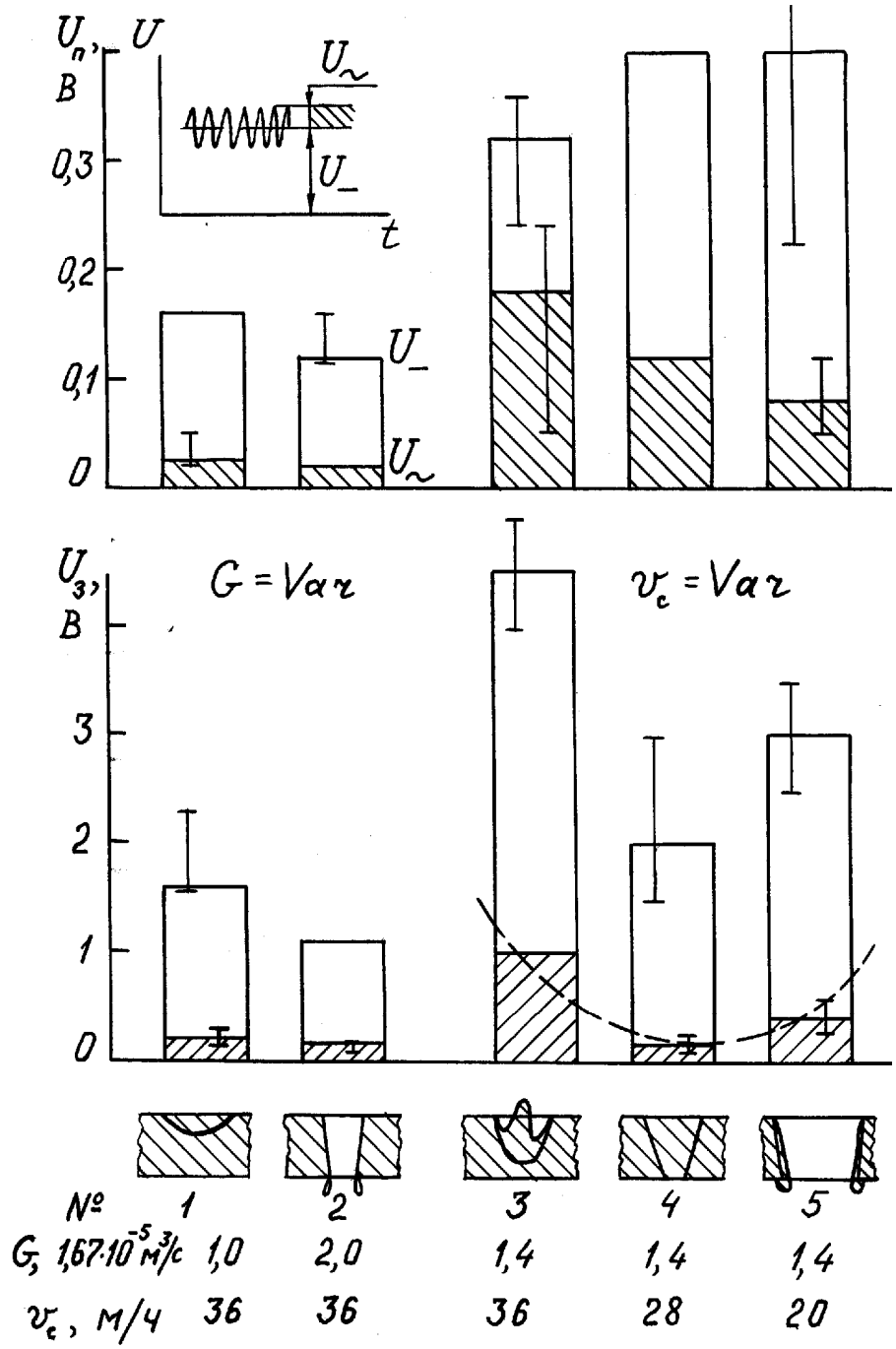
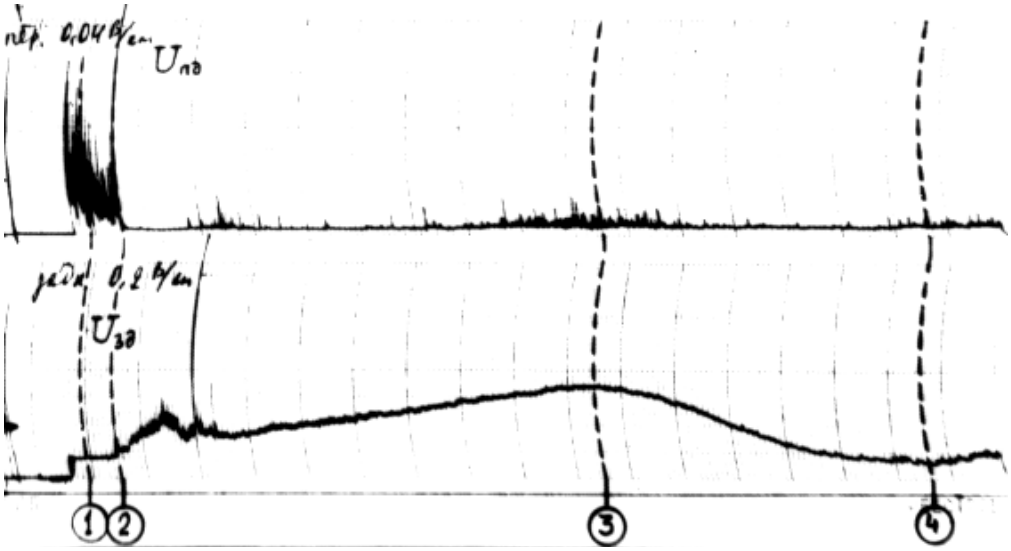
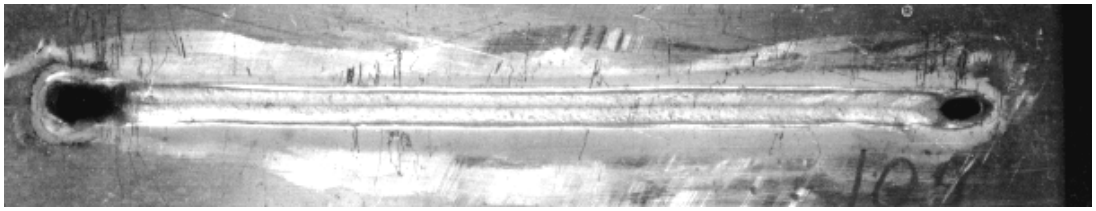


Рис. 2.39. Зависимости сигналов с переднего $U_п$ и заднего $U_з$ датчиков плазменных факелов от характера формирования сварочной ванны (сплав АМг6; s = 3,6 мм; $d_с$ = 2,2 мм; I = 80 А); №№ режимов: 1 – сварка непроникающей дугой; 2 – выдувание; 3 – барботаж; 4 – сварка проникающей дугой; 5 – проливание

а)



б)



в)

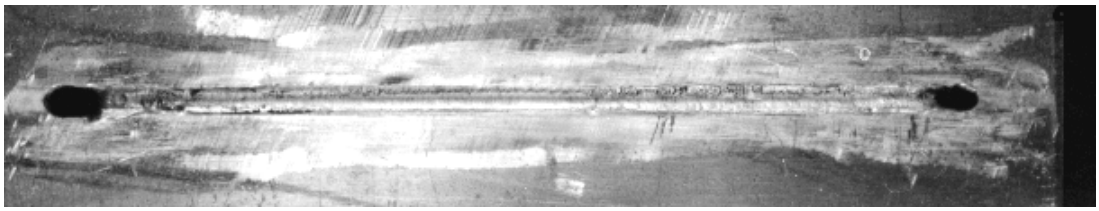


Рис. 2.40. Плазменная сварка проникающей дугой с переходными режимами в начале процесса (АМг6; s = 4 мм): а) сигналы с переднего и заднего датчиков обратных плазменных факелов; б) вид шва сверху; в) вид шва снизу; масштабы на диаграмме: $U_{п}$ – 0,04 В/см; $U_{з}$ – 0,2 В/см; t – 1 с/см

В начале процесса сварки (рис. 2.40, точка 1) в соответствии с заданной циклограммой происходит быстрое нарастание тока сжатой дуги и начинается проплавление металла с образованием увеличивающегося по глубине кратера. При этом плазмотрон и дуга остаются некоторое время неподвижными в течение примерно 1с, – идет разогрев зоны сварки. В

процессе заглубления кратера и увеличения объема расплавленного металла, до наступления упорядоченного стационарного перетекания жидкого металла из головной в хвостовую часть ванны (пока нет его направленного движения), – происходит интенсивное хаотическое перемещение металла под дугой, типичное для процесса барботажа сварочной ванны. При этом наблюдается значительный сигнал с переднего датчика плазменного факела с характерной особенностью: отношение амплитуды переменной составляющей к величине постоянной составляющей сигнала стремится к максимуму (т.е. $U_{\text{п}\sim} \rightarrow U_{\text{п}_}$) при довольно больших для переднего датчика абсолютных значениях (можно сравнить с рис. 2.39 – режим № 3, принимая во внимание, что вследствие различных условий сварки и схем измерения, величины сигналов на рис. 2.39 и рис. 2.40 могут не совпадать, но основные тенденции их изменения, как правило, сохраняются).

В момент пробивания сквозного отверстия в кратере ванны (рис. 2.40, точка 2) расплавленный металл ванны в условиях определенного перегрева (спровоцированного в данном опыте) проливается сквозь отверстие вниз. При этом почти мгновенно прекращается процесс барботирования металла ванны и наступает режим проливания, для которого характерно значительное уменьшение амплитуды переменной составляющей сигнала с переднего датчика $U_{\text{п}\sim} \rightarrow 0$ и явно наблюдаемая переменная составляющая сигнала с заднего датчика $U_{\text{з}\sim}$.

В процессе движения плазмотрона с неизменной установленной скоростью, оптимально выбранные параметры режима сварки достаточно быстро формируют в свариваемых листах тепловую и силовую обстановку, необходимую для проявления эффекта саморегулирования сварочной ванны в режиме проникающей дуги. Для этого устойчивого режима плазменной сварки типична (по приоритету) минимальная амплитуда переменной составляющей сигнала с заднего датчика, обусловленная, как это уже обсуждалось в разделе 2.3, – затухающими колебаниями жидкого металла ванны (движение металла ванны – асимптотически устойчиво).

Наблюдаемый на диаграмме (рис. 2.40-а) плавный рост постоянной составляющей сигнала с заднего датчика связан, как это видно на рис. 2.40-в, с уменьшением выходного отверстия в кратере. Это объясняется тем, что первоначальный некоторый избыточный перегрев свариваемых

листов (в начале сварки) по мере движения до точки 3 постепенно перестает влиять на формирование нижней части кратера, но дальнейшее движение ванны сопровождается нарастающим автоподогревом за счет приближения к концу образца, имеющего ограниченные размеры, и сигнал $U_{з-}$ плавно уменьшается до точки 4 на диаграмме.

Анализируя в целом результаты проведенных исследований в различных режимах формирования сварочной ванны и шва, можно заключить, что практически во всех случаях нормальный режим сварки проникающей дугой при условии установления оптимальных расчетных параметров процесса (см. раздел 2.6) проявляется:

a) в минимальных значениях переменной составляющей сигнала с заднего датчика плазменного факела $U_{з\sim}$, а переходы к аварийным режимам проливания или выдувания сопровождаются относительным увеличением сигнала $U_{з\sim}$;
b) в небольших (отличных от нуля) значениях переменной составляющей сигнала с переднего датчика $U_{п\sim}$, которая может плавно изменяться в некоторых пределах, но не должна иметь резких выбросов амплитуды.

Чтобы система автоматического регулирования (САР) плазменной сварки в реальном времени обеспечивала качественное слежение за формированием ванны и шва, недостаточно информации об уже наступившем аварийном режиме. Необходима такая работа САР, чтобы не допустить таких переходов, а это требует более детального изучения зависимостей информационных сигналов с датчиков плазменных факелов от особенностей формирования сварочной ванны «внутри» нормального режима плазменной сварки проникающей дугой.

Как было показано в разделе 2.3, саморегулирование сварочной ванны, обеспечивающее устойчивость процесса сварки в области оптимальных параметров режима, проявляется, главным образом, за счет изменения (под действием внешних возмущений) диаметра или, точнее, – сечения выходного отверстия кратера сварочной ванны (см. рис. 2.10). Проведенные экспериментальные исследования изменения геометрических размеров кратера и ванны в зависимости от различных внешних возмущений показали, что из всех геометрических параметров (углы наклона передней и боковых стенок кратера и зоны сплавления шва, ширина кратера и шва сверху и снизу, длина кратера и ванны и др.)

лучше всего характеризует формирование ванны средний диаметр d выходного отверстия в кратере или его площадь f_o.

Эксперименты показывают, что изменение, например, тока I дуги или скорости сварки v относительно оптимальных значений приводит к более существенному изменению ширины шва снизу e_1 по сравнению с изменением ширины шва сверху e. Так, для титана:

$$\frac{\Delta e}{e} = 0{,}6\frac{\Delta I}{I} - 0{,}2\frac{\Delta v}{v},$$
$$\frac{\Delta e_1}{e_1} = 1{,}8\frac{\Delta I}{I} - 1{,}1\frac{\Delta v}{v}.$$

Высокая «подвижность» ширины проплава e_1 при варьировании параметрами сварки отражает высокую «эластичность» отверстия в кратере, которое может изменяться не только в поперечном, но (и даже в большей степени) и в продольном направлении в сторону подвижной жидкой хвостовой части ванны.

Оптимальное формирование сварочной ванны, как следует из проведенных экспериментов, получается при некотором оптимальном значении площади отверстия в кратере f_o. Увеличение или уменьшение f_o в пределах области саморегулирования не нарушает процесс сварки, но отражает тенденцию, которая при наличии внешних возмущений может привести, соответственно, к проливанию или к выдуванию металла сварочной ванны. При уменьшении скорости сварки допустимый диапазон изменения f_o увеличивается (рис.2.41). Получение при одной и той же скорости сварки различных по площади отверстий в кратере возможно, например, предварительным или сопутствующим подогревом свариваемых листов или использованием специально охлаждаемой зажимной оснастки, увеличивающей теплоотвод из зоны сварки.

Таким образом, процесс нормального формирования сварочной ванны и шва при плазменной сварке проникающей дугой на оптимальных режимах (соответствующих минимуму погонного производства энтропии) даже для трудно свариваемых алюминиевых сплавов обладает определенным запасом устойчивости, в частности, к таким внешним возмущениям, как предварительный, сопутствующий или автоподогрев свариваемых листов или их искусственное охлаждение в зажимной оснастке.

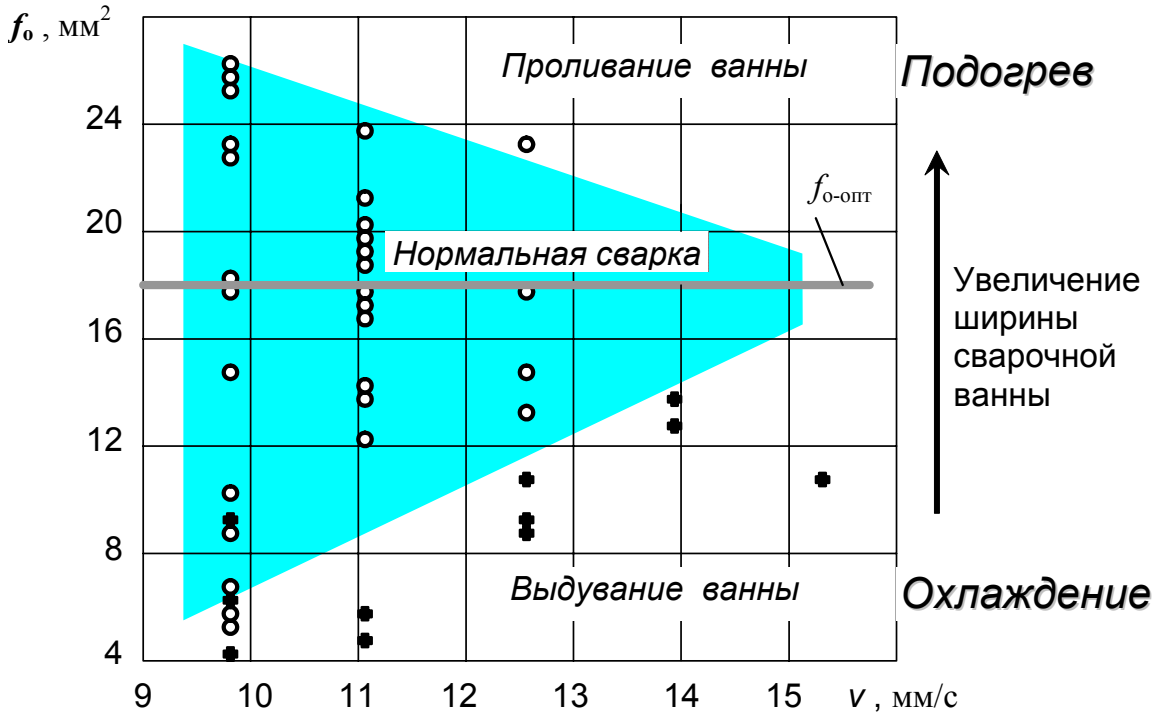


Рис. 2.41. Зависимость площади отверстия в кратере f_o от условий формирования сварочной ванны (АМг6; $s = 4$ мм; $d_c = 2{,}2$ мм; $I = 120$ А; $G_{пг} = 2{,}7 \cdot 10^{-5}$ м^3/с); заштрихована область нормальной сварки проникающей дугой (○)

За пределами области саморегулирования может наступить аварийный режим:

- проливания ванны или предшествующий ему режим несмыкания расплавленного металла на кромках стыка (особенно характерный для алюминиевых сплавов);
- выдувания металла ванны сквозь отверстие в кратере или следующий за ним режим барботирования металла ванны при пропадании отверстия в кратере из-за сильного переохлаждения листов.

Оптимальному формированию сварочной ванны на расчетных режимах соответствует вполне определенная для заданного режима сварки площадь выходного отверстия в кратере. Например, для режима рис. 2.41 $f_{o\text{-опт}} = 18$ мм^2. Для этого расчетного режима скорость сварки составляет $v = (11\ldots12)$ мм/с, и из графика видно, что этот оптимальный режим находится фактически в центре области допустимого изменения площади отверстия f_o. Увеличение f_o связано с возрастанием вероятности

проливания ванны, а уменьшение $f_о$ – с ростом вероятности выдувания. Допустимый диапазон изменения площади отверстия в кратере без нарушения формирования ванны и шва характеризует устойчивость сварочной ванны при заданном режиме сварки.

Проведенные экспериментальные исследования с записью сигналов с датчиков плазменных факелов показали, что между переменными составляющими сигналов переднего $U_{п\sim}$ и заднего $U_{з\sim}$ датчиков и площадью отверстия в кратере $f_о$ существует достаточно тесная связь при условии неизменной скорости сварки v = const (рис. 2.42). Следует отметить, что более отчетливо связь $U_{\sim}(f_о)$ проявляется для скорости сварки 11,1 мм/с (см. рис. 2.42), которая фактически входит в диапазон расчетных скоростей сварки (11…13 мм/с, рис. 2.35) в области минимума погонного производства энтропии.

Сравнивая рис. 2.41 и рис. 2.42, видно, что для более узкого диапазона изменения $f_о$ (при высокой скорости сварки) крутизна изменения сигнала с датчика $U_{\sim}$ больше.

Уменьшение площади отверстия в кратере, сигнализирующее о возрастании вероятности перехода ванны в режим выдувания, отражается в увеличении переменных составляющих сигналов с обоих датчиков, но в большей степени – с переднего датчика.

Увеличение площади отверстия в кратере, сигнализирующее о возрастании вероятности перехода ванны в режим проливания, отражается в увеличении переменной составляющей сигнала только с заднего датчика, причем в значительно большей степени для высокой скорости сварки.

Оптимальному формированию сварочной ванны и шва соответствует минимум переменных составляющих сигналов с датчиков обратных плазменных факелов. Как видно на рис. 2.42, общим для всех опытов, в том числе с различными скоростями сварки, является то, что минимальным значениям переменных составляющих сигналов соответствует площадь отверстия в кратере равная 18 мм^2, которая равна оптимальной площади $f_{о\text{-}опт}$, определенной из условий наиболее устойчивого процесса плазменной сварки проникающей дугой (рис. 2.41). Величина минимальных значений $U_{\sim}$ составляет для использованной схемы измерения 1…2 мВ.

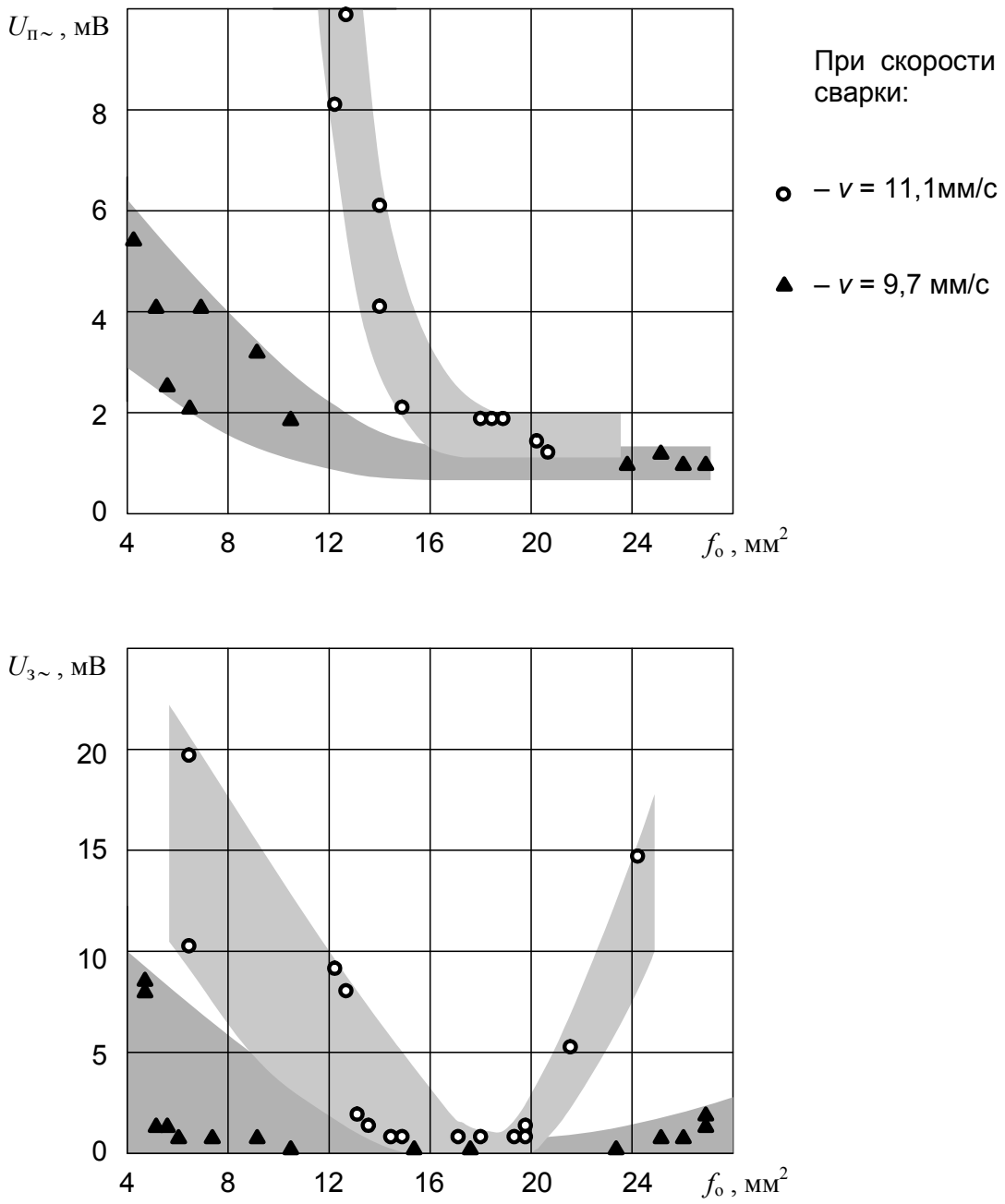


Рис. 2.42. Зависимость переменной составляющей сигналов с переднего и заднего датчиков обратных плазменных факелов от площади отверстия в кратере f_o

Таким образом, переменные составляющие сигналов с переднего и заднего датчика обратных плазменных факелов, имея различные количественные зависимости, при совместном рассмотрении обнаруживают достаточно четкую корреляцию не только с разновидностью процесса (режим сварки проникающей дугой,

проливание, выдувание и т.д.), но и с площадью сечения выходного отверстия в кратере при нормальном протекании процесса плазменной сварки. Иначе говоря, переменные составляющие сигнала отражают как сам факт нарушения стабильного процесса сварки, так и склонность к потере устойчивости формирования ванны под действием возмущений.

Принимая во внимание, что переменные составляющие сигнала являются носителем информации о поведении дуги и поверхности жидкого металла, можно заключить, что для стабильного процесса плазменной сварки проникающей дугой характерна наиболее спокойная поверхность ванны расплавленного металла, когда механическая энергия колебательного движения минимальна. Этот вывод отвечает основным принципам обеспечения условий самоорганизации и устойчивости сварочных плазменных процессов, изложенным в разделе 2.4, и связанным с минимизацией производства энтропии тепловой и механической энергией в открытой технологической системе.

Устойчивость процесса плазменной сварки проникающей дугой обеспечивается в области минимума погонного производства энтропии тепловой и механической энергией не только путем минимизации погонной энергии и силового воздействия сжатой дуги на расплавленный металл ванны, но также созданием или выбором условий, при которых минимизируется энергия колебаний поверхности сварочной ванны.

3. ПЛАЗМЕННАЯ НАПЛАВКА

Среди прогрессивных технологий, эффективность которых основана на многократном повышении надежности и долговечности деталей машин, механизмов и оборудования с покрытиями, одно из главных мест занимает плазменная (плазменно-дуговая) наплавка.

Сущность процесса плазменной наплавки состоит в нанесении покрытия из расплавленного присадочного порошкового или проволочного материала на металлическую поверхность с использованием в качестве источника нагрева сжатой дуги, горящей между электродом плазмотрона и изделием. Основной целью плазменной наплавки является изготовление новых деталей и изделий со специальными износо- и коррозионностойкими свойствами поверхности, а также восстановление размеров изношенных и бракованных деталей за счет нанесения покрытий, обладающих высокой плотностью и прочностью сцепления с изделием, работающих в условиях высоких динамических, знакопеременных нагрузок, подверженных абразивному, коррозионному, высокотемпературному или иному воздействию.

Тип наплавленного металла выбирается, прежде всего, с учетом условий эксплуатации рабочих поверхностей наплавляемых деталей. От свойств основного и наплавляемого материала, сечения, габаритов и конфигурации обрабатываемых изделий и ряда других факторов зависит выбор оптимального технологического процесса и режима наплавки.

3.1. Основные характеристики наплавки

Технологические характеристики процесса плазменной наплавки в литературе [53, 54] обычно оцениваются следующим образом:

Производительность, кг/ч:
порошковыми материалами ……..…..до 12
токоведущей проволокой……...…….…2…30
Минимальная толщина наплавляемого слоя, мм……..…0,5
Ширина наплавляемого валика без колебаний, мм…..…до 14
Грануляция частиц порошковых материалов, мкм…..60…300
Диаметр присадочной проволоки, мм……..1…3,6

Следует отметить, что приводимые в литературе сравнительно высокие значения производительности плазменной наплавки на практике практически не используются. Изделия ответственного назначения, имеющие небольшие габариты (автомобильные и судовые клапана, детали запорной арматуры, и др.), наплавляемые сплавами на никелевой и кобальтовой основах, как правило – на ограниченные поверхности, не требуют больших расходов материала, и обычно достаточная производительность наплавки в этих случаях составляет менее 2 кг/ч [56, 57].

Процесс плазменной наплавки может выполняться в один или несколько слоев с поперечными колебаниями или без них на токе прямой или обратной полярности. Плазмообразующим, защитным и транспортирующим газом для порошковых материалов, как правило, служит аргон с расходом, соответственно: 1…3 л/мин, 8…15 л/мин, 5…15 л/мин [58]. С использованием технологии плазменной наплавки могут наноситься покрытия с широким диапазоном свойств и химического состава.

Классификация материалов для дуговых процессов наплавки по химическому составу наплавленного металла, принятая Международным Институтом Сварки (*IIW*) [54] приведена в таблице 3.1. процессов наплавки.

Таблица 3.1

Тип наплавленного металла

Тип сплава	Условное обозначение	Примерная твердость в рабочем состоянии, HRC
Нелегированные или низколегированные стали:		
< 0,4 %C	A	40
> 0,4 %C	B	60
Аустенитные высокомарганцовистые стали	C	50
Аустенитные хромоникелевые стали	D	40
Хромистые стали	E	45
Быстрорежущие стали	F	62
Высокохромистые специальные чугуны	G	60
Хромовольфрамовые теплостойкие стали	H	45
Кобальтовые сплавы с хромом и вольфрамом	N	40
Никелевые сплавы с хромом и бором	Q_a	55
Никелевые сплавы с молибденом	Q_b	HB200
Карбидные сплавы зернистые и спеченные	P	67

Тип A: используется, главным образом, для восстановления размеров деталей и образования подслоя при последующей наплавке износостойкими сплавами. Типичные составы наплавленного металла 15ХГ2С, 08Г, 08ГС, 15Г2С.

Наплавку часто производят на основной металл с повышенным содержанием углерода (сталь 45) и серы (30Л). В данных случаях, во избежание появления кристаллизационных трещин, необходимо использовать приемы наплавки, обеспечивающие уменьшение доли основного металла (например, с поперечными колебаниями дуги).

Тип B: используется при дуговой наплавке посадочных мест различных валов, шеек коленчатых валов. Типичные составы наплавленного металла 45Х5Г, 60Х2СМ. Основную трудность при наплавке металла этого типа представляет повышенная склонность наплавленного слоя к образованию кристаллизационных и холодных трещин. Предварительный подогрев до температуры 350-400 °С позволяет в большинстве случаев избежать трещин.

Тип C: рекомендуется для наплавки деталей, испытывающих абразивный износ в сочетании с сильными ударами. Технологию

наплавки сталей типа С строят с учетом особенностей структурных преобразований в зависимости от скорости охлаждения. Для того чтобы избежать охрупчивания наплавленного металла и околошовной зоны процесс наплавки необходимо вести с минимальным тепловложением: на малых токах дуги, узкими валиками, на повышенной скорости наплавки, с периодическим прекращением процесса и изменением места наплавки.

Тип D: особенности наплавки сталей такого состава во многом совпадают с особенностями сварки хромоникелевых коррозионно-стойких сталей. При наплавке на углеродистую сталь важно обеспечить минимальную долю основного металла и минимальное содержание углерода в наплавленном слое, если от него требуется повышенная стойкость против межкристаллитной коррозии.

Тип E: в зависимости от содержания углерода и хрома имеет ферритную, полуферритную и аустенитно-мартенситную микроструктуру. Коррозионностойкие хромистые стали применяют для наплавки деталей общепромышленной газовой и нефтяной трубопроводной арматуры, работающей при температурах до 400-450 °С, плунжеров прессов и некоторых видов штампов, а также для наплавки камер проточного тракта гидротурбин. При содержании более 0,2 % С наплавленный металл склонен к образованию трещин. Поэтому применяют предварительный и сопутствующий подогрев до температуры 300–350 °С.

Тип F: применяют в основном для изготовления биметаллического режущего инструмента. Наплавка быстрорежущих сталей сопряжена с трудностями из-за склонности наплавленного металла к образованию трещин. Для устранения трещин необходимы предварительный и сопутствующий подогрев заготовок до температуры 500–600 °С и последующее их охлаждение с печью.

Тип G: наиболее распространенный тип наплавленного металла, используемого для упрочнения деталей, испытывающих абразивный, газоабразивный и гидроабразивный износ. Высокохромистые чугуны используются для наплавки зубьев экскаваторов, ножей бульдозеров, деталей загрузочных устройств доменных печей и пр. Наплавленный металл склонен к образованию холодных трещин, предупредить которые, особенно при наплавке крупных деталей, очень трудно. Поэтому в большинстве случаев наплавленные детали эксплуатируют с трещинами в наплавленном слое. Тем не менее, при гидро- и газоабразивном износе

трещины, расположенные вдоль потока с абразивными частицами, являются очагом разрушения наплавленного слоя. При наплавке на низкоуглеродистую сталь необходимо обеспечивать минимальную долю основного металла в наплавленном.

Тип H: используют для наплавки деталей, подверженных действию больших давлений и теплосмен (например, стальные валки горячей прокатки). Для предупреждения трещин, снижения внутренних напряжений и получения оптимальной структуры наплавленного металла необходим подогрев деталей до температуры 350–400 °С. После наплавки обеспечивают замедленное охлаждение.

Тип N: так называемые стеллиты, отличаются замечательными эксплуатационными свойствами: они способны сохранять твердость при высоких температурах, стойки против коррозии и эрозии, а также имеют отличную износостойкость при сухом трении металла по металлу. Кобальтовыми сплавами наплавляют клапаны двигателей внутреннего сгорания, уплотнительные поверхности паровой арматуры, матрицы для прессования цветных металлов и сплавов и др. При наплавке необходимо стремиться к минимальному переходу железа из основного металла в наплавленный, иначе свойства последнего резко ухудшаются. Наплавленный металл склонен к образованию холодных и кристаллизационных трещин, поэтому наплавку ведут с предварительным и иногда с сопутствующим подогревом деталей (в отдельных случаях – до 600 °С).

Тип Q_a: сплавы этого типа сохраняют высокую твердость при нагреве до температуры 600–700 °С, обладают жаростойкостью до температуры 950 °С и хорошей коррозионной стойкостью в борной, хромовой, муравьиной, лимонной, уксусной и др. кислотах, в растворах хлоридов, ртути, расплавленном стекле и прочих агрессивных средах. Эти сплавы применяют для наплавки и металлизации плунжеров водяных и кислотных насосов, уплотнительных поверхностей трубопроводной арматуры для паропроводов, выпускных клапанов дизельных двигателей и т.п. При наплавке порошками ПР-Н73Х16С3Р3 и ПР-Н70Х17С4Р4 для предупреждения трещин необходим предварительный подогрев соответственно до температур 320–380 и 380–450 °С.

Тип Q_b: эти сплавы обладают высокой жаропрочностью, хорошей стойкостью против термической усталости в условиях большого числа

теплосмен, мало склонны к образованию трещин. Используются для наплавки контактных поверхностей конусов и чаш доменных печей.

Тип P: благодаря высокому содержанию твердых карбидов вольфрама отличается особо высокой стойкостью против абразивного износа. Этими сплавами наплавляют буровой инструмент, детали режущих органов землеройных машин, детали загрузочных устройств доменных печей. Технология и техника наплавки карбидных композиций должны обеспечивать введение в сварочную ванну частиц износостойкой фазы определенного размера и формы, причем эти частицы должны в минимальной степени растворяться в сплаве-связке и не претерпевать нежелательных превращений в результате температурного воздействия сварочного цикла.

Наиболее широкое применение процесс плазменной наплавки нашел для нанесения покрытий типов D, F, G, H, N, Q, P, а также, медно-никелевых сплавов, алюминиевых бронз и др. Это обусловлено тем, что по сравнению с аналогами - газопламенной и электродуговой наплавкой в среде углекислого газа и аргона данный процесс имеет преимущества:

- минимальная доля основного металла в наплавленном, возможность обеспечения необходимого состава, структуры и свойств уже в первом слое металла наплавки;
- высокая стабильность и устойчивость дуги;
- незначительный припуск на последующую механическую обработку;
- высокая производительность наплавки;
- увеличенный зазор между изделием и соплом плазмотрона снижает требования к точности его поддержания, облегчает наблюдение за наплавкой и обеспечивает свободу маневра с присадочным материалом;
- минимальный износ вольфрамового электрода;
- возможность ведения процесса на постоянном токе обратной полярности повышает качество и стабильность свойств наплавленного слоя за счет эффекта катодной очистки, проявляющегося в удалении оксидных и адсорбированных пленок и в улучшении смачивания жидким металлом обрабатываемой поверхности, возможность более низкого тепловложения по сравнению с наплавкой на токе прямой полярности;
- при наплавке порошковыми материалами получение наплавленного металла практически любого типа из относительно небольшой

номенклатуры исходных порошков (путем их смешивания), точно заданная глубина проплавления и толщина покрытия, высокая равномерность по толщине слоя;

- возможность процесса наплавки деталей малых размеров, малые остаточные напряжения и деформации;
- высокий уровень механизации и автоматизации технологического процесса.

Широкие возможности плазменной наплавки обеспечиваются разнообразием вариантов, каждый из которых имеет свои особенности, практически все они могут выполняться на однотипном оборудовании. Типичные схемы процессов плазменной наплавки приведены на рис. 3.1.

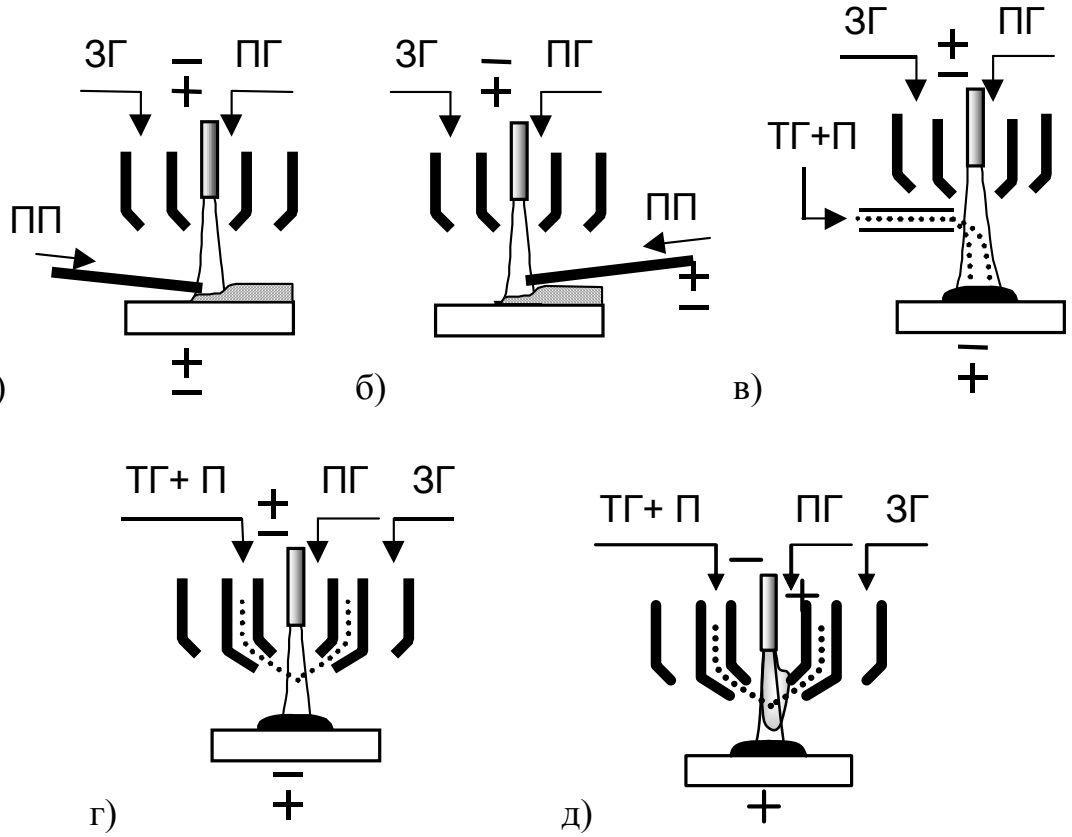


Рис. 3.1. Схемы процессов плазменной наплавки
а) –с присадочной проволокой; б) – с токоведущей проволокой; в) – с внешней подачей порошка, г) – с внутренней подачей порошка, д) – с пилотной дугой.

Газы: ПГ – плазмообразующий, ЗГ – защитный, ТГ – транспортирующий; ПП – присадочная проволока; П – порошок.

По мощности и производительности плазменно-порошковую наплавку условно можно разделить на три варианта [55]: микроплазменная наплавка (на токах менее 100 А), плазменная наплавка на токах от 100 до 300 А и плазменная наплавка высокой мощности (на токах более 300 А).

Универсальность процессов плазменной наплавки обеспечивается большим количеством регулируемых параметров.

Основные параметры режима: полярность дуги, величина тока, диаметр плазмообразующего сопла, скорость перемещения (в том числе скорость и вид поперечных колебаний), расход плазмообразующего газа, расстояние от среза сопла до изделия.

Дополнительные параметры: расход защитного газа, расход транспортирующего газа, скорость подачи или расход присадочного материала, геометрические размеры и расположение рабочих элементов плазмотрона (электрода, плазмообразующего и защитного сопла и др.), состояние обрабатываемого изделия (температура, состояние поверхности, положение в пространстве, точность и жесткость закрепления), взаимное расположение плазмотрона, изделия и устройства подачи материала, точность сохранения всех установленных параметров, включая точность позиционирования плазмотрона в пространстве.

В таблице 3.2 [57] приведен пример влияния параметров режима на отдельные характеристики наплавки.

Таблица 3.2.

Влияние режимов наплавки на твердость наплавленного слоя

Порошок	Число слоев	I, А	$v_н$, м/ч	P, кг/ч	Глубина проплавления, мм	Высота наплавки, мм	Твердость HRC
ПР-Н70Х17С4Р4	1	100	6	3,2	–	4,6	58
-"-	1	145	6	3,2	4,5	3,1	41
-"-	1	100	11	3,2	–	6,2	60
-"-	1	145	11	3,2	1,4	1,8	46

При наплавке сплавов на основе никеля и кобальта большое влияние на их свойства оказывает доля участия основного металла в наплавленном [59]. При глубоком проплавлении основного металла возможно заметное снижение твердости.

При плазменной наплавке достаточно широко применяется сжатая дуга прямой полярности («минус» на вольфрамовом электроде, см. рис. 3.1-а, -в, -г), но может использоваться также сжатая дуга обратной полярности и дуга переменного тока. Плазмотроны для наплавки на обратной полярности обычно имеют медный водоохлаждаемый электрод-анод (иногда с вольфрамовой вставкой); для работы на переменном токе могут использоваться плазмотроны с вольфрамовым стержневым электродом, но при этом стойкость вольфрамовых электродов на переменном токе ниже, чем на постоянном токе прямой полярности.

При наплавке на прямой полярности эффективную мощность $Q_э$ и эффективный радиус R_q сжатой дуги можно определить как:

$$Q_э = (0{,}5\ldots0{,}55) I_д U_д, \qquad R_q \approx 1{,}4\, d_с,$$

где $I_д$ и $U_д$ – ток и напряжение сжатой дуги; $d_с$ – диаметр плазмообразующего сопла при $d_с = 2\ldots6$ мм.

Напряжение $U_д$ для однодугового процесса наплавки в первом приближении можно рассчитать по (2.37), где С ≈ 20 В для прямой полярности, С ≈ 28 В для обратной полярности сжатой дуги.

3.2. Особенности воздействия на металл сжатой дуги обратной полярности при наплавке

Наплавка на обратной полярности («минус» на обрабатываемом изделии) применяется, как правило, в тех случаях, когда наплавляемый или основной материал содержит значительное количество алюминия (алюминий и его сплавы, алюминиевые бронзы и т.п.). При сварке и, в ряде случаев, при наплавке для удаления тугоплавкой оксидной пленки Al_2O_3 используют свободную дугу переменного тока с неплавящимся (вольфрамовым) электродом. Целесообразно сравнить эти два альтернативных варианта, имеющих практическое значение.

Мощность $Q_к$, выделяемая на катоде дугового разряда, определяется выражением (3.1):

$$Q_к = I\left(U_к - U_в - \frac{2kT}{e}\right) + Q_п \quad . \qquad (3.1)$$

Мощность $Q_{а\text{-}к}$, выделяемая в активном пятне дуги переменного тока, в отсутствии постоянной составляющей тока и при одинаковой длительности существования на металле анодного и катодного пятна может быть в первом приближении определена как

$$Q_{а-к} = 0{,}5\ I \left[U_а + U_к + \frac{2k}{e} \left(T_а - T_к \right) \right] + Q_п \ , \qquad (3.2)$$

где: I – ток дуги; $U_а$, $U_к$ – прианодное и прикатодное падение напряжения; $U_в$ – потенциал, соответствующий работе выхода электрона для материала изделия; k – постоянная Больцмана ($1{,}38 \cdot 10^{-23}$ Дж/К); e – заряд электрона ($1{,}6 \cdot 10^{-19}$ Кл); $T_а$, $T_к$ – температура плазмы, соответственно, у анодного и у катодного пятна на металле; $Q_п$ – мощность потока плазмы, передаваемая изделию конвекцией, излучением и теплопроводностью.

Для анализа удобно взять в качестве модельного образца, имитатора изделия, чистый алюминий. Тогда для па́ры электродов дуги вольфрам–алюминий по наиболее достоверным литературным данным можно принять следующие значения $U_в$, $U_к$, $U_а$ (табл. 3.3).

Таблица 3.3.

Потенциал, соответствующий работе выхода электрона $U_в$, прикатодное $U_к$ и прианодное $U_а$ падение напряжения дуги (в вольтах)

Материал электрода дуги	$U_в$	$U_к$	$U_а$
Вольфрам	4,5 [32]	7±2 [4]	2,5±1 [60]
Алюминий	4,2 [32]	14±4 [12]	2,5±1 [61]

При этом разность напряжений ΔU дуги на прямой и обратной полярности (допуская, что падение напряжения в столбе данной дуги примерно одинаково) будет обусловлена в основном разницей в значениях $U_к$. По приведенным данным (табл. 3.1) $\Delta U = 7$ В, что близко к опытным значениям и данным [62] ($\Delta U = 7 \ldots 8$ В) и [5] ($\Delta U = 10 \pm 2$ В).

Теперь по уравнениям (3.1) и (3.2), зная эффективную мощность $Q_э$, можно оценить тепловую мощность $Q_п$, передаваемую дугой изделию путями, не связанными с прохождением тока через активное пятно дуги

(для плазменной обработки это, в основном – конвективный теплообмен), и мощность $P_к$, идущую, наряду с нагревом изделия, на катодную очистку его поверхности. Мощность $P_к$ определяется произведением I на $U_к$ в уравнении (3.1).

Таблица 3.4.

Составляющие энергетического баланса различных дуг

Вид дуги	I, А	$U_д$, В	$P_д$, Вт	$\eta_э$	$Q_э$, Вт	$Q_п$, Вт	$Q_п/Q_э$	$P_к$, Вт
Сжатая дуга обратной полярности	90	33	2970	0,50	1485	837	0,56	648
Свободная дуга переменного тока	200	14	2800	0,55	1540	10	0,01	720

Как видно из приведенного примера расчета (табл. 3.4), при поддерживаемой фактически одинаковой эффективной мощности $Q_э$ характер взаимодействия с металлом сжатой дуги обратной полярности и свободной дуги переменного тока существенно различается.

Во-первых, следует отметить, что мощности, ответственные за катодную очистку ($P_к$), несмотря на значительное различие в токе двух дуг, практически соизмеримы. Это, в основном, определяется тем, что на переменном токе время катодной очистки составляет не боле 50 % времени горения дуги. Для обеих дуг мощности $P_к$ составляют несколько менее половины эффективной мощности дуги (соответственно, 44 % и 47 %).

Во-вторых, наглядно видно как передается изделию остальная часть эффективной мощности этих дуг:

- для сжатой дуги обратной полярности более половины эффективной мощности составляет конвективный теплообмен ($Q_п/Q_э$ = 56 %);
- свободная дуга переменного тока (значительно меньшей длины) между полупериодами катодной очистки передает теплоту изделию в полупериоды прямой полярности в области активного анодного пятна практически непосредственно на поверхности изделия ($Q_п/Q_э \to 0$).

Вследствие различного характера теплопередачи от дуги к обрабатываемому изделию можно ожидать, что плазменная обработка

поверхности металла сжатой дугой обратной полярности должна характеризоваться более равномерным температурным полем в металле вследствие подогрева периферийных участков активного пятна дуги конвективными потоками [63]. Проведенные эксперименты [64] с записью термических циклов в листах из сплава АМг6 подтверждают сделанный вывод: для соизмеримой геометрии проплавления градиент температур в металле при обработке сжатой непроникающей дугой обратной полярности – меньше, чем для свободной дуги переменного тока, а мгновенная максимальная температура в сварочной ванне, зафиксированная с помощью хромель-алюмелевой термопары не превышала 910 К, в то время как при обработке свободной дугой переменного тока температура в этом же участке была более 980 К. Одновременно при воздействии сжатой дугой обратной полярности наблюдаются, как правило, более плавные переходы от наплавляемого валика к основному металлу, также свидетельствующие о более равномерном прогреве поверхности изделия в пятне нагрева.

Из опубликованных в научно-технической литературе данных известно [54], что применение плазменно-порошковой наплавки дает возможность снизить в наплавленном слое долю основного металла до 10 % и менее и получить заданный состав наплавленного металла уже в первом слое. Полученные результаты исследований показывают, что использование при плазменной наплавке сжатой дуги обратной полярности может дать дополнительный эффект:

- постоянная катодная зачистка поверхности наплавляемой детали способствует высококачественному сплавлению наносимого слоя с основным материалом (в том числе – содержащим алюминий);
- более равномерный разогрев поверхности уменьшает проплавление основы и снижает разбавление наплавляемого металла основным;
- значительная доля конвективной составляющей в тепловом балансе сжатой дуги обратной полярности должна способствовать более интенсивному и равномерному прогреву наплавляемого порошка в дуге, повышая производительность и снижая потери порошка.

Фактором, в некоторой степени ограничивающим полную замену дуги прямой полярности на дугу обратной полярности при наплавке, является вероятность «привязки» катодного пятна дуги обратной полярности к острым кромкам в зоне обработки, что нарушает нормальный ход процесса наплавки.

Ранее проведенные исследования показали (2.1), (2.2), что при нормальном законе распределения плотности теплового потока $q(r)$ по радиусу пятна нагрева сжатой дуги эффективный диаметр D_q связан с диаметром плазмообразующего сопла d_c как $D_q/d_c = 2{,}6\ldots2{,}8$ при малом влиянии тока I и расхода плазмообразующего газа $G_{п.г}$. Всё пятно тепловвода в основном ограничивается диаметром порядка $5d_c$ (для расстояния до изделия $l_{си} \approx 1{,}5\ d_c$).

Если при прямой полярности диаметр активного пятна в среднем в два раза меньше размеров пятна тепловвода, то на обратной полярности стохастическое перемещение по обрабатываемой поверхности множества катодных микропятен может давать картину распределения плотности тока на изделии хотя и близкую к нормальному закону, но с более протяженным по радиусу периферийным участком активного пятна.

Границы активного пятна поверхностной сжатой дуги на обратной полярности определялись по следу катодной эрозии на алюминиевых образцах. Использование алюминия исключало возможное искажающее влияние на размеры активного пятна повышенной эмиссии некоторых оксидных пленок на периферии зоны термического воздействия сжатой дуги. Контрольные измерения на стальных образцах показали, что увеличение ширины зоны катодной эрозии на них доходило до 15 % (на одинаковых режимах).

Параметры режимов в основных экспериментах варьировались в пределах: d_c = 2…5 мм , I = 50…200 А, расход плазмообразующего аргона $G_{п.г} = (1{,}67\ldots5)\cdot10^{-5}$ м^3/с. Расстояние $l_{си}$ между срезом сопла и поверхностью изделия менялось от 2 до 15 мм, скорость перемещения – от 0 до 10 мм/с, расход защитного аргона сохранялся на уровне $20\cdot10^{-5}$ м^3/с. Исследования велись на универсальной плазменной установке, снабженной малогабаритным плазмотроном и порошковым питателем.

Результаты проведенных экспериментов показали, что в исследованном диапазоне реальных режимов наплавки расход плазмообразующего газа и ток сжатой дуги оказывают сравнительно слабое влияние на размеры зоны катодной эрозии (рис. 3.2).

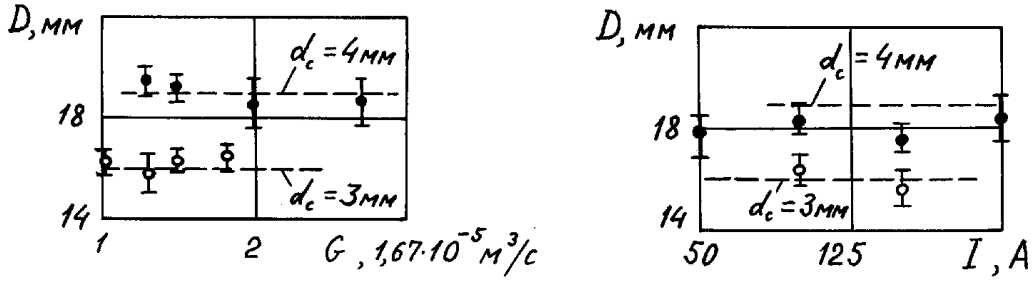


Рис. 3.2. Связь ширины зоны катодной эрозии D с расходом плазмообразующего газа G и током I; ○ – $d_c = 3$ мм ; ● – $d_c = 4$ мм; -------- расчетное значение D

Основным фактором, определяющим диаметр (или ширину – в процессе движения) зоны катодной эрозии поверхностной сжатой дуги при наплавке, является диаметр плазмообразующего сопла (рис. 3.3). Расстояние $l_{си}$ между срезом сопла и поверхностью изделия на размеры этой зоны влияет в основном при наплавке с использованием сопел минимального диаметра – 2…3 мм, и до значений $l_{си} \le 6…10$ мм. Для сопел большего диаметра (4…5 мм) и при увеличенной дистанции $l_{си}$ от 10 до 15 мм размеры зоны катодной эрозии достигают максимума и слабо зависят от длины дуги. Можно связать ширину (диаметр) зоны катодной эрозии D при плазменной наплавке с диаметром сопла (при $d_c \le 5$ мм) и с расстоянием до изделия ($3 \le l_{си} \le 12$ мм) следующим эмпирическим соотношением:

$$D = \left(21 - \frac{l_{си}}{3}\right)\left(\frac{l_{си}}{18 - 3d_c}\right)^{\frac{1}{d_c}},$$

где: D, $l_{си}$, d_c – в миллиметрах; $d_c > 1$ мм .

При проведении тепловых расчетов плазменной наплавки на обратной полярности можно использовать эмпирические зависимости для эффективной мощности $Q_э$ и эффективного радиуса R_q:

$$Q_э = (0{,}45…0{,}5) I_д U_д, \qquad R_q = (1{,}4…1{,}8)\, d_c,$$

где $I_д$ и $U_д$ – ток и напряжение сжатой дуги; d_c – диаметр сопла; (для R_q бóльший коэффициент при малых $d_c \to 2$ мм и $l_{си} > 2\, d_c$).

Эффективный радиус R_q можно также рассчитать по формуле:

$R_q = 0{,}3\, D$, где D – ширина (диаметр) зоны катодной эрозии.

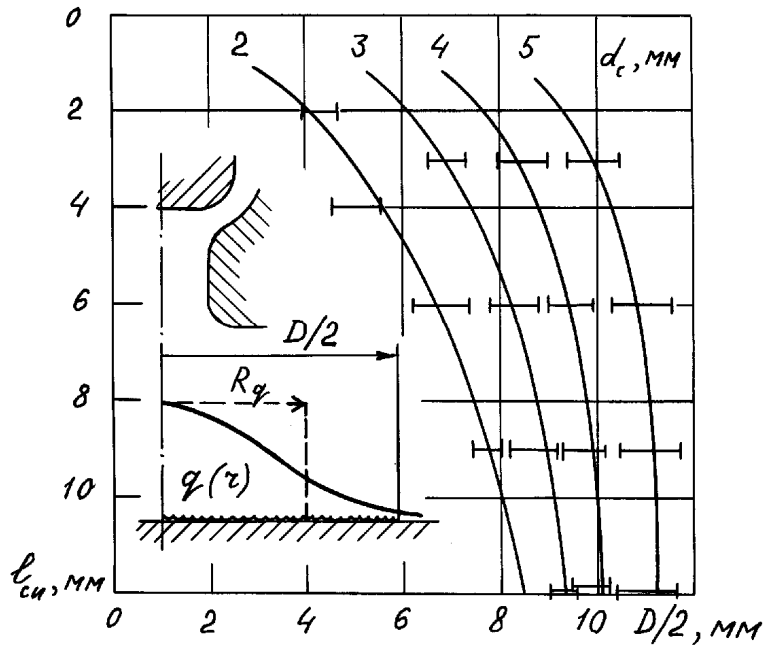


Рис. 3.3. Зависимость зоны катодной эрозии D от диаметра плазмообразующего сопла d_c и дистанции $l_{си}$ до изделия

Для значений тока $I < 100(d_c - 1)$ (где d_c – в миллиметрах) оценка радиальной плотности теплового потока $q(r)$ в изделие дает (в Вт/мм^2):

$$q(r) \approx \frac{1{,}8\ I\ (30 + 0{,}03\ I)}{D^2} \exp\left(-\frac{11 r^2}{D^2}\right),$$

где: I – в амперах; r – текущий радиус пятна нагрева в миллиметрах; D – ширина (диаметр) зоны катодной эрозии в миллиметрах.

Таким образом, по сравнению с прямой полярностью при наплавке на обратной полярности зона термического воздействия сжатой дуги на изделие при соизмеримом токе несколько шире.

3.3. Энергетические параметры процесса плазменной наплавки с пилотной дугой

Пилотная дуга, постоянно горящая между вольфрамовым электродом и соплом плазмотрона (см. рис. 3.1-д), с регулируемым током, соизмеримым по величине с током основной сжатой дуги (электрод – изделие), а иногда и превышающим его, оказывает мощное тепловое

воздействие не только на порошок, подаваемый в плазменную струю, но и на металл ванны. Эффективный к.п.д. суммарного воздействия на изделие основной и пилотной дуги можно рассчитывать как

$$\eta_э = \frac{Q_э}{I_о U_о + I_п U_п},$$

где: $I_о$, $U_о$, $I_п$, $U_п$ – соответственно, ток и напряжение основной и пилотной дуги.

Для уточнения и проверки результатов дополнительно раздельно определялись эффективные мощности и к.п.д. основной и пилотной дуги.

В экспериментах использовался плазмотрон с диаметром плазмообразующего сопла 4,2 мм и с диаметром порошкового сопла – 6 мм. Электрод плазмотрона из иттрированного вольфрама диаметром 3 мм имел заточку рабочей части под углом 15° с притуплением на конце диаметром 0,5 мм. Плазмообразующим, транспортирующим и защитным газом служил аргон. Расходы транспортирующего и защитного газа составляли соответственно $3{,}7 \cdot 10^{-5}$ и $15 \cdot 10^{-5}$ м^3/с.

В результате анализа энергетических характеристик процесса плазменной поверхностной обработки с пилотной дугой, полученных в исследованной области реальных режимов, установлено следующее:

- со значительным приоритетом значимости оказывают влияние на эффективную мощность пилотной дуги $Q_п$ и суммарную эффективную мощность $Q_э$ соответственно: ток пилотной дуги $I_п$ и ток основной дуги $I_о$ (особенно, в области больших токов); этот факт упрощает процедуру выбора режимов обработки;
- вольтамперная характеристика пилотной дуги при наличии основной дуги (в аргоне при $I_п = I_о \pm 50$ %) – жесткая со слабым влиянием всех факторов; для инженерных расчетов напряжение $U_п$ можно принять равным 12 В (с погрешностью не более 10 %) ;
- напряжение основной дуги прямой полярности в аргоне $U_о$ при наличии пилотной дуги (при $I_п = I_о \pm 50$ %) увеличивается с ростом тока $I_о$ и дистанции обработки $l_{си}$ и может быть аппроксимировано линейной зависимостью вида

$$U_{\text{о}} \approx 15{,}2 + 0{,}044\ I_{\text{о}}$$

при $d_{\text{с}} = 4{,}2$ мм и среднем значении $l_{\text{си}} = 8$ мм;

- эффективная мощность пилотной дуги линейно возрастает с ростом тока $I_{\text{п}}$, влияние плазмообразующего газа при этом ослабевает; связь $Q_{\text{п}}(I_{\text{п}})$ может быть выражена как

$$Q_{\text{п}} = 3{,}6\ I_{\text{п}};$$

- суммарная эффективная мощность двух дуг $Q_{\text{э}}$ в рабочем диапазоне параметров режима наплавки линейно возрастает с увеличением тока основной дуги (при $I_{\text{п}} \approx I_{\text{о}}$), изменение других параметров режима на $Q_{\text{э}}$ влияет незначительно; зависимость $Q_{\text{э}}(I_{\text{о}})$ можно достаточно точно аппроксимировать линейным уравнением при расходах плазмообразующего газа $(4\ldots8)\cdot10^{-5}$ м^3/с и $d_{\text{с}} = 4{,}2$ мм (рис. 3.4):

$$Q_{\text{э}} = 16{,}5\ I_{\text{о}}; \qquad (3.3)$$

- суммарный эффективный к.п.д двухдугового плазмотрона $\eta_{\text{э}}$ при $I_{\text{п}} \approx I_{\text{о}}$ возрастает с увеличением тока основной дуги $I_{\text{о}}$ и уменьшается с ростом тока пилотной дуги $I_{\text{п}}$; при этом с изменением токов от 50 до 200 А $\eta_{\text{э}}$ снижается с 56 до 46 %;
- в суммарной эффективной мощности двухдугового плазмотрона $Q_{\text{э}}$ с увеличением тока пилотной дуги от 50 % до 100 % тока основной дуги доля эффективной мощности пилотной дуги $Q_{\text{п}}$ возрастает с 12 % до 22 % от $Q_{\text{э}}$.

Полученные энергетические характеристики – $Q(I)$, как видно на графиках, могут быть аппроксимированы простыми линейными уравнениями, позволяющими с достаточной для практических задач точностью использовать их в алгоритмах расчета параметров режима наплавки и плазменной поверхностной закалки.

Эффективный радиус R_q пятна нагрева двухдугового плазмотрона при наплавке можно оценивать по следующей зависимости (при $I_{\text{п}} = I_{\text{о}} \pm 50$ %; $I_{\text{о}} > 50$ А и $d_{\text{с}} = 4{,}2$ мм):

$$R_q = 5{,}1\left[1 + 0{,}46\frac{(I_{\text{о}} - 100)}{100}\right], \qquad (3.4)$$

где R_q – в миллиметрах; I – в амперах.

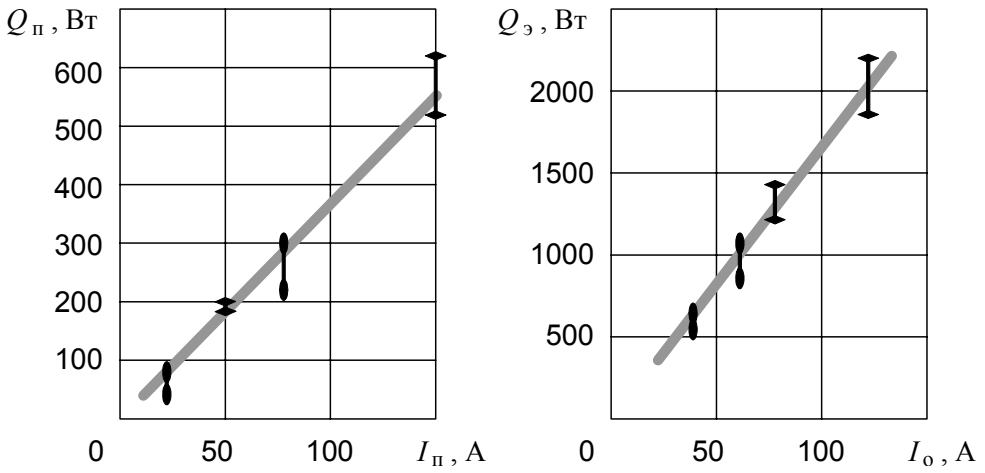


Рис. 3.4. Эффективные мощности пилотной дуги $Q_п$ и двухдугового плазмотрона $Q_э$

Полученные количественные характеристики основных энергетических параметров процесса плазменной наплавки позволяют рассчитать температурные поля в изделии и произвести подбор оптимальных режимов обработки.

3.4. Тепловая и гидродинамическая обстановка в зоне наплавки

Исследование тепловых и электрических характеристик сжатой дуги в аргоне при наплавке усовершенствованным методом плоскостного зондирования [65] и анализ полученных зависимостей показали, что сжатую дугу при наплавке, как и при сварке, можно считать нормально-круговым источником теплоты. Этому же закону подчиняется и радиальное распределение плотности тока $j(r)$ в активном пятне сжатой дуги.

С учетом того, что при наплавке источник теплоты, как правило, является поверхностным, уравнение (2.31) [44] может быть преобразовано:

$$T(x,y,z,t_m)=\frac{Q_э}{4\pi\lambda s}\int_0^{t_m}\frac{1}{t+t_0}\exp\left[-\frac{(x+vt)^2+y^2}{4a(t+t_0)}\right]\times$$
$$\times\left[1+2\sum_{i=1}^{\infty}\cos\frac{\pi i z}{s}\exp\left(-\pi^2 i^2\frac{at}{s^2}\right)\right]dt, \qquad (3.5)$$

где: $Q_э$ – эффективная мощность источника теплоты, Вт; λ – теплопроводность, Вт/(м·К); s – толщина плоского слоя, м; $t_0 = R_q^2/4a$, a – температуропроводность, м^2/с; R_q – эффективный радиус пятна нагрева, м; v – скорость наплавки (скорость движения по оси x), м/с.

При расчете режимов плазменной наплавки можно в качестве расчетной зоны, ограниченной координатами температуры плавления основного металла $T_{пл\text{-}о}$, принять зеркально отраженную относительно наплавляемой поверхности зону наплавки (рис.3.5-а) при условии:

- глубина h равна высоте g;
- ширина e = const.

Это условие выполняется только при равенстве теплосодержания единичного объема наплавляемого и основного металла: $\rho\Delta H_н = \rho\Delta H_о$.

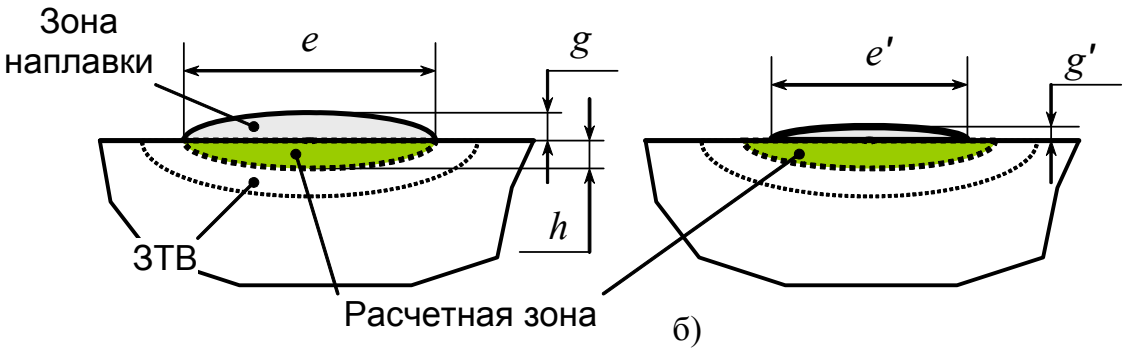


Рис. 3.5. Поперечное сечение зоны плазменной наплавки при $\rho\Delta H_н = \rho\Delta H_о$ (а) и при $\rho\Delta H_н > \rho\Delta H_о$ (б); ЗТВ – зона термического влияния

Если теплофизические свойства наплавляемого и основного металла различаются (например, $\rho\Delta H_н > \rho\Delta H_о$), то сечение расчетной зоны $f_о$ может быть определено из соотношения:

$$f_о = f_н \frac{\rho \Delta H_н}{\rho \Delta H_о}, \qquad (3.6)$$

где: $f_н$ – сечение зоны наплавки высотой g' и шириной e'; $f_н \approx 0{,}72\ e'\ g'$ (см. рис.3.5-б).

Обобщенный алгоритм расчета параметров наплавки дан на рис. 3.6.

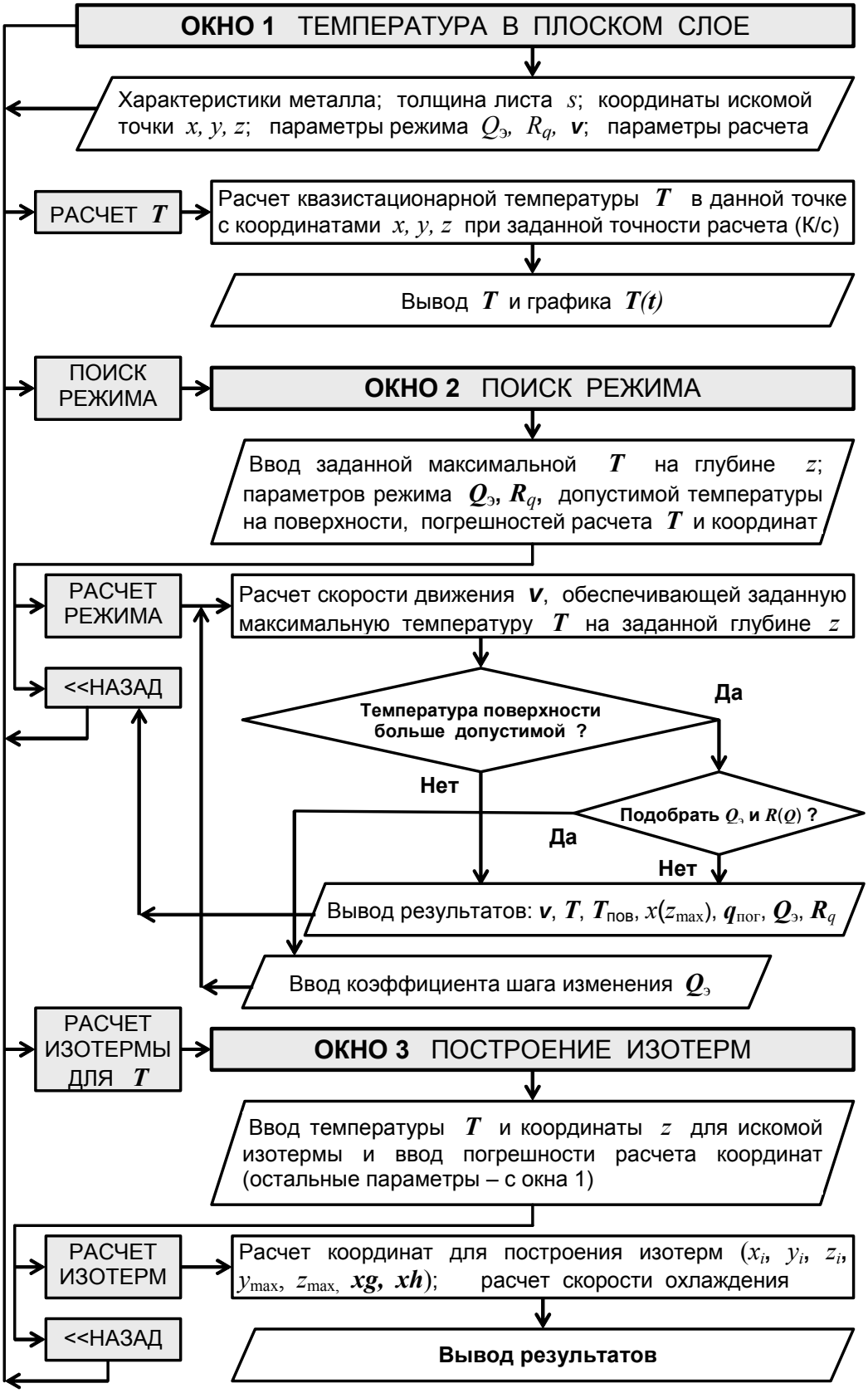


Рис. 3.6. Обобщенный алгоритм расчета параметров наплавки

При этом расчетная зона будет ограничена координатами максимальной температуры – температуры плавления основного металла $T_{\text{пл-о}}$: по глубине $h = z_{\max}$, по ширине $e = 2 \cdot y_{\max}$. В пределах этой зоны сумма площадей расплавленного основного металла и наплавленного металла при неизменных параметрах режима должна оставаться постоянной.

В случае необходимости обеспечить заданную глубину проплавления основного металла следует пропорционально изменять расход наплавляемого материала $G_{\text{нм}}$.

В используемой модели характеристики источника теплоты задаются через эффективную мощность $Q_{\text{э}}$ и эффективный радиус пятна нагрева R_q (3.5), которые, в свою очередь, связаны регрессионными зависимостями с током I. Так, для двухдугового плазмотрона при соизмеримых токах основной и пилотной дуги можно воспользоваться зависимостями (3.3) и (3.4).

Результаты расчета, например, для двухдугового плазмотрона погонной энергии $q_{\text{пог}}$ и скорости движения v в зависимости от тока основной и пилотной дуги (рис. 3.7) показывают следующее:

- при заданной температуре нагрева (например, $\Delta T = T_{\text{пл-о}} - T_{\text{под}} = 1000$ К, где $T_{\text{под}}$ – температура подогрева) на фиксированной глубине z в пределах 0,1…2 мм и изменении тока от 50 до 300 А минимум погонной энергии находится в области токов 80–170 А;
- минимум погонной энергии соответствует замедлению роста скорости движения $v(I)$ – слабее, чем прямо пропорционально току.

Следует отметить, что при шестикратном увеличении тока эффективный радиус пятна нагрева R_q возрос только в 2,5 раза (3.4), а максимальная полуширина $y_{\max}$ изотермы $\Delta T = 1000$ К – в 1,8 раза (рис. 3.8). При этом режимы наплавки, соответствующие минимуму погонной энергии, обеспечивают и минимальное удельное тепловложение q, определяемое как

$$q = \frac{q_{\text{пог}}}{2\, y_{\max}} = \frac{Q_{\text{э}}}{2 v\, y_{\max}}. \qquad (3.7)$$

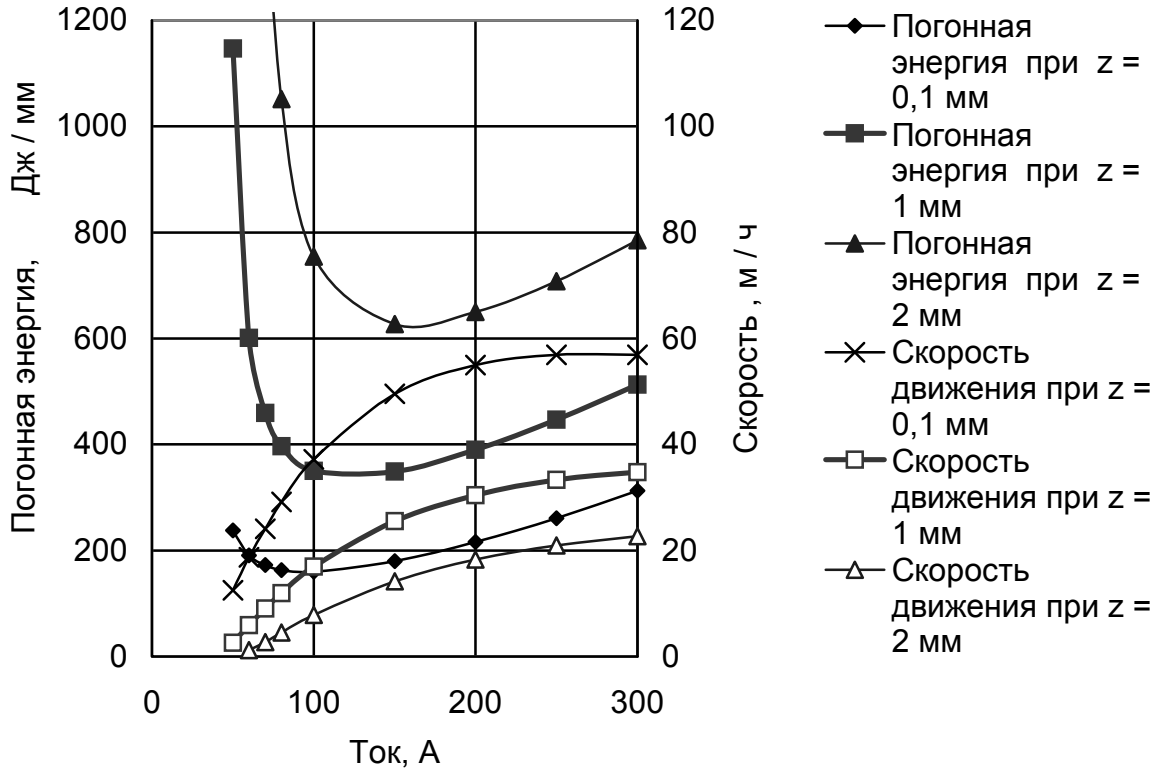


Рис. 3.7. Зависимость погонной энергии и скорости наплавки от тока дуги ($I_д$) при заданных $z = h$; $\Delta T = 1000$ К; температура предварительного подогрева $T_{под} = 773$ К

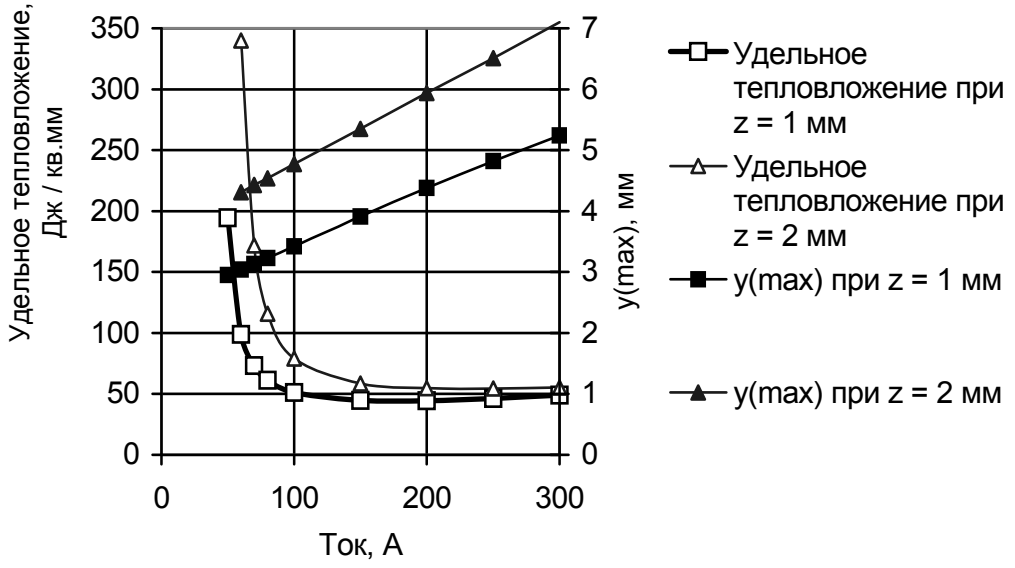


Рис. 3.8. Зависимости удельного тепловложения и максимальной полуширины изотермы $\Delta T = 1000$ К от тока; ($z = h$); температура предварительного подогрева $T_{под} = 773$ К

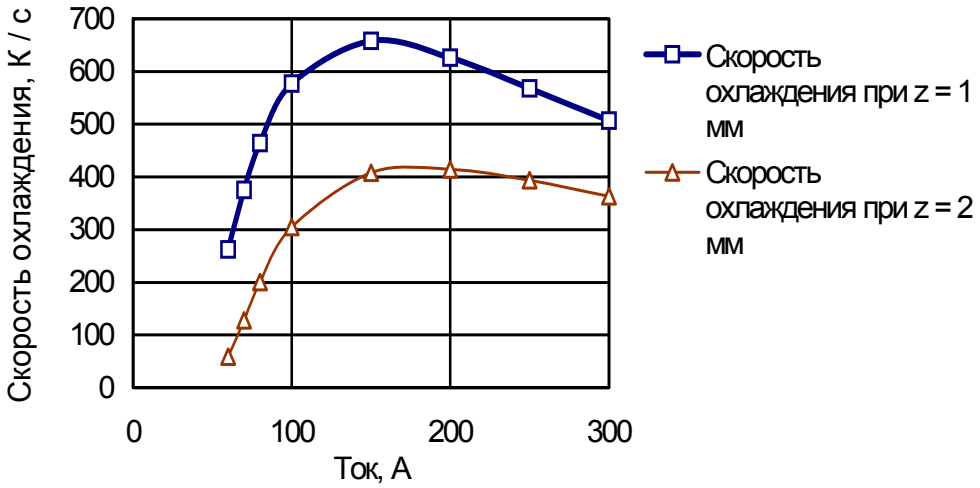


Рис. 3.9. Зависимости максимальной скорости охлаждения от тока; ΔT = 1000К; (z = h); температура предварительного подогрева $T_{\text{под}}$ = 773 К

Максимальные скорости охлаждения снижаются по мере увеличения расчетной толщины наплавляемого слоя (рис. 3.9) и соответствующего изменения параметров режима наплавки.

В литературе обращается внимание на то, что наплавку необходимо выполнять с минимально возможной погонной энергией для уменьшения протяженности разупрочненных или закаленных участков в зоне термического влияния [66]. Кроме того, увеличение времени контакта жидкого наплавляемого металла с основным отрицательно сказывается на составе, структуре и свойствах наплавленного слоя. Например, при наплавке кобальтового сплава [67] весьма резко увеличивается концентрация железа в наплавленном слое.

Во избежание образования трещин в ряде случаев может быть применён значительный предварительный подогрев [68], но тепловложение непосредственно в процессе наплавки должно быть минимальным.

Опыт применения плазменной наплавки подтверждает этот тезис.

Как видно на рис. 3.7, зависимость погонной энергии от тока имеет явный экстремум. Положение минимума погонной энергии может смещаться при изменении толщины наплавляемого слоя и других параметров наплавки. По мере роста тока увеличение скорости наплавки, обеспечивающей заданную толщину наплавляемого слоя, замедляется, особенно после прохождения минимума погонной энергии, скорость

движения стремится к «насыщению». При этом ширина 2 y_{max} расчетной изотермы $\Delta T = T_{пл\text{-}о} - T_{под}$ растет относительно медленно (см. рис. 3.8).

С целью оценки влияния основных параметров процесса на размеры ванны при плазменной наплавке кобальтового сплава на хромистую сталь 40Х10Н2 были выполнены расчеты с использованием модели (3.5) и поверочные эксперименты.

Для толщины плоского слоя s = 20 мм при эффективной мощности $Q_э$ = 1650 Вт, скорости наплавки v = 6 м/ч, и температуре предварительного подогрева $T_{под}$ = 500 °С получен ряд зависимостей параметров ванны (длины – l, ширины – e, глубины – h) от эффективного радиуса сжатой дуги R_q, от скорости наплавки v, от температуры предварительного подогрева $T_{под.}$

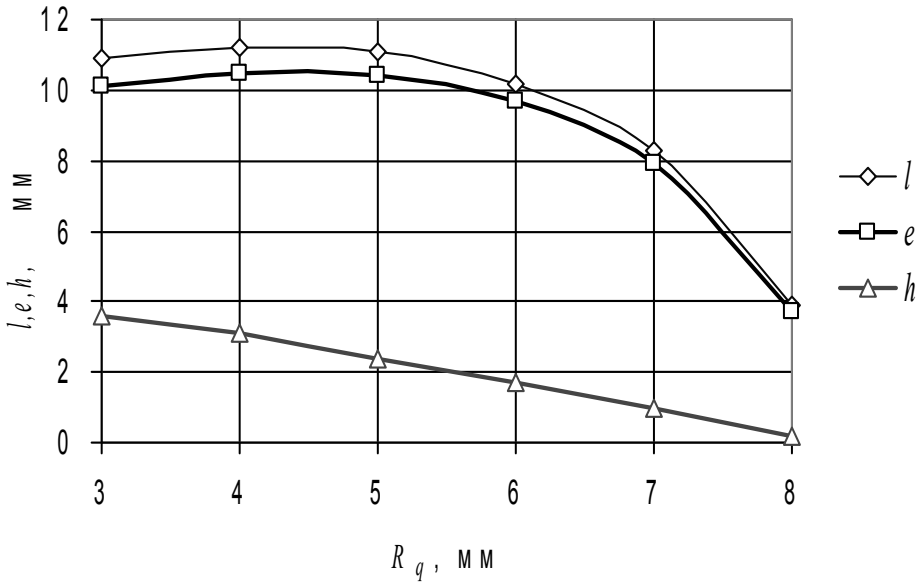


Рис. 3.10. Зависимость параметров ванны: длины – l, ширины – e, глубины – h от эффективного радиуса R_q (ΔT = 1000 К) при неизменных параметрах режима наплавки: эффективная мощность $Q_э$ = 1650 Вт, толщина изделия s = 20 мм, скорость наплавки v = 6 м/ч, температура предварительного подогрева $T_{под}$ = 500 °С

При плазменной наплавке эффективный диаметр пятна нагрева D_q обычно превышает ширину e наплавляемого валика (рис. 3.13), однако, как видно на рис. 3.10, ширина e ванны и валика при варьировании эффективным радиусом R_q (и, соответственно D_q)проходит максимум в

отличие от глубины ванны h, которая по мере роста R_q практически линейно уменьшается (см. рис. 3.10). Это указывает на то, что при необходимости широкослойной наплавки следует выбирать параметры режима, обеспечивающие оптимальный эффективный радиус R_q пятна нагрева.

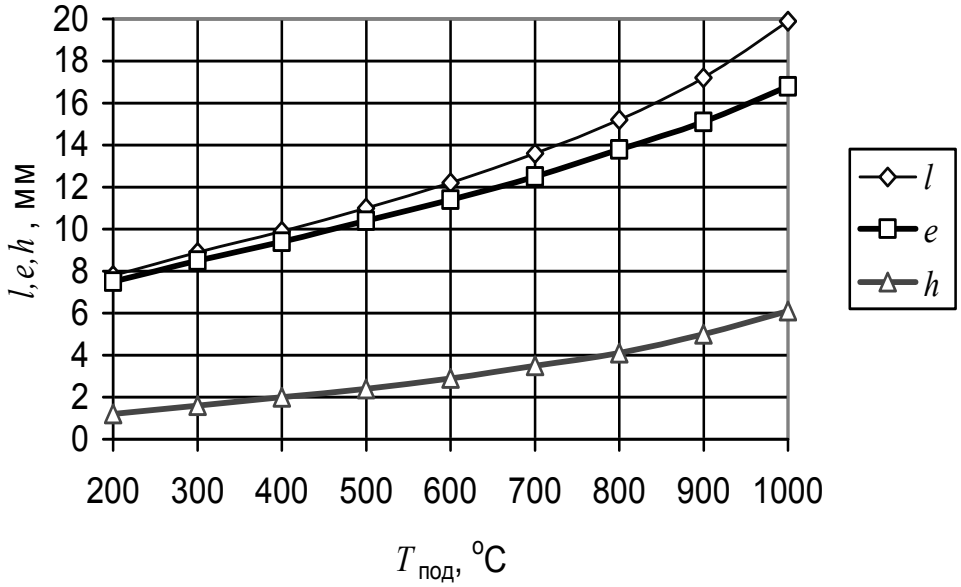


Рис. 3.11. Зависимость параметров ванны: длины – l, ширины – e, глубины – h от температуры предварительного подогрева – $T_{\text{под}}$ (ΔT = 1000 K) при неизменных параметрах режима: эффективная мощность $Q_э$ = 1650 Вт, толщина изделия s = 20 мм, эффективный радиус R_q = 5,1 мм, скорость наплавки v = 6 м/ч

Проведенные расчеты и опыты показывают, что увеличение температуры подогрева изделия $T_{\text{под}}$ не дает возможности увеличить ширину наплавляемого валика e, сохраняя h = const. Как видно из рис. 3.11, с ростом $T_{\text{под}}$ глубина h растет примерно с такой же интенсивностью, как и ширина e, а это может привести к недопустимому переходу металла основы в наплавляемый слой. Таким образом, при выборе температуры подогрева изделия необходимо корректировать режим наплавки, проверяя изменение глубины проплавления. Для этого можно использовать, например, универсальную компьютерную программу Plasmet.

Влияние скорости наплавки (рис. 3.12) может быть существенным, что необходимо учитывать при определении требований к точности поддержания скорости движения. Как видно из графика изменение

скорости на 10 % (при средней скорости 6 м/ч) дает изменение ширины на 3 %, а глубины – на 6 %. Для более тонких листов отклонения e и h могут быть значительно выше и для глубины h превышать 30%.

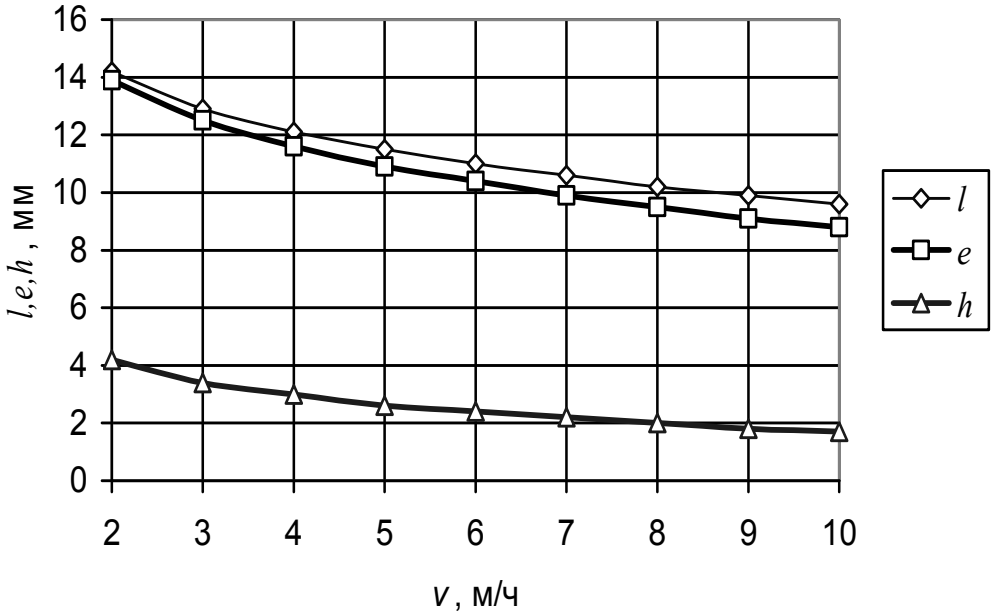


Рис. 3.12. Зависимость параметров ванны: длины – l, ширины – e, глубины – h от скорости наплавки – v (ΔT = 1000 K) при неизменных параметрах режима: эффективная мощность $Q_э$ = 1650 Вт, толщина изделия s = 20 мм, эффективный радиус R_q = 5,1 мм, температура предварительного подогрева $T_{под}$ = 500 °С

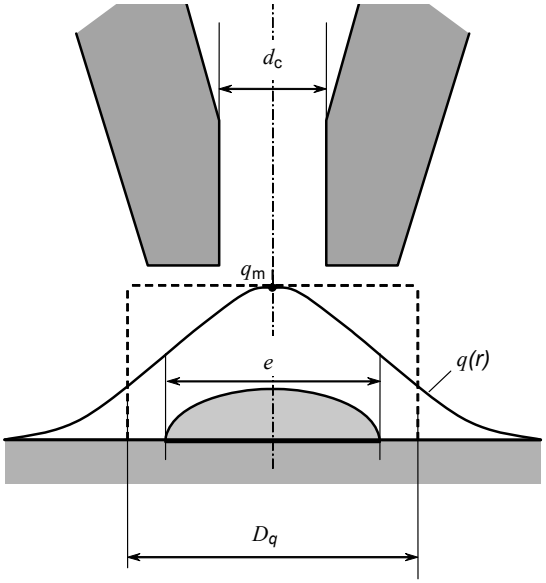


Рис. 3.13. Соотношение диаметра плазмообразующего сопла d_c, эффективного диаметра пятна нагрева D_q и ширины наплавляемого валика e

Это свидетельствует о том, что для прецизионной плазменной наплавки требования к оборудованию по точности стабилизации скорости движения должны быть повышенными. В то время как стандарты на сварочные автоматы обычно регламентируют точность скорости движения не хуже ±10%, аппаратура для прецизионной наплавки, с учетом допустимого перемешивания основного и наплавляемого металла, например, 5 или 10%, должна обеспечивать стабилизацию скорости движения с точностью не хуже ±1,3 % или ±2,7 % соответственно.

Анализ полученных результатов показывает, в целом, хорошую сходимость расчета с опытными данными.

Плазменная наплавка отличается большим количеством регулируемых параметров, что, с одной стороны, повышает гибкость технологии, но, с другой стороны, усложняет выбор оптимальных режимов обработки. В отличие от других способов (газовая, электродуговая) она характеризуется значительным собственным давлением источника теплоты на расплавленный металл ванны.

Проведенные исследования дают возможность оценить влияние некоторых параметров режима на величину давления сжатой дуги.

Возрастание давления (в порядке ослабления влияния) наблюдается при:

- уменьшении диаметра плазмообразующего сопла;
- увеличении расхода плазмообразующего газа;
- увеличении тока сжатой дуги;
- уменьшении расстояния между соплом и изделием $l_{\text{си}}$.

Зависимости $p_{\text{m}}(d_{\text{с}})$ и $p_{\text{m}}(G_{\text{п.г}})$ – нелинейны (рис. 3.14), что указывает на прогрессивное возрастание роли газового потока по мере увеличения его интенсивности в формировании технологических свойств сжатой дуги. Радиальное распределение давления в пятне нагрева сжатой дуги близко к нормальному закону (рис. 3.15).

В отличие от других способов электродуговой сварки, при плазменной обработке металлов можно управлять процессом, варьируя не только величиной тока $I_{\text{д}}$, длиной дуги $L_{\text{д}}$ и скоростью сварки v, но также – расходом плазмообразующего газа $G_{\text{п.г}}$, диаметром сопла $d_{\text{с}}$, током дежурной (пилотной) дуги $i_{\text{д}}$, геометрией электрода и сопла, способом подачи газа в сопло и другими факторами [69].

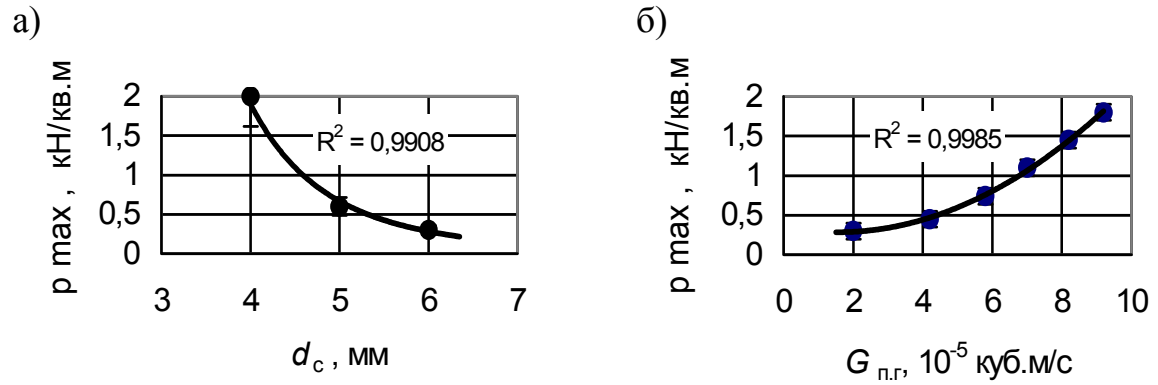


Рис. 3.14. Давление в центре пятна сжатой дуги p_m при изменении:
а) диаметра сопла d_c ($I_д = 106$ А; $G_{п.г} = 7 \cdot 10^{-5}$ м^3/с; $l_{си} = 5$ мм);
б) расхода газа $G_{п.г}$ ($I_д = 96$ А; $d_c = 4{,}2$ мм; $l_{си} = 5$ мм).

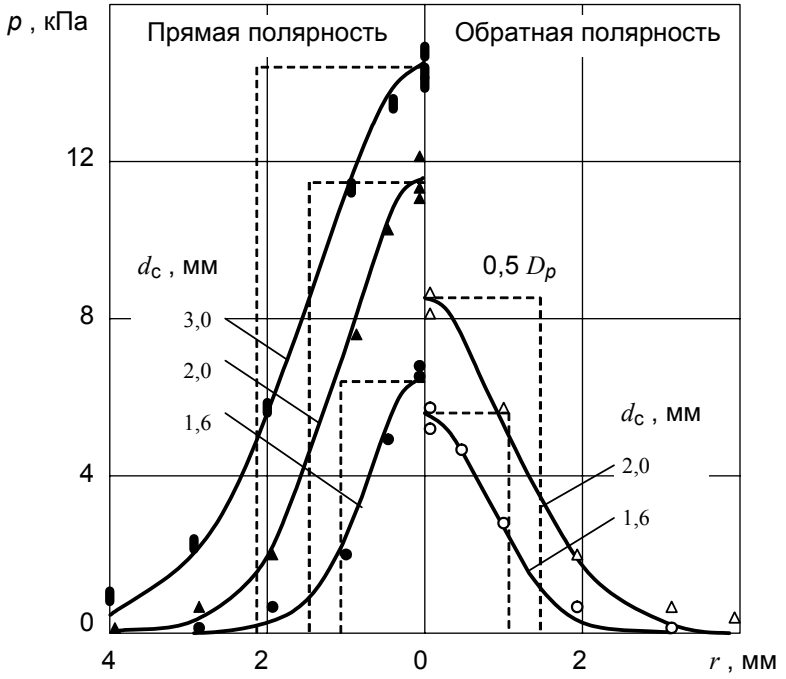


Рис. 3.15. Распределение давления по радиусу сжатой дуги в аргоне $p(r)$ для различных диаметров сопла d_c

Проведенные исследования показали следующее.

При нормальном законе распределения в пятне нагрева сжатой аргоновой дуги плотности теплового потока $q(r)$, тока $j(r)$ и давления $p(r)$ по радиусу пятна r эффективные диаметры соответствующих энергетических характеристик сжатой дуги прямого действия при наплавке, как и при сварке – см. (2.1) и (2.2), связаны между собой зависимостями:

$$D_q \approx 2D_j \approx 2D_p,$$

т.е. пятно тепловвода в среднем в два раза шире активного пятна и пятна давления.

Характеризуясь слабой зависимостью от длины дуги, тока $I_д$ и расхода плазмообразующего газа $G_{п.г}$ (рис. 3.16), эффективный диаметр D_p пятна давления сжатой дуги прямого действия в аргоне фактически определяется только диаметром сопла d_c при соотношении:

$$D_p \approx 1{,}4\, d_c.$$

Доверительный интервал в оценке D_p для диаметров сопла 2 и 3 мм с вероятностью 0,99 составил, соответственно, $2{,}8\pm0{,}11$ и $4{,}2\pm0{,}12$ мм

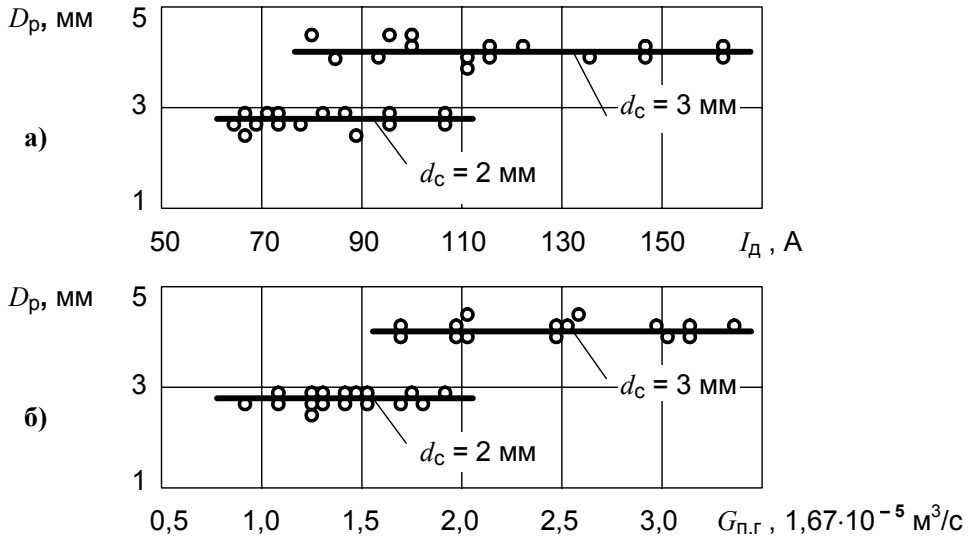


Рис. 3.16. Связь эффективного диаметра пятна давления D_p сжатой дуги в аргоне с током (а) и расходом газа (б) при расстоянии между соплом и изделием $l_{си} = (1\ldots2)d_c$

Постоянство D_p не означает неизменности давления дуги. Как следует из выражения для эффективного диаметра:

$$D_p = 2\sqrt{\frac{F_д}{\pi\, p_m}},$$

где: $F_д$ – сила давления дуги; p_m – максимальное давление в центре активного пятна, характер функций $F_д(I, G_{п.г})$ и $p_m(I, G_{п.г})$ должен быть

подобным, что и подтверждается экспериментами, выявляющими квадратичную зависимость $F_д$ и p_m от тока и расхода газа.

На рис. 3.17 показана схема движения жидкого металла при наплавке.

Полное давление в свободном потоке расплавленного металла ванны p_0 определяется выражением (2.3).

Высота жидкой прослойки под дугой, в которой расплавленный металл из головной части ванны должен перетечь в хвостовую, не может превышать высоту наплавляемого валика. За счет силового действия сжатой дуги площадь поперечного сечения прослойки жидкого металла $f_{пр}$ оказывается минимальной, и ее можно оценить с учетом экспериментальных данных как:

$$f_{пр} = (0{,}1...0{,}5) f_в \approx 0{,}3\ f_в,$$

где $f_в$ – площадь наплавленного валика (см. рис. 3.17).

Соответственно, средняя высота прослойки (для g = 1…4 мм) определяется:

$$\bar{h}_{пр} = f_{пр} / e \approx 0{,}3…1{,}2 \text{ мм}.$$

Оценку составляющих полного давления в потоке жидкого металла делаем по аналогии с разделом 2.1.

Оценка величины потери напора $\Delta p_{тр}$ сделана, принимая длину пути l потока металла (см. рис. 3.17) условно равной диаметру пятна давления $D_p \approx 1{,}4 d_c$. Давление столба жидкого металла рассчитывалось как $p_s = \rho\, g\, s$ (см. рис. 3.17).

Результаты расчетов для режимов плазменной наплавки высоколегированной аустенитной стали, обеспечивающих нормальное формирование наплавленного металла, сведены в таблицу 3.5.

Из всех составляющих полного давления в потоке расплавленного металла наименьший вклад вносит динамическое давление $p_{дин}$.

Потеря напора, связанная с вязкостью жидкого металла, $\Delta p_{тр}$ зависит от скорости ведения процесса и высоты наплавляемого слоя, однако и эта составляющая полного давления мала и только при скоростях наплавки свыше 25 м/ч и толщине наплавляемого слоя равном или менее 1 мм она может достигать 27 % полного давления в потоке. Во

всех остальных случаях $\Delta p_{тр}$ значительно меньше. Наибольший вклад в необходимое полное давление в потоке жидкого металла ванны при плазменной наплавке, как и при сварке, вносит давление столба жидкого металла p_s.

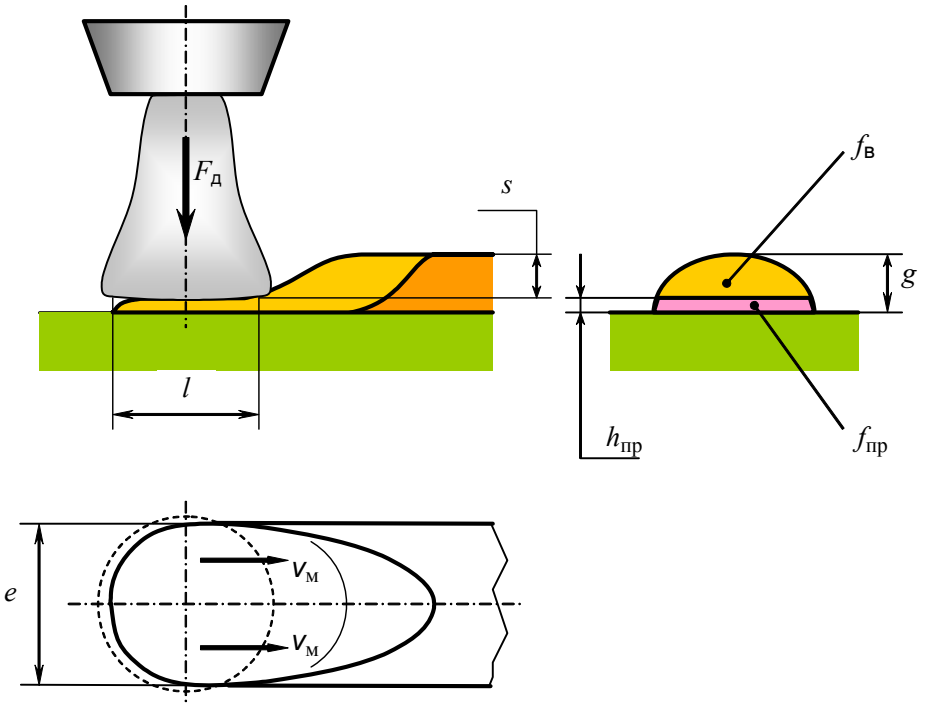


Рис. 3.17. Схема движения расплавленного металла при наплавке

Таблица 3.5.

Характеристики потока жидкого металла при плазменной наплавке стали Х18Н9Т (для $g = 1…4$ мм, $v = 3…30$ м/ч, $d_с = 4{,}2$ мм)

Параметры	$v = 3$ м/ч	$v = 30$ м/ч
$\rho_{пл}$, 10^3 кг/м^3	7,3	
$\nu_{ср}$, 10^{-6} м^2/с	0,7	
$v_м$, м/с	0,002	0,02
Re	6	60
$p_{дин}$, Па	0,015	1,46
$\Delta p_{тр}$, Па	1,9…0,48	19…4,8
p_s, Па	50…200	50…200

Критерий Рейнольдса Re вычислялся как

$$\mathrm{Re} = \frac{v_{\text{м}}\, l_{\text{г}}}{\nu_{\text{ср}}},$$

где $l_{\text{г}}$ – гидравлический диаметр, равный $4 f_{\text{пр}} / c_{\text{пр}}$,

$c_{\text{пр}}$ – периметр сечения жидкой прослойки;

$\nu_{\text{ср}}$ – кинематическая вязкость расплавленного металла при средней температуре ванны.

Расчет показывает, что течение жидкого металла даже при наибольших скоростях наплавки v – остается ламинарным. Критерий Рейнольдса Re << 1000.

Проведенный анализ показывает, что для успешного решения задач прецизионной плазменной наплавки следует учитывать параметры, влияющие, как на тепловую обстановку (в первую очередь – ток, диаметр сопла, скорость движения), так и на соотношение давлений сжатой дуги и расплава (главные – полярность сжатой дуги, ток, расход плазмообразующего газа, расположение дуги относительно наплавляемого валика при наклоне поверхности изделия).

3.5. Плазменная наплавка с поперечными колебаниями

При наплавке поперечные колебания источника теплоты используются с целью получения достаточно равномерного наплавленного слоя необходимой ширины. Дополнительные параметры режима (размах колебаний, частота колебаний, время выдержки в крайних точках при наплавке по трапецеидальной траектории колебаний источника теплоты) усложняют выбор режима наплавки и оценку качества наплавляемого слоя.

С учетом поперечных колебаний источника теплоты уравнение 3.5 может быть преобразовано. Пусть $dT(x,y,z,t_m)$ – приращение температуры в точке P (рис. 3.18) в подвижной системе координат x,y,z в момент t_m от элементарного источника теплоты $Q_{\text{э}}\, dt$, действующего в течение времени dt и находящегося на расстоянии vt' от неподвижной оси y_0 и на расстоянии $A\sin(\omega t')$ от оси x. Тогда суммирование приращений температуры от всех элементарных источников (за все время действия источника t_m) для синусоидальной траектории колебаний дает (3.8):

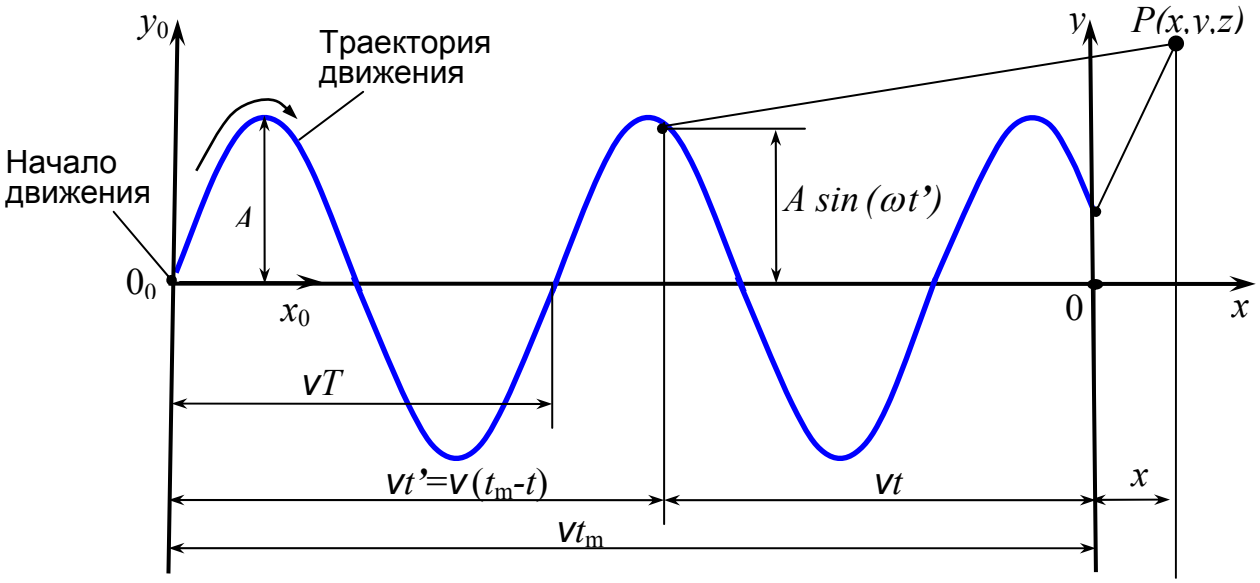


Рис. 3.18. Схема движения поверхностного источника теплоты с колебаниями по синусоидальной траектории (x_0,y_0,z_0 – неподвижная система, x,y,z – подвижная система координат)

$$T(x,y,z,t_m)=\frac{Q_э}{4\pi\lambda s}\int_0^{t_m}\frac{1}{t+t_0}\exp\left[-\frac{(x+vt)^2+[y-A\cdot\sin\omega(t_m-t)]^2}{4a(t+t_0)}\right]\times$$
$$\times\left[1+2\sum_{i=1}^{\infty}\cos\frac{\pi i z}{s}\exp\left(-\pi^2 i^2\frac{at}{s^2}\right)\right]dt, \qquad (3.8)$$

где: $Q_э$ – эффективная мощность источника теплоты, Вт; λ – теплопроводность, Вт/(м·К); s – толщина плоского слоя, м; $t_0 = R_q^2 / 4a$, a – температуропроводность, м^2/с; R_q – эффективный радиус пятна нагрева, м; $\omega = 2\pi / T_к$ – круговая частота, Гц; $T_к$ – период колебаний, с; A – амплитуда колебаний, м, $A = R_к/2$, $R_к$ – размах колебаний, м; v – скорость наплавки (скорость движения по оси x), м/с.

Аналогично строится формула для трапецеидальной траектории колебаний источника теплоты.

Скорость наплавки v рассчитывается методом итераций при заданных $Q_э$ и R_q. Максимальная температура T_{max} задается в некоторой реперной точке с координатами Y_{max}, Z_{max}. Например, можно установить $Y_{max} = 0$, а Z_{max} – равную толщине наплавляемого слоя. Расчет T_{max}

ведется по формуле (3.8), прослеживая наибольшую температуру в пределах периода колебаний источника, для чего автоматически варьируется задаваемая в расчете величина t_{m}, что изменяет фазу колебаний.

Учет теплоты плавления наплавляемого материала $\rho\Delta H_{\text{пл}}$, поглощаемой в головной части ванны, производится тоже методом итераций (см. раздел 2.6).

Для выбора оптимального режима наплавки целесообразно использовать принцип минимизации погонного производства энтропии сварочной технологической системы, рассматривая ее как открытую неравновесную термодинамическую систему (см. раздел 2.4). Мерой погонного производства энтропии служит погонная энергия $q_{\text{пог}}$. С увеличением тока I в соответствии с формулами (3.3) и (3.4) растет $Q_{\text{э}}$ и R_q, что приводит к нелинейному возрастанию скорости наплавки v и к прохождению погонной энергии через минимальное значение. Рассмотрим пример: наплавка на стальной лист, толщина наплавляемого слоя 3 мм. В расчете задаем температуру T = 1500 °С на глубине z_0 = 3 мм. Как видно на рис. 3.19, при увеличении тока более 230 А, соответствующего минимуму $q_{\text{пог}}$, увеличение скорости наплавки идет медленнее, чем по линейной зависимости. Таким образом, режим на токе 230 А можно считать оптимальным, как обеспечивающий минимальную погонную энергию и достаточную скорость наплавки при шаге колебаний $v\,T_{\text{к}}$ = 7,1 мм (см. рис. 3.19). В области минимума $q_{\text{пог}}$ возможен выбор и других режимов наплавки, используя дополнительные условия отбора. Так, режим на токе 150 А обеспечивает при бóльшей погонной энергии и меньшей скорости наплавки пониженную скорость охлаждения, но меньший шаг колебаний (при неизменной частоте колебаний) приводит к многократному переплаву наплавляемого слоя, что может ухудшить качество наплавки.

Расчет наибольших возможных температур в неподвижной системе координат x_0,y_0,z_0 ведется по формуле (3.8) с использованием уравнения связи (см. рис. 3.18):

$$x_0 = x + v\,t_{\text{m}}.$$

Чтобы учесть возможное влияние тепловложения от последующих периодов колебаний на температуру в данной точке, в расчет

закладывается k периодов колебаний. Из рассчитанных по k периодам температур выбирается наибольшая в данной точке.

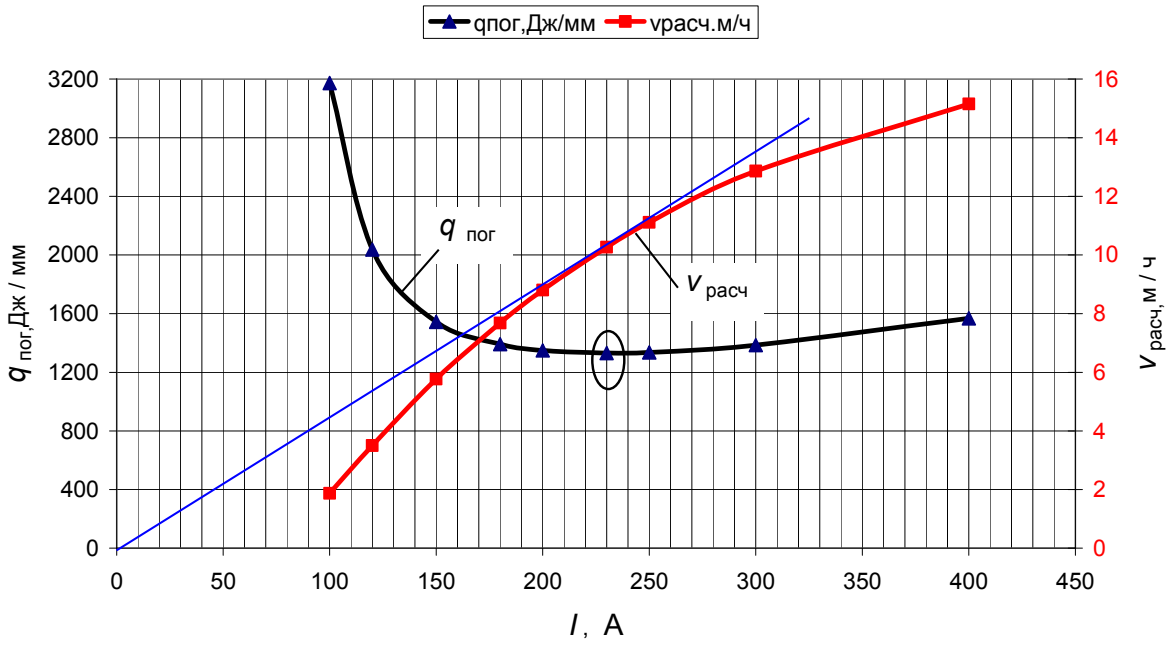


Рис. 3.19. Зависимость погонной энергии $q_{пог}$ и расчетной скорости наплавки $v_{расч}$ от тока сжатой дуги I (и связанного с ним эффективного радиуса пятна нагрева R_q)

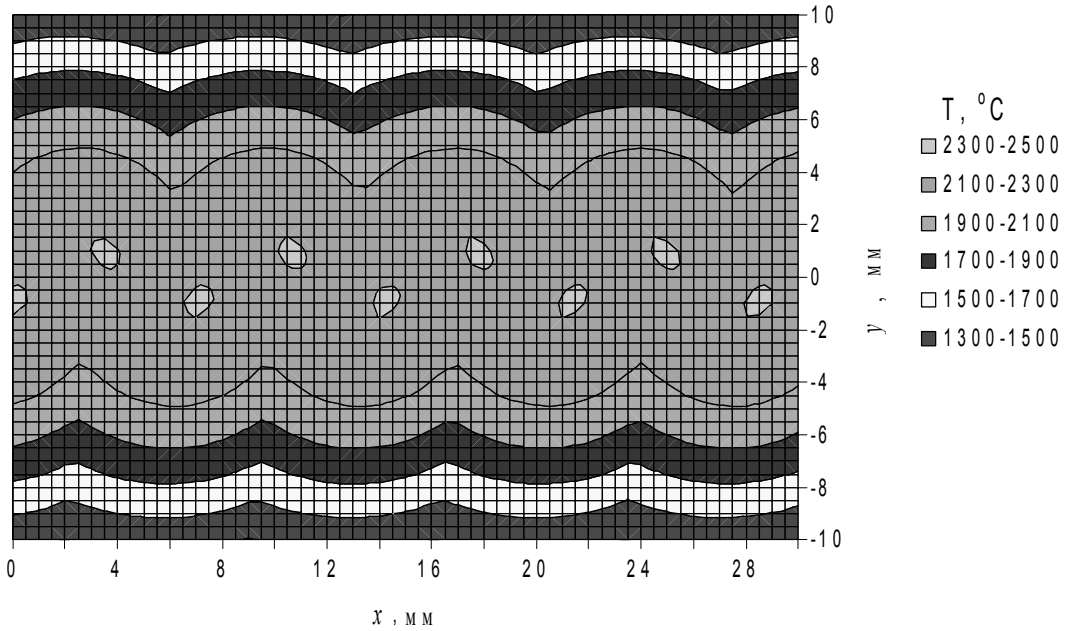


Рис. 3.20. Поле наибольших температур в неподвижной системе координат ($z_0 = 0$) при наплавке с колебаниями по трапецеидальной траектории на токе 230А (шаг колебаний 7,1 мм) при размахе колебаний 7 мм, скорости колебаний 7 мм/с, выдержке по краям 0,2 с и скорости наплавки 2,97 мм/с (10,7 м/ч), температура подогрева 500 °С

Изменение параметров колебаний, например, увеличение скорости колебаний и времени выдержки по краям (последнее – при траектории колебаний по трапеции) влияет, прежде всего, на шаг колебаний. Рассматриваемые режимы получены из условия одинаковой температуры $T = 1500$ °С на глубине $z_0 = 3$ мм, равной толщине наплавляемого слоя.

Как видно на рис. 3.20, по краям зоны наплавки возможны периодические участки с температурой поверхности меньшей температуры плавления основы, но большей, чем температура плавления наплавляемого материала, что не должно ухудшать качество наплавки.

Проведенные эксперименты и производственная проверка автоматизированной плазменной наплавки на сталь 30ХМФА порошка ПР-Н65Х25С3Р3 показали высокое качество наплавки (рис. 3.21) и совпадение расчетных и опытных параметров с погрешностью менее 10%.

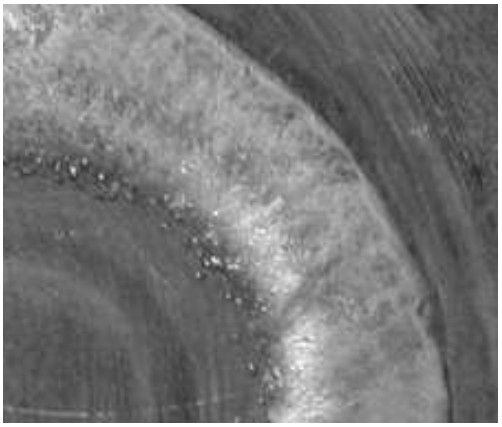
а)  б)

Рис. 3.21. Внешний вид (а) и поперечный шлиф (б) наплавки с колебаниями в кольцевую канавку задвижки трубопроводной арматуры

На основании проведенных исследований можно заключить:

- Расчет наибольших возможных температур в каждой рассматриваемой точке подвижной системы координат при наплавке с поперечными колебаниями дает возможность при заданных значениях эффективной мощности источника теплоты, его эффективного радиуса, параметров колебаний и толщины наплавляемого слоя рассчитать скорость наплавки.

• Разработанные алгоритмы расчета и компьютерная программа Plasmet позволяют рассчитать режим наплавки и построить поля наибольших температур в неподвижной системе координат, что дает возможность оценить температурную обстановку, влияющую на качество формирования наплавляемого слоя при наплавке с колебаниями.

3.6. Пути уменьшения перемешивания наплавляемого и основного металла

Для прецизионной плазменной наплавки особо значимым является уменьшение перемешивания наплавляемого и основного металла. Коэффициент перемешивания $K_{\text{пер}}$ определяется глубиной проплавления основного металла и высотой наплавки и может зависеть от многих факторов (температуры плавления основного и наплавляемого металла, содержания легирующих элементов, формы и шероховатости поверхности, наличия на поверхности оксидных пленок и др.). Если $K_{\text{пер}}$ слишком велик, необходимо выполнять наплавку в несколько слоев.

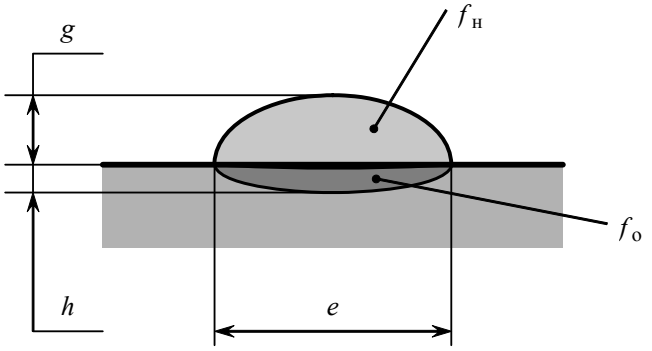


Рис. 3.22. Перемешивание при наплавке.
$f_н$ – площадь наплавки; $f_о$ – площадь проплавления; e – ширина наплавленного валика; g – высота наплавки; h – глубина проплавления

$$K_{\text{пер}} = \frac{f_{\text{о}}}{f_{\text{о}} + f_{\text{н}}} \times 100\% .$$

Если содержание легирующих элементов в наплавляемом $X_{\text{н.м}}$ и в основном $X_{\text{о.м}}$ металле не одинаково, то возможно:

$$X_{\text{н.м}} > X_{\text{напл}} > X_{\text{о.м}} \qquad \text{или:} \qquad X_{\text{н.м}} < X_{\text{напл}} < X_{\text{о.м}} .$$

При известном химическом составе основного и наплавляемого металлов, а также при заданном содержании одного или нескольких элементов в наплавленном слое, расчетную площадь проплава $f_о$ можно определить как:

$$f_о = \frac{f_н\left(X_{н.м} - X_{напл}\right)}{X_{напл} - X_{о.м}},$$

где: $X_{н.м}$ – содержание элемента (например, железа) в наплавляемом материале;

$X_{о.м}$ - содержание элемента в основном металле;

$X_{напл.}$ – допустимое или заданное содержание элемента в наплавке.

Если принять, что

$$f_о = e\ h\ \Psi_{пр} \quad \text{и} \quad \Psi_{пр} \approx \Psi_{напл.},$$

где: $\Psi_{пр}$ и $\Psi_{напл}$ – коэффициенты формы проплавления и наплавки, соответственно, т.е. отношение площади $f_о$ или $f_н$, соответственно, к площади прямоугольника $e\ h$ или $e\ g$ (для малых отношений h/e и g/e можно принять $\Psi \approx$ 0,72), то средняя расчетная глубина проплавления h (см. рис. 3.22) может определяться как:

$$h \approx \frac{g\left(X_{н.м} - X_{напл}\right)}{X_{напл} - X_{о.м}},$$

где: g – высота валика или толщина наплавляемого за один проход слоя.

С учетом погрешностей от формы проплавления и шероховатости поверхности, фактическая глубина проплавления должна быть не более расчетной.

Пути решения проблемы уменьшения перемешивания могут быть различные:

- использование самофлюсующих материалов с кремнием и бором [70];
- применение активных газовых смесей, например $Ar+H_2$ [54];
- применение дуги обратной полярности [71];
- подача в зону наплавки прогретого в факеле пилотной дуги порошка с дозированным нагревом основного металла [72] и другие.

Плазменная наплавка на обратной полярности сжатой дуги прямого действия (дуга электрод-изделие) используется реже, что объясняется прежде всего, пониженным ресурсом работы электрода-анода и громоздкостью плазмотронов, затрудняющей наплавку в труднодоступных местах и на ограниченных поверхностях, а также –

недостаточным опытом применения технологии наплавки на обратной полярности. В то же время, сжатая дуга обратной полярности имеет для целей наплавки ряд технологических преимуществ, рассмотренных ниже.

3.7. Плазменная наплавка на обратной полярности

По сравнению с прямой полярностью при наплавке на обратной полярности зона термического воздействия сжатой дуги на изделие при соизмеримом токе шире и при этом, как это видно на макрошлифах, не наблюдается локального проплавления изделия даже при большом тепловложении (рис. 3.23). Это в ряде случаев может играть положительную роль, например, уменьшать склонность наплавленного слоя к образованию трещин, но, с другой стороны, – требует проверки зоны сплавления на возможность взаимного перемешивания основного и наплавляемого металла по всему пятну нагрева.

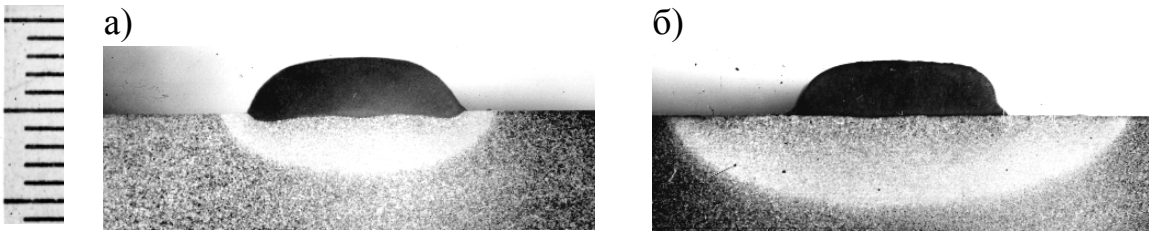


Рис. 3.23. Макроструктуры образцов наплавки быстрорежущей стали Р9М4К8 на прямой (а) и обратной (б) полярности сжатой дуги на сталь Ст3; слева приведен масштаб в миллиметрах

Для изучения зоны сплавления была выбрана в качестве наплавляемого материала быстрорежущая сталь Р9М4К8, отличающаяся от других материалов (никельхромборкремниевых сплавов, бронз и т.п.) сравнительно высокой температурой плавления. Высокие режущие свойства и хорошая красностойкость стали Р9М4К8 обеспечивают эффективность ее применения, несмотря на относительно высокую стоимость [73]. В то же время, изготовление биметаллического режущего инструмента с использованием наплавки тормозится рядом трудностей, к которым относится значительная трудоемкость наплавки традиционными способами, особенно, с сопутствующим подогревом, и неоднородность наплавленного слоя по составу и свойствам [54].

Изучение микроструктуры образцов, после плазменной наплавки показало, что при любой полярности в основном металле (Ст3) имеется развитая зона термического влияния с характерной структурой перегрева: перлит и игольчатый феррит; размер зерна увеличен до № 5, № 6, № 4 по ГОСТ 5639-65. При повышенных скоростях наплавки нагрев основы меньше, и зерно более мелкое. Наплавленный металл представляет собой литую дендритную структуру, состоящую из легированного аустенита и карбидной эвтектики (ледебурит) (рис. 3.24, 3.25). Твердость наплавленного металла HRC 62…63. При наплавке на прямой полярности граница соединения менее ровная и четкая, чем на обратной полярности, глубина проплавления основы местами достигает 0,5 мм и более. На обратной полярности в широком диапазоне режимов не наблюдается проплавления основного металла; зоны взаимного перемешивания, даже при большем тепловложении, не обнаружено.

Зона соединения металла наплавки и основы на прямой и на обратной полярности имеет соизмеримую толщину – в пределах от 8 до 25 мкм. На образцах после наплавки на прямой полярности на границе соединения иногда наблюдаются участки химической и структурной неоднородности, чего нет после наплавки на обратной полярности.

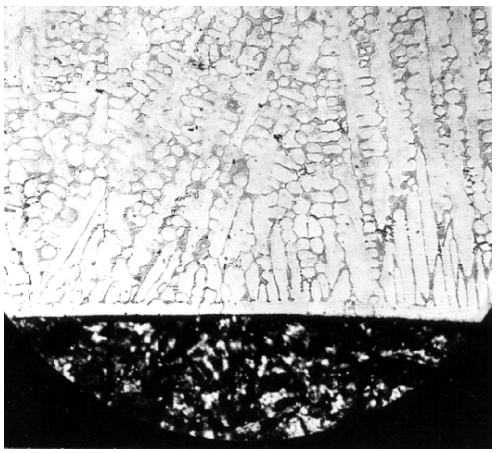


Рис. 3.24. Микроструктура зоны сплавления стали Р9М4К8, наплавленной на сталь Ст3 (×300)

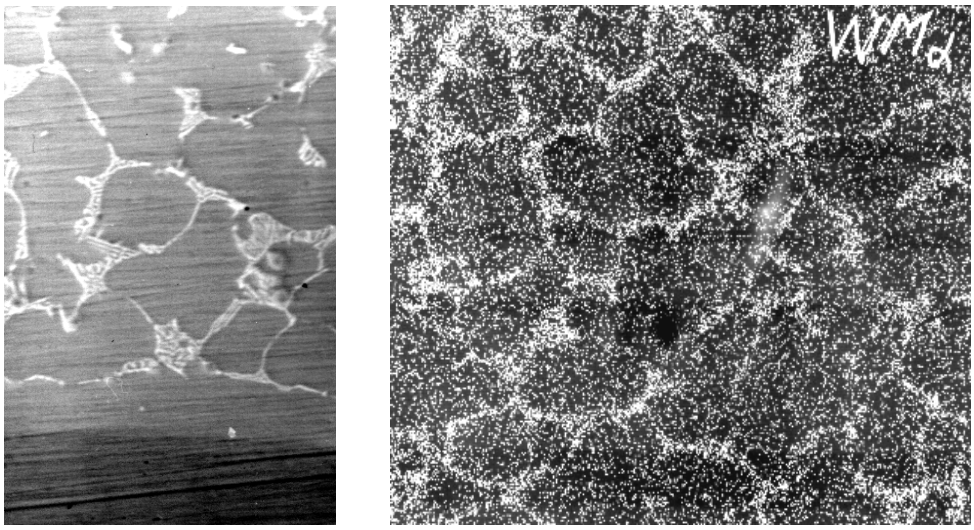
Микрорентгеноспектральный анализ зоны сплавления, проведенный на установке Камебакс, показал следующее (рис. 3.26):

а) в пределах ограниченной переходной зоны (протяженностью 8…20 мкм) массовая концентрация исследованных элементов – железа, вольфрама, молибдена и кобальта – при шаге измерений 4 мкм на всех образцах изменяется без скачков от значений средней концентрации в зоне наплавки до зоны основного металла;

b) относительно резкие колебания концентрации W, Mo, Fe, наблюдаемые на участке наплавки, характеризуют карбидную фазу стали Р9М4К8;

c) структура наплавленного слоя и распределение карбидов при наплавке на обратной полярности дают основания ожидать достаточно высокой износостойкости, особенно – при безударных нагрузках;

d) в целом, при работе на оптимальных режимах отличие микроструктуры наплавленного слоя при прямой и обратной полярности сжатой дуги невелико.



а) б)

Рис. 3.25. Микроструктура зоны сплавления наплавленного и основного металла во вторичных электронах (а) и зоны наплавки в рентгеновском излучении WM_α (б) (× 1000)

В таблице 3.6 приведено среднее содержание W, Mo, Co и Fe в наплавленном и основном металле, определенное по результатам микрорентгеноспектрального анализа. На оптимальных режимах (с минимальным подплавлением основы) в зонах протяженностью порядка 40 мкм, прилегающих с двух сторон к зоне сплавления, с учетом погрешности результатов ± 0,9 %, среднее содержание элементов при наплавке на прямой и обратной полярности различается несущественно.

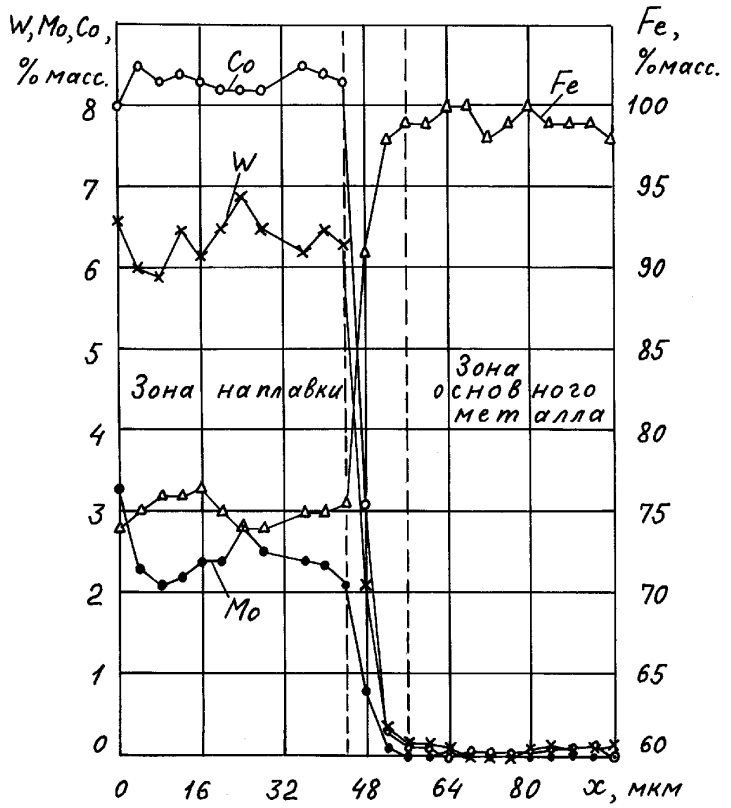


Рис. 3.26. Распределение элементов в зоне сплавления стали Р9М4К8 со сталью Ст3 после плазменной порошковой наплавки на обратной полярности

Следует, в то же время, отметить существенную особенность плазменной наплавки на обратной полярности сжатой дуги – при этом способе диапазон режимов наплавки с минимальным подплавлением основы шире по сравнению с наплавкой на прямой полярности, что является значительным преимуществом при необходимости получать тонкие наплавленные слои без разбавления покрытия металлом основы [74].

В металле наплавки и по границам соединения отсутствовали такие дефекты, как трещины, поры, несплавления или отслоения. Наплавленный металл – однородный, плотный, поверхность наплавленных валиков без следов окисления. Размеры валиков при однопроходной наплавке могут варьироваться в достаточно широких пределах: по ширине – 5…14 мм, по высоте – 1…3 мм (до 4).

Таблица 3.6.

Среднее содержание элементов (в массовых %) в наплавленном и основном металле по результатам микрорентгеноспектрального анализа при плазменной наплавке стали Р9М4К8 на сталь Ст3

Полярность сжатой дуги	I, А	v, мм/с	Наплавленный металл				Основной металл Fe
			W	Mo	Co	Fe	
Обратная	150	2,36	7,0-7,9 7,5	2,7-3,1 2,9	7,5-7,8 7,7	73,0-74,5 73,8	99,0-100 99,5
	150	1,67	6,9-7,9 7,4	2,6-3,1 2,9	8,0-8,1 8,1	72,8-73,0 72,9	99,2-100 99,6
Прямая	150	2,36	7,0-8,6 7,8	3,0-3,9 3,5	7,0-7,4 7,2	70,0-74,1 72,1	98,1-98,2 98,2
Среднее содержание элементов			6,9-8,6 7,6	2,6-3,9 3,1	7,0-8,1 7,7	70,0-74,5 72,9	98,1-100 99,1

Такое качество наплавки можно объяснить тем, что пятно нагрева дуги обратной полярности расположено на жидкой ванне наплавляемого металла, но за счет того, что радиус зоны катодной зачистки больше, дуга своей периферийной частью удаляет оксидные пленки с поверхности металла, обеспечивая надежное растекание жидкой ванны.

После термической обработки образцов, наплавленных быстрорежущей сталью Р9М4К8 (предварительный нагрев при 1093 К, закалка в хлорбариевой ванне с 1493 К при охлаждении в масле и трехкратный часовой отпуск при 833 К), твердость наплавки при прямой полярности сжатой дуги составляла HRC 63…64, а при обратной полярности, как правило – HRC 65…68.

Таким образом, при использовании сжатой дуги обратной полярности и плазмообразующих сопел относительно малого диаметра возможна плазменно-порошковая прецизионная наплавка с регулируемым в достаточно широких пределах тепловложением в основной металл, обеспечивающая высокое качество сравнительно тонкого наплавленного слоя при отсутствии зоны перемешивания, структурной неоднородности и

других дефектов, что позволило, в частности, осуществить наплавку быстрорежущей стали Р9М4К8 и многих других материалов.

Наличие постоянно находящегося на обрабатываемой поверхности катодного пятна сжатой дуги обеспечивает катодное распыление поверхностных слоев и, тем самым, – надежную зачистку обрабатываемой поверхности от оксидных и других пленок и загрязнений. Это наиболее актуально при проведении наплавки на материалы, содержащие значительное количество алюминия (алюминий и его сплавы, алюминиевые бронзы и т.п.) вследствие наличия на поверхности тугоплавкой пленки Al_2O_3, препятствующей нормальному сплавлению основного и наплавляемого металла.

Рассмотрим несколько характерных примеров плазменной порошковой наплавки на обратной полярности.

Наплавка алюминиевой бронзы на сталь

Наплавляемый материал – БрАЖНМц 8,5-4-5-1,5.

Основной материал – сталь 45.

Цель наплавки – антифрикционное покрытие подшипников скольжения на наружных и внутренних поверхностях кольцевых заготовок.

Процесс наплавки отличается высокой стабильностью в широком интервале режимов. Наплавленный металл – плотный, однородный; отсутствуют поры, трещины, несплавления и другие дефекты. Зона сплавления – четкая, без перемешивания металла (рис. 3.27). Наплавленные детали имеют достаточную пластичность, в том числе – и при ударных нагрузках, и полностью отвечают требованиям эксплуатации.

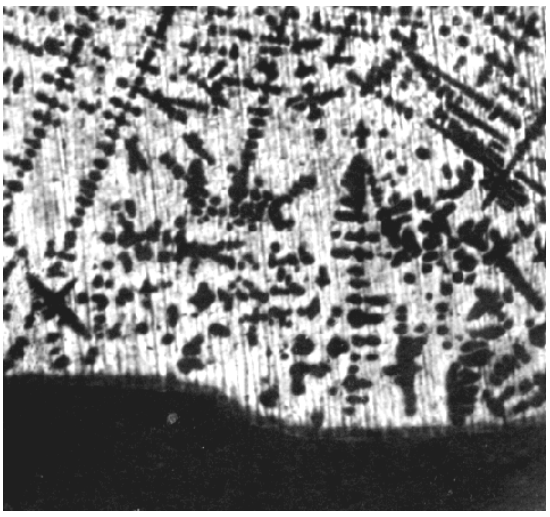


Рис. 3 27. Структура зоны сплавления алюминиевой бронзы с основой (сталь 45) (× 200)

Наплавка никельхромборкремниевого сплава на алюминиевую бронзу

Наплавляемый материал – ПР-Н77Х15С3Р2.

Основной материал – БрАЖНМц 9-4-4-1.

Цель наплавки – износостойкое коррозионностойкое покрытие поверхностей уплотнительных узлов задвижек трубопроводной арматуры, в том числе – в труднодоступных местах.

Спецификой данной наплавки является то, что температура плавления металла основы несколько ниже, чем у наплавляемого металла. Однако, благодаря применению сжатой дуги обратной полярности, при высоте наплавленного слоя 2 мм глубина проплавления основы не превышает 0,1…0,2 мм. Зона сплавления наплавленного и основного металла имеет ширину 0,08…0,10 мм, и отчетливо выделяется на шлифах (рис. 3.28). Структура наплавленного металла имеет аустенитную основу с включениями дисперсных карбидов, главным образом определяющих твердость наплавки. Структурные составляющие распределены равномерно, следовательно, обеспечивается равномерная износостойкость по всей наплавке. Полное отсутствие трещин, шлаковых включений, пор, ликвационных неоднородностей свидетельствует о хорошем качестве наплавки.

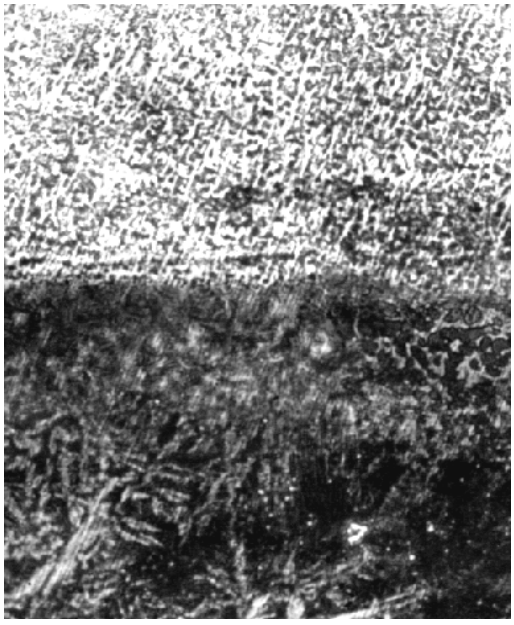


Рис. 3.28. Структура зоны сплавления самофлюсующего сплава ПР-Н77Х15С3Р2 с основой (алюминиевая бронза) (× 100)

Измерения микротвердости проводились по сечению микрошлифов в направлении от основного металла к наплавке через линию сплавления (рис. 3.29). По результатам измерения микротвердости ширина зоны сплавления не превышает 0,1 мм. Перевод средней микротвердости наплавленного слоя в шкалу Роквелла [75] дает значение порядка HRC 43. Измерения твердости по поверхности наплавленного слоя на приборе Роквелла (при нагрузке 150 кгс) с шагом 3 мм показали среднее значение HRC 41,2 при разбросе HRC 39–43 практически на всей поверхности наплавки. Таким образом, уже в первом относительно тонком наплавленном слое сплава Н77Х15С3Р2 достигается твердость близкая к верхнему пределу для данного материала. Все характеристики наплавленных деталей отвечают заданным требованиям.

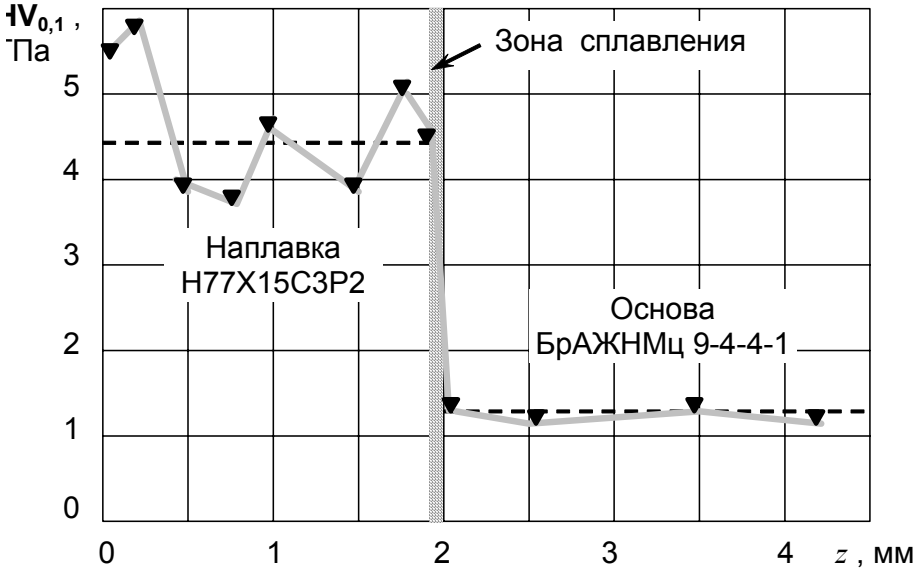


Рис. 3.29 Распределение микротвердости по сечению наплавки сплава Н77Х15С3Р2 на алюминиевую бронзу БрАЖНМц 9-4-4-1

Тонкослойная наплавка никельхромборкремниевого сплава на углеродистую сталь

Наплавляемый материал – ПР-Н70Х17С4Р4.

Основной материал – подшипниковая сталь 58 (55ПП).

Цель наплавки –износостойкое покрытие цилиндрических поверхностей крестовин карданных валов большегрузных автомобилей.

Сплав Н70Х17С4Р4 обеспечивает твердость наплавленного слоя не ниже HRC 55–59 и отличается низкой температурой плавления – 1263 К. Обычно этот сплав при наплавке для предупреждения образования трещин требует предварительного подогрева порядка 650 – 720 К [54]. Предварительный подогрев деталей ограниченных размеров (как в данном случае) может быть обеспечен собственно сжатой дугой обратной полярности перед началом наплавки, выполняя технологический процесс по определенной циклограмме.

Толщина наплавляемого слоя – 1 мм; после шлифовки – 0,5 мм (рис. 3.30). При использовании наплавочного порошка очень мелкой грануляции (45…100 мкм) и вдувании его непосредственно в сжатую дугу потери порошкового материала на оптимальном режиме наплавки не превышают 5-7 %. Параметры режима: ток – 90 А; линейная скорость наплавки – 7,85 мм/с; перекрытие валиков – 30 % (наплавка по спирали).

а) б)

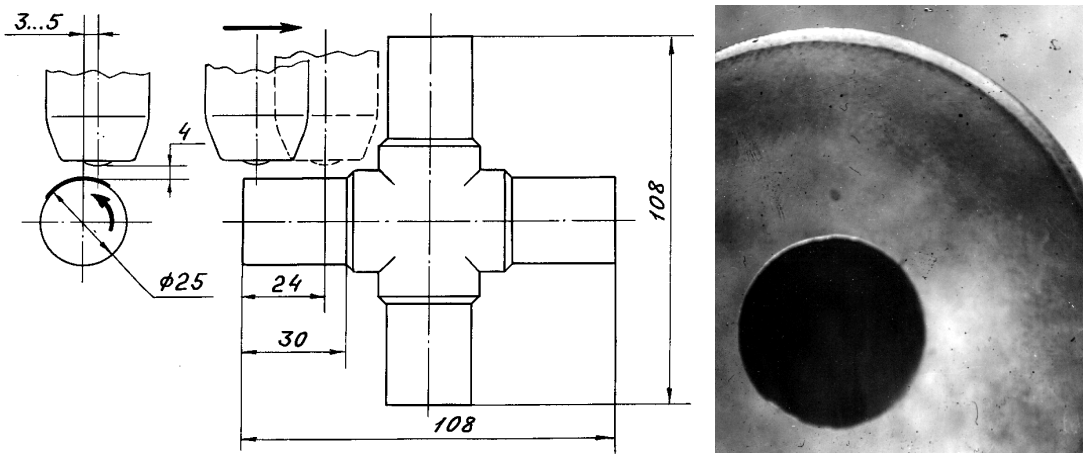


Рис. 3.30. Схема плазменно-порошковой наплавки крестовин карданных валов (а) и макрошлиф изделия после наплавки и шлифовки (б)

Анализ микроструктуры зоны сплавления (рис. 3.31) показывает увеличенное в 2-3 раза зерно в зоне термического влияния на основном металле, имеющем феррито-перлитную структуру. В наплавленном металле выявляются карбидные частицы размером несколько микрометров. Граница сплавления – очень четкая. Ширина промежуточной (белой) прослойки – примерно 0,005 мм; Ее структура травлением не выявляется. Переходных прослоек не наблюдается.

В результате измерений микротвердости в направлении перпендикулярном линии сплавления (рис. 3.32) установлено, что микротвердость в наплавке от границы сплавления довольно монотонно повышается до значений $HV_{0,05}$ 6,4–7,6 ГПа (HRC 57…63). Это объясняется постепенным увеличением в структуре наплавки свободных карбидов по мере уменьшения скорости кристаллизации и скорости охлаждения с удалением от границы сплавления. Микротвердость отдельных карбидных частиц достигает $HV_{0,05}$ 8,1–9,4 ГПа (HRC 64…67).

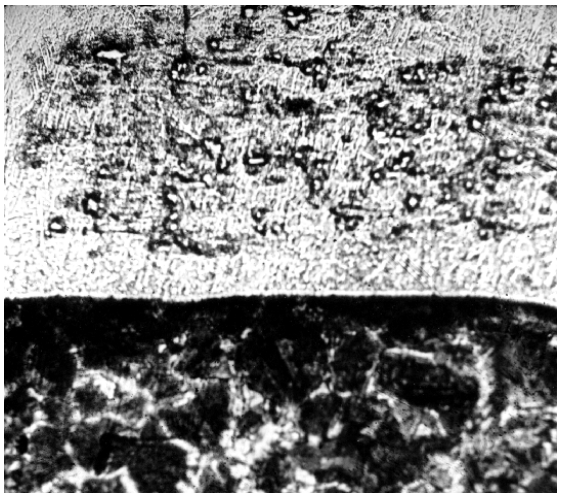


Рис. 3.31. Структура зоны сплавления самофлюсующего сплава Н70Х17С4Р4 с основой (сталь 55ПП) (× 100)

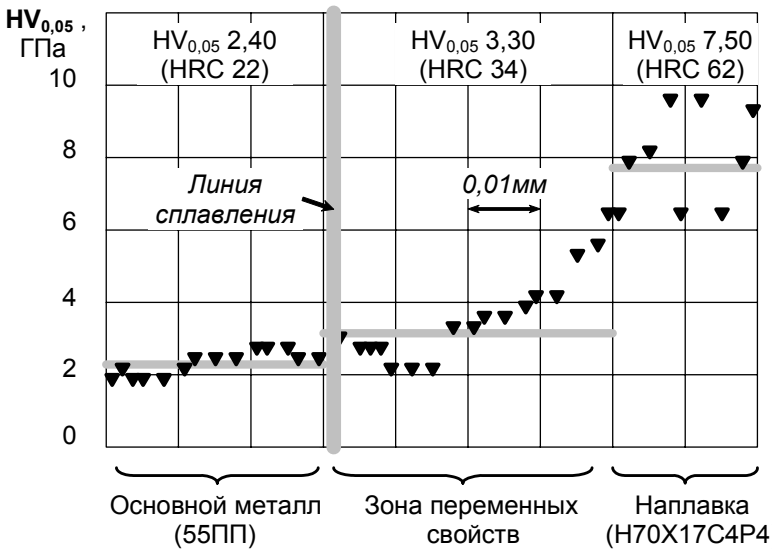


Рис. 3.32. Распределение микротвердости по сечению наплавки сплава Н70Х17С4Р4 на углеродистую сталь 55ПП

Измерения твердости по поверхности наплавленного слоя на приборе Роквелла показали среднее значение HRC 58 …59 практически на всей поверхности наплавки. Учитывая, что измеряемый слой очень тонок (0,5 мм) и по методу Роквелла продавливается, что дает заниженные значения твердости, целесообразно ориентироваться на

усредненные величины микротвердости, которые в пересчете дают HRC 62 (см. рис. 3.32).

Таким образом, уже в первом весьма тонком наплавленном слое (1 мм до шлифовки) сплава Н70Х17С4Р4 достигается без дополнительной термообработки высокая твердость практически по всей высоте слоя. Зона переменных свойств, оцениваемая по микротвердости, не превышает 0,04 мм. Все характеристики наплавленных деталей отвечают заданным требованиям.

Наплавка карбидной композиции (никельхромборкремниевый сплав + + карбид вольфрама) на коррозионностойкую сталь.

Наплавляемый материал – ПР-Н73Х16С3Р3 + ($WC+W_2C$).

Основной материал – 12Х18Н10Т.

Цель наплавки – износостойкое покрытие для защиты от абразивного изнашивания лопастей шнеков водоочистных сооружений.

К материалам, обеспечивающим наиболее высокую стойкость в условиях интенсивного абразивного износа, относится карбид вольфрама [54]. Его составляющие W_2C и WC имеют максимальную твердость, соответственно – 30 и 17,5 ГПа, что сопоставимо с твердостью TiC, равной 32 ГПа [76]. Карбид вольфрама имеет высокую температуру плавления, порядка 3070 К, в твердом состоянии является весьма хрупким, и все это не позволяет произвести наплавку чистого карбида вольфрама. Используются механические смеси карбидов с более легкоплавкой и технологичной добавкой. При температурах свыше 1470 К карбид вольфрама интенсивно растворяется в расплавах, приводя к их существенному охрупчиванию, в связи с чем добавляемый сплав должен иметь более низкую температуру плавления. Наиболее полно этим условиям отвечают самофлюсующие сплавы на основе никеля, в частности сплав Н73Х16С3Р3, имеющий температуру плавления 1273–1373 К и обеспечивающий твердость наплавленного слоя HRC 47–52.

Для качественной наплавки карбидных композиций, как правило, рекомендуются сравнительно низкотемпературные технологии наплавки (газопламенная, индукционная и т.п.), в противном случае в результате жесткого высокотемпературного воздействия при дуговой наплавке частицы карбида вольфрама претерпевают нежелательные превращения

[54]. Использование плазменной наплавки, особенно – при обратной полярности дуги, способствует мягкому температурному воздействию на наплавляемый материал и высокому качеству наплавки, благодаря трем факторам:

- значительной доле конвективной составляющей в тепловом балансе сжатой дуги обратной полярности – более 50 % от $Q_э$ (см. раздел 3.2);
- бóльшей рассредоточенности катодного пятна на наплавляемой поверхности, способствующей более равномерному и мягкому разогреву формируемого валика наплавляемого материала;
- постоянной катодной зачистке поверхности, способствующей лучшему сплавлению основного и наплавляемого материала.

Для снижения вероятности абразивного вымывания относительно мягкой связки количество ее должно быть минимальным, а плотность упаковки зерен карбида вольфрама – максимальной. Обычно рекомендуется [76], чтобы объем матрицы (сплава-связки) был больше объема карбидов, однако опыты показывают, что при плазменной наплавке на обратной полярности добавка самофлюсующего сплава на никелевой основе может снижаться до 40 % и менее. В то же время, наличие мелкой фракции карбида вольфрама (менее 40 мкм) в механической смеси недопустимо, т.к. при температуре плазмы он активно взаимодействует с кислородом и приводит к ухудшению качества наплавки. Исходя из сказанного, с учетом проведенных исследований, оптимальный гранулометрический состав карбида вольфрама для плазменной наплавки поверхностей работающих на абразивный износ должен быть:

- менее 63 мкм – не более 2 %.
- 63…100 мкм – 10-15 %,
- 100…200 мкм – основная фракция,
- 200…280 мкм – не более 30 %.

Порошок грануляцией более 315 мкм – недопустим из-за трудной подачи порошковым питателем.

В принципе, сравнительно дорогой карбид вольфрама может быть заменен на порошок, изготовленный путем измельчения отходов твердосплавного инструмента типа ВК-6 и ВК-8, однако, в этом случае размер частиц твердого сплава должен быть увеличен до 200…280 мкм,

т.к. спеченный материал более интенсивно растворяется в расплаве при наплавке. Процентное содержание никелевого сплава при этом следует увеличить.

При выполнении наплавки механических смесей, содержащих карбиды вольфрама, следует выдерживать минимально допустимую величину тока и, по возможности, максимальную скорость наплавки для уменьшения вероятности растворения карбидов.

Режим наплавки шнеков очистных сооружений при толщине наплавляемого слоя 3 мм и его ширине 10 мм (диаметр шнека – 990 мм): ток сжатой дуги – 125 А; линейная скорость перемещения плазмотрона – 1,2 мм/с; амплитуда поперечных колебаний плазмотрона – 6 мм.

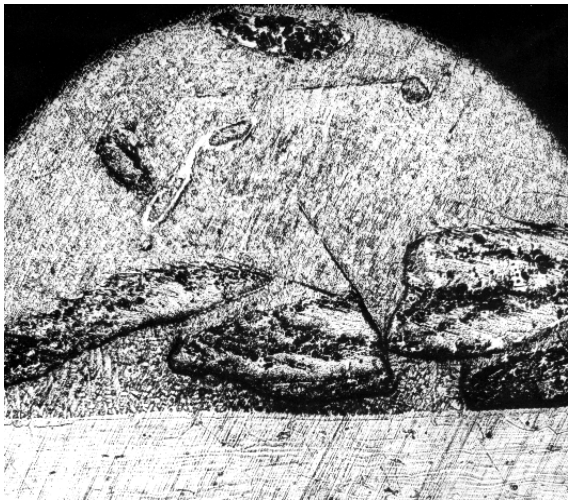


Рис. 3. 33. Структура зоны сплавления карбидной композиции (Н73Х16С3Р3 + + карбид вольфрама) с основой (сталь 12Х18Н10Т) (× 100)

На микрошлифе (рис. 3.33) отчетливо видна граница сплавления и частицы карбида вольфрама, практически контактирующие с ней. При этом сплав-связка образует 100 % бездефектное сплавление с основой в отсутствии зоны перемешивания. Форма частиц карбида вольфрама указывает на отсутствие оплавления их поверхности в процессе плазменной наплавки.

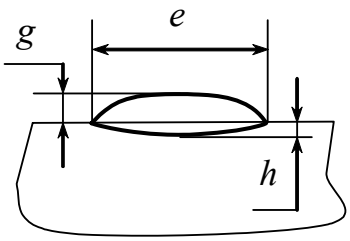
Приведенные примеры плазменной порошковой наплавки на обратной полярности сжатой дуги характеризуют данную технологию как достаточно гибкий метод получения разнообразных по составу, свойствам, назначению и геометрическим размерам покрытий на широком круге материалов основы, включая алюминий–содержащие сплавы. Данная технология наплавки дает возможность обеспечить регулируемое мягкое термическое воздействие, как на порошковый материал, так и на формируемый наплавляемый слой.

Обобщенные зависимости энергетических и технологических характеристик поверхностной сжатой дуги обратной полярности могут

быть использованы в алгоритмах выбора параметров режимов плазменной наплавки.

Таблица 3.7.

Регрессионные зависимости при плазменной наплавке тонких слоев на обратной полярности высоколегированных сталей (типа Х18Н9Т)

Сечение наплавляемого валика	Отклонение размеров	Отклонение параметров режима			
		$\Delta I/I$	$\Delta v/v$	$\Delta G_{\text{п.г}}/G_{\text{п.г}}$	$\Delta G_{\text{н.м}}/G_{\text{н.м}}$
	$\Delta e / e$	+ 2,0		+ 0,4	
	$\Delta h / h$	+ 2,0		+ 1,7	– 1,6
	$\Delta g / g$	– 2,9	– 0,3	– 0,9	+ 0,5
$G_{\text{н.м}}$ – расход наплавляемого материала					

Коэффициенты, представленные в табл. 3.7, входят в уравнение регрессии вида

$$\frac{\Delta Y}{Y} = B_1 \frac{\Delta X_1}{X_1} + \ldots + B_j \frac{\Delta X_j}{X_j} + \ldots + B_k \frac{\Delta X_k}{X_k}, \qquad (3.9)$$

где Y – параметры оптимизации, в табл. 3.7 – размеры наплавляемого валика и зоны проплавления (e, g, $h_{\text{пр}}$); X – параметры режима наплавки (I, v, $G_{\text{п.г}}$, $G_{\text{н.м}}$); B_j – значимые коэффициенты уравнения регрессии.

Для корректировки режимов плазменной наплавки на обратной полярности можно использовать регрессионные зависимости, которые, например, для наплавки тонких слоев высоколегированных аустенитных сталей (типа Х18Н9Т) имеют коэффициенты (табл. 3.7.). По этим регрессионным зависимостям наглядно видна степень и направление влияния каждого параметра режима наплавки, например, с увеличением расхода плазмообразующего газа $G_{\text{п.г}}$ наиболее сильно растет глубина провара h, почти в два раза медленнее снижается высота наплавляемого валика и примерно в 4 раза слабее растет ширина валика e.

3.8. Использование двухдугового процесса плазменной порошковой наплавки

Сжатая дуга обратной полярности обеспечивает, как было показано выше, ряд технологических преимуществ, наиболее полно проявляющихся при нанесении тонких слоев на плоские поверхности или поверхности с большим радиусом кривизны. Однако в ряде случаев этот метод не обеспечивает необходимые требования, а именно:

- при наплавке поверхностей сложного профиля, имеющих уступы, острые кромки, канавки и т.п. конфигурацию, даже дуга прямой полярности, и, тем более, – дуга обратной полярности, несмотря на повышенную жесткость за счет потока плазмообразующего газа, может терять пространственную устойчивость с «привязкой», в основном, к острым кромкам и выступам;

- ряд металлов, имеющих локальные включения с повышенной эмиссионной способностью (например, чугуны), а также металлы, образующие по периферии активного пятна дуги оксиды и другие соединения, обладающие бóльшей эмиссией электронов, чем сам обрабатываемый металл, могут затруднить плазменную обработку из-за снижения стабильности сжатой дуги обратной полярности;

- при плазменной наплавке изделий малого сечения (в том числе – режущих кромок инструмента, кромок турбинных лопаток и т.п.) сжатая дуга прямого действия любой полярности может привести к недопустимому оплавлению обрабатываемой поверхности вследствие высокой концентрации тепловвода в активном пятне дуги.

В настоящее время в отечественной практике более широко используются схемы процессов плазменной обработки с применением сжатой дуги прямого действия [57, 77–79]. В то же время, в зарубежной литературе [72, 80, 81] рассматривается применение процессов, в которых нанесение покрытий осуществляется с помощью плазмотронов с постоянно горящей «пилотной дугой», т.е. электрической дугой между электродом и соплом плазмотрона. Одновременно с пилотной дугой

может существовать дуга прямого действия – между электродом плазмотрона и обрабатываемым изделием.

Как правило, почти во всех плазменных процессах (по крайней мере, в момент запуска) используют дугу между электродом и соплом, так называемую дежурную дугу (с током 12…20 А), которая после зажигания основной сжатой дуги обычно выключается. Отличие пилотной дуги от дежурной заключается, во-первых, в возможности работать на значительно бóльших токах (сотни ампер), и, во-вторых, в возможности использования пилотной дуги как самостоятельного или дополнительного источника теплоты. Конечно, все это предъявляет особые требования по надежности к технологическим плазмотронам.

Наличие при плазменной обработке пилотной дуги, формирующей достаточно мощную регулируемую плазменную струю, совпадающую по направлению с осью основной сжатой дуги, может в результате разогрева межэлектродного пространства и создания условий для интенсивного потока плазмы к изделию повысить стабильность и устойчивость основной сжатой дуги, значительно уменьшить ее блуждание по обрабатываемой поверхности, особенно – при малых токах и слабом сжатии основной дуги. Все это должно способствовать стабильности более мягкого (но достаточного) тепловвода в изделие и повышению качества плазменной наплавки. Таким образом, пилотная дуга, действуя совместно с основной сжатой дугой (обычно – прямой полярности), потенциально может заменить сжатую дугу обратной полярности в перечисленных выше случаях, прежде всего при наплавке сложных по конфигурации поверхностей. Введение наплавляемого порошкового материала в двухдуговом плазмотроне непосредственно в плазменную струю, в значительной степени формируемую пилотной дугой, обеспечивает дополнительный разогрев частиц порошка, его лучшее растекание на основном металле при снижении разогрева изделия и уменьшении глубины проплавления.

При пролете в плазменной струе порошковый материал получает дополнительное ускорение, что дает возможность вести плазменную наплавку в пространственных положениях, отличных от нижнего, а также в ряде случаев при снижении тока основной сжатой дуги использовать порошки меньшей грануляции (менее 100 мкм).

Рассмотрим характерные примеры плазменной наплавки с использованием двухдугового плазмотрона.

Наплавка быстрорежущей стали на углеродистую конструкционную сталь

Наплавляемый материал – ПР-10Р6М5.

Основной материал – сталь 40.

Цель наплавки – изготовление и восстановление режущего инструмента.

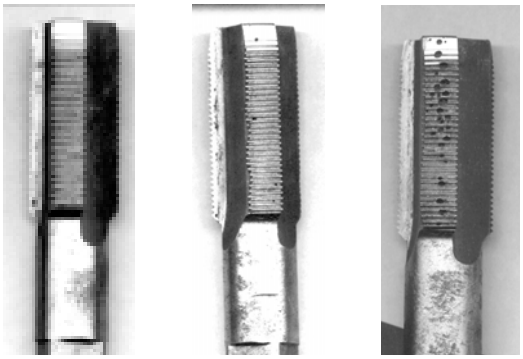
Как было отмечено выше, плазменная обработка поверхностей сложного профиля встречает определенные трудности, даже, несмотря на бóльшую жесткость и управляемость сжатой дуги. Переход с обратной полярности на прямую полярность сжатой дуги только частично решает задачу, и для проведения качественной наплавки в канавки, пазы и прочие углубления с острыми кромками целесообразно применение двухдуговых плазмотронов с пилотной дугой, повышающей стабильность и устойчивость основной дуги.

Задача наплавки быстрорежущих сталей усложняется тем, что в целях предупреждения образования трещин в наплавленном слое приходится применять предварительный и сопутствующий подогрев деталей, вплоть до температур 920 К, что неизбежно приводит к образованию на наплавляемой поверхности оксидных пленок, препятствующих качественной наплавке. Отсутствие при прямой полярности сжатой дуги постоянной катодной очистки поверхности изделия (что характерно только для дуги обратной полярности) может привести к образованию пор в наплавленном слое (рис. 3.34) и к несплавлениям, особенно при нестабильном поведении сжатой дуги. Использование флюсов нежелательно, т.к. удаление образующейся шлаковой корки из канавок и прочих углублений затруднено вследствие заклинивания и высокой температуры заготовки [54], поэтому из различных способов наплавки предпочтительнее методы, применяющие не флюсы, а защитные газы, в первую очередь – плазменная наплавка.

Плазменная порошковая наплавка быстрорежущих сталей на развитые поверхности с относительно большим радиусом кривизны (без острых кромок и углублений) может обеспечить стабильное качество наплавки [78, 79, 82]. В то же время, наплавка в канавках и труднодоступных местах из-за нестабильности сжатой дуги сопряжена с опасностью образования пор (см. рис. 3.34).

Особенно сильно пористость в объеме и на поверхности наплавленного металла начинает проявляться при перегреве заготовки,

что хорошо видно на фотографиях метчика, изготовленного методом плазменно-порошковой наплавки стали 10Р6М5 на заготовку из стали 45 (см. рис. 3.34).



а) б) в)

Рис. 3.34. Метчик, изготовленный методом плазменно-порошковой наплавки

В первом лезвии метчика (рис. 3.34-а), при предварительном подогреве 720 К, пор на поверхности после механической обработки не наблюдается. На втором лезвии метчика (б) – они начинают появляться. В третьем лезвии метчика (в), где подогрев составлял уже примерно 1000 К (так как промежуточное охлаждение не применялось), крупные поры хорошо видны на поверхности. Однако, даже в первом лезвии метчика на срезе по границе сплавления заметны отдельные поры (рис. 3.35).

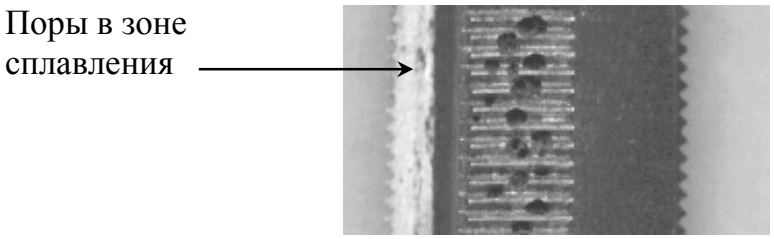
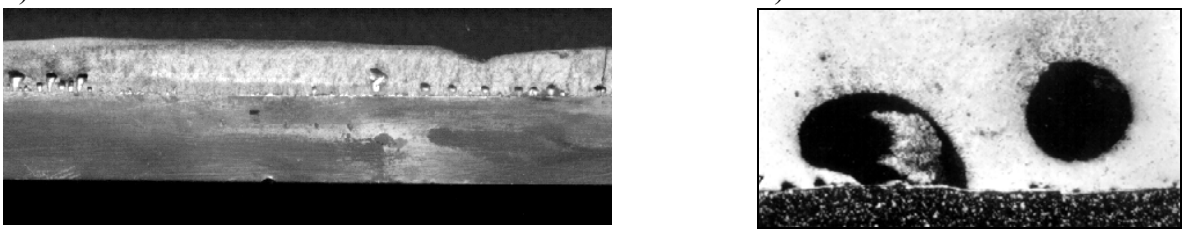


Рис. 3.35. Поры в наплавленном метчике

Особенно сильно фактор перегрева действует при наплавке развитой поверхности на сравнительно массивной не симметричной детали, когда снижение рабочей температуры приводит к образованию трещин. Чтобы целенаправленно и эффективно использовать преимущества процесса с пилотной дугой, повышающей стабильность основной дуги при наплавке в углубления, необходим анализ причин образования пористости при плазменной порошковой наплавке быстрорежущей стали 10Р6М5.

а) б)



в)

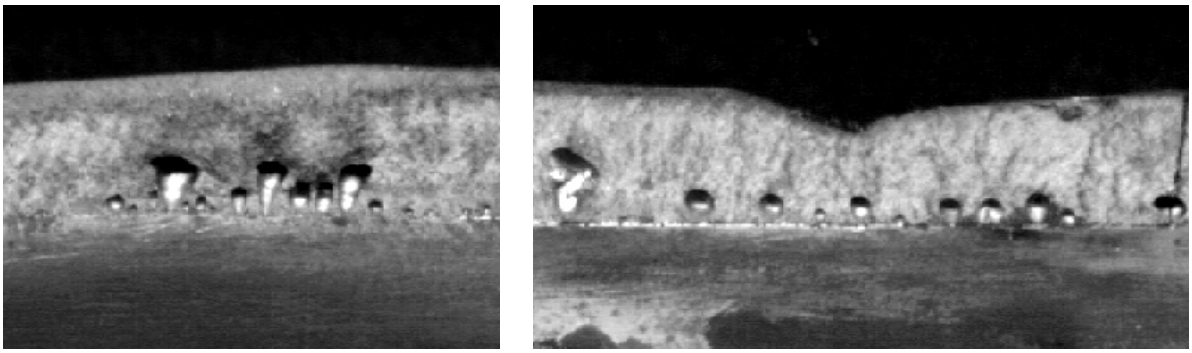


Рис. 3.36. Продольный излом наплавленного на прямой полярности слоя быстрорежущей стали 10Р6М5 на стали 40 без общего стабильного расплавления поверхности основы; а) – общий вид; б) – ×100; в) – ×3

Исследования проводились на специальных па́рных образцах из стали 40, имеющих размеры: 8 × 25 × 100 мм и 40 × 40 × 100 мм (с разделкой по двум краям глубиной 6 мм). Образцы перед наплавкой собирались по две штуки продольными сторонами друг к другу и сжимались в специальном приспособлении. Разделка в образцах образовывала прямоугольную канавку с радиусными переходами для наплавки. Собранные под наплавку па́ры образцов наплавлялись вдоль линии их соединения. После наплавки и остывания образцы под действием мощной ударной нагрузки разламывались вдоль линии соединения, образуя, как правило, достаточно ровный излом вдоль наплавки на всю глубину наплавленного слоя (рис. 3.36). Наряду с данной методикой, поверочные опыты выполнялись с изготовлением традиционных шлифов.

В процессе экспериментов и их анализа установлено, что образование пор во всех случаях происходит от границы сплавления основного и наплавленного металла (см. рис. 3.36). Обобщая причины образования пор, следует отметить:

a) поры образуются именно на границе основного и наплавляемого металла, когда нет достаточного перемешивания этих металлов;

b) поры образуются при достаточно большом объеме наплавляемого слоя металла, экранирующего прямое воздействие сжатой дуги на основной металл и затрудняющего дегазацию жидкого металла;

c) количество пор возрастает при увеличении толщины оксидных пленок на поверхности основного металла, с которой контактирует наплавляемый металл.

На основании проведенного анализа можно заключить, что главной причиной образования пор является выделение CO на границе сплавления стали 10Р6М5 (содержащей 0,9…1,1 % углерода) с основой по реакции [15]:

$$FeO+C=CO\uparrow+Fe.$$

Для предупреждения образования пор при наплавке быстрорежущей стали в канавки может рекомендоваться:

- ✓ тщательная зачистка и обезжиривание поверхности основы перед наплавкой от окалины, оксидных плен, загрязнений и т.п.;
- ✓ применение, по-возможности, в составе газа добавок, создающих восстановительную среду в зоне наплавки (например, аргоно-водородные смеси и т.п.);
- ✓ применение аргона высокой чистоты;
- ✓ при большой толщине наплавляемого слоя металла обязательно выполнять первый проход со стабильным по всей площади наплавки расплавлением поверхности основы глубиной в пределах 0,5 мм (что приводит к растворению оксида железа в расплавленном металле) и с пониженным расходом порошка, обеспечивающим высоту наплавляемого в первом проходе металла не более 1…2 мм; при этом создаются условия для дегазации металла, исключающие образование и фиксацию пор в кристаллизующемся наплавленном слое;
- ✓ при наплавке второго прохода глубина проплавления должна быть меньше высоты наплавленного слоя первого прохода, т.е. не допускать вторым проходом проплавления основного металла.

Следовательно, и в первом и во втором проходах тепловвод должен быть строго дозирован, что и обеспечивает наилучшим образом технология двухдуговой плазменной порошковой наплавки.

Специальные опыты по изготовлению биметаллического режущего инструмента методом наплавки стали 10Р6М5 на заготовку из стали 40 в сравнительно узкую канавку, соизмеримую с шириной валика (8…10 мм.) показали, что процесс можно вести при невысоком подогреве (520…570 К) и с минимальной погонной энергией, по методике предложенной Н.С. Зубковым [83, 84]. В этом случае возможна реализация эффекта «аномальной сверхпластичности» [85], который проявляется при достаточно высокой скорости охлаждения в интервале от температуры плавления $T_{пл}$ до температуры начала мартенситного превращения $T_{н}$, что приводит к образованию мелкозернистой структуры аустенита, и замедленной скорости охлаждения в интервале мартенситного превращения. Эффект «сверхпластичности» вызван частичной взаимной релаксацией тепловых и структурных напряжений в процессе мартенситного превращения. Осуществление наплавки в таком режиме обеспечивает высокие служебные характеристики наплавленного металла и дает возможность избежать образования холодных трещин. Использование двухдугового процесса с током пилотной дуги 120…150 А для разогрева порошка и ограниченным током основной дуги 50…80 А обеспечивает минимально необходимое при наплавке тепловложение.

Таким образом, применение двухдуговых плазмотронов с пилотной дугой облегчает выбор оптимальных режимов и повышает качество плазменной порошковой наплавки быстрорежущей стали 10Р6М5 на углеродистую конструкционную сталь 40 при изготовлении и восстановлении режущего инструмента и технологической оснастки сложной конфигурации.

Наплавка чугунного порошка ПГ-ФБХ-6-2 на высокопрочный чугун

В соответствии с условиями эксплуатации двигателя внутреннего сгорания для распределительного вала из чугуна ВЧВГ 40-1 (химический состав чугуна (в %): основа Fe; 3,25-3,8 % $C_{общ}$; 1,9-2,4 % Si; ≤0,4 % Mn; ≤0,06 % P; ≤0,01 % S; 0,4 % Cu; ≤10 % Ni; ≥0,015 % Mg; ≤0,124 % Sn; ≤0,05 % Cr.) был выбран в качестве наплавочного материала чугунный порошок ПГ-ФБХ-6-2 фракцией 100…315 мкм. Химический состав порошка (в %): основа Fe; 4,5 % C; 34 % Cr; 1,7 % Si; 2,7 % Mn; 1,6 % B.

Наплавка начиналась после предварительного прогрева основы (порядка 3–4 с) сжатой дугой, сканируемой переменным магнитным полем, до температуры 570…600 К. По мере вращения наплавляемого

образца ток сжатой дуги, начиная с определенного угла поворота, по заданной циклограмме плавно снижался до 100 А, а при заварке кратера – до 50 А. Ток пилотной дуги оставался неизменным.

В результате проведения плазменной наплавки стабильно формировался наплавленный чугунный слой шириной 14 мм и высотой 1,5 мм. Толщина зоны соединения не превышала 0,3 мм. Ледебуритная структура наплавленного слоя приведена на фотографиях микрошлифов (рис. 3.37). Твердость наплавки в пересчете на шкалу HRC составляла HRC 63,6…68. Результаты измерения микротвердости на поперечном шлифе приведены на диаграмме (рис. 3.38).

Таблица 3.8.

Варианты плазменного поверхностного упрочнения кулачков распределительного вала из чугуна ВЧВГ 40-1 ($d_с$ = 4,2 мм)

Технология	$I_о$, А	$I_п$, А	$l_{си}$, мм	$v_{лин}$, мм/с	$t_{об}$, с	$f_{ск}$, Гц	$v_{ск}$, мм/с	$D_в$, мм	e, мм	g, мм	HRC
Наплавка	140	70	7	2,1	44,0	3,3	92,4	29,2	14	1,5	63,6-68
Переплав	140	70	5	4,5	21,5	3,3	92,4	30,8	14	1,1	53-58
Закалка	160	80	5	13,4	7,2	20,0	560,0	30,8	14	0,4	49-55,9

а) б)

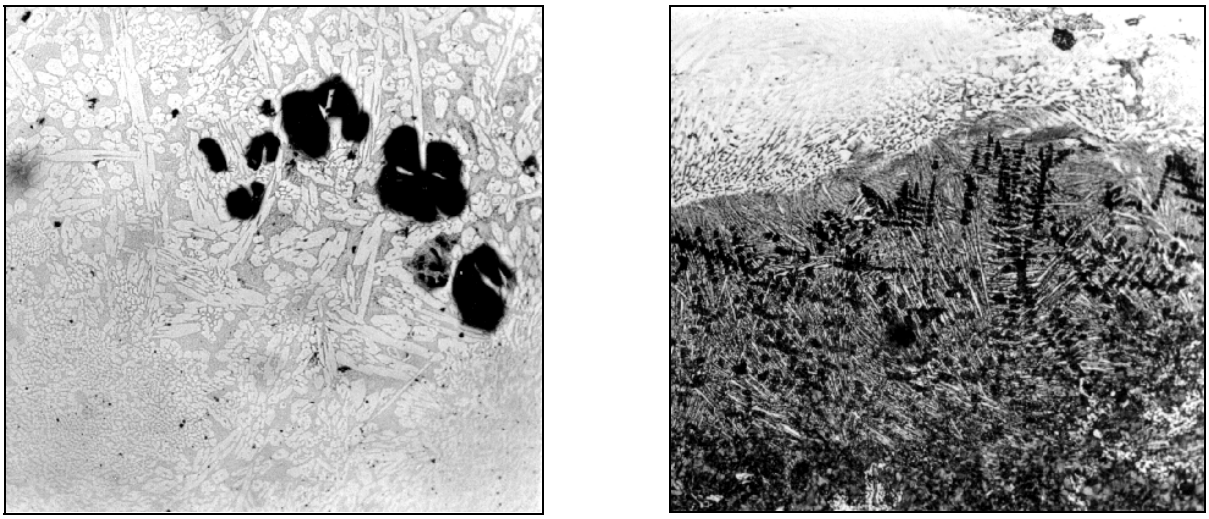


Рис. 3.37. Структура наплавленного слоя (а) и зоны сплавления наплавки с основой (б) × 100

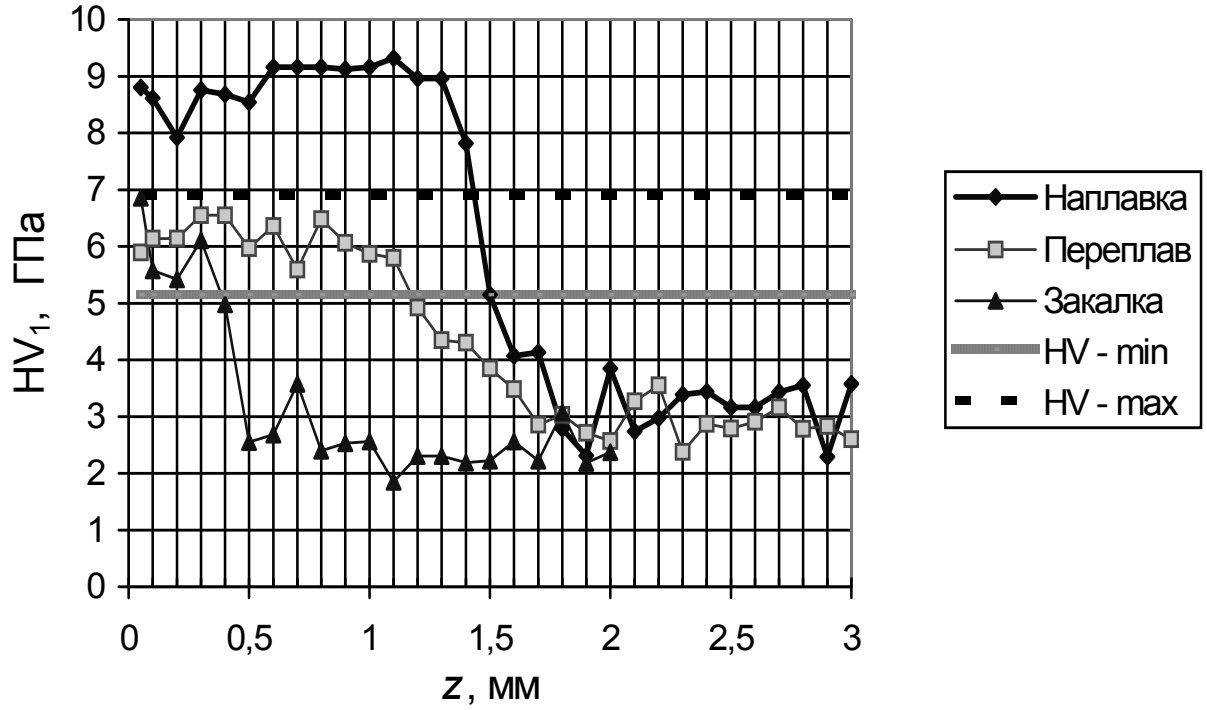


Рис. 3.38. Распределение микротвердости по поперечному сечению вглубь кулачка распределительного вала из чугуна ВЧВГ40-1, упрочненного различными методами плазменной обработки (HV-min; HV-max – диапазон твердости поверхности при переплаве аргонодуговой горелкой)

Проведенные триботехнические испытания на машине трения СМТ-1 по схеме «ролик по диску» в условиях, максимально приближенных к реальным, показали, что все упрочненные слои кулачков распределительного вала, имеющие ледебуритную структуру, в паре со сталью 20Х (нитроцементованной до HRC 58) обеспечивают требуемые характеристики износостойкости. Исключение составляют образцы, подвергнутые плазменной закалке, имеющие мартенситную структуру – их линейный и весовой износ оказался в 1,5 раза выше, хотя несущая способность (по результатам испытаний) для образцов после всех плазменных технологий была соизмеримой ($P_{\text{пред}} \approx 11000$ Н).

Анализируя ход кривых изменения HV_1 по глубине упрочненных слоев (рис. 3.38), по характеру снижения микротвердости следует отметить, что при наплавке, несмотря на самый мягкий режим обработки (минимальное значение линейной скорости $v_{\text{лин}}$), спад микротвердости в переходной зоне – сравнительно резкий, что свидетельствует об отсутствии значимого перемешивания наплавляемого и основного металла.

3.9. Применение импульсной плазменной наплавки

Использование импульсной подачи в зону наплавки порошкового материала, синхронизированной с импульсами тока сжатой дуги, дает возможность расширить область регулирования режимов плазменной наплавки, в частности, при существенно различающихся теплофизических свойствах наплавляемого и основного материала. Так, при наплавке более легкоплавкого материала на основу, имеющую повышенную температуру плавления (или высокую теплопроводность), необходимо сначала разогреть подложку током импульса $I_{и}$, после чего можно подавать порцию более легкоплавкого порошка при меньшем токе паузы $I_{п}$ (рис. 3.39-а). Наоборот, наплавляя тугоплавкий материал на легкоплавкую основу, целесообразно сначала в течение паузы с относительно небольшим током $I_{п}$ (обеспечивающим, при необходимости, катодную зачистку основы) подать на наплавляемую поверхность порцию порошка, после чего расплавлять его повышенным током импульса $I_{и}$. Синхронизация момента подача порошка и импульса тока обеспечивалась временем задержки $t_{з}$(см.рис. 3.39-б).

Использование этого принципа нашло отражение при отработке в НТЦ АвтоВАЗ технологии и режимов плазменной наплавки выпускного клапана ДВС на экспериментальной установке, изготовленной в СПбГПУ по заказу НТЦ на базе универсального модуля УПО-302.

Выполняли плазменную наплавку выпускного клапана ДВС из стали 55Х20Г9АН4 (ЭП303) с присадочным материалом, в качестве которого использовали сложнолегированный порошок на кобальтовой основе типа Stellite F, с гранулометрическим составом 50-160 мкм. В качестве плазмообразующего газа использовался аргон.

Диаметр и длина канала сопла плазмотрона составляли, соответственно 3 и 2,5 мм, а длина дуги – 8 мм.

Ток пилотной дуги – постоянный – 60 А, а ток основной дуги – импульсный, со следующими параметрами: время цикла – $t_{ц}$ = 0,04 с, время импульса – $t_{и}$ = 0,02 с, время паузы – $t_{п}$ = 0,02 с. Величина действующего значения тока: в импульсе – 110 А, в паузе – 80 А.

Напряжение основной дуги (среднее значение) – 25 В, а вспомогательной (пилотной) (среднее значение) – 15 В.

Расход присадочного порошка (среднее значение) – 9 г/мин.

Порошок подавался короткими импульсами при токе паузы.

Скорость вращения заготовки – 4 об/мин. (19,62 м/час), угол наклона оси клапана – 47°.

Смещение оси плазмотрона вперед от оси клапана 4–5 мм.

Расходы газов (в период наплавки постоянные): плазмообразующего – 1,5 л/мин., транспортирующего – 2,5 л/мин., защитного – 6 л/мин.

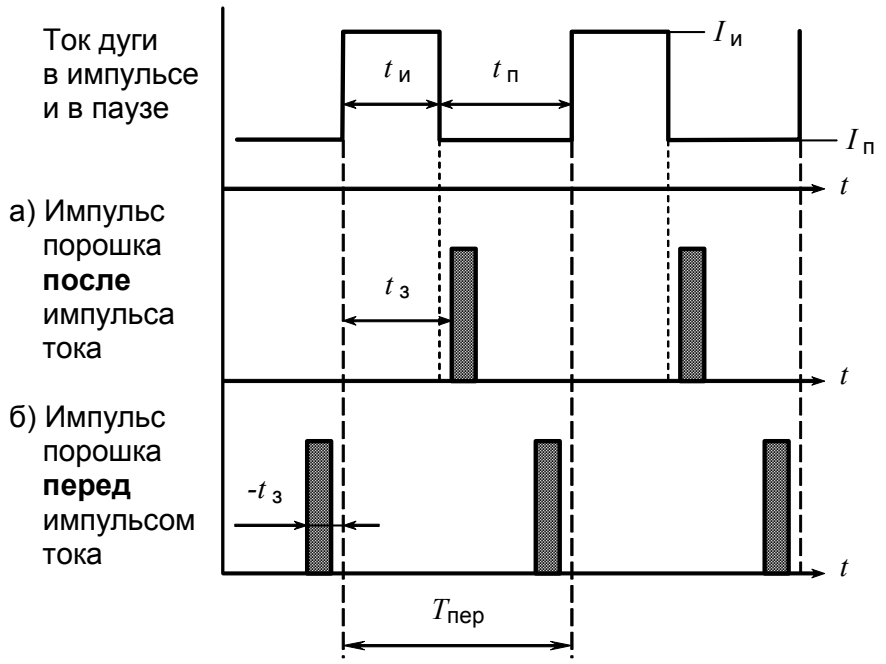


Рис. 3.39. Диаграммы импульсной порошковой наплавки со сдвигом подачи порции порошка относительно импульса тока сжатой дуги

По окончании цикла наплавки проведен двухступенчатый контроль качества наплавленного слоя:

- визуальный – показал хорошее формирование наплавленного валика, равномерность растекания расплава и заполнение им разделки;
- металлографический – показал уменьшение размера пор с 60-80 мкм до 30-40 мкм, снижение размера зерен в зоне термического влияния с 300-350 мкм до 280-320 мкм.

Ширина наплавленного за один проход валика с применением сопла диаметром 3 мм увеличилась с 4,5 мм до 7 мм.

По опыту эксплуатации за период 1992-2000 гг. при изготовлении выпускных клапанов двигателей автомобилей ВАЗ 2112, 21203, 21233, 1119, 3411 выявлены следующие преимущества импульсной наплавки:

- повышается стабильность процесса (дуга не «блуждает»), снижается в 1,5-2 раза брак после окончательной механической обработки, т.е. более точно выдерживается форма поверхности наплавки;
- уменьшается (вплоть до полного исчезновения) величина и количество усадочных рыхлот на поверхности наплавки, что свидетельствует об уменьшении объема сварочной ванны;
- уменьшается размер и количество пор в наплавленном слое (см. выше), брак по порам снижается до 10 раз;
- для сравнения, при наплавке постоянным током по обычной технологии протяженность ванны визуально составляет 20–30 мм, при наплавке модулированным током – 12–16 мм;
- снижается степень перегрева металла основы, о чем свидетельствует:
    - распределение цветов побежалости на нижней части тарелки клапана после остывания наплавки;
    - уменьшение протяженности зоны роста и размер зерна в ЗТВ;
- снижается чувствительность процесса к колебаниям длины дуги, в результате чего повышается допуск на биение заготовки при наплавке; так, при наплавке по традиционной технологии суммарное биение должно быть не более 0,15 мм, при наплавке импульсным током допустимо биение 0,4 мм и более;
- увеличивается ширина, заполняемая за один проход без поперечных колебаний. Только таким образом удалось заполнить разделку шириной 7,5-8 мм, используя сопло диаметром 3 мм.

Объяснить полученные результаты можно тем, что в момент нарастания тока происходит одновременное увеличение количества теплоты, выделяемой в активном пятне дуги, и повышение давления плазменной струи. Это комплексное воздействие в момент импульса тока

вызывает увеличение температуры сварочной ванны, при одновременном вытеснении расплава из центральной части ванны к ее периферии и принуждает к заполнению расплавом заранее подготовленной разделки. Ширина наплавленного за один проход слоя оказывается при этом увеличенной по сравнению с другими известными способами.

Осуществление ускоренного охлаждения расплавленного металла в период паузы тока препятствует перегреву металла основы и вытеканию расплавляющегося металла из разделки, а также ускоренной кристаллизации наплавляемого металла в малом объеме, в результате чего уменьшается усадочная пористость в наплавленном слое.

3.10. Особенности наплавки тел вращения

Чтобы уменьшить расплавление основного металла и его перемешивание с наплавляемым металлом, технологические параметры процесса наплавки целесообразно выбирать так, чтобы бóльшая часть активного пятна дуги располагалась на жидкой ванне наплавляемого металла. От жидкого наплавляемого слоя теплота передается основному металлу, вследствие чего его поверхность подплавляется. Все рассмотренные способы (флюсование через материал или газ, катодная зачистка, дополнительный прогрев порошка в факеле пилотной дуги) ведут к тому, что наплавляемый металл более интенсивно затекает вперед, образуя между дугой и основным металлом буферную прослойку. Величина этой прослойки, в конечном итоге, и определяет основные качественные показатели процесса наплавки.

Если внимательно посмотреть приведенные выше примеры плазменной наплавки тел вращения, можно заметить, что везде присутствует смещение оси плазмотрона с зенита вперед (по ходу движения). Такое положение плазмотрона и сварочной ванны способствует не только удержанию жидкого металла от стекания в хвостовую часть [54] (стекание приводит к увеличению высоты в центре валика и подрезам по краям), но и подтеканию металла под дугу в головную часть ванны.

В процессе работы по выбору режимов плазменно-порошковой наплавки выпускных клапанов дизельного двигателя с диаметром тарелки

100 мм из стали 40Х10Н2 был проведен анализ влияния величины смещения на химический состав наплавленного металла.

В качестве материала для наплавки использовался порошок марки Stellite 12. Химический состав порошка: Co – основа, C –2 %, Cr – 29,6 %, Si – 1,5 %, W – 8,5 %, Ni – 2,0 %, Fe – 1,8…2,2 %, Mn – 0,4 %,.

Гранулометрический состав порошка: крупнее 180 мкм – менее 5 %, 160…100 мкм – более 85 %, мельче 75 мкм – менее 10 %.

Твердость наплавленного слоя – HRC 48 -52.

Наплавка проводилась на прямой полярности с пилотной дугой.

Режимы наплавки:

- температура предварительного подогрева в печи 450-470 °С
- скорость вращения:
  - 210 с/об. (линейная скорость 1,5 мм/с)
- ток пилотной дуги – 130 А
- ток основной дуги:
  - 80 А
- амплитуда поперечных колебаний – 9 мм
- частота поперечных колебаний – 4 Гц
- расход порошка:
  - 0,12 г/с
- дистанция $l_{си}$ сопло–изделие – 10 мм
- диаметр плазмообразующего сопла – 4,2 мм
- расход аргона:
  - плазмообразующего – 1,3 л/м
  - защитного – 11 л/м
  - транспортирующего – 2,2 л/м
- смещение плазмотрона с оси клапана – 5...12 мм.
- угол наклона оси клапана к вертикальной оси $\gamma = 55°$.

Наплавка производилась в разделку (канавку) глубиной 2,4 мм с радиусом 8 мм. Высота наплавленного слоя 2,5 мм, (после механической обработки – 1,9 мм) По условиям эксплуатации двигателя содержание железа в наплавленном металле после термической и механической обработки не должно превышать 5%. Тогда по формулам раздела 3.6 глубина проплавления основного металла не должна превышать 0,1 мм

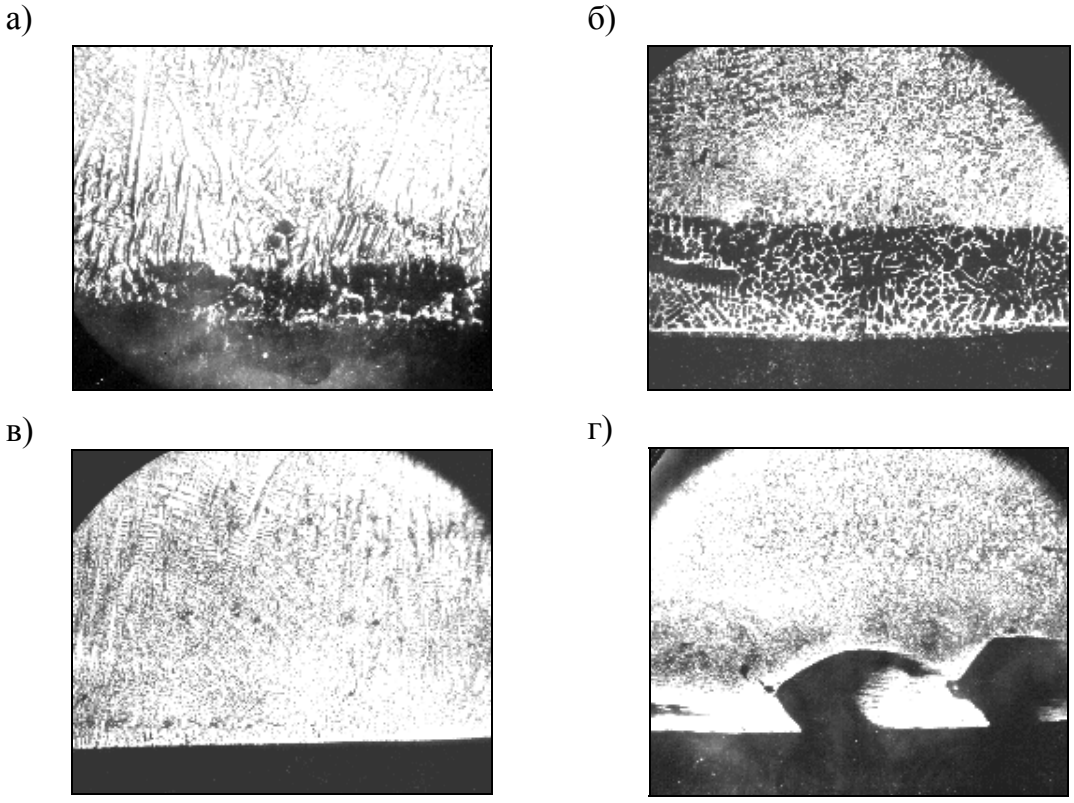


Рис. 3.40. Структура зоны сплавления при смещении:
а) – 5 мм, б) – 7 мм, в) – 10 мм, г) – 12 мм; ×150

В зависимости от величины смещения *a* плазмотрона с зенита (см. рис. 3.41) количество железа в наплавленном металле составляло:

- при смещении 5 мм – 10-14 %,
- при смещении 7 мм – 8-10 %,
- при смещении 10 мм – 2,8-3,2 %,
- при смещении 12 мм – 2,2-2,5 %.

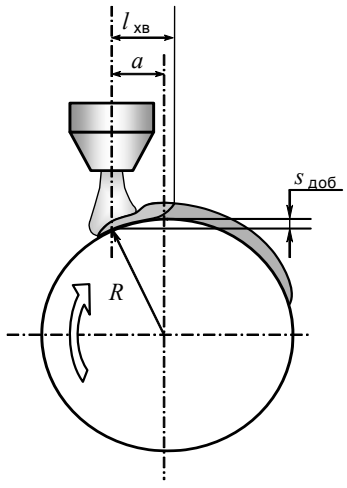


Рис. 3.41. Смещение дуги при наплавке тел вращения

При смещении 12 мм на шлифах наблюдаются отдельные дефекты по границе сплавления и трещины в процессе последующей термообработки (см. рис. 3.40-г).

Ранее было показано (раздел 3.5), что наибольший вклад в полное давление в потоке жидкого металла ванны при плазменной наплавке вносит давление столба жидкого металла p_S. В рассмотренном примере при смещении a = 10 мм, соизмеримом с длиной

хвостовой части ванны $l_{хв}$, добавочная высота столба жидкого металла $S_{доб}$ (рис. 3.41), рассчитываемая по формуле

$$S_{доб} = \left(R - \sqrt{(R^2 - a^2)}\right)\sin\gamma ,$$

составит 0,8 мм, что является значительной добавкой при высоте наплавляемого валика 2,5 мм.

Таким образом, при использовании механизированного оборудования для прецизионной наплавки тел вращения необходимо предусматривать точное регулируемое позиционирование плазмотрона относительно оси изделия.

3.11. Влияние действующих факторов на показатели качества наплавки

Компьютерные технологии подготовки производства, в том числе в области прецизионной плазменной наплавки, включающие в себя кроме математических моделей и некоторые эвристические элементы поиска решений, например, алгоритм разрешения технических противоречий, требуют определенной формализации анализа действующих факторов, параметров оптимизации и связей между ними. Система плазменной наплавки относится к сложным многопараметрическим системам, полное математическое моделирование которых встречает значительные трудности, поэтому целесообразно провести экспертную оценку влияния действующих факторов на результат процесса наплавки (свойства наплавленной детали), базирующуюся на проведенных исследованиях.

Экспертные системы, как правило, оперируют весьма значительными объемами информации, поэтому имеет смысл в качестве примера рассмотреть сокращенный вариант такой системы, включающий выделенные основные показатели качества (параметры оптимизации) плазменной наплавки и главные действующие в системе факторы.

Показатели качества (параметры оптимизации) плазменной наплавки:

1П высота валика (толщина одного слоя при однослойной или многослойной наплавке);

2П ширина валика (ширина единичного валика (прохода), при наличии поперечных колебаний – с учетом колебаний);

3П глубина проплавления основного металла;
4П твердость наплавленного металла;
5П трещины в наплавленном металле;
6П поры в наплавленном металле;
7П несплавления;
8П коэффициент использования наплавляемого материала;
9П напряжения и деформации в конструкции.

Действующие факторы.:

а) энергетические:

1Ф полярность (знак действия учитывается при переходе с прямой полярности на обратную);
2Ф ток основной дуги;
3Ф длительность импульса и паузы при импульсном режиме (в первом приближении – при постоянной длительности периода);
4Ф ток пилотной дуги;
5Ф диаметр плазмообразующего сопла;
6Ф дистанция сопло–изделие;
7Ф расход плазмообразующего газа;
8Ф скорость перемещения (принимается линейная скорость без учета скорости поперечных колебаний);
9Ф амплитуда колебаний;
10Ф частота колебаний;
11Ф температура подогрева изделия (предварительного и сопутствующего);
12Ф интенсивность теплоотвода (учитывает теплоотвод в массу детали или в специальную оснастку);

б) металлургические:

13Ф содержание углерода в основном металле;
14Ф степень легирования основного металла;
15Ф пластичность основного металла;
16Ф содержание флюсующих элементов в наплавляемом металле;
17Ф твердость наплавляемого металла;
18Ф размер частиц порошка;
19Ф диаметр присадочной проволоки;

20Ф качество подготовки присадочного и вспомогательного материала (отсутствие посторонних примесей, масел, ржавчины, влаги, состав газовой среды, качество аргона);

21Ф содержание раскислителей (водород и т.п.);

22Ф содержание окислительных примесей (воздух, влага и т.п.);

в) конструктивные:

23Ф заглубленность наплавляемой поверхности (отношение глубины разделки к ширине);

24Ф заданная толщина слоя;

г) технологические:

25Ф количество слоев при наплавке;

26Ф смещение вперёд при наплавке на тела вращения;

27Ф размеры устройства газовой защиты (диаметр и конфигурация защитного сопла, определяющие размеры зоны защиты);

28Ф количество (расход) присадочного материала, подаваемого в единицу времени;

29Ф замедленное охлаждение после наплавки (охлаждение в печи, в песке или другим способом).

Градация экспертных оценок была принята следующая:

- 0 – фактор не действует;
- 1 – фактор действует слабо;
- 2 – фактор действует средне;
- 3 – фактор действует сильно.

Знак действия определялся следующим образом: если изменение результата совпадает с направлением изменения фактора – зависимость прямая (+), в противном случае – обратная (–).

Обобщенные результаты экспертных оценок приведены на рисунках 3.42, 3.43, 3.44. На горизонтальной оси указаны номера действующих факторов (от 1Ф до 29Ф, см. список выше). На рис. 3.45 представлены действующие факторы в порядке убывания значимости их влияния на качество плазменной наплавки. Значимость влияния оценивалась как сумма баллов экспертных оценок влияния каждого фактора на все параметры оптимизации (при суммировании знак влияния не учитывался).

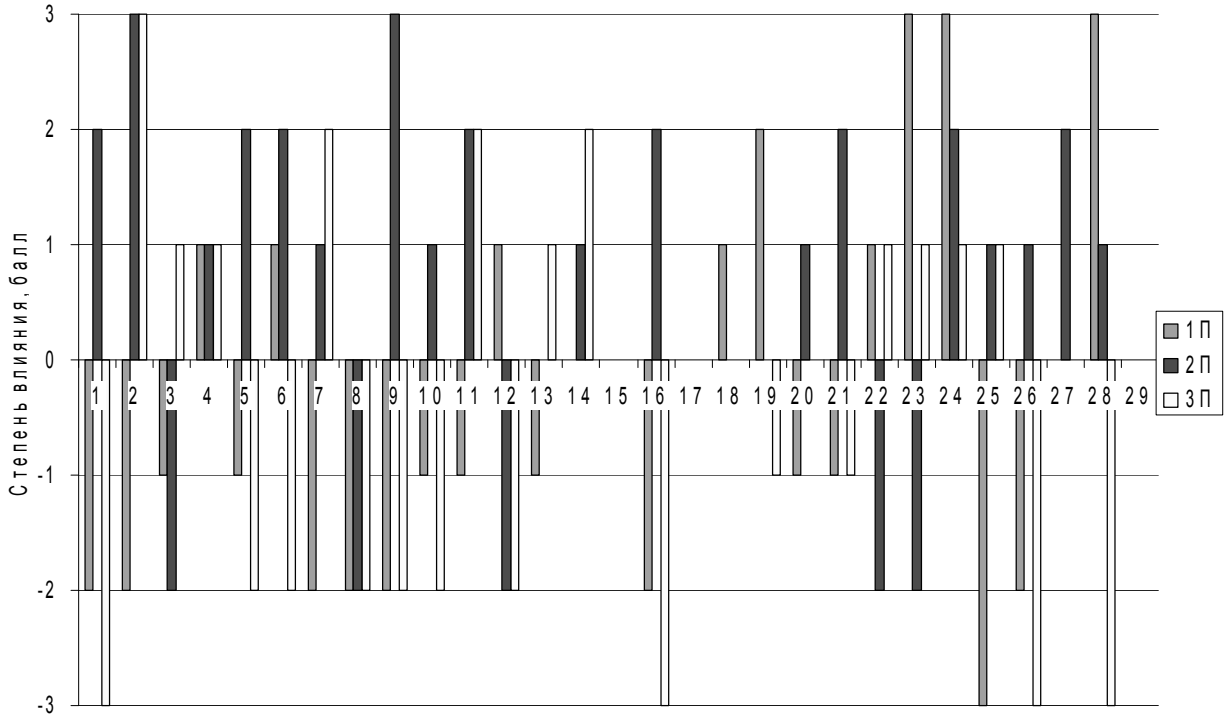


Рис. 3.42. Влияние действующих факторов на высоту (1П) и ширину (2П) наплавляемого валика и на глубину проплавления основного металла (3П)

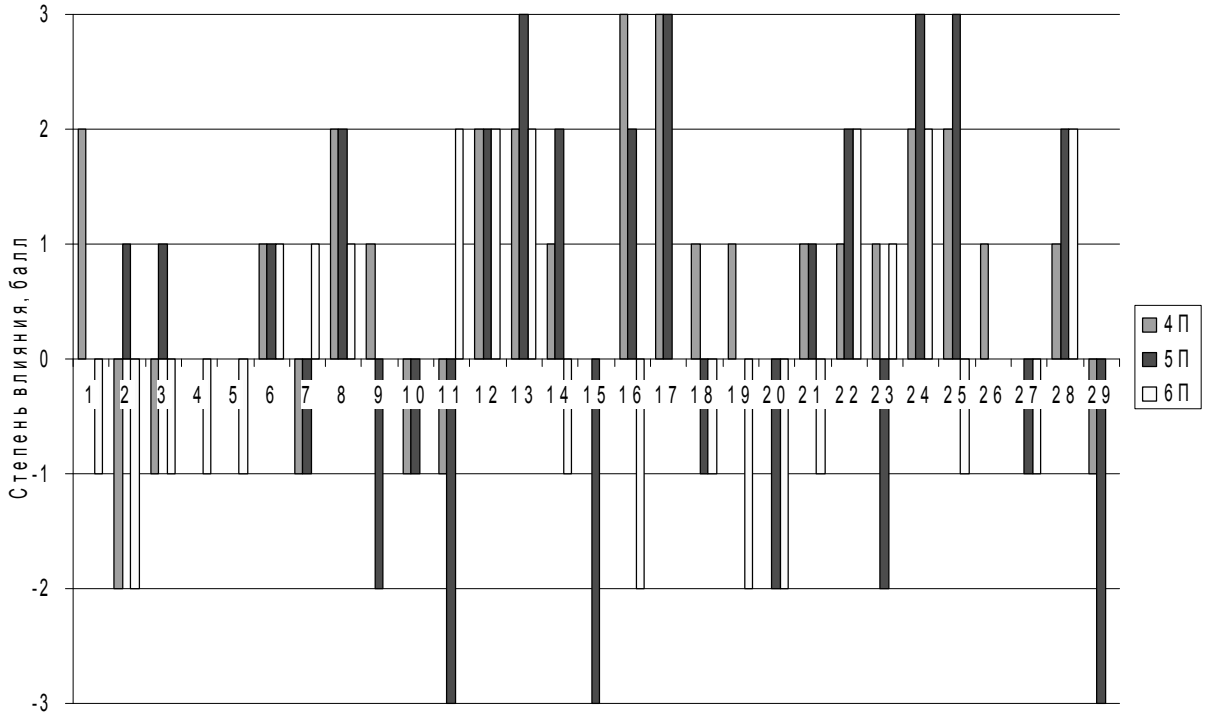


Рис. 3.43. Влияние действующих факторов на твердость наплавленного слоя (4П), на вероятность образования трещин (5П) и пор (6П) в наплавленном металле

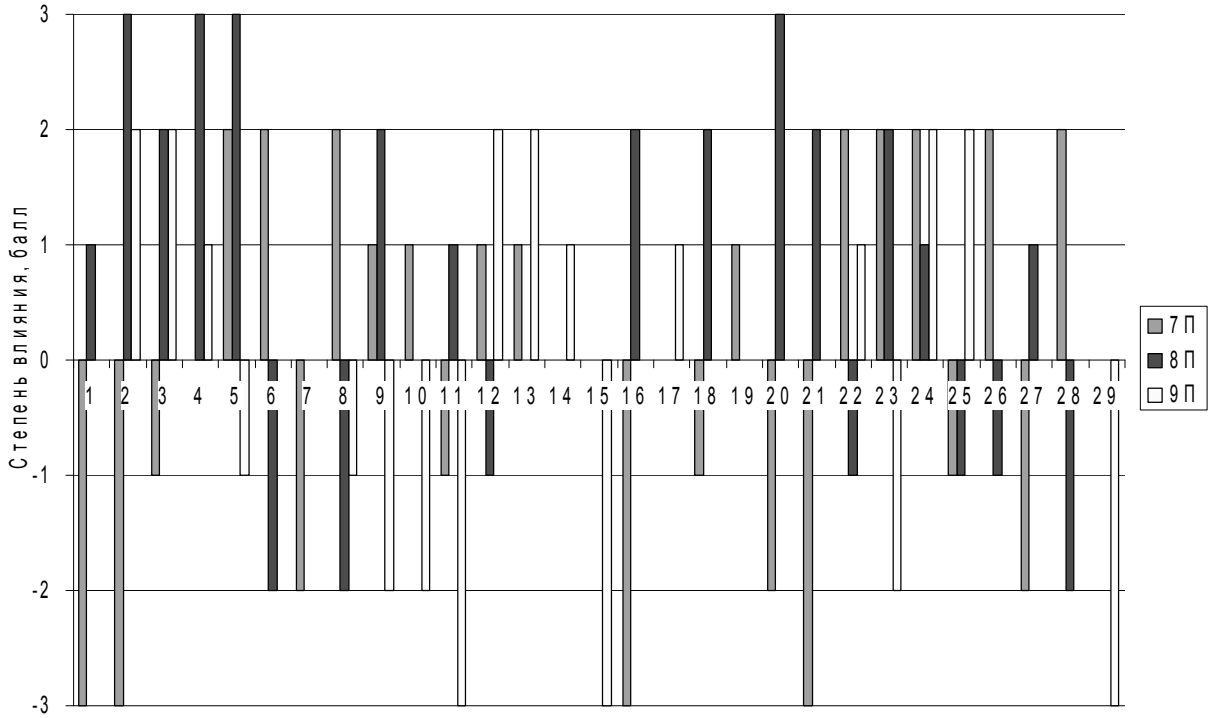


Рис. 3.44. Влияние действующих факторов на появление несплавлений (7П), на коэффициент использования наплавляемого материала (8П) и на напряжения и деформации в обрабатываемой конструкции (9П)

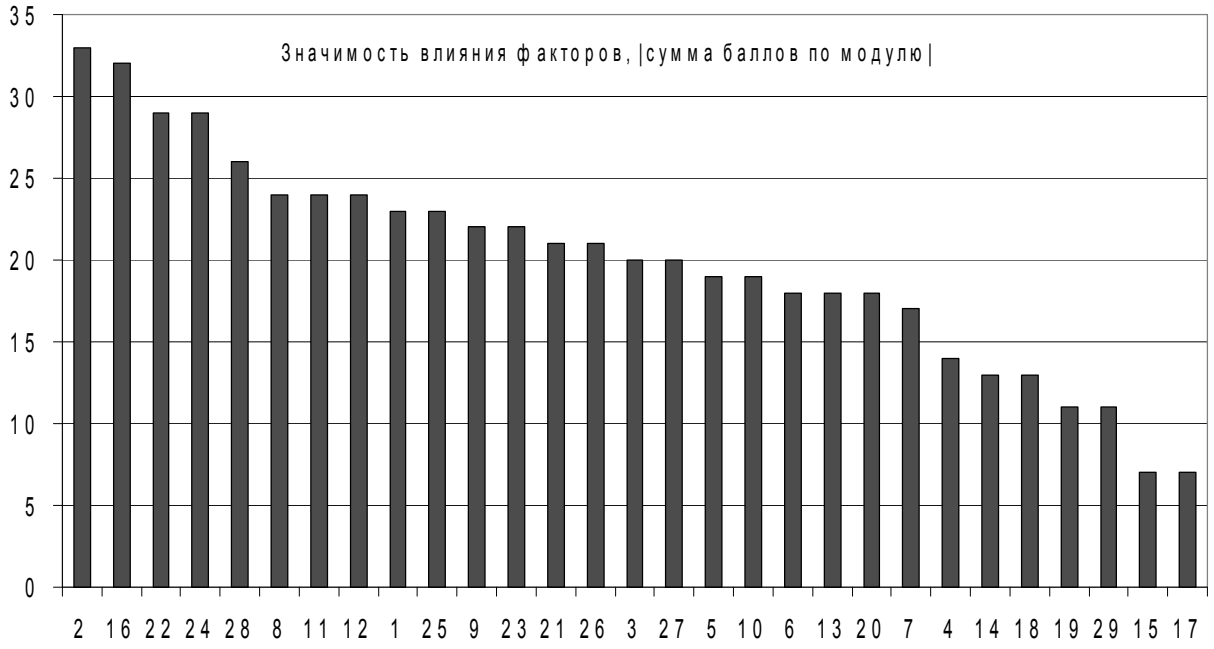


Рис. 3.45. Значимость влияния действующих факторов на качество плазменной наплавки

Наибольшую значимость влияния на качество плазменной наплавки показали следующие факторы (см. рис. 3.45):

- среди энергетических: ток основной дуги (33 балла), скорость наплавки, температура подогрева и интенсивность теплоотвода (по 24 балла), полярность дуги (23 балла);
- среди металлургических: содержание флюсующих элементов в наплавляемом материале (32 балла), наличие окислительных примесей (загрязнений) в газовой среде (29 баллов), качество подготовки наплавляемого материала и содержание углерода в основном металле (по 18 баллов);
- среди конструктивных: заданная толщина наплавки (29 баллов) и заглубленность разделки (22 балла);
- среди технологических: расход наплавляемого материала (26 баллов) и количество наплавляемых слоев (23 балла).

Экспериментальная проверка полученных результатов экспертной оценки влияния действующих факторов на процесс наплавки и сравнение с имеющимися в литературе данными показали, что предлагаемый подход достаточно эффективен и может быть использован при создании алгоритмического сопровождения технологии и оборудования прецизионной плазменной наплавки и при отработке новых технологических процессов.

Приведенные примеры плазменной порошковой наплавки характеризуют данную технологию как достаточно гибкий метод получения разнообразных по составу, свойствам, назначению и геометрическим размерам покрытий и слоев (включая быстрорежущие стали, алюминийсодержащие сплавы, порошковые композиции и др.) на широком круге материалов основы с регулируемой протяженностью переходной зоны (от n 1 мм до n 1 мкм).

4. ПЛАЗМЕННАЯ ЗАКАЛКА

Во многих случаях технически и экономически оправдана локальная термообработка различных деталей. При этом упрочняется только наиболее нагруженная рабочая поверхность детали. Для поверхностного упрочнения в промышленности обычно применяют высокочастотную и газопламенную термообработку.

Дальнейший прогресс в повышении качества и эффективности термообработки рабочих поверхностей деталей связывают с применением концентрированных источников энергии: электронного и лазерного луча, сжатой дуги и плазменной струи. При этом достигаются более высокие эксплуатационные свойства и качество упрочнения. Из всех способов термообработки высококонцентрированными источниками нагрева наиболее экономичным и производительным является плазменный. Он характеризуется меньшей стоимостью, доступностью технологического оборудования и достаточно большими размерами упрочненной зоны.

Плазменная поверхностная закалка – метод локального поверхностного упрочнения. Сущность процесса состоит в высокоскоростном нагреве движущейся сжатой дугой поверхностного слоя металла и быстром его охлаждении в результате передачи теплоты в глубинные слои материала детали.

Применение быстрого нагрева, способствующего получению более мелкой структуры закаленной стали, дает более благоприятное сочетание свойств прочности и вязкости [86, 87].

После плазменной закалки детали и инструмент имеют упрочненный поверхностный слой глубиной обычно 0,7–1,5 мм, как правило, достаточный для деталей ответственного назначения. Неизменный общий химический состав материала, неизменные свойства исходного металла во внутренних слоях изделия, и сжимающие остаточные напряжения на поверхности [87] способствуют повышению работоспособности изделий после плазменной закалки.

Важным вопросом успешного использования плазменной закалки является выбор оптимальных режимов обработки, требующий специального анализа.

4.1. Закономерности формирования зоны закалки под воздействием сжатой дуги

При плазменной закалке, как правило, проводимой на прямой полярности, эффективную мощность $Q_э$ и эффективный радиус R_q сжатой дуги в аргоне по экспериментальным данным можно определить как:

$$Q_э = (0{,}5\ldots0{,}55) I_д U_д, \qquad R_q \approx 1{,}4 d_с,$$

где $I_д$ и $U_д$ – ток и напряжение сжатой дуги; $d_с$ – диаметр плазмообразующего сопла для диапазона $d_с = 2\ldots6$ мм.

Напряжение $U_д$ для процесса закалки в первом приближении можно рассчитать по (2.37), где С ≈ 20 В (при прямой полярности).

Влияние основных параметров режима закалки на эффективную мощность сжатой дуги представлено на рис. 4.1, полученном на основании уравнения регрессии вида (3.9) по опытным данным.

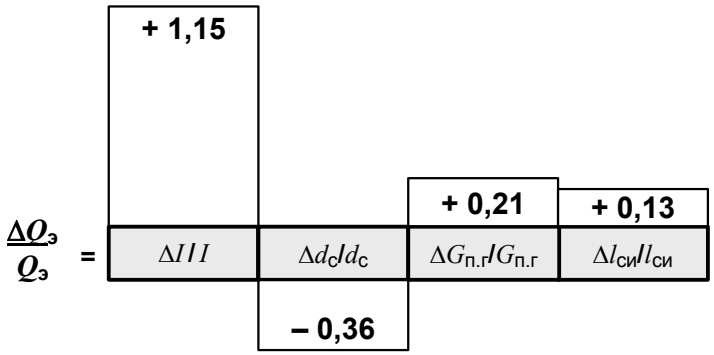


Рис. 4.1. Влияние параметров режима закалки на эффективную мощность сжатой дуги.

Параметры режима плазменной закалки по мере ослабления их влияния на эффективную мощность располагаются в следующем порядке: ток сжатой дуги, диаметр плазмообразующего сопла, расход плазмообразующего газа и расстояние между соплом и изделием.

Исследование влияния параметров режима плазменной закалки на размеры зоны закалки – глубину h и ширину b показали следующее (рис. 4.2 и 4.3): рейтинг влияния параметров режима на глубину и ширину зоны закалки совпадает и располагается в следующем порядке: ток сжатой дуги, расход плазмообразующего газа, расстояние между соплом и изделием, скорость движения при постоянном диаметре сопла.

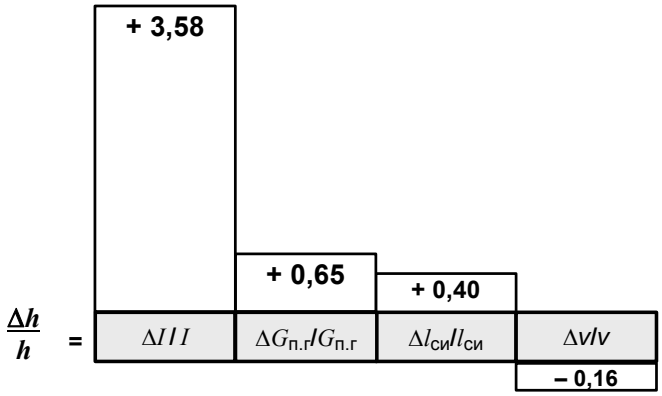


Рис. 4.2. Связь глубины зоны закалки с параметрами режима при d_c = 3,8 мм (s = 20 мм)

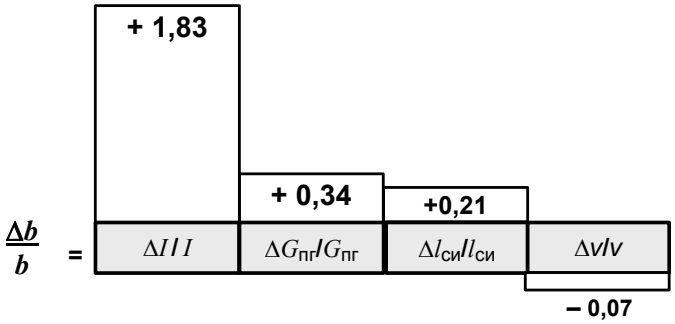


Рис. 4.3. Связь ширины зоны закалки с параметрами режима при d_c = 3,8 мм (s = 20 мм)

Влияние тока сжатой дуги на размеры зоны плазменной закалки (см. рис. 4.2 и 4.3) почти на порядок сильнее влияния других параметров режима закалки, следовательно, ток может служить основным регулируемым параметром процесса плазменной закалки. Глубина зоны закалки является более чувствительной характеристикой по сравнению с шириной этой зоны (примерно в 2 раза).

Оценка необходимой точности поддержания параметров режима закалки

Зададимся допустимой погрешностью глубины и ширины зоны закалки, например, не более 10% и подберем необходимые показатели точности поддержания параметров режима закалки даже при наихудшем сочетании знаков отклонения всех параметров.

Расчет необходимо делать по уравнению регрессии для глубины h зоны закалки (см. рис. 4.2), как более чувствительной характеристики к изменению параметров режима.

Сварочные выпрямители, оснащенные системами автоматической стабилизации тока дуги обеспечивают точность поддержания тока $\Delta I/I$ до ±2 %. Тогда допустимые отклонения установленных параметров режима закалки должны быть, например, в таком сочетании:

$$\frac{\Delta G_{\text{п.г}}}{G_{\text{п.г}}} = \pm 3\%, \quad \frac{\Delta v}{v} = \pm 3\%, \quad \frac{\Delta l_{\text{си}}}{l_{\text{си}}} = \pm 1\% \quad \text{при} \quad \frac{\Delta I}{I} = \pm 2\%.$$

При этом максимальные отклонения ширины b зоны закалки не превысят ±5,4 %. Приведенную выше точность поддержания параметров режима закалки обеспечивать в производственных условиях довольно сложно.

Если, оставляя без изменения точность поддержания тока $(\Delta I/I)$ = ±2 %, принять допустимые отклонения остальных параметров режима закалки до ±10 %, т.е.

$$\frac{\Delta G_{\text{п.г}}}{G_{\text{п.г}}} = \frac{\Delta l_{\text{си}}}{l_{\text{си}}} = \frac{\Delta v}{v} = \pm 10\% \quad \text{при} \quad \frac{\Delta I}{I} = \pm 2\%,$$

то максимальные отклонения глубины закалки составят ±19 %, а ширины зоны закалки ±10 % от расчетных значений, что для большинства практических задач вполне допустимо.

4.2. Расчет и оптимизация режимов плазменной закалки

Для моделирования процесса плазменной закалки использовано решение тепловой задачи, в основу которого положена схема подвижного источника теплоты, нормально распределенного на поверхности плоского слоя – см. уравнение (3.5) и алгоритм рис.3.6.

Расчет максимальных размеров зоны закалки

Глубина и ширина зоны закалки должны определяться с учетом двух факторов (рис. 4.4):

- Температура нагрева в каждой точке зоны закалки должна быть равной или больше критической для данного материала $T \geq T_{\text{зак}}$ (например, для стали 45 $T_{\text{зак}}$ = 850 °С);

- скорость охлаждения в каждой точке хвостовой части изотермы $T_{зак}$ должна быть не меньше критической скорости охлаждения для данной стали (как видно на рис. 4.4, поскольку $c_2 > c_1$, то имеем скорость охлаждения $v_{охл2} < v_{охл1}$, а значит, если в точке 1 скорость охлаждения $v_{охл}$ не меньше критической $v_{кр}$ (например, для стали 45 $v_{охл} = v_{кр} = 100$ К/с), то глубина этой точки будет соответствовать максимальной глубине закалки $h_{зак.max}$):

$$v_{охл} = dT/dt = \Delta T/\Delta t = (T - T_{зак})\cdot v/c.$$

Аналогично рассчитывается максимальная ширина закалки $b_{зак.max}$.

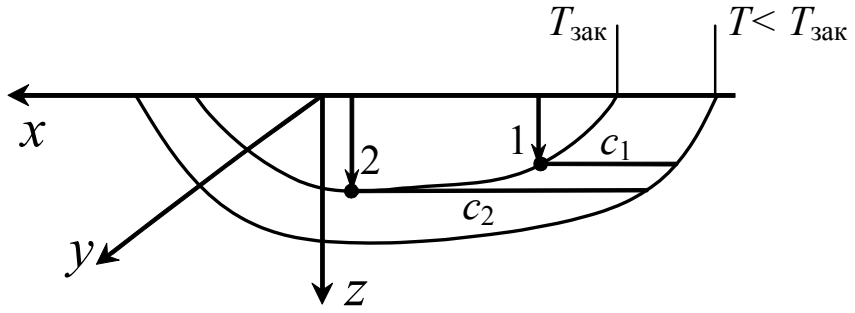


Рис. 4.4. Схема расчета максимальной глубины закалки, где $T \rightarrow T_{зак.}$

Выбор оптимальных режимов плазменной закалки

С целью предупреждения роста зерна, окисления или подплавления закаливаемой поверхности необходимо при расчете режима закалки ограничивать максимальную температуру поверхности металла (для сталей – не более 1100…1200 °С).

Параметры, по которым необходимо осуществлять выбор оптимальных режимов плазменной закалки, в порядке значимости:

1. глубина зоны закалки;
2. ширина зоны закалки;
3. скорость движения, определяющая производительность процесса;
4. погонная энергия, в значительной степени определяющая термические деформации изделия;
5. скорость охлаждения в зоне закалки, влияющая на структуру закаленной зоны.

Рисунки 4.5–4.11 иллюстрируют влияние тока сжатой дуги и диаметра плазмообразующего сопла на перечисленные выше параметры.

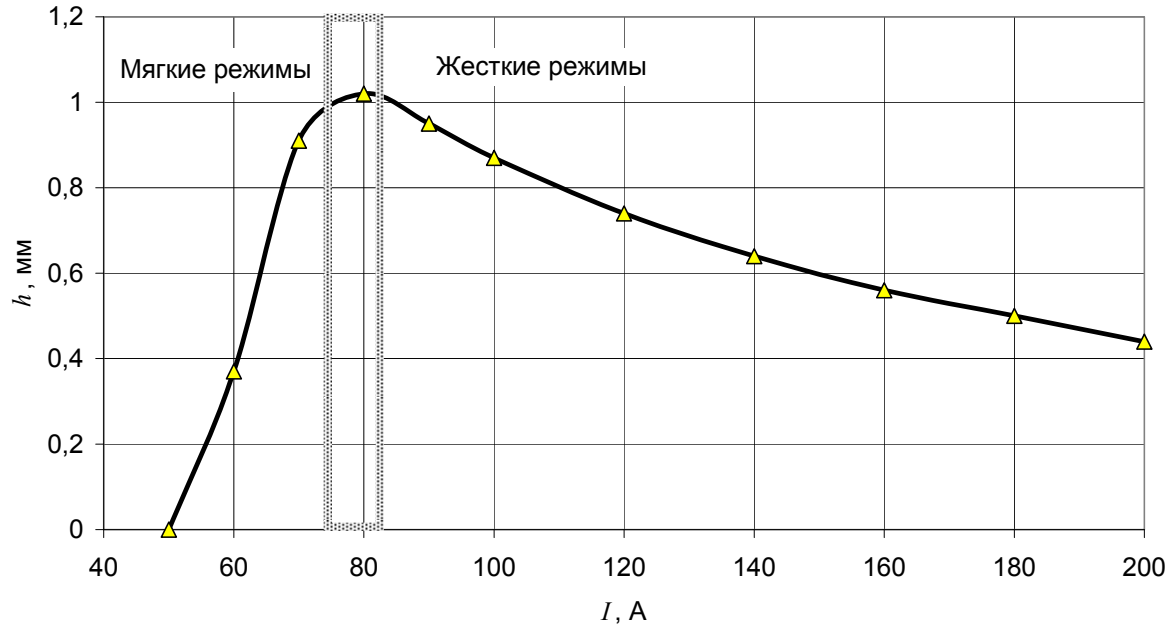


Рис.4.5. Зависимость глубины зоны закалки от тока сжатой дуги (d_c = 3 мм; s = 20 мм)

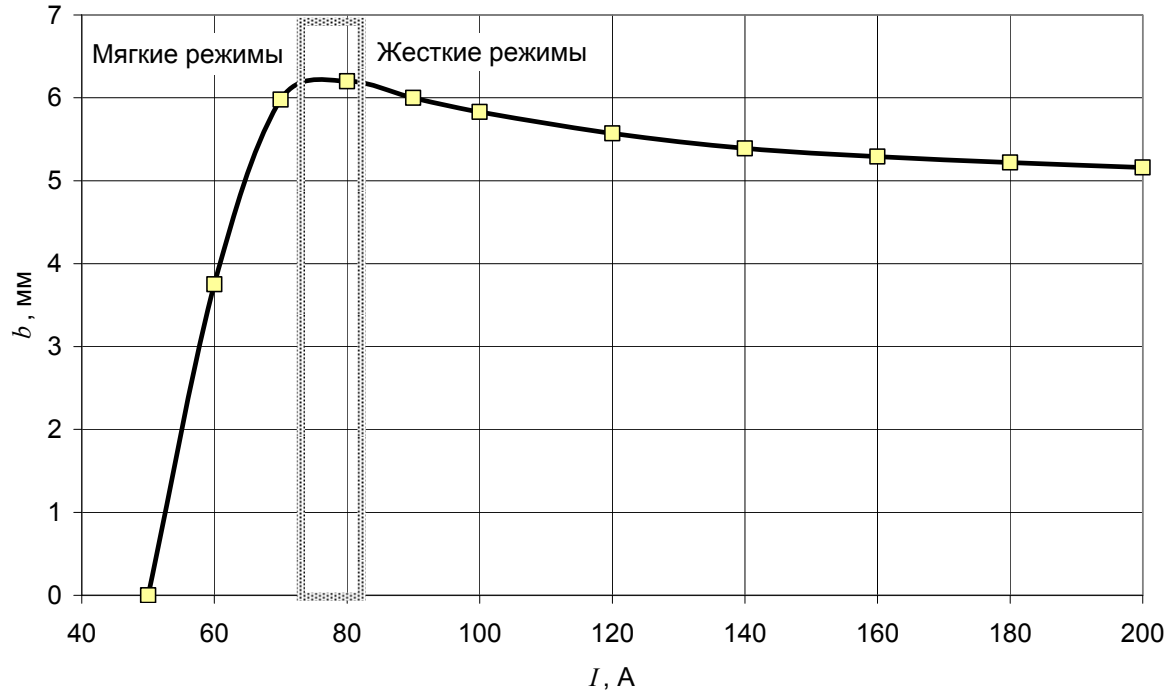


Рис.4.6. Зависимость ширины зоны закалки от тока сжатой дуги (d_c = 3 мм; s = 20 мм)

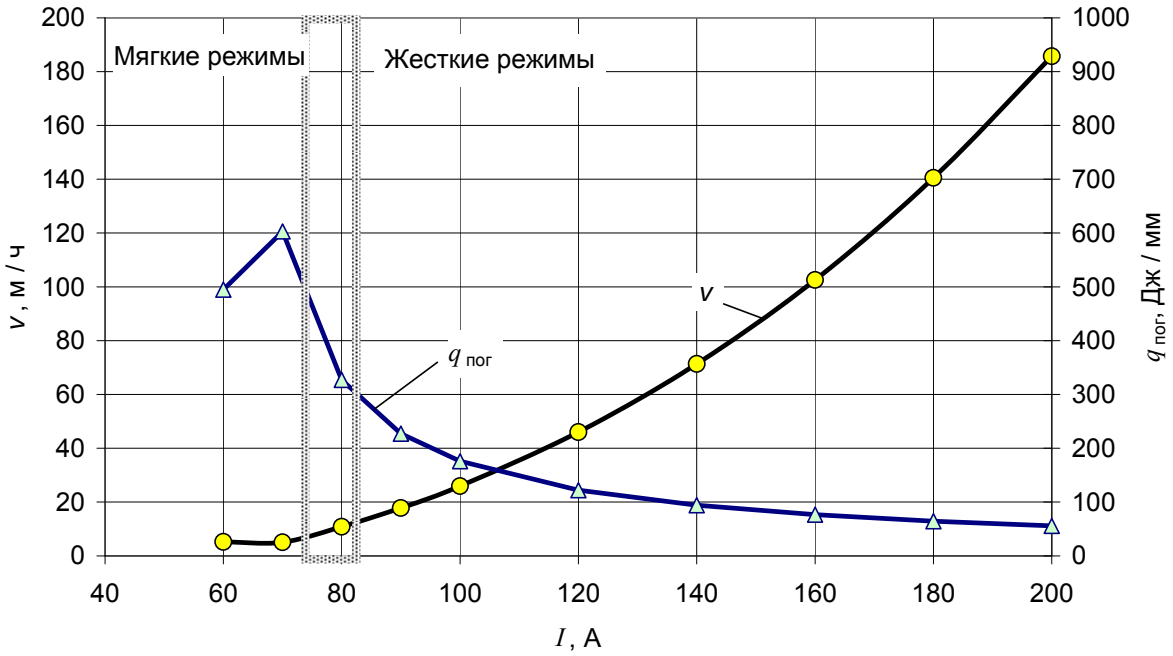


Рис.4.7. Зависимость скорости движения и погонной энергии от тока сжатой дуги при плазменной закалке (d_c = 3 мм; s = 20 мм)

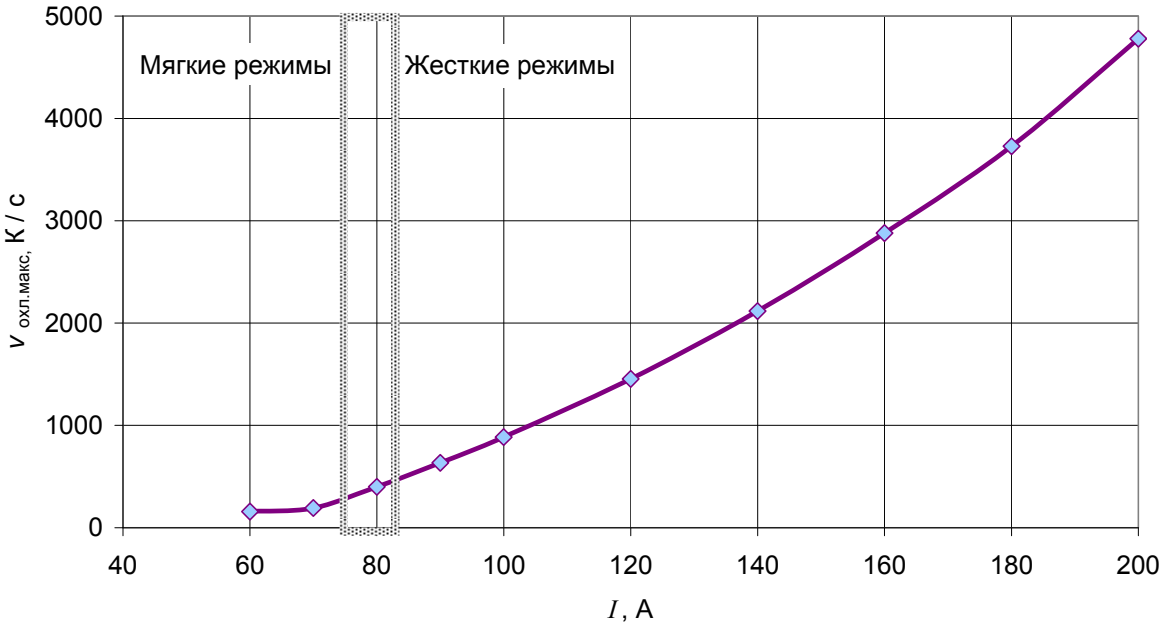


Рис.4.8. Зависимость максимальной скорости охлаждения от тока сжатой дуги при закалке (d_c = 3 мм; s = 20 мм)

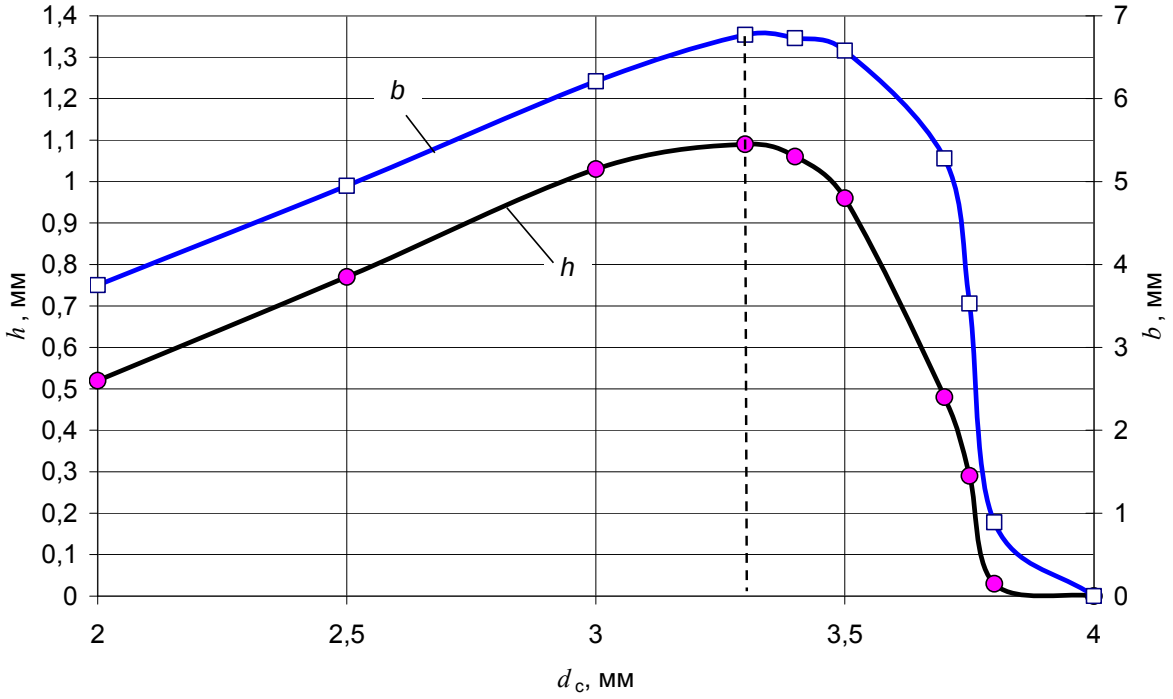


Рис.4.9. Зависимость глубины и ширины зоны закалки от диаметра плазмообразующего сопла (I = 80 А; s = 10 мм)

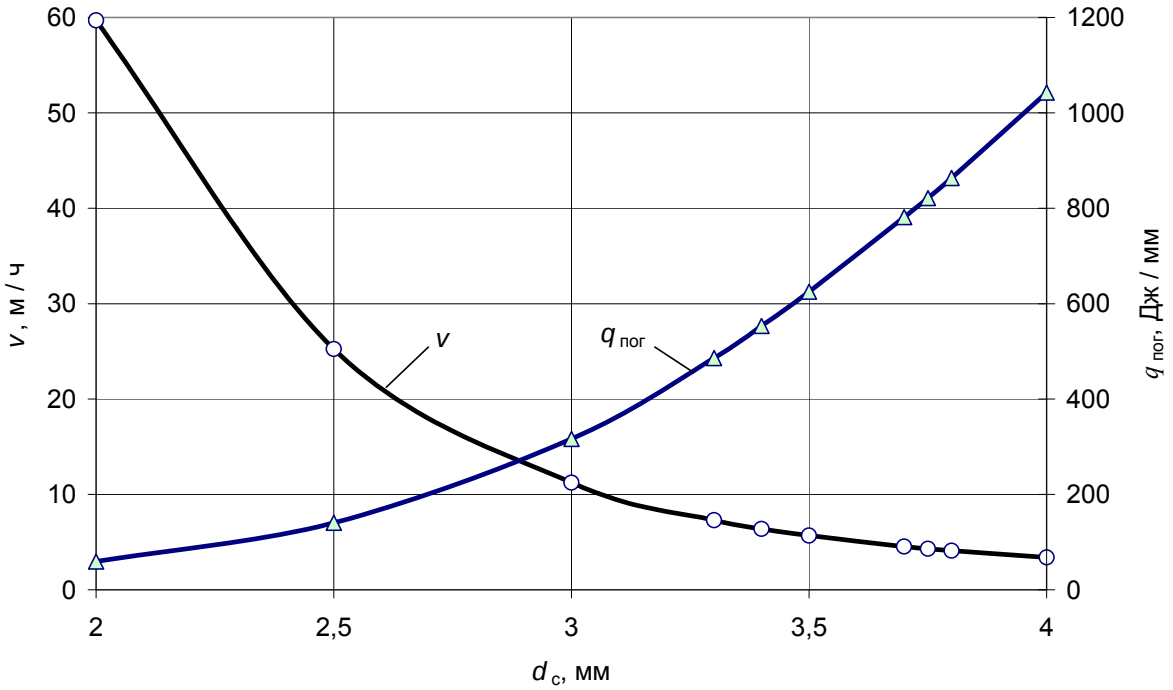


Рис.4.10. Зависимость скорости движения и погонной энергии от диаметра плазмообразующего сопла (I = 80 А; s = 10 мм)

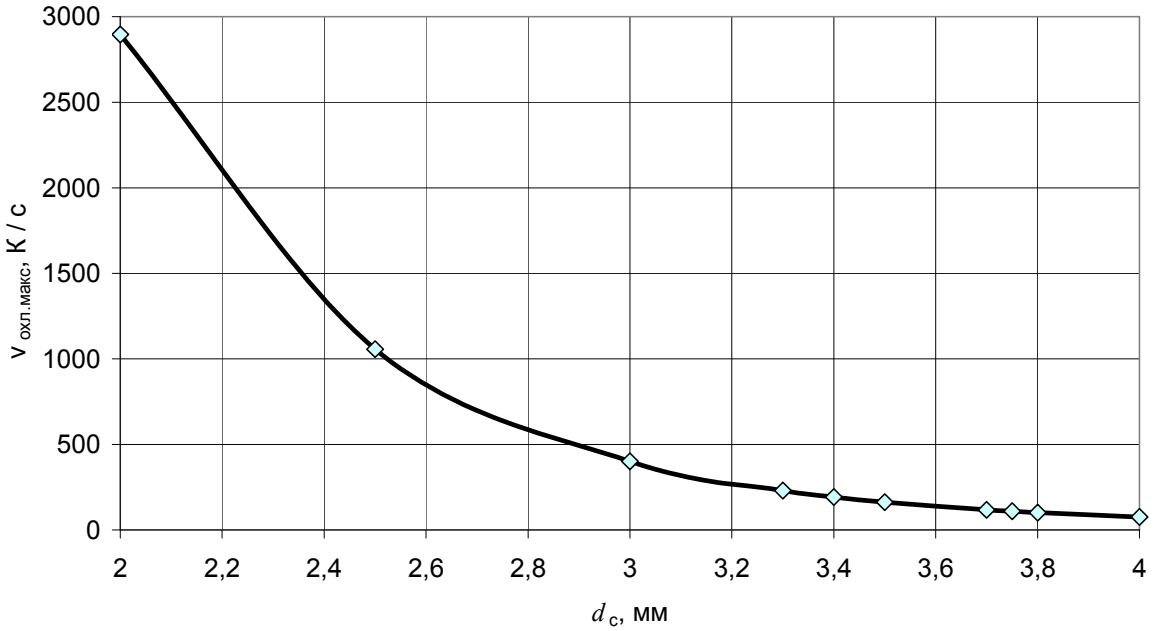


Рис.4.11. Зависимость максимальной скорости охлаждения от диаметра плазмообразующего сопла (I = 80 А; s = 10 мм)

Как видно, для листов стали 45 толщиной 20 мм при постоянном диаметре плазмообразующего сопла 3 мм зависимости глубины и ширины зоны закалки от тока сжатой дуги носят экстремальный характер. Можно выделить две области возможных режимов плазменной закалки, условно названных «Мягкие режимы» и «Жесткие режимы». В области мягких режимов, характерных для относительно малых токов сжатой дуги и небольших скоростей движения, размеры зоны закалки лимитирует скорость охлаждения металла; температура поверхности закаливаемого металла ниже задаваемой допустимой температуры (естественно, меньшей температуры плавления для исключения последующих операций шлифовки закаленных поверхностей). Для рассматриваемого примера задавались: допустимая температура поверхности 1200 °С; температура закалки 850 °С; критическая скорость охлаждения 100 К/с.

В области жестких режимов, характерных для повышенных токов сжатой дуги и бóльших скоростей движения, размеры зоны закалки лимитируются температурой поверхности закаливаемого металла, которая не должна превышать заданную допустимую температуру. Скорости охлаждения металла в зоне закалки при этом выше критической скорости охлаждения, необходимой для данного материала.

Следует отметить, что максимальные значения глубины и ширины зоны закалки соответствуют режимам на границе областей мягких и жестких режимов (75–80 А, см. рис. 4.5 и 4.6). Увеличение тока при постоянном диаметре сопла приводит к снижению глубины зоны закалки и, в меньшей степени, – к уменьшению ширины этой зоны. Несмотря на уменьшение размеров зоны закалки, увеличение тока дает и положительные эффекты – рост скорости движения, увеличивающей производительность, и рост скоростей охлаждения металла, что может улучшать структуру закаленной зоны. Одновременно с увеличением тока уменьшается погонная энергия, асимптотически приближаясь к некоторому пределу, поэтому, например, для рассматриваемого примера по показателю погонной энергии увеличение тока выше 140–160 А нецелесообразно из-за уменьшения глубины зоны закалки (см. рис.4.5).

Варьирование диаметром плазмообразующего сопла, ведущее к изменению эффективного радиуса пятна нагрева сжатой дуги, приводит к экстремальному изменению глубины и ширины зоны закалки. На рис. 4.9 видно, что в рассматриваемом примере переход с сопла диаметром 3 мм на сопло диаметром 3,3 мм при неизменном токе 80 А дает увеличение глубины и ширины зоны закалки примерно на 10%. Надо учитывать, что в данном случае снижается скорость движения (на 35%) и возрастает погонная энергия (на 53%), следовательно в рассматриваемом примере переход на диаметр сопла 3,3 мм может оказаться не вполне обоснованным. При необходимости увеличить размеры зоны закалки более радикальным было бы использование сопла большего диаметра, например, – 4 мм и расчетный поиск максимальных значений глубины и ширины зоны закалки при варьировании током сжатой дуги. Для сопла диаметром 4 мм на токе 110 А достигаются глубина 1,24 мм и ширина 7,94 мм, т.е. соответственно на 22% и на 28% больше значений, получаемых для сопла диаметром 3 мм при токе 80А.

На жестких режимах плазменной закалки близких к режиму с максимальными размерами зоны закалки при постоянных значениях диаметра плазмообразующего сопла и тока сжатой дуги и при постоянной температуре поверхности на листах различной толщины формируется зона плазменной закалки практически одинаковой ширины, а глубина закалки перестает уменьшаться, начиная с толщины листов 4 мм (материал – углеродистая сталь), см. рис. 4.12.

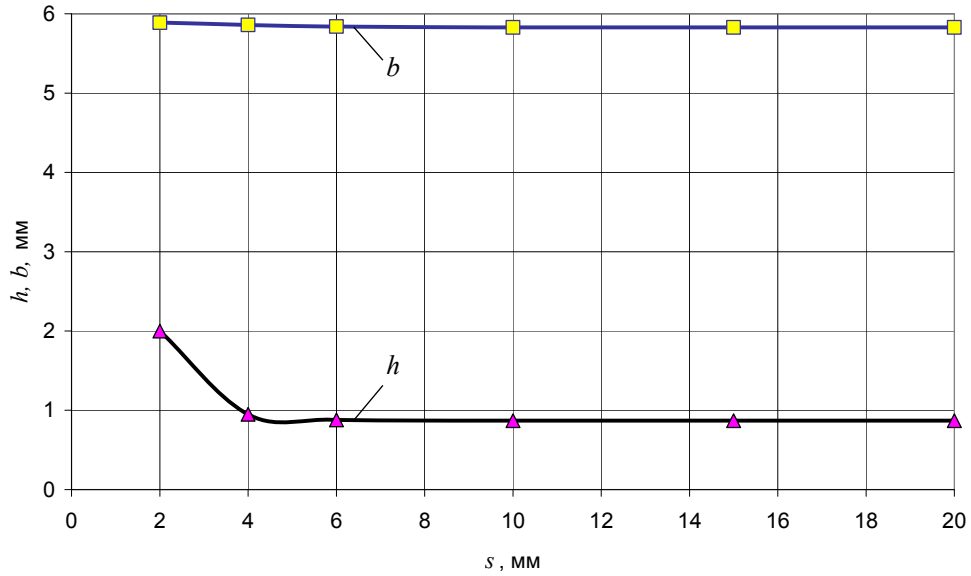


Рис.4.12. Глубина h и ширина b зоны закалки в зависимости от толщины обрабатываемого листа (I =100 А; d_c = 3 мм; $v = f(s)$; $T_{пов}$ = 1200 °С)

4.3. Применение плазменной закалки

Особенностью технологии плазменной закалки являются:

- относительно низкие интегральные температуры нагрева деталей;
- достаточно большая глубина упрочненного слоя;
- высокий эффективный КПД нагрева сжатой дугой;
- возможность ведения процесса без применения охлаждающих сред, вакуума, специальных покрытий;
- возможность автоматизации и роботизации технологического процесса с полным компьютерным управлением;
- возможность интеграции плазменной закалки в обрабатываемые центры ГПС, ГАП и т.д.

Рассмотрим влияние плазменной закалки на некоторые физические, механические и эксплуатационные свойства сталей ШХ15СГ, У10А и 35ХГСА. [87].

Твердость стали У10 после плазменной закалки выше, чем сталей ШХ15СГ и 35ХГСА: в центре зоны закалки она составляла HRA 84,5; 83,5 и 79,5, соответственно. После объемной закалки твердость этих сталей заметно ниже: HRA 82 и 73, соответственно.

Микроструктура в зоне закалки в поперечном сечении сложная. Условно зона закалки по глубине может быть разделена на две области. В первой области, распространяющейся на глубину 0,10–0,20 мм от поверхности образца, визуально наблюдаются крупноигольчатый мартенсит и остаточный аустенит; карбидных частиц в этой зоне не обнаружено.

В стали, не отожженной перед плазменной обработкой (закаленной в состоянии поставки), часть аустенитной составляющей представляет собой крупные вытянутые включения длиной до 0,10 мм и шириной до 0,025 мм, направленные под углом 30–60° к поверхности образца. После предварительного отжига стали таких включений в структуре не наблюдается, аустенит располагается равномерно [87].

Содержание остаточного аустенита в первой области зоны закалки – до 75% на поверхности образца. Наличие такого большого количества остаточного аустенита обусловлено повышенным содержанием углерода в твердом растворе поверхностных слоев зоны закалки (рис. 4.13) по сравнению с сердцевиной. Увеличение содержания азота, которого можно было бы ожидать в результате воздействия плазмы на поверхность образцов, не обнаружено [87].

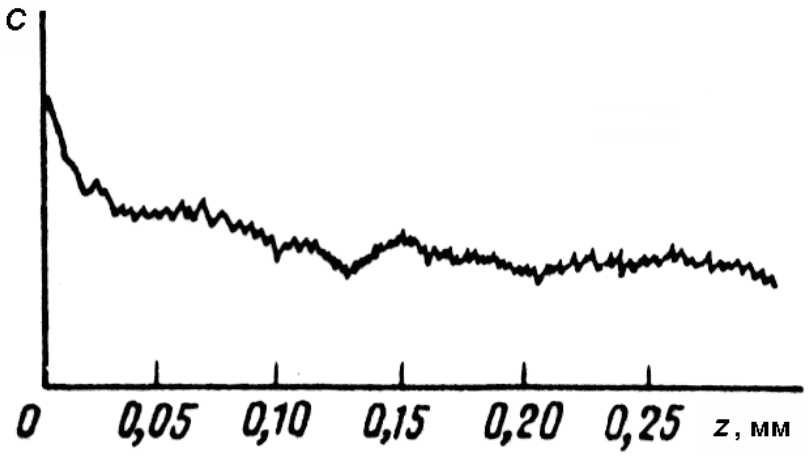


Рис. 4.13.. Распределение углерода в твердом растворе по глубине зоны закалки; сталь ШХ15СГ (*z* – расстояние от поверхности) [87]

Микротвердость и содержание остаточного аустенита по глубине зоны закалки для стали ШХ15СГ показаны на рисунке 4.14. Очевидно, что изменения микроструктуры и микротвердости стали взаимосвязаны. На поверхности образцов, где количество остаточного аустенита

наибольшее, микротвердость несколько понижается до $H_{0,2}$–760 (при нагрузке 0,2гс). В более глубоких слоях содержание остаточного аустенита резко уменьшается. Это сопровождается повышением микротвердости: на глубине 0,10–0,20 мм до $H_{0,2}$– 820. На расстоянии от поверхности, большем 0,20 мм, микротвердость понижается вследствие уменьшения в структуре количества мартенситной составляющей.

В структуре второй области, находящейся на глубине более 0,20 мм, наблюдается мартенсит, троостит, а ближе к сердцевине – мелкодисперсный пластинчатый перлит и, кроме того, – большое количество нерастворившихся карбидов. Вследствие кратковременности нагрева, а также – более низкой температуры, чем в первой области, растворение карбидных фаз во второй области ограничено. В связи с этим образующиеся твердые растворы (мартенсит, феррит, аустенит) относительно мало легированы. Это обусловливает существенное снижение твердости второй области при отпуске. Рентгеновский анализ показал наличие во второй области аустенита. Содержание мартенсита и аустенита по мере продвижения в глубину второй области понижается. На расстоянии 0,63 мм и более от поверхности этих фаз не наблюдается [87].

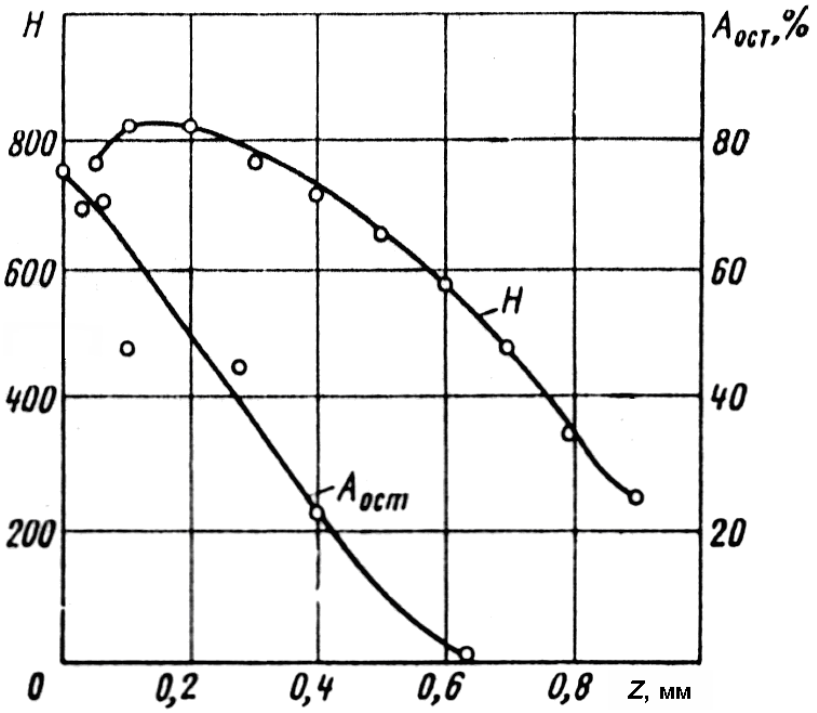


Рис.4.14. Микротвердость и содержание остаточного аустенита по глубине зоны закалки (*z* – расстояние от поверхности) [87].

Характер изменения микроструктуры стали У10А по толщине закаленного слоя близок к описанному выше для стали ШХ15СГ. На поверхности образцов структура стали У10А состоит из крупных игл мартенсита и остаточного аустенита, на расстоянии 0,2–0,5 мм от поверхности – из мелкоигольчатого мартенсита. Далее наблюдается переход к трооститной структуре, а в сердцевине – к перлитной. В мартенситной зоне стали У10А количество карбидной фазы меньше, чем в стали ШХ15СГ. Это обусловлено большей растворимостью при нагреве нелегированного карбида типа Me_3C в стали У10А по сравнению с легированным карбидом стали ШХ15СГ [87].

Микроструктура стали 35ХГСА на поверхности образцов – крупноигольчатый мартенсит. На глубине более 0,1–0,2 мм расположена зона мелкоигольчатого мартенсита, далее – зона троостита, переходящая в ферритно-перлитную структуру сердцевины.

Твердость закаленных сталей при низком отпуске заметно уменьшается. После отпуска при 220 °С 1,5 ч в центре зоны закалки она равна HRA 80; 81 и 76,5 для сталей У10А, ШХ15СГ и 35ХГСА, соответственно. Уменьшение твердости легированных сталей ШХ15СГ и 35ХГСА, как более теплостойких, менее значительно, чем нелегированной стали У10А. После такого отпуска существенно уменьшается также содержание остаточного аустенита: на поверхности образцов стали ШХ15СГ – до 55% (75% после закалки) [87].

Эпюры напряжений по глубине и ширине зоны закалки представлены на рисунке 4.15. На поверхности массивных образцов из стали ШХ15СГ наблюдаются значительные сжимающие напряжения, достигающие вблизи осевой линии зоны закалки –1320 МПа. Значения этих напряжений выше получаемых при использовании большинства традиционных методов поверхностного упрочнения и примерно соответствуют значениям сжимающих напряжений в азотированных слоях. По данным [87, 88], остаточные сжимающие напряжения достигают –(490…980) МПа после наклепа дробью, –590 МПа – после закалки ТВЧ и –(880…1270) МПа – после азотирования (для стали 38Х2МЮЛ с твердостью HV 750–1100) [87].

За пределами зоны плазменной закалки напряжения на поверхности переходят в растягивающие, на расстоянии 1 мм от края зоны закалки они

равны 115 МПа. При закалке методом наложения параллельных полос с перекрытием в зоне перекрытия параллельных зон закалки на поверхности также возникают растягивающие напряжения, равные 30…80 МПа в середине между полосами, осевые линии которых параллельны и находятся на расстоянии 6 мм друг от друга.

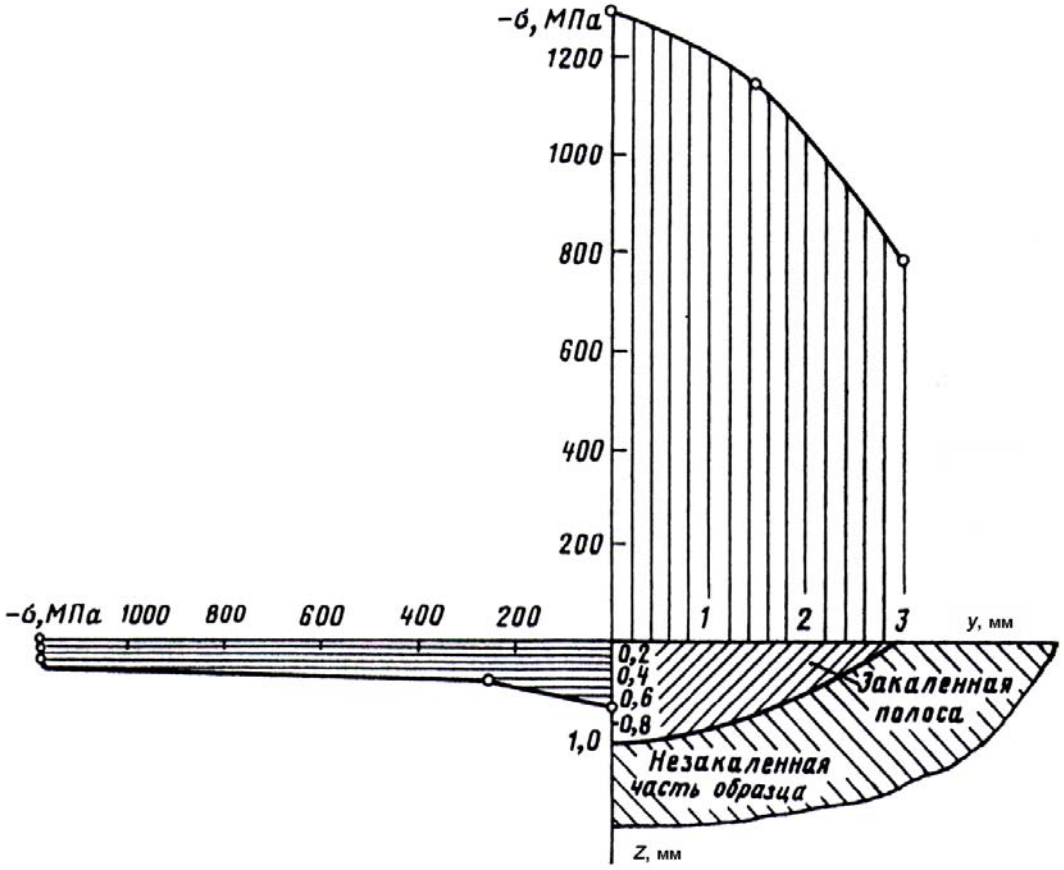


Рис.4.15. Эпюры остаточных напряжений в поперечном сечении зоны закалки (z – расстояние от поверхности, y – от середины зоны закалки) [87]

При плазменной закалке маложестких деталей их исходная форма может существенно измениться. Так, например, при односторонней закалке прямоугольных планок размерами 10×20×500 и 30×80×1500 мм из стали ШХ15СГ с созданием сплошного закаленного слоя (закалка грани шириной 20 и 80 мм), прогиб составляет 1–3 мм и 6–8 мм соответственно, и закаленные грани становятся вогнутыми. Для исправления подобного дефекта целесообразно использовать при плазменной закалке известный прием, применяемый, например, при поверхностной закалке с нагревом ТВЧ: закаливать не только рабочие, но и противоположные поверхности

деталей для взаимной компенсации деформаций под влиянием возникающих напряжений или создать перед плазменной закалкой предварительный обратный выгиб.

Метод плазменной закалки целесообразно использовать в основном для локального упрочнения поверхностей деталей металлообрабатывающего, горнодобывающего и другого оборудования, в том числе труднодоступных поверхностей, которые нерационально или невозможно упрочнять традиционными методами, – контуров резьбы ходовых винтов, зубьев колес и реек, рабочих профилей кулачков и копиров, а также разнообразных пазов, канавок, отверстий многих деталей. В то же время применение плазменной закалки может быть перспективно и для получения сплошных упрочненных слоев на больших поверхностях деталей: направляющих, шпинделей, валов, осей, штоков и т.п. Перспективно создание с помощью плазменной закалки так называемых регуляризованных поверхностей, на которых зоны повышенной твердости чередуются с более мягкими участками металла, имеющего исходную перед закалкой твердость. Такие поверхности хорошо работают в па́рах трения.

Плазменная поверхностная закалка чугуна ВЧВГ 40-1 (без оплавления).

Плазменная закалка без оплавления поверхности производится на жестких режимах со скоростью линейного перемещения $v_{лин}$=13,4 мм/с сжатой дуги и скоростью ее поперечного сканирования $v_{ск}$=560 мм/с. При этом формируется мартенситный упрочненный слой, а также выявляются переходные структуры, графит и остаточный аустенит (рис. 4.16). Глубина закаленного слоя, имеющего твердость порядка HRC 49…56, составляет 0,4 мм (см. рис. 3.38).

Анализируя ход кривой изменения HV по глубине упрочненных слоев (см. рис. 3.38), следует отметить характер снижения микротвердости при закалке без оплавления поверхности, для которой характерны жесткие режимы обработки: наблюдается резкая :граница упрочненной зоны, хорошо видимая и по следам индентора (рис. 4.16-а).

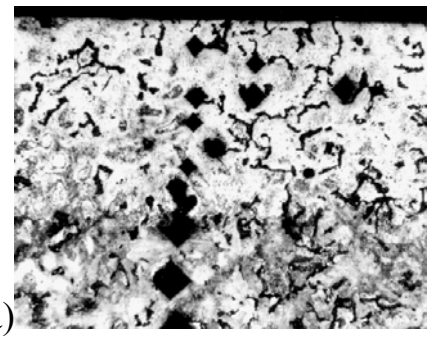
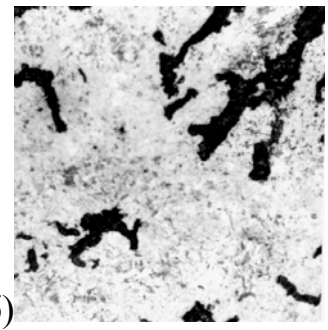
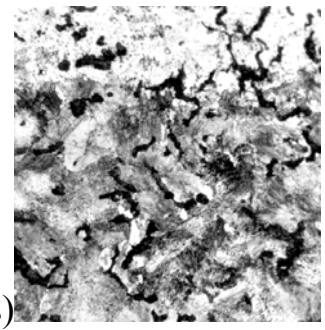
а)  б)  в) 

Рис.4.16. Структура упрочненного слоя чугуна ВЧВГ 40-1 после плазменной закалки без оплавления поверхности: а) общий вид (× 100); б) закаленный слой (× 400); в) переходная зона (× 200)

Износ образцов после плазменной закалки в 1,5 раза выше, чем износ образцов с наплавленным слоем чугуна ФБХ6-2, но несущая способность (по результатам комплексных испытаний) для образцов после плазменной закалки и плазменной наплавки была соизмеримой ($P_{\text{пред}} \approx 11000$ Н). Следует отметить более низкую себестоимость технологии плазменной закалки по сравнению с наплавкой за счет повышенной производительности и отсутствия расходов на порошковые материалы.

Плазменная поверхностная закалка деталей из конструкционной стали в интегрированных обрабатывающих центрах ГПС

Основной материал – сталь 40, сталь 45.

Цель упрочнения – обеспечение эксплуатационных требований и повышение износостойкости деталей машин, механизмов и оснастки из конструкционной стали за счет интеграции в гибкий производственный модуль токарной обработки технологии плазменной закалки без оплавления поверхности.

Исследования проводились на базе интегрированного обрабатывающего центра – ГПМ токарной обработки 1716ПФУРМ3, совмещенного с универсальной плазменной установкой, адаптированной для работы в автоматическом режиме с компьютерным управлением.

Детали, подвергаемые плазменной закалке, с относительно большим сечением (диаметром более 30 мм), как правило, не требуют дополнительного охлаждения – при высокой скорости процесса достаточно теплоотвода в массу детали. Детали меньшего сечения в зоне

закалки, для получения необходимых скоростей охлаждения выше критических и для исключения накопления теплоты в процессе обработки, могут после прохождения сжатой дуги охлаждаться с поверхности охлаждающей жидкостью.

а) Направляющие колонки вырубных штампов.

Детали диаметром (в зоне упрочнения) 35 мм после чистового точения подвергались автоматической плазменной закалке при скорости вращения детали – 10 оборотов в минуту и скорости подачи плазмотрона – 1,2 мм/с. Таким образом, шаг спирали закалки составлял 7,2 мм (рис. 4.17-а).

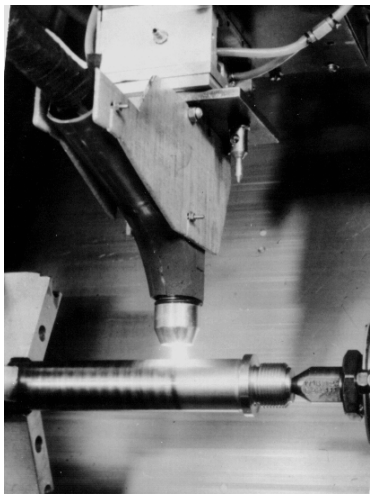
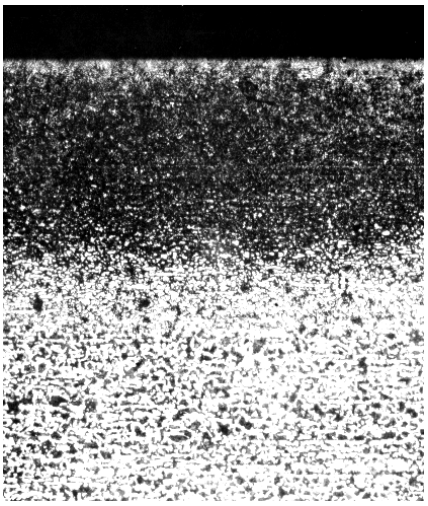
а)  б) 

Рис.4.17. Плазменная закалка направляющей колонки вырубного штампа из стали 40 в гибком интегрированном обрабатывающем центре (а) и макроструктура упрочненного слоя после плазменной закалки ×50 (б)

Плазменная закалка осуществлялась без дополнительного охлаждения детали без оплавления поверхности. Время закалки одной детали составляло порядка 100 с. Шероховатость поверхности после плазменной закалки, как правило, не изменяется. Глубина закаленного слоя – до 0,7 мм (рис. 4.17-б). Твердость закаленной поверхности HRC 43…45. При закалке на данном режиме по мере удаления от поверхности структура стали меняется от мартенситной до мартенсито-бейнитной и бейнито-ферритной. Дефектов на поверхности и в закаленном слое не обнаруживается.

Поверхность после плазменной закалки представляет собой регулярное спиралевидное образование чередующихся на поверхности

зон различной твердости: по оси сжатой дуги формируется закаленная полоса, а по ее краям – зоны отпуска с пониженной твердостью. Такая структура поверхности обеспечивает повышенную износостойкость в парах трения по сравнению с равномерной закалкой всей поверхности.

б) Червячный вал редуктора.

Сложный профиль червяка из стали 45 диаметром 70 мм, закаливаемого с боковых поверхностей, потребовал применения двухдугового плазмотрона с пилотной дугой, что обеспечило стабильный ход процесса закалки. Наряду с закалкой червяка, проводилась и закалка посадочных диаметров. Общее время закалки червячного вала длиной 500 мм – порядка 4 минут. Размеры закаленных зон могут варьироваться: ширина – от 5 до 10 мм, глубина – до 1,5 мм без оплавления поверхности. При этом ширина зон отпуска между витками не превышает 2-3 мм. Твердость закаленных зон достигает HRC 50…55 (с сопутствующим охлаждением).

Как показали испытания, червячный вал после плазменной закалки имеет повышенные эксплуатационные характеристики по сравнению с закалкой токами высокой частоты. Значительным преимуществом плазменной закалки перед закалкой ТВЧ является сравнительно низкие затраты на оборудование и отсутствие необходимости изготавливать для каждого типоразмера деталей отдельный индуктор.

Упрочнение режущих кромок дисковых ножей для резки картона.

Основной материал – сталь У7А.

Цель упрочнения – повышение работоспособности и износостойкости дисковых ножей для резки картона (рис. 4.18) с применением технологии плазменной поверхностной закалки.

Применение мягкого нагрева пилотной (косвенной) дугой дает возможность осуществить поверхностную плазменную закалку без оплавления предварительно подготовленной острой режущей кромки (см. рис. 4.18). При этом для дискового ножа можно использовать углеродистую доэвтектоидную сталь У7А, которая при закалке дает твердость свыше HRC 60. Структура после закалки – мартенситная.

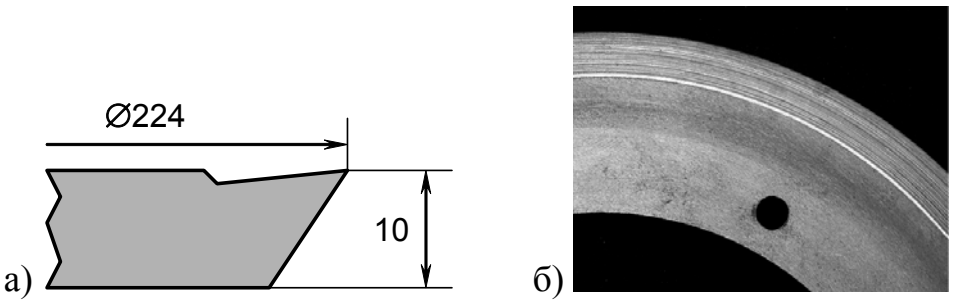


Рис.4.18. Режущая кромка (а) и общий вид (б) дискового ножа

Плазменная закалка режущей кромки дискового ножа выполняется с использованием только пилотной дуги на токе 175 А при линейной скорости 3 мм/с. Расположение оси плазмотрона на расстоянии 3 мм от края диска исключает вероятность оплавления режущей кромки. Позади плазмотрона (по ходу движения) упрочняемая поверхность охлаждается проточной водой. Твердость закаленных зон – HRC 56…58.

Примеры применения плазменной закалки: режущий и мерительный инструмент, штампы, напильники; контуры резьбы ходовых винтов, шестерен, зубчатых колес, рабочие профили кулачков, копиров, а также разнообразных пазов, канавок, отверстий; направляющие, шпиндели, валы, оси, штоки; текстильных машин, ножи для обработки дерева, бумаги, синтетических материалов; рамные и дисковые пилы, прокатные валки, коленчатые и распределительные валы, детали газораспределительных механизмов двигателей и др.

Технология плазменной поверхностной закалки отличается высокой гибкостью и универсальностью, простой автоматизацией всего процесса, низким энергопотреблением, экологической чистотой, высокой производительностью и сравнительно дешевым технологическим оборудованием, легко интегрируемым в гибкие производственные модули и обрабатывающие центры ГПС и ГАП.

5. ФИНИШНОЕ ПЛАЗМЕННОЕ УПРОЧНЕНИЕ ПУТЕМ НАНЕСЕНИЯ ТОНКОПЛЕНОЧНОГО ИЗНОСОСТОЙКОГО ПОКРЫТИЯ

Одним из направлений повышения эффективности и долговечности инструмента, технологической оснастки, деталей машин и механизмов является увеличение их стойкости за счет применения прогрессивных, экономичных и экологически чистых методов упрочнения, среди которых одно из главных мест занимают электроплазменные процессы нанесения износостойких покрытий.

Применяемые в промышленности методы нанесения упрочняющих тонкопленочных покрытий – ионно-плазменное напыление в вакууме и другие процессы PVD, химическое осаждение из газовой фазы (процессы CVD), высокочастотное плазменное нанесение покрытия и ряд других, давая реальный эффект, имеют недостатки, специфичные для своих процессов: повышенные температуры разогрева основы при методах CVD, наличие вакуумных систем и другого сложного оборудования в процессах PVD, большое энергопотребление и громоздкость оборудования, используемого в процессе высокочастотного нанесения покрытия.

Исследования, связанные с разработкой нового процесса – плазменного безвакуумного нанесения тонкопленочного износостойкого покрытия (соответствующего нанопокрытиям толщиной от 10 до 2000 нм) при минимальном термическом воздействии на основу позволили создать технологию финишного плазменного упрочнения (ФПУ), базирующуюся на использовании компактных электродуговых плазмотронов и экономичном мобильном технологическом оборудовании.

Вследствие новизны технологии ФПУ, необходимо достаточно подробно рассмотреть особенности процесса нанесения упрочняющего тонкопленочного покрытия, методы расчета режимов обработки различных групп изделий, свойства получаемого покрытия и поверхности после такой финишной технологической операции.

5.1. Возможности получения тонкопленочных упрочняющих покрытий при атмосферном давлении

В табл. 5.1 приведены сравнительные характеристики плазменных технологий безвакуумного нанесения различных износостойких покрытий и упрочнения поверхности.

Как видно из таблицы, новая технология финишного плазменного упрочнения (ФПУ) путем нанесения тонкопленочного покрытия выгодно отличается от других плазменных технологий возможностью на финишном этапе изготовления детали обеспечить кардинально новые свойства поверхности без изменения геометрических параметров и шероховатости поверхности, т.е. без дополнительной механической обработки.

Наиболее эффективным направлением использования тонкопленочных упрочняющих покрытий является упрочнение режущего инструмента и деталей технологической оснастки. При этом покрытия могут наноситься на изделия из инструментальных сталей, прошедших закалку и отпуск от 180 до 600 °С.

Известные методы химического осаждения из газовой фазы (CVD) применяются только для нанесения покрытий на твердые сплавы, т.к. температура нагрева изделий в процессе данной обработки составляет 750-1050 °С. Химико-термическая обработка (диффузионное насыщение) проводится как при высоких (выше 900 °С), так и при температурах порядка 450-600 °С и, соответственно, применима не для всех материалов.

Только методы нанесения покрытий с использованием электроплазменных процессов – ионно-плазменное напыление в вакууме, высокочастотное плазменное нанесение покрытий, финишное плазменное упрочнение (ФПУ) могут проводиться при относительно низких температурах нагрева изделий и, соответственно, могут быть рекомендованными для упрочнения широкой номенклатуры материалов.

Среди вакуумных технологий весьма распространенным является ионно-плазменное напыление в вакууме с использованием процесса конденсации с ионной бомбардировкой (метод КИБ) [90, 91]. Данная технология позволяет наносить в вакууме тонкопленочные упрочняющие покрытия (толщиной 1-10 мкм) на основе карбидов, нитридов, карбонитридов, оксидов, обладающих высокой твердостью, теплостойкостью, износостойкостью.

Таблица 5.1

Сравнительные характеристики плазменных безвакуумных технологий нанесения покрытий и упрочнения поверхности

Характеристика технологии	Наплавка	Напыление	Закалка (без оплавления)	ФПУ
Обработанная поверхность (в разрезе)				
Рекомендуемая толщина обрабатываемых деталей, мм	≥ 1	≥ 0,5	≥ 30	≥ 0,3
Толщина покрытия или глубина изменения свойств, мм	слоями по 1–4	0,1–1,0	0,1– 2,0	0,00001– – 0,002
Характерная температура поверхности в зоне обработки, °С	1000–1500	100–150	900–1200	100–150
Деформации изделия	да	нет	да	нет
Изменение структуры основы в зоне обработки	да	нет	да	нет
Предварительная подготовка поверхности	обезжиривание	обезжиривание и абразивно-струйная обработка	обезжиривание	обезжиривание
Сохранение класса шероховатости поверхности	нет	нет	да	да
Повышение износостойкости	да	да	да	да
Возможность получения диэлектрических свойств поверхности	нет	да	–	да
Изменение твердости основы	да	нет	да	нет
Возможность использования для изделий с острыми кромками	да (с последующей мехобработкой)	нет	да	да
Возможность эксплуатации изделий при ударных нагрузках	да	нет	да	да
Необходимость дополнительной механической обработки	да	да	нет	нет
Наличие производственных отходов	да	да	нет	нет
Возможность проведения процесса вручную и автоматически	да	да	только автоматически	да

Покрытия, нанесенные методом КИБ на инструмент, позволяют снизить силу трения при резании сталей на 20-30 %, уменьшить усилия резания на 15-20 %, снизить температуру при резании и значительно – от 2 до 6 раз – повысить стойкость инструмента с одновременным увеличением производительности.

Оптимальная температура обрабатываемых изделий при напылении методом КИБ для обеспечения высоких адгезионных свойств покрытия составляет 250-700 °С.

Толщина покрытий, наносимых технологией ионно-плазменного напыления в вакууме, зависит от расположения поверхностей изделия относительно испарителя в вакуумной камере. На торцевой и боковой поверхностях она может отличаться до пяти раз. Микротвердость покрытия TiN, измеренная при нагрузке 0,196 Н (20 гс) стабилизируется при толщине покрытия не менее 5 мкм, составляя 21-24 ГПа. На сталях с низкой температурой отпуска может наблюдаться разупрочнение основы при неоптимальной температуре ионной очистки и подогрева изделия.

При ионно-плазменном напылении шероховатость торцевой поверхности изделия по параметру R_a имеет бóльшую величину, чем шероховатость боковых поверхностей. Это связано с наличием увеличенного количества микрокапельной фазы на торцевой поверхности обрабатываемого изделия.

Технология ионно-плазменного напыления методом КИБ реализуется на сложном и дорогостоящем оборудовании. Изделия перед загрузкой в вакуумную камеру должны пройти тщательную предварительную обработку (мойку, сушку, обезвоживание, подогрев). Необходимая площадь для оборудования ионно-плазменного напыления в вакууме составляет порядка 80-100 м^2, требуется отдельная площадь для подготовки изделий – порядка 100-150 м^2. Для обслуживания оборудования необходим квалифицированный персонал – слесарь, оператор установок вакуумного напыления, вакуумщик, электрик, электронщик, рабочие для подготовки изделий. Для несерийного специального инструмента, изготавливаемого или приобретаемого в небольших количествах метод КИБ имеет низкую производительность из-за длительности подготовительных и вспомогательных операций. Кроме того, для ионно-плазменного напыления существуют ограничения в номенклатуре упрочняемого инструмента (в зависимости от температуры отпуска используемого материала и ограничения, связанные с габаритами

вакуумной камеры). Несмотря на то, что метод КИБ относится к вакуумным технологиям, где должны отсутствовать экологические проблемы, для данного процесса необходимо использовать постоянную вытяжку, обеспечивающую удаление паро́в масла из рабочих помещений и местную вытяжную вентиляцию, включаемую при открытии вакуумной камеры и выгрузке обработанных изделий.

Безвакуумная технология, описанная в работе [92], основана на осаждении покрытия карбида кремния из струи аргоновой высокочастотной плазмы, содержащей атомы и ионы углерода и кремния. Абляция кварцевых стержней, вводимых в зону ВЧ индукционного разряда, и разложение молекул SiO_2 приводят к получению в плазменной струе кремния. Углерод в плазменной струе получается за счет добавок к плазмообразующему аргону паров летучих органических соединений (спирта, ацетона и т.п.) и последующего их разложения в зоне высоких температур. При этом температура подложки (изделия) может достигать 1000 °С, что существенно ограничивает применение метода.

В работе [93] для уменьшения перегрева обрабатываемого изделия предложено циклическое проведение процесса нанесения покрытия карбида кремния из ВЧ плазмы с промежуточными периодами охлаждения.

В работе [94] сделана попытка целенаправленного изменения структуры приповерхностных слоев основы под действием плазменной струи ВЧ плазмотрона, содержащей кремний и углерод, в результате чего должна упрочняться поверхность с одновременным осаждением прочного тонкопленочного покрытия. К достоинствам метода авторы относят применение безэлектродной плазмы ВЧ разряда, благодаря чему исключается загрязнение покрытия материалами электродов.

Замена высокочастотной плазмы в названных способах аргоновой плазмой, генерируемой с помощью электродугового плазмотрона, может качественно изменить возможности технологического процесса нанесения тонкопленочного упрочняющего покрытия, в частности:

- меньшие размеры пятна нагрева электродуговой плазменной струи и оптимальная концентрация энергии в ней могут обеспечить локальный лимитируемый нагрев поверхности упрочняемого изделия, что нередко является необходимым условием обработки;
- малые габариты и маневренность электродугового плазмотрона позволяют обрабатывать поверхности сложной конфигурации и на ограниченных участках;

- энергопотребление, сложность, габариты и стоимость электродуговых плазменных установок примерно на порядок ниже высокочастотных при существенно бóльшей универсальности и возможности интеграции технологии на базе гибких модулей плазменной обработки.

Для лучшего понимания процесса формирования тонкопленочного покрытия конденсацией из плазмы и последующей оптимизации технологии на базе электродуговых плазмотронов рассмотрим возможный механизм синтеза карбида кремния в плазме и кинетику химических реакций.

В работе [95] изучались проблемы синтеза ультрадисперсного порошка β-SiC в плазме свободной электрической дуги при атмосферном давлении. В качестве исходных веществ использовались порошок моноокиси кремния SiO (с размером частиц 2 мкм) и метан CH_4 в качестве реагирующего газа. Авторы, исходя из равновесных составов и из вычисления значений свободной энергии ΔG^0 реакций, рассматривают шесть основных реакций образования твердого карбида кремния SiC(тв), причем считается, что некоторые промежуточные продукты в газовой фазе участвуют в образовании SiC :

1. Si(газ) + C(тв) $\rightarrow$ SiC(тв)
2. Si_2C(газ) $\rightarrow$ SiC(тв) + Si(газ)
3. **SiC_2(газ) $\rightarrow$ SiC(тв) + C(тв)**
4. Si_2C(газ) + SiC_2(газ) $\rightarrow$ 2 SiC(тв)
5. Si_2C(газ) + C(тв) $\rightarrow$ 2 SiC(тв)
6. **SiC_2(газ) + Si(газ) $\rightarrow$ 2 SiC(тв)**

По мнению авторов [95] реакции 2, 4, 5 имеют меньшую возможность образования SiC (тв) за счет низкой равновесной концентрации Si_2C (газ) в составе реакционной смеси. Кинетика реакций 1 и 5 – медленная, поскольку в реакцию вступают кроме газообразного, также твердое вещество. При этом в реакциях 1 и 5 Si (газ) и Si_2C (газ) для образования карбида кремния будут конкурировать за C (тв). На рис. 5.1. приведены зависимости свободной энергии от температуры $\Delta G^0(T)$ для различных реакций образования SiC (тв) [95]. Поскольку свободная энергия реакции 5 является более отрицательной, чем реакции 1 в том же температурном диапазоне, прохождение реакции 5 идет с бóльшим выходом продукта, чем реакции 1 (рис. 5.1). Оставшиеся две реакции 3 и 6 являются наиболее важными для образования SiC (тв) в плазме, по

сравнению с остальными. Они являются газофазными, что предопределяет быструю кинетику реакций, а также эти реакции имеют большие (по абсолютной величине) отрицательные значения свободной энергии. Реакция 6 также идет с бóльшим выходом продукта, чем реакция 3, поскольку ее свободная энергия является более отрицательной. При этом вычисления авторов показывают, что SiC_2 (газ) и Si (газ) имеют почти равные равновесные концентрации. Все это подтверждает превалирующую роль реакции 6 для образования в плазме большего количества порошка SiC (тв).

Основным получаемым продуктом в работе [95] явился SiC, в основном, в β-фазе в виде сверхмелкого порошка с размером частиц до 0,3 мкм.

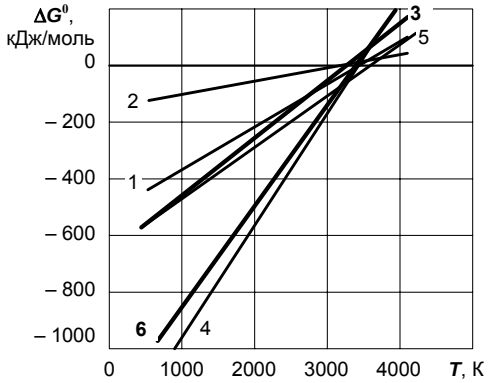


Рис. 5.1. Зависимости $\Delta G^0(T)$ для различных реакций образования SiC (тв) [95]

Как следует из зависимостей $\Delta G^0(T)$ (см. рис. 5.1), протекание реакций образования SiC(тв) в плазменной струе становится возможным при отрицательных значениях ΔG^0, т.е. при температурах менее 3000 К. В работе [96] было показано, что наибольший выход порошка карбида кремния наблюдается в диапазоне температур 1400…1700 К. Таким образом, образование порошка SiC в плазме проходит при относительно низких температурах реакционной газовой смеси.

Для формирования именно на поверхности подложки качественного тонкопленочного покрытия, имеющего в своем составе SiC, при одновременном отсутствии порошковых частиц SiC (тв), в соответствии с результатами работы [95], необходима температура плазмы выше 3500 К. Поэтому для образования тонкопленочного покрытия факел плазменной струи должен максимально приближаться к «холодной» основе, на поверхности которой создаются благоприятные условия для конденсации газообразных SiC_2 (газ) и Si (газ) и образования покрытия. При этом для

исключения перегрева изделий в процессе нанесения покрытия на основу из инструментальных материалов можно использовать скоростное перемещение плазмотрона относительно изделия и проводить обработку циклически

Плазменная струя практически всегда характеризуется неоднородностью температурного поля, поэтому в периферийных зонах с температурой менее 3000 К возможно гомогенное (в газовой фазе) образование твердых частичек SiC(тв), выпадающих на удаленную от плазмы поверхность подложки в виде ультрадисперсного пылеобразного порошка, не имеющего прочной связи с материалом подложки и легко удаляемого с поверхности.

Помещая в высокотемпературную (токопроводящую) зону плазменной струи относительно холодную, например, стальную подложку, имеющую температуру существенно меньшую 3000 К, и создавая, тем самым, на поверхности подложки благоприятные условия для конденсации газообразных SiC_2(газ) и Si(газ), обеспечивается гетерогенное образование твердого покрытия непосредственно на поверхности металлической подложки. При этом, очевидно, существуют оптимальные соотношения температур и протяженности приповерхностного слоя плазмы и температуры поверхности подложки.

В работе [97] исследовалось формирование покрытия SiC из высокочастотной плазмы. Авторы отмечают, что при низкой температуре подложки, поддерживаемой искусственно, покрытие образуется рыхлым, низкого качества. По-видимому, при искусственном охлаждении подложки вследствие мощного теплоотвода возрастает протяженность приповерхностного слоя плазмы и газа, имеющего температуру менее 3000 К. При попадании реагентов в такой слой успевает пройти образование субмикронных частиц твердого SiC(тв) еще до подхода к поверхности подложки. Таким образом, смешанное гомогенное (в газовой фазе) и гетерогенное (непосредственно на подложке) образование SiC может привести к образованию рыхлого покрытия за счет большого количества дефектов роста покрытия, вызванных непрерывным осаждением ультрадисперсного порошка. При повышенной до оптимальных значений температуре подложки уменьшается протяженность приповерхностного (низкотемпературного) слоя плазмы и газа, и в этом случае значимое гомогенное образование твердых субмикронных частиц до подхода к поверхности подложки пройти не успевает.

Наряду с температурой поверхности подложки, важным фактором для качественного формирования тонкопленочного покрытия должно быть время непрерывного воздействия плазменной струи на обрабатываемую поверхность. Действительно, принимая во внимание, что наносимое покрытие (включающее соединения SiC, SiO_2 и др.) имеет теплопроводность существенно меньшую, чем теплопроводность металлической (например, стальной) подложки, при длительной обработке поверхности плазменной струей может происходить уменьшение теплоотвода в массу подложки и значительный перегрев верхних слоев наносимого покрытия. Как следствие, возможно замедление скорости конденсации парóв реагентов и уменьшение вероятности протекания реакций на обрабатываемой поверхности, ведущих к образованию покрытия. Не исключен даже процесс сублимации покрытия.

Наконец, необходимо учитывать, что увеличение концентрации исходных веществ приводит к возрастанию скорости химической реакции. Следовательно, для подавления нежелательных химических реакций в газовой фазе (ведущих к образованию продуктов реакции в виде ультрадисперсного порошка, загрязняющего обрабатываемую поверхность) необходимо уменьшать расход исходных веществ. В результате уменьшается вероятность химического взаимодействия реагентов непосредственно в плазме до попадания их на подложку.

Таким образом, можно определить факторы для создания оптимальных условий нанесения тонкопленочных упрочняющих покрытий конденсацией из плазмы при атмосферном давлении:

- температура плазмы, контактирующей с поверхностью подложки (изделия);
- температура поверхности подложки;
- время непрерывного воздействия плазменной струи;
- расход исходных веществ.

В реальных условиях формирования рассмотренных выше тонкопленочных покрытий, содержащих карбид кремния, при перемешивании плазменной аргоновой струи с окружающим воздухом возможно также образование оксидных соединений типа SiO_2 и других соединений. Следовательно, дополнительным влияющим фактором может быть состав исходных веществ и атмосферы плазмы.

На основании вышеизложенного процесс формирования тонкопленочного кремнийсодержащего покрытия осаждением из плазменной струи при атмосферном давлении можно представить следующим образом.

Плазменную струю, генерируемую дуговым плазмотроном с дугой косвенного действия, можно условно разбить на две характерные зоны, в которых образование твердых соединений происходит различным образом. При расположении обрабатываемой поверхности в зоне плазмы, имеющей температуру выше 3500 К, возможно образование плотного покрытия в момент конденсации газообразных реагентов на подложке. В зоне более низких температур должны протекать реакции образования ультрадисперсных твердых частиц в газовой фазе (вне подложки), приводящие к осаждению на поверхности изделия пылеобразного налета, не дающего эффекта упрочнения.

Обеспечить контакт подложки только с высокотемпературной зоной плазмы (при этом, не перегревая верхний слой формируемого покрытия) достаточно сложно т.к. на периферии этой зоны всегда располагается область с температурой менее 3000 К. Следовательно, в общем случае при формировании покрытия могут действовать оба механизма образования твердых соединений (как на подложке, так и в газовой фазе), но качественное упрочняющее покрытие будет получаться при доминирующем процессе на поверхности подложки.

Активация упрочняемой поверхности плазменной струей дугового плазмотрона (при низком интегральном нагреве изделия – до 400-450 К) и относительно малая концентрация реагентов, подаваемых преимущественно в высокотемпературную зону плазмы, повышает вероятность гетерогенного протекания реакций синтеза твердых соединений непосредственно на поверхности изделия в момент конденсации на ней реагентов или промежуточных продуктов, находящихся в газообразном состоянии.

Условия плазмохимического осаждения покрытий предполагают наличие в плазменной струе реагентов в ионизированном или атомарном состоянии. С целью сохранения малых габаритов и маневренности технологического дугового плазмотрона следует ориентироваться на способ подачи исходных веществ в дуговой канал плазмотрона в газообразном виде. Однако, подача таких элементов как кремний и углерод в плазменную струю в газообразном состоянии затруднена.

Можно получать требуемые реагенты непосредственно в плазменной струе путем разложения химических соединений, содержащих необходимые элементы, в реакционной камере плазмотрона с инертной атмосферой и при высокой температуре, поддерживаемой дуговым разрядом.

В качестве исходных веществ целесообразно выбрать такие металлоорганические и органические соединения, находящиеся в жидком виде, которые отвечают следующим требованиям:

- имеют в своем составе необходимые элементы для формирования пленочного покрытия (Si, C и др.), а также – оптимальное соотношение окислителей (O) и восстановителей (H);
- обладают достаточно высокой летучестью;
- являются мало токсичными и недефицитными.

Среди прочих веществ названным требованиям отвечают полиорганосилазаны [98]:

Для получения оптимального состава парóв реагентов могут использоваться специальные добавки или многокомпонентные препараты.

Исходные вещества, заливаемые в герметичные емкости специального жидкостного питателя, транспортируются в реакционную камеру дугового плазмотрона в виде парóв с помощью потока транспортирующего газа (аргона). Расход исходных веществ (и, соответственно, концентрация реагентов в плазме) может регулироваться расходом транспортирующего газа с помощью вентилей и газовых ротаметров (рис. 5.2).

Для нанесения упрочняющих тонкопленочных покрытий с использованием универсального технологического плазмотрона был разработан специальный генератор плазмохимических реакций, выполненный в виде съемной насадки на плазмотрон. Конструкцией предусмотрены различные варианты подачи парóв реагентов в плазменную струю. Наличие водоохлаждаемых межэлектродных вставок между катодом и анодом плазмотрона обеспечивает**:** стабильное горение дуги в разрядной камере при любых расходах газа, возможность получения развитой ламинарной плазменной струи, получение при относительно малых токах эффективной мощности плазменной струи в большом диапазоне регулирования. Все это гарантирует гибкость выбора режимов, стабильность и необходимый ресурс работы плазмотрона, совмещенного с генератором плазмохимических реакций.

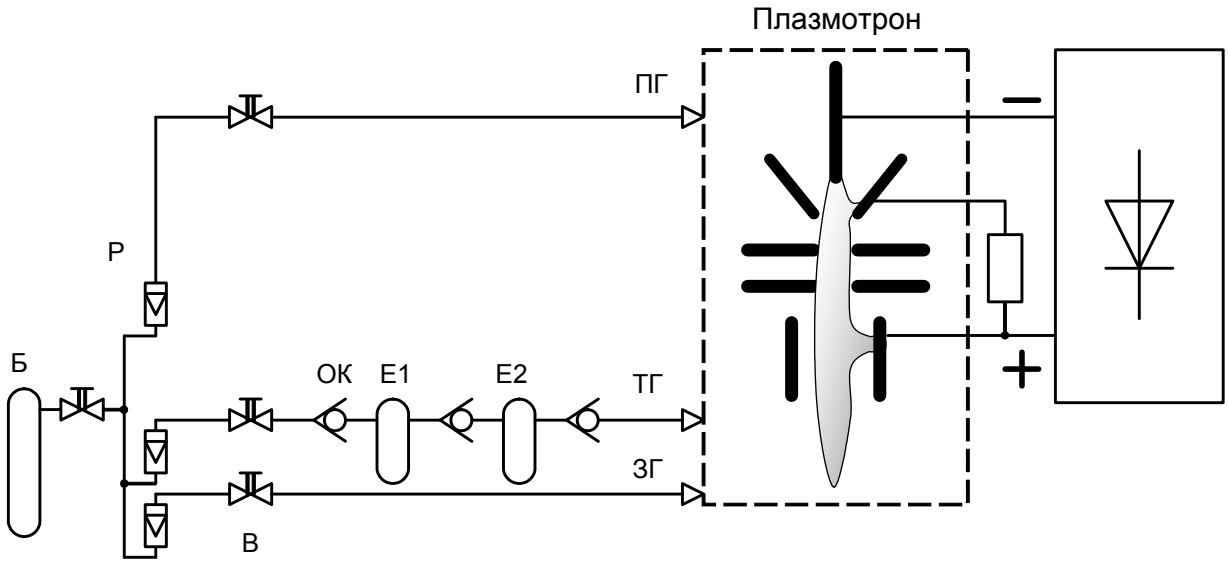


Рис. 5.2. Схема питания генератора плазмохимических реакций для нанесения упрочняющих тонкопленочных покрытий;
Б – баллон с аргоном, Р – ротаметры, В – вентили, ОК – обратные клапаны, Е1, Е2 – емкости жидкостного питателя, ПГ – плазмообразующий газ, ТГ – транспортирующий газ, ЗГ – защитный газ

Возможны три варианта упрочняющей поверхностной обработки данным оборудованием:

1) термическая обработка (закалка) поверхностных слоев подложки плазменной струей без осаждения покрытия;
2) осаждение тонкопленочного покрытия, совмещенного с одновременной термообработкой поверхностных слоев подложки;
3) осаждение тонкопленочного покрытия с минимальным нагревом подложки.

Наиболее эффективным, универсальным и легко реализуемым в производственных условиях является третий вариант плазмохимической обработки поверхности различных изделий, при котором основной эффект значительного повышения эксплуатационной стойкости достигается только за счет формирования на обрабатываемой поверхности тонкопленочного упрочняющего покрытия.

Исследование поверхности, обработка которой сопровождалась интенсивным выпадением ультрадисперсных твердых частиц, с помощью растрового электронного микроскопа показывает наличие на поверхности твердых частиц с преимущественным размером 0,5…1 мкм (а отдельных частиц – и более) (рис. 5.3-а).

В работе [97] для ВЧ-плазмотрона приводился размер выпадающих твердых частиц – 1…2 мкм. При ориентации процесса на получение не покрытия, а ультрадисперсного порошка карбида кремния, описанного в [95], размеры частиц SiC обычно составляли порядка 0,3 мкм.

Во всех случаях формирование тонкопленочного покрытия (а также – осаждение твердых частиц) не зависит от ориентации обрабатываемой поверхности относительно плазменной струи, т.е. покрытие может наноситься путем конденсации из плазмы на поверхности (в том числе – внутренние), расположенные даже параллельно оси плазменной струи.

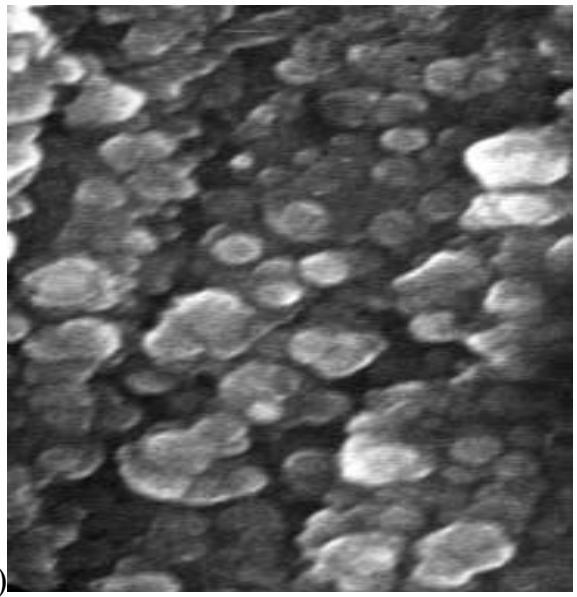
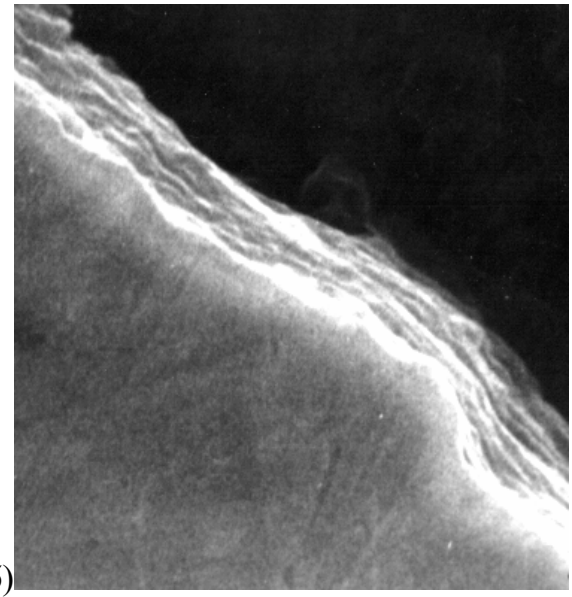
а)  б) 

Рис. 5.3. Ультрадисперсный порошок, выпавший на поверхность подложки при дистанции обработки 100 мм и не образующий покрытия (а), и поперечный шлиф поверхности с качественным покрытием при дистанции обработки 10 мм (б) ×5000

Приближение плазменной струи, содержащей ограниченное количество паров вводимых реагентов, к подложке позволяет на оптимальных режимах обработки получить качественное кремнийуглеродосодержащее покрытие непосредственно на ее поверхности (см. рис. 5.3-б).

Термическое воздействие плазменной струи при осаждении тонкопленочного покрытия, совмещенного с одновременной термообработкой поверхностных слоев подложки (вариант 2), приводит к изменению структуры в поверхностных слоях основы [99], которые можно разделить на три характерных зоны (рис. 5.4): участок повторной закалки с высокой степенью искаженности структуры (содержание остаточного аустенита в стали Х12М возрастает с 10 до 25 %); участок

отпуска с пониженной твердостью; участок первоначальной твердости материала после объемной закалки. Аналогичные зоны повторной закалки и отпуска имеют место при плазменной и лазерной закалке.

Недостатком технологии осаждения тонкопленочного покрытия, совмещенного с одновременной термообработкой поверхностных слоев подложки, является опасность перегрева металла, приводящего к разупрочняющему отпуску поверхности и сложность ведения процесса, особенно в ручном варианте обработки. Кроме того, существуют проблемы упрочнения острых кромок, что особенно важно при обработке режущего инструмента.

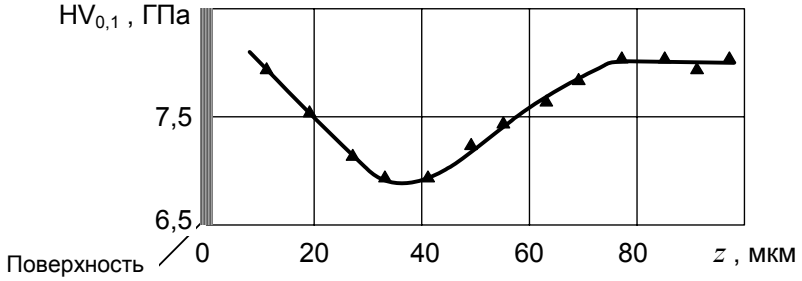


Рис. 5.4. Изменение микротвердости по глубине предварительно закаленного образца из стали Х12М после нанесения покрытия с повторной закалкой поверхности

Таким образом, наиболее перспективной является технология плазменного осаждения тонкопленочного покрытия с минимальным нагревом подложки. Этой технологии уделяется основное внимание в последующих разделах книги.

5.2. Энергетические параметры плазменной струи, используемой в процессе плазменного нанесения тонкопленочного покрытия

Связь интегрального значения эффективной мощности осесимметричного источника теплоты на сегменте с функцией радиального распределения плотности теплового потока

Одной из задач тепловых расчетов сварочных и родственных технологий, имеющих важное практическое значение, является задача определения интегрального значения эффективной мощности осесимметричного источника теплоты на сегменте по известной функции

радиального распределения плотности теплового потока данного источника. Эта задача возникает, например, при тепловых расчетах на кромке обрабатываемого изделия.

Не менее важна и обратная задача – расчет функции радиального распределения плотности теплового потока источника теплоты по экспериментальным данным интегрального теплового потока на сегменте при плоскостном зондировании осесимметричного источника теплоты – сварочной дуги, плазменной струи, лазерного луча и т.п. Многочисленные исследования показали, что с высокой достоверностью можно аппроксимировать функции радиального распределения *q(r)* сварочных источников теплоты законом нормального распределения Гаусса (рис. 5.5 и 5.6):

$$q(r) = q_{\text{m}} \cdot \exp\left(- K \cdot r^2\right),$$

где q_{m} – максимальная плотность теплового потока в центре пятна нагрева; K – коэффициент сосредоточенности, равный

$$K = \frac{1}{R_q^2},$$

где R_q – эффективный радиус пятна нагрева.

Длина дуги ab равна: $ab = r \cdot \alpha$, где α – в радианах. Угол α, в свою очередь, можно выразить через стороны треугольника (см. рис. 5.6 и 5.7) как

$$\angle\ \alpha = \text{arcCos}\left(\frac{x}{r}\right),$$

откуда тепловая мощность, вводимая в весь сегмент, будет равна:

$$Q(x) = 2 \int_{r=x}^{R_{\max}} q(r) \cdot r \cdot \text{arcCos}\left(\frac{x}{r}\right) \cdot dr, \qquad (5.1)$$

где x – смещение рассматриваемого сегмента с центра источника.

Максимальный радиус $R_{\max}$ можно определить по задаваемому минимальному значению отношения

$$\frac{q}{q_{\text{m}}} \to 0,$$

например, порядка 0,0001.

Разделим левую и правую части выражения (5.1) на постоянную величину – эффективную мощность источника на всем пятне нагрева $Q_э$:

$$\frac{Q(x)}{Q_э} = \frac{2}{Q_э} \int_{r=x}^{R_{max}} q(r) r \cdot \text{arcCos}\left(\frac{x}{r}\right) \cdot dr .$$

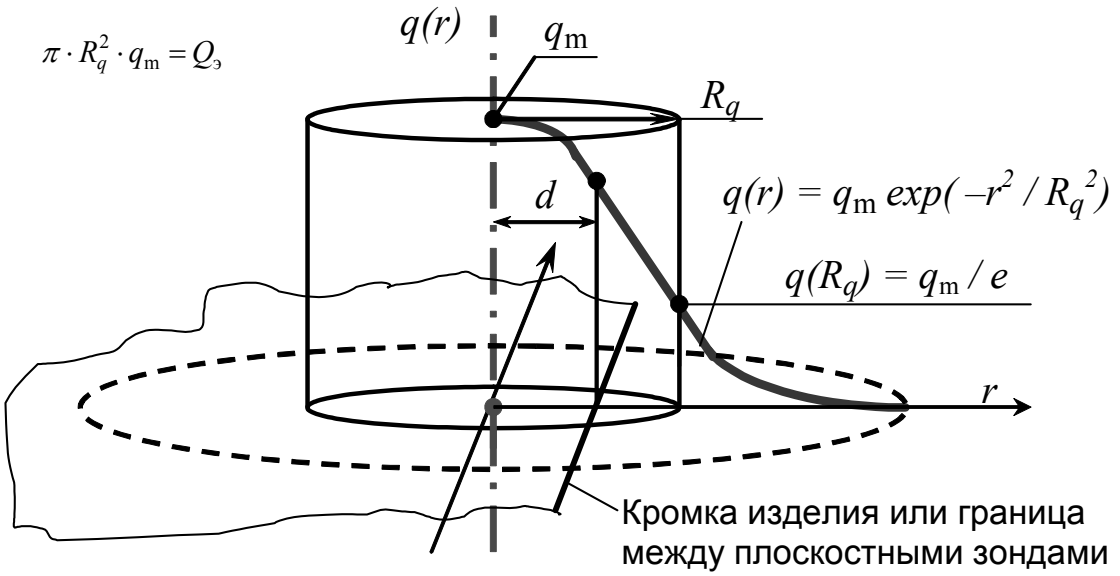


Рис.5.5. Распределенная по нормальному закону Гаусса плотность теплового потока осесимметричного источника теплоты

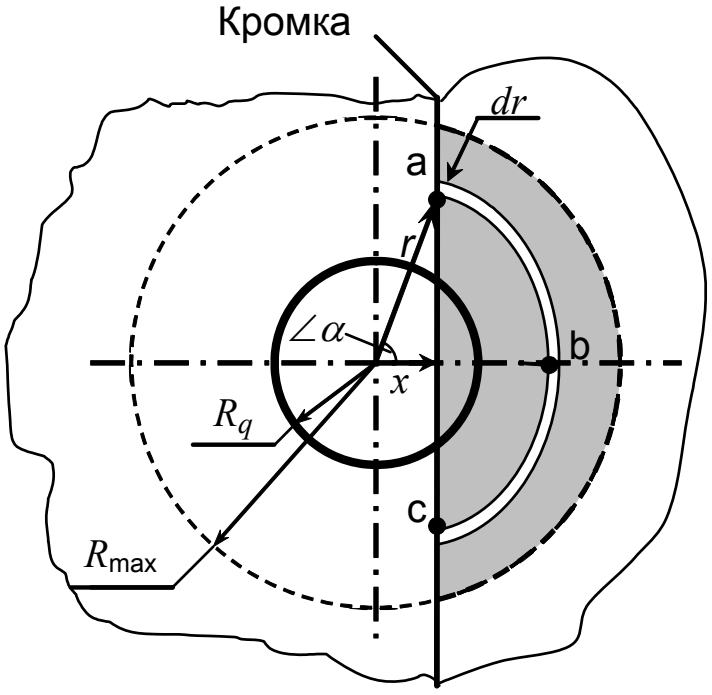


Рис. 5.6. Сегмент ввода теплоты осесимметричного источника

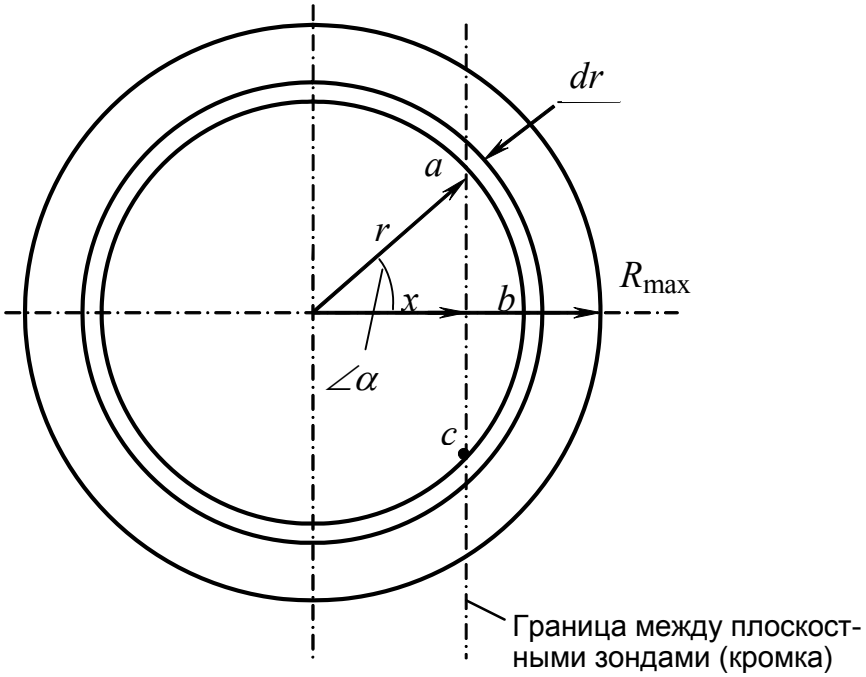


Рис. 5.7. Схема расчета *Q(x)*

С учетом выражения: $Q_э = q_m \cdot \pi \cdot R_q^2$ получаем:

$$\frac{Q(x)}{Q_э} = \frac{2}{\pi} \int_x^{R_{max}} \frac{q(r) \cdot r}{q_m \cdot R_q^2} \cdot \arccos\left(\frac{x}{r}\right) \cdot dr =$$

$$= \frac{2}{\pi} \int_x^{R_{max}} \frac{q(r)}{q_m} \cdot \frac{r}{R_q} \cdot \arccos\left(\frac{x}{r}\right) \cdot \frac{dr}{R_q}.$$

Теперь и эффективная мощность, вводимая в сегмент *Q(x)*, и плотность теплового потока *q(r),* и текущий радиус *r*, и ширина *dr* дуги abc при интегрировании, и смещение *x* сегмента с центра источника выражаются как безразмерные относительные переменные, соответственно:

$$\frac{Q(x)}{Q_э}; \quad \frac{q(r)}{q_m}; \quad \frac{r}{R_q}; \quad \frac{dr}{R_q}; \quad \frac{x}{R_q}.$$

Можно записать:

$$\left(\frac{Q(x)}{Q_э}\right) = \frac{2}{\pi} \int_x^{R_{max}} \left(\frac{q(r)}{q_m}\right) \cdot \left(\frac{r}{R_q}\right) \cdot \arccos\left(\frac{x}{r}\right) \cdot \left(\frac{dr}{R_q}\right). \qquad (5.2)$$

Для численного интегрирования на компьютере вводим массивы:

$$\frac{Q(x)}{Q_э} \to Q(j) \to Q(0 \ldots j_{\max}),$$

где $j_{\max} = \dfrac{R_{\max} - x}{dr}$ – индекс массива.

Выразив $R_{\max}$ как отношение $\dfrac{R_{\max}}{R_q}$, и используя уравнение $q(r) = q_m \cdot \exp(-K\, r^2)$, в котором предварительно разделим левую и правую части на $q_m = \text{const}$, получаем:

$$\frac{q(r)}{q_m} = \frac{q_m}{q_m} \cdot \exp(-K\, r^2) = \exp\left(-\frac{1 \cdot r^2}{R_q^2}\right).$$

Соответственно, для $q(R_{\max})$ имеем:

$$\left(\frac{q(R_{\max})}{q_m}\right)_{\min} = \exp\left(-\frac{R_{\max}^2}{R_q^2}\right),$$

откуда получаем:

$$-\frac{R_{\max}^2}{R_q^2} = \ln\left(\frac{q(R_{\max})}{q_m}\right)_{\min}.$$

Аналогично для всех текущих радиусов r:

$$-\frac{r^2}{R_q^2} = \ln\left(\frac{q(r)}{q_m}\right).$$

После проведения расчетов на компьютере по специальной программе (рис. 5.8) и обработки результатов были получены необходимые уравнения связи (рис. 5.9 и 5.10). Данные уравнения можно использовать для расчета эффективной мощности, вводимой в кромку

изделия (см. рис. 5.9) и для пересчета данных плоскостного зондирования осесимметричного гауссова источника теплоты в функцию радиального распределения плотности теплового потока, т.е. для расчета эффективного радиуса источника теплоты (см. рис. 5.10).

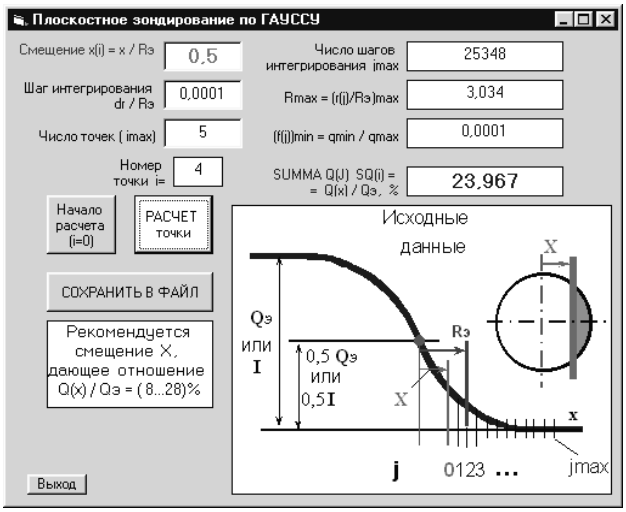


Рис. 5.8. Окно программы определения связи интегрального значения эффективной мощности *Q(x)* осесимметричного источника теплоты на сегменте с функцией радиального распределения плотности теплового потока *q(r)*

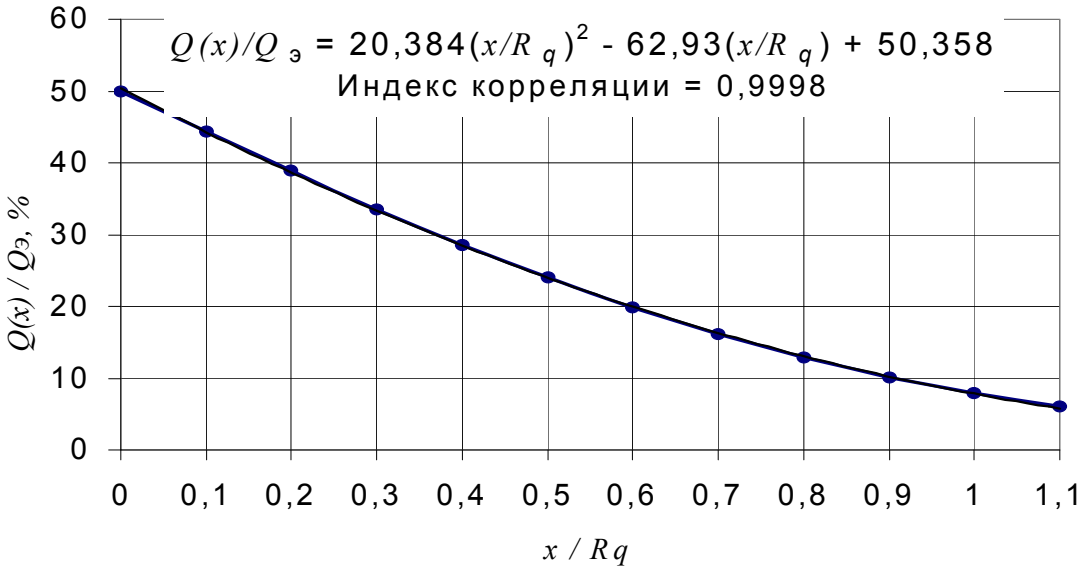


Рис. 5.9. Зависимость эффективной мощности, вводимой в сегмент $Q(x)/Q_э$, от относительного смещения сегмента с центра источника x/R_q

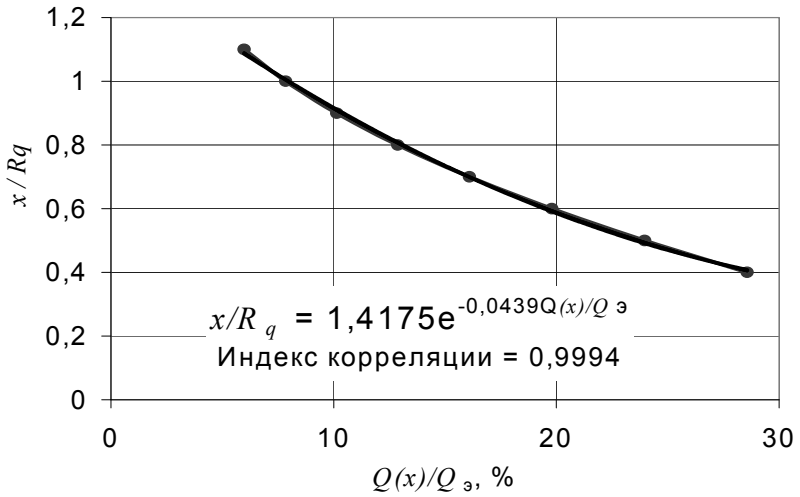


Рис. 5.10. Зависимость относительного смещения сегмента с центра источника x/R_q от эффективной мощности, вводимой в сегмент $Q(x)/Q_э$

Таким образом, из данных исследований следует:

1. Осесимметричные источники теплоты, адекватно аппроксимируемые законом нормального распределения Гаусса, позволяют применить простую и надежную инженерную методику обработки данных плоскостного зондирования источников теплоты, основанную на использовании относительных значений $Q(x) / Q_э$ и $q(r) / q_m$.
2. Полученные прямые и обратные уравнения связи относительного смещения сегмента с центра источника x/R_q и эффективной мощности, вводимой в сегмент $Q(x) / Q_э$ (в %), упрощают расчет эффективной мощности, вводимой в кромку изделия, и расчет эффективного радиуса источника теплоты по данным плоскостного зондирования осесимметричного гауссова источника теплоты.

Результаты плоскостного зондирования плазменной струи на режимах нанесения тонкопленочного покрытия

Плоскостное зондирование плазменной струи, и обработка экспериментальных данных производились по двум методикам:

- по разработанной упрощенной методике для осесимметричных источников теплоты, аппроксимируемых нормальным распределением Гаусса;
- по усовершенствованной методике Нестора и Олсена [65, 100];

Сопоставление результатов, полученных по двум методикам, дает возможность:

1. Оценить достоверность аппроксимации плазменной струи на режимах нанесения тонкопленочного упрочняющего покрытия нормальным распределением Гаусса.
2. Определить погрешность результатов, получаемых по предлагаемой более простой методике, основанной на относительных значениях эффективной мощности и плотности тепловвода.

На рис. 5.11 представлено окно специально разработанной компьютерной программы для обработки данных плоскостного зондирования по усовершенствованной методике Нестора и Олсена. В исходную методику Нестора и Олсена добавлено:

- предварительное трехкратное сглаживание исходных данных многочленом первой степени по трем точкам, не искажающее результаты, но повышающее точность их интерпретации;
- аппроксимация получаемой функции радиального распределения нормальным распределением Гаусса с минимизацией суммы квадратов отклонений при поиске параметров этой функции;
- расчет погрешностей получаемых радиальных распределений.

Рис. 5.12 показывает, что даже при трехкратном сглаживании исходных данных многочленом первой степени отклонение сглаженных данных от исходных существенно меньше (почти на порядок) погрешности опытов, составлявшей для эффективной мощности плазменной струи максимальную величину около 10 Вт.

Пересчитанные данные плоскостного зондирования плазменной струи по методике Нестора и Олсена дают определенную погрешность, особенно в центре пятна тепловвода (рис. 5.13). Аппроксимация получаемой функции радиального распределения нормальным распределением Гаусса, как видно на рис. 5.13, не выходит за пределы этой погрешности. Использование других функциональных зависимостей для аппроксимации результатов увеличивает сумму квадратов отклонений, что указывает на адекватность реальному процессу

нормального распределения Гаусса, описывающего характер тепловвода плазменной струи на режимах нанесения тонкопленочного упрочняющего покрытия.

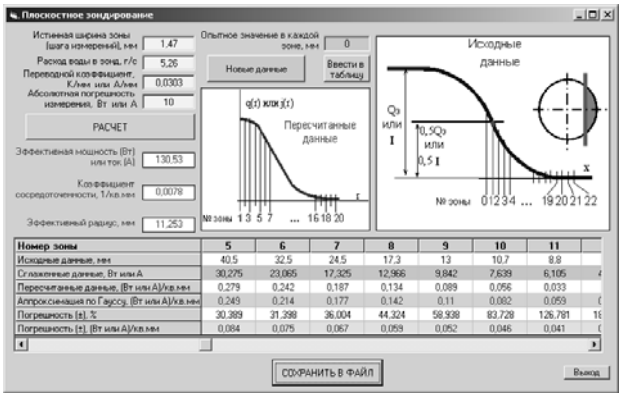


Рис. 5.11. Окно программы расчета радиального распределения плотности теплового потока *q(r)* плазменной струи с использованием усовершенствованного численного метода Нестора и Олсена

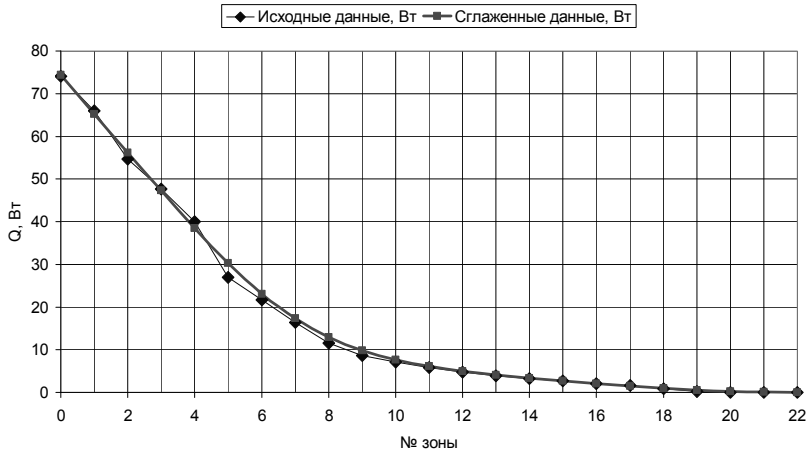


Рис. 5.12. Исходные и сглаженные данные плоскостного зондирования плазменной струи

Сравнение результатов плоскостного зондирования по усовершенствованной методике Нестора и Олсена и по разработанной упрощенной методике для осесимметричных источников теплоты, аппроксимируемых нормальным распределением Гаусса, представленное на рис. 5.14, показывает совпадение результатов, оцениваемое по эффективному радиусу пятна тепловвода R_q, с погрешностью менее 10 %. Для сглаженных исходных данных эта погрешность не превышает 2 %. Таким образом, разработанная более простая методика плоскостного зондирования может быть рекомендована для исследования локальных энергетических параметров осесимметричных источников теплоты, когда они могут быть описаны нормальным законом распределения Гаусса.

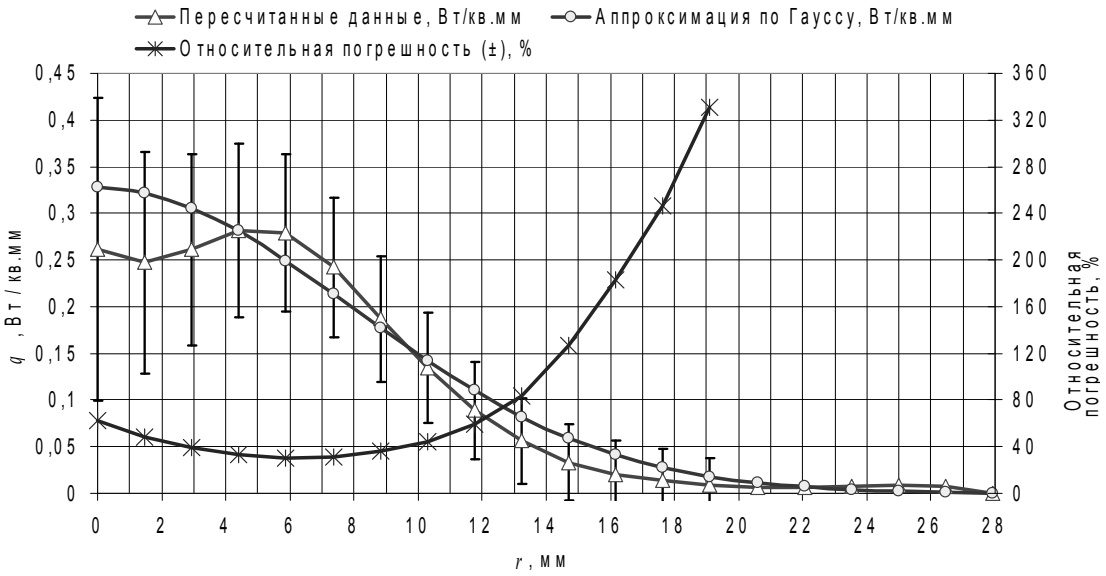


Рис. 5.13. Пересчитанные данные плоскостного зондирования плазменной струи по методике Нестора и Олсена

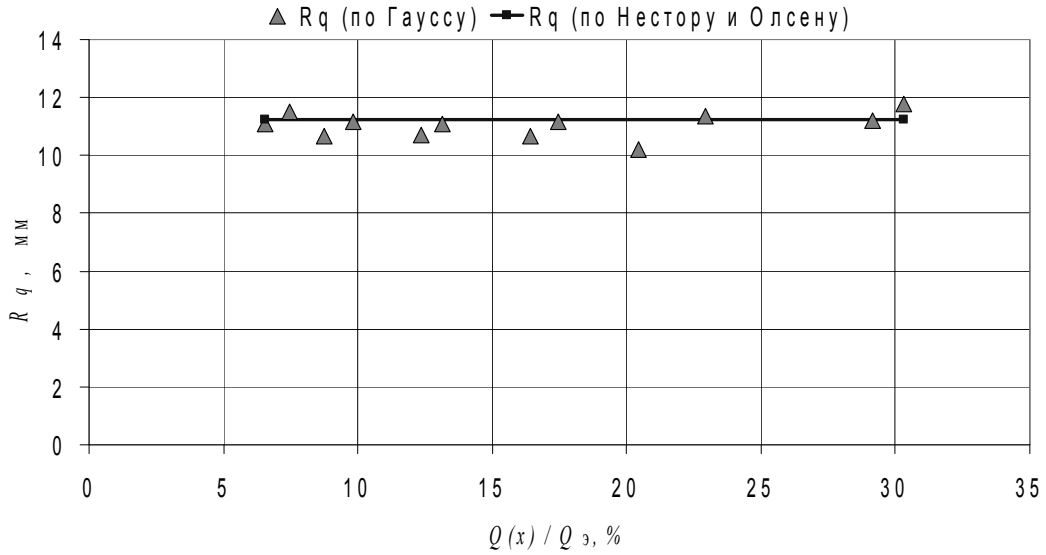


Рис. 5.14. Сопоставление результатов плоскостного зондирования по методике Нестора и Олсена и по разработанной упрощенной методике для осесимметричных источников теплоты, аппроксимируемых нормальным распределением Гаусса

Плоскостное зондирование плазменной струи проводилось с использованием методов планирования многофакторных экспериментов, что позволило исследовать влияние тока сжатой дуги I, дистанции обработки $l_{си}$ и расходов аргона – плазмообразующего $G_{п.г.}$ и защитного $G_{з..г.}$. Как следует из полученных уравнений регрессии (5.3), наиболее

сильное влияние на $Q_э$ оказывают расход плазмообразующего газа и ток сжатой дуги как и при обработке изделий дугой прямого действия.

$$\frac{\Delta Q_э}{Q_э} = 0{,}92\frac{\Delta I}{I} - 0{,}34\frac{\Delta l_{си}}{l_{си}} + 1{,}02\frac{\Delta G_{п.г}}{G_{п.г}} - 0{,}43\frac{\Delta G_{з.г}}{G_{з.г}},$$
$$\frac{\Delta R_q}{R_q} = -0{,}29\frac{\Delta I}{I} + 0{,}27\frac{\Delta l_{си}}{l_{си}} - 0{,}12\frac{\Delta G_{п.г}}{G_{п.г}} + 0{,}22\frac{\Delta G_{з.г}}{G_{з.г}}. \quad (5.3)$$

Таким образом, при создании новой технологии, обеспечивающей минимальное термическое влияние на основу, целесообразно зафиксировать значения главных влияющих параметров на тепловложение, а именно, – тока сжатой дуги и расхода плазмообразующего газа. При этом варьирование режимов обработки возможно за счет времени нанесения покрытия и скорости перемещения плазмотрона относительно изделия.

Проведенные дополнительные эксперименты показали, что в отсутствии потока защитного газа с увеличением дистанции обработки уменьшается эффективный радиус, а это (наряду с другими показателями) указывает на возрастание подсоса воздуха в плазменную струю. Создание условий дополнительной газовой защиты плазменной струи позволяет реализовать режимы с малым тепловложением в обрабатываемое изделие и с рассредоточением теплового потока, т.е. с бóльшим эффективным радиусом. Как видно из уравнений регрессии (5.3), с этой целью необходимо уменьшать ток, увеличивать дистанцию обработки и расход защитного газа. Конструктивные изменения в разработанном плазмохимическом генераторе НПХ-5 позволили повысить эффективность газовой защиты за счет получения стабильного ламинарного потока, окружающего плазменную струю и снижения до минимума подсоса воздуха. Все это удалось реализовать даже при меньших расходах защитного газа. Тем самым, были созданы предпосылки для уменьшения тепловложения в обрабатываемое изделие.

Статистическая обработка результатов многофакторных экспериментов показала, что вклад двойных взаимодействий в уравнения регрессии невелик: для основных влияющих факторов (имеющих наибольшие коэффициенты регрессии при линейных членах) вклад двойных взаимодействий в среднем в 5 раз слабее, чем вклад линейных членов. Таким образом, с точки зрения управления процессом

плазменного нанесения тонкопленочного упрочняющего покрытия, можно всеми двойными взаимодействиями пренебречь без существенной потери точности.

Целью экспериментального исследования плазмохимического генератора НПХ-5 с усовершенствованной системой подачи защитного газа было изучение влияния основных регулируемых технологических факторов – дистанции обработки $l_{си}$ и расхода плазмообразующего газа $G_{п.г}$ на энергетические характеристики плазменной струи при нанесении тонкопленочного покрытия.

Для получения уравнений регрессии использовался полный факторный эксперимент 2^2 для двухуровневых факторов, представленных в табл.5.2.

Таблица 5.2

Варьируемые факторы при использовании плазмохимического генератора НПХ-5

Фактор	Дистанция $l_{си}$, мм	Расход плазмообразующего газа $G_{п.г}$, л/мин.
Нулевой уровень X_0	15	2,2
Интервал варьирования ε	5	0,4

Остальные параметры режима поддерживались постоянными: ток сжатой дуги в плазмотроне 100 А, расход транспортирующего газа 1 л/мин, расход защитного газа 1,2 л/мин.

Опыты с подачей реагентов показали, что влияние паров реагентов, вводимых транспортирующим газом в плазменную струю, на эффективную мощность и эффективный тепловой радиус струи незначительно и находится в пределах погрешности эксперимента, имеющей следующие значения:

$$\Delta Q_э / Q_э = \pm 3{,}8\ \%,$$

$$\Delta R_q / R_q = \pm 2\ \%.$$

Полученные уравнения регрессии для эффективной мощности $Q_э$ и эффективного радиуса пятна нагрева R_q при использовании плазмохимического генератора НПХ-5 имеют вид:

$$\frac{\Delta Q_э}{Q_э} = -0{,}17\frac{\Delta l_{си}}{l_{си}} + 2{,}16\frac{\Delta G_{п.г}}{G_{п.г}},$$
$$\frac{\Delta R_q}{R_q} = +0{,}12\frac{\Delta G_{п.г}}{G_{п.г}}, \qquad (5.4)$$

где $l_{си}$ – дистанция между соплом плазмотрона и поверхностью имитатора изделия (зонда); $G_{п.г}$ – расход плазмообразующего газа.

Как следует из полученных уравнений регрессии, значительно более сильное влияние на эффективную мощность $Q_э$ оказывает расход плазмообразующего газа по сравнению с дистанцией обработки $l_{си}$ – с увеличением расхода плазмообразующего газа растет эффективная мощность; с увеличением дистанции обработки эффективная мощность незначительно уменьшается.

Эффективный радиус пятна нагрева плазменной струи в данных экспериментах вообще менялся мало и с увеличением расхода плазмообразующего газа незначительно возрастал.

Дистанция обработки $l_{си}$ при нанесении покрытия с минимальным термическим воздействием на основу (при использовании плазмохимического генератора НПХ-5) влияет на эффективную мощность плазменной струи почти в два раза слабее, чем на режимах с повторной закалкой поверхностного слоя металла основы [99]. Это дает возможность понизить требования к стабильности дистанции обработки, и даже вести при необходимости процесс нанесения покрытия вручную.

Для типичных режимов плазменного безвакуумного нанесения тонкопленочного покрытия с минимальным термическим воздействием на основу средние значения энергетических параметров плазменной струи с максимальной погрешностью менее 10% соответствуют**:** эффективная мощность $Q_э$ – 110 Вт, эффективный радиус пятна нагрева R_q – 11 мм.

Полученные количественные характеристики основных энергетических параметров плазменной струи позволяют рассчитать температурные поля в изделии и произвести подбор оптимальных режимов обработки.

5.3. Тепловая обстановка в изделии с кромкой при плазменном нанесении тонкопленочного упрочняющего покрытия

При плазменном нанесении тонкопленочного упрочняющего покрытия на изделия из закаленных конструкционных и инструментальных сталей, необходимым условием является минимальное термическое воздействие на обрабатываемый металл, при котором на кромке изделия и в других местах в процессе обработки не достигается температура отпуска материала изделия.

С целью обеспечения выбора оптимальных параметров режима, а также механизации и автоматизации плазменного нанесения упрочняющего покрытия на кромки изделий (что особенно важно для режущих кромок инструмента и штамповой оснастки) производилось моделирование процесса, при котором использовался метод отражений [16] для источника теплоты, движущегося вдоль кромки плоского слоя. Для расчетов по схеме подвижного источника теплоты, распределенного на поверхности плоского слоя, использовалась, предложенная В.А. Кархиным [44] аналитическая зависимость, модифицированная с учетом движения источника вдоль кромки (рис. 5.15):

$$T(x,y,z,\,t_{\text{m}})=\frac{Q_{\text{э}}}{4\pi\lambda s}\int_0^{t_{\text{m}}}\frac{1}{t+t_0}\left\{\exp\left[-\frac{(x+v\,t)^2+y^2}{4a(t+t_0)}\right]+\exp\left[-\frac{(x+v\,t)^2+(y-2\cdot d)^2}{4a(t+t_0)}\right]\right\}\times$$

$$\times\left[1+2\sum_{i=1}^{\infty}\cos\frac{\pi\,i\,z}{s}\exp\left(-\pi^2 i^2\,\frac{a\,t}{s^2}\right)\right]dt\,,$$

где d – расстояние от центра источника теплоты до кромки; $t_0 = R_q^{\,2}/4a$; t_{m} – время действия источника теплоты; a – температуропроводность металла; λ –теплопроводность металла; R_q – эффективный радиус пятна нагрева; $Q_{\text{э}}$ – эффективная мощность источника нагрева; $y < d$ (включая $y < 0$); v – скорость движения.

С целью исключения недопустимых структурных изменений в металле обрабатываемого изделия при расчете режима задавалась максимальная температура 200 °С для определенного значения $Y_{\max}$. Для режимов с кромкой задавалось значение $Y_{\max} = d$; для режима без кромки задавалось $Y_{\max}$ = 12 мм (чтобы оценить вид изотермы 200 °С). Эффективная мощность $Q_{\text{э}}$ и эффективный радиус плазменной струи R_q

брались средними по полученным параметрам оптимального режима плазменного нанесения тонкопленочного упрочняющего покрытия. Скорость движения плазмотрона v определялась для максимальной расчетной температуры на кромке равной 200 °С.

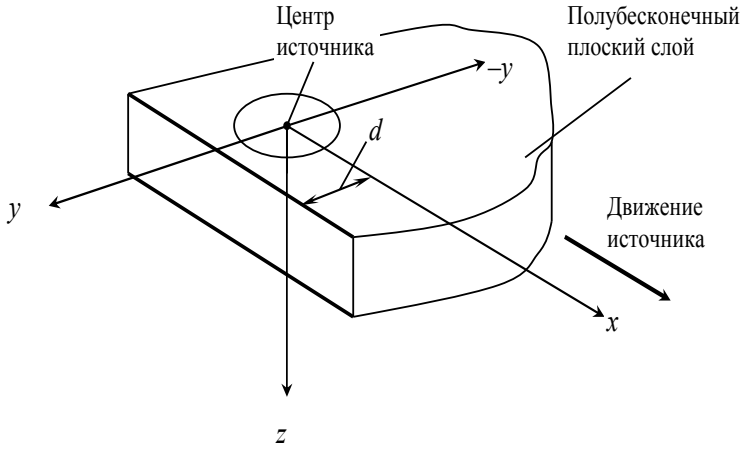


Рис.5.15. Схема подвижной системы координат для расчета температуры в изделии с кромкой

В случае, если расстояние от центра источника теплоты до кромки было меньше двойного эффективного радиуса плазменной струи, т.е. $d < 2R_q$, эффективная мощность на кромке $Q_{кр}$ рассчитывалась путем численного интегрирования осесимметричного гауссова распределения плотности теплового потока по пятну нагрева, приходящегося на кромку (рис. 5.6, 5.7). Долю от эффективной мощности $Q_э$, приходящуюся на кромку $Q_{кр}$, можно определить по полученному графику или по соответствующим эмпирическим формулам (рис. 5.16).

Рассматриваемые режимы плазменного нанесения упрочняющего покрытия приведены в табл. 5.3.

При значительной толщине обрабатываемого изделия на кромке возможен ввод теплоты от плазменной струи через торцевую поверхность кромки. В этом случае для гарантированного обеспечения максимальной температуры на кромке не выше 200 °С можно принять при расчете скорости движения плазмотрона мощность плазменной струи, вводимую в кромку изделия, равной полной эффективной мощности источника, т.е. принять $Q_{кр} = Q_э$. Этот случай рассмотрен в режимах № 6 и № 7 (табл. 5.3).

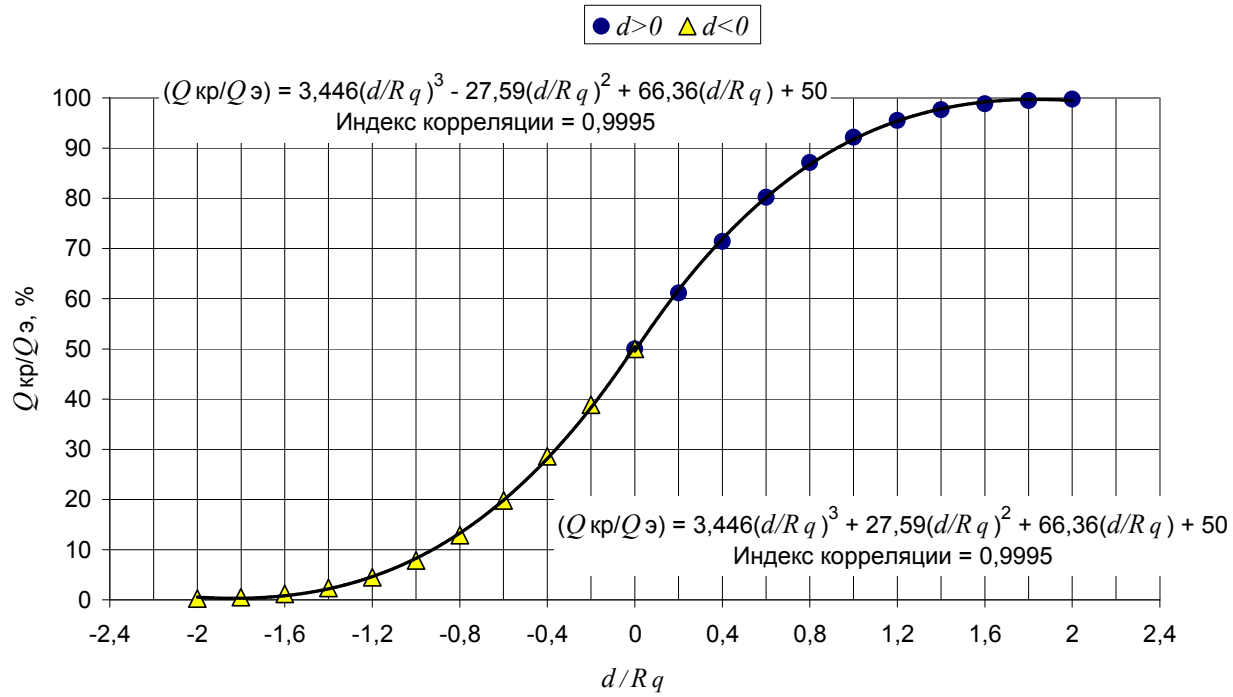


Рис.5.16. Зависимость мощности, вводимой в кромку $Q_{кр}$, от отношения расстояния центра источника теплоты до кромки d к эффективному радиусу источника теплоты R_q

Таблица 5.3

Режимы плазменного нанесения упрочняющего покрытия с использованием плазмохимического генератора НПХ-5

№ режима	Эффективная мощность $Q_{кр}$, Вт	Эффективный радиус пятна нагрева R_q, мм	Толщина листа s, мм	Расстояние от центра источника до кромки d, мм	Расчетная скорость движения v, м/час	Максимальная температура T_{max}, °С	Тип температурного поля у кромки
0	110	11	1	∞	8,6	317	Симметричное
1	110	11	1	8	25,9	200	Обратное
2	110	11	1	12	18,1	205	Кривое
3	110	11	1	11	19,7	201	Кривое
4	110	11	1	10	21,6	200	Обратное
5	110	11	3	11	5,8	200	Обратное
6	94	11	3	8	5,9	200	Обратное
7	110	11	3	8	7,3	200	Обратное
8	110	11	1	16	13,7	236	Кривое
9	110	11	1	4	34,8	200	Обратное

Анализ полученных температурных полей показал следующее. Для бесконечного плоского слоя (в отсутствии кромки – режим № 0) температурные поля в металле в подвижной системе координат имеют обычный симметричный относительно плоскости *X0Z* вид (рис. 5.17). Следует иметь в виду, что если при расчете скорости движения плазмотрона назначать расчетную температуру (200 °С) на определенной координате $Y_{\max} > 0$, то максимальная температура в изделии, находящаяся на оси движения плазмотрона *X*, может существенно превышать расчетную температуру.

При наличии кромки температурные поля в изделии искажаются (рис. 5.18–5.20). Классифицируя получаемые температурные поля у кромки обрабатываемого изделия, можно выделить два основных их вида:

1. «кривое» (несимметричное) температурное поле – при $d \geq R_q$ (рис. 5.19, 5.20);
2. «обратное» температурное поле – всегда при $d \leq 0{,}7R_q$ (рис. 5.18).

С приближением оси источника к кромке при $d \geq R_q$ (рис. 5.19, 5.20) хвостовая часть изотерм сильнее отклоняется в сторону кромки. В изделии с кромкой при *d*, соизмеримом с R_q, для кривых температурных полей максимальная температура $T_{\max}$ находится не на кромке и не на оси *X*, а на некотором расстоянии от этой оси по направлению к кромке; это необходимо учитывать при поиске $T_{\max}$ в алгоритме расчета режимов обработки.

При $d \leq 0{,}7\ R_q$ (рис. 5.18, 5.23, 5.24, 5.26) максимальная температура всегда перемещается на кромку, а изотермы имеют вид, как если бы ось перемещения источника теплоты находилась на кромке. При этом вводимая мощность влияет только на значения температур в каждой точке температурного поля, но не влияет на тип поля.

Сравнивая различные варианты режимов обработки, приведенные в таблице режимов (см. табл. 5.3), следует отметить следующее.

Переход на обработку изделия большей толщины (с 1 мм на 3 мм) при неизменных начальных условиях приводит к уменьшению расчетной скорости движения плазмотрона (сравните режимы № 1 и № 7 или № 3 и № 5). При этом максимальная температура в изделии меняется незначительно (рис. 5.20 и 5.22).

Уменьшение расстояния d от оси движения источника теплоты до кромки (с 8 мм до 4 мм – режимы № 1 и № 9) приводит к увеличению расчетной скорости, обеспечивающей неизменную заданную температуру на кромке.

Учет снижения эффективной мощности, вводимой в кромку по сегменту, при $d < R_q$ приводит к уменьшению расчетной скорости движения – режимы № 6 и № 7. Конфигурация температурных полей при этом меняется несущественно (рис. 5.23 и 5.24).

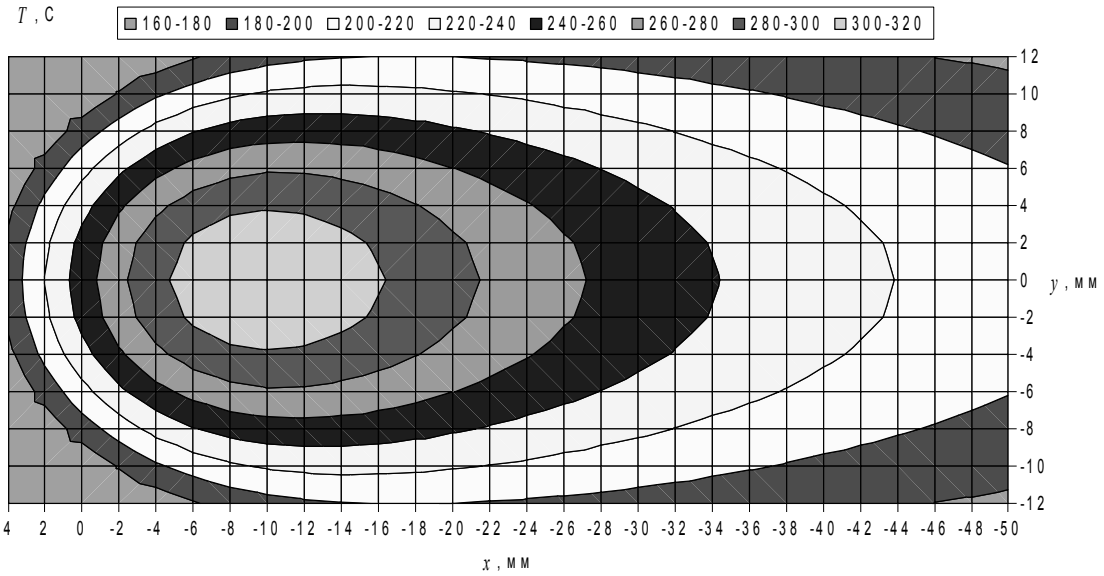


Рис. 5.17. Симметричное температурное поле для бесконечного плоского слоя в отсутствии кромки – режим № 0 (максимальная температура и ее координаты**:** 317 °С; $X = -9{,}6$; $Y = 0$ мм)

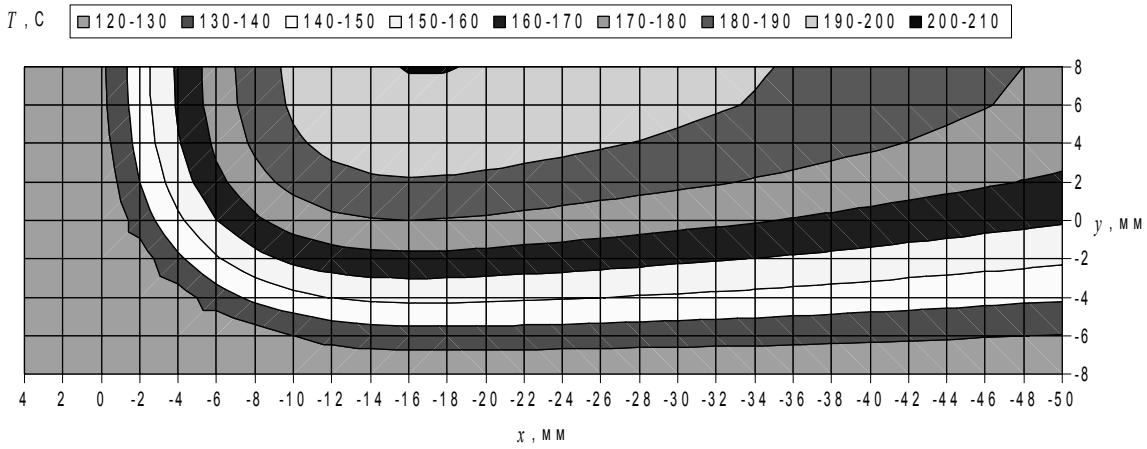


Рис. 5.18. Температурное поле при $d < R_q$ – режим № 1 (максимальная температура и ее координаты: 200 °С; $X = -17$; $Y = 8$ мм)

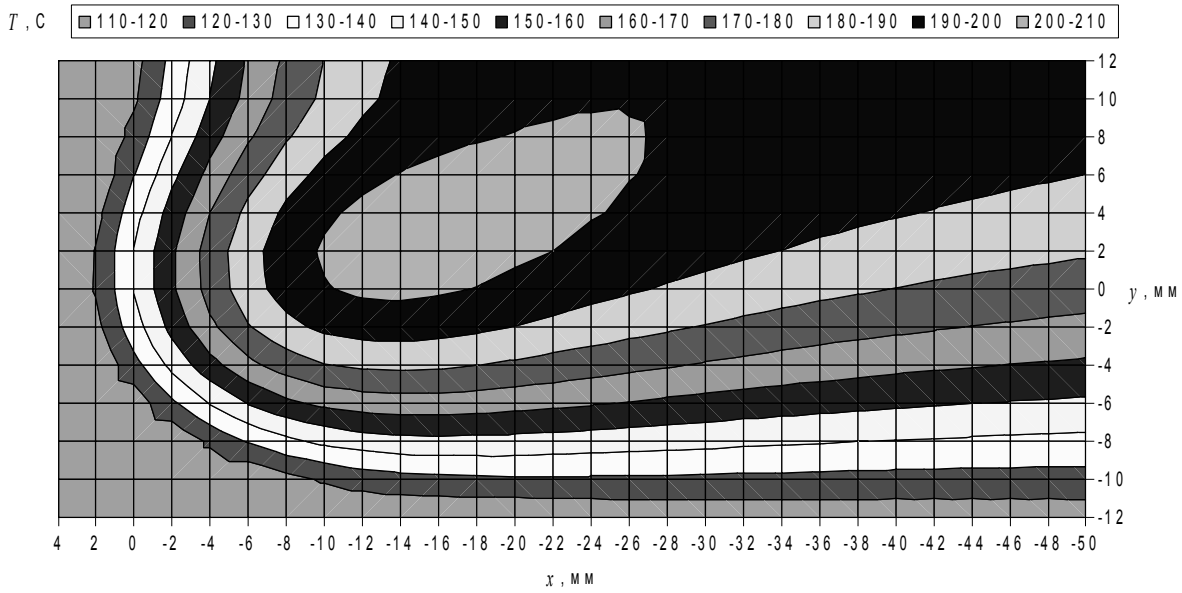


Рис. 5.19. Температурное поле при $d > R_q$ – режим № 2 (максимальная температура и ее координаты: 205 °С; $X = -14$; $Y = 2$ мм)

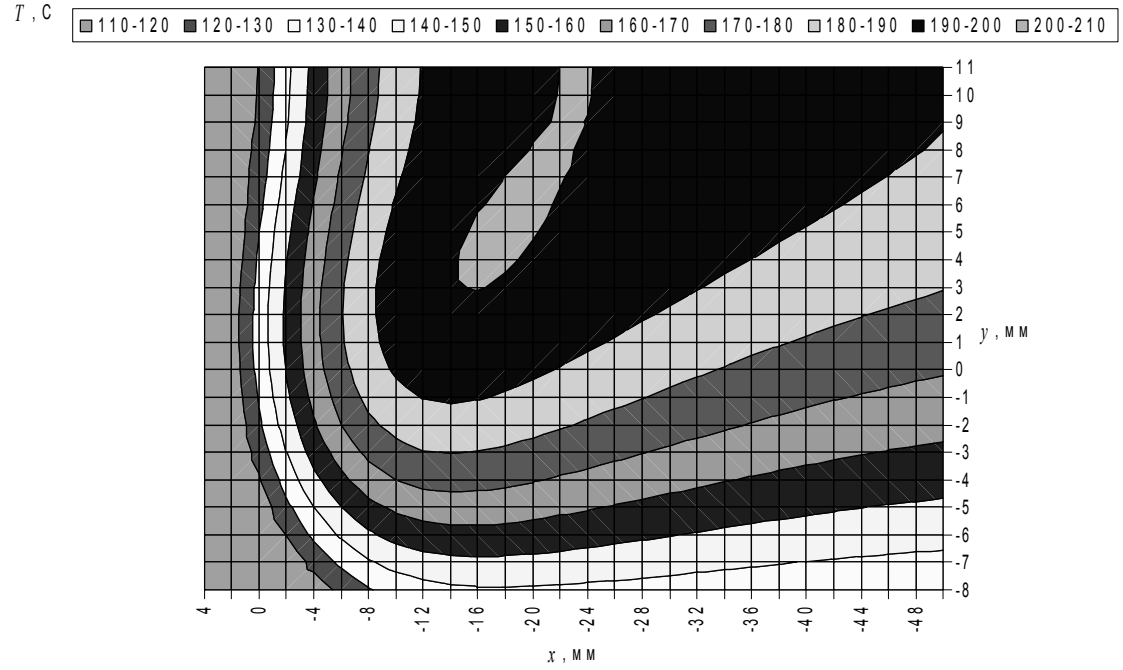


Рис. 5.20. Температурное поле при $d = R_q$– режим № 3 (максимальная температура и ее координаты: 201 °С; $X = -17$; $Y = 5$ мм)

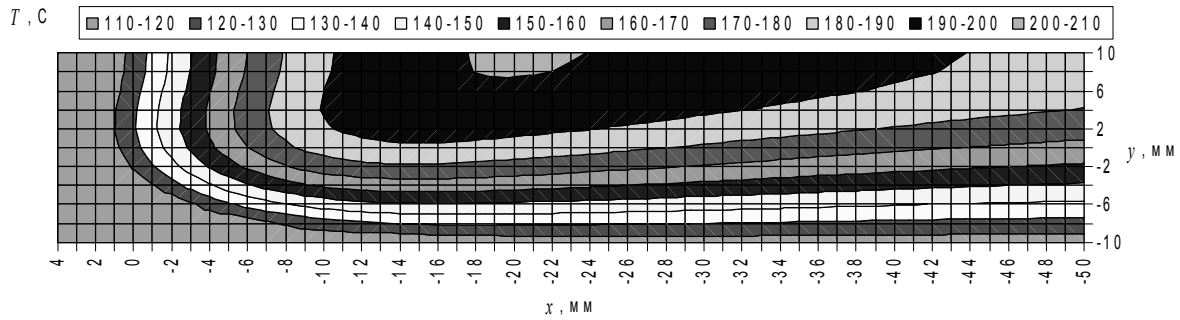


Рис. 5.21. Температурное поле при $d < R_q$ – режим № 4 (максимальная температура и ее координаты: 200 °С; $X = -20$; $Y = 10$ мм)

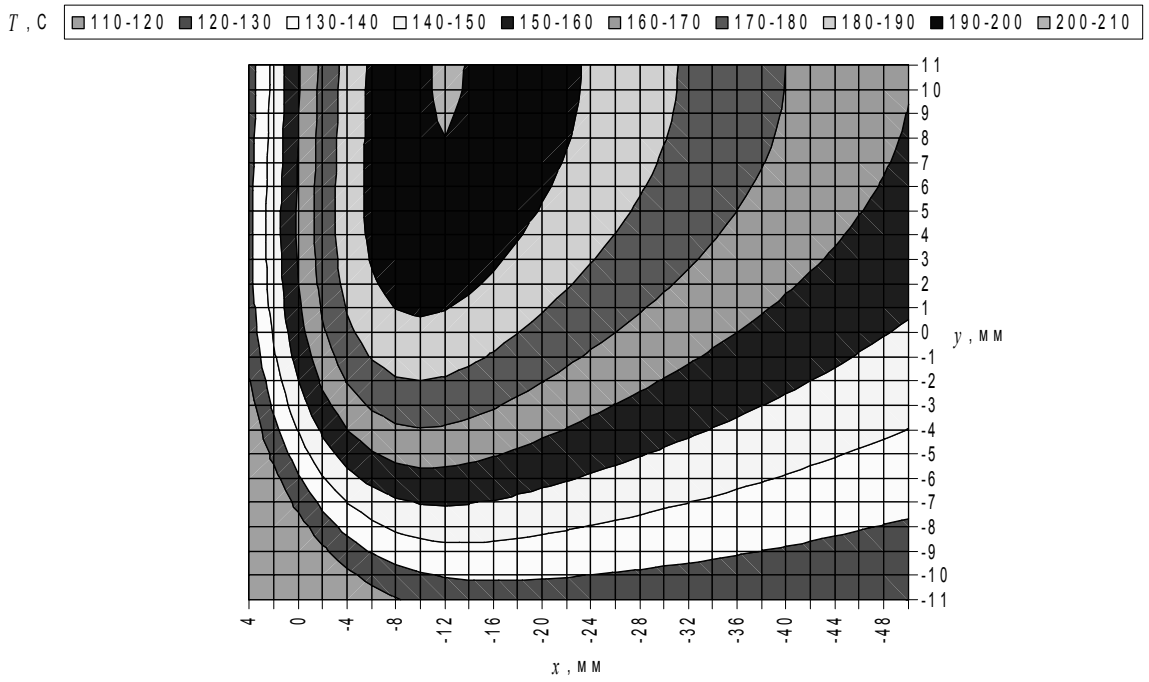


Рис. 5.22. Температурное поле при $d = R_q$ – режим № 5 (максимальная температура и ее координаты: 200 °С; $X = -12$; $Y = 11$ мм)

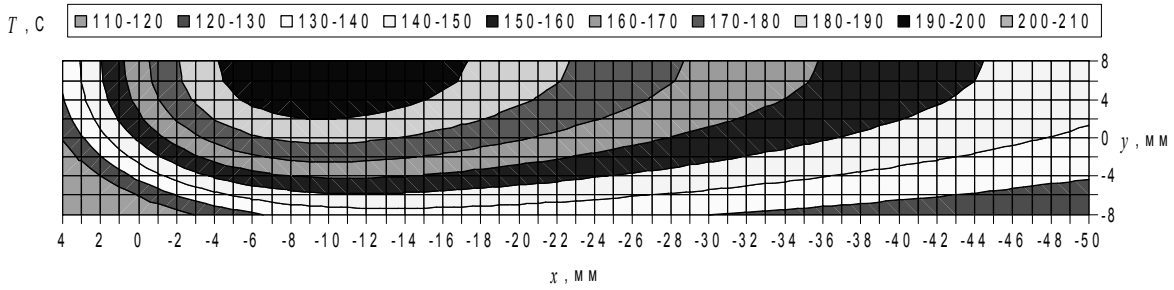


Рис. 5.23. Температурное поле при $d < R_q$ – режим № 6 (максимальная температура и ее координаты: 200 °С; $X = -10$; $Y = 8$ мм)

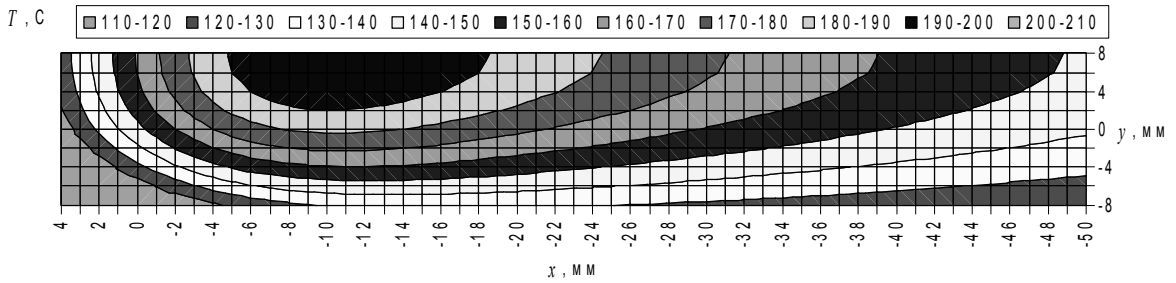


Рис. 5.24. Температурное поле при $d < R_q$ – режим № 7 (максимальная температура и ее координаты: 200 °С; $X = -10$; $Y = 8$ мм)

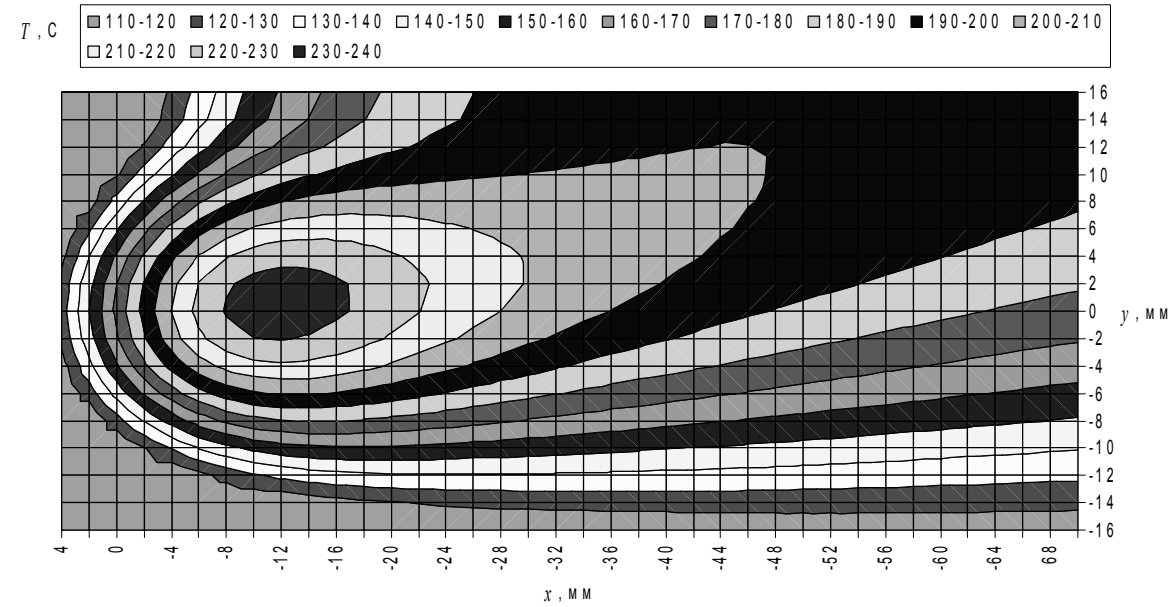


Рис. 5.25. Температурное поле при $d > R_q$ – режим № 8 (максимальная температура и ее координаты: 236 °С; $X = -12$; $Y = 1$ мм)

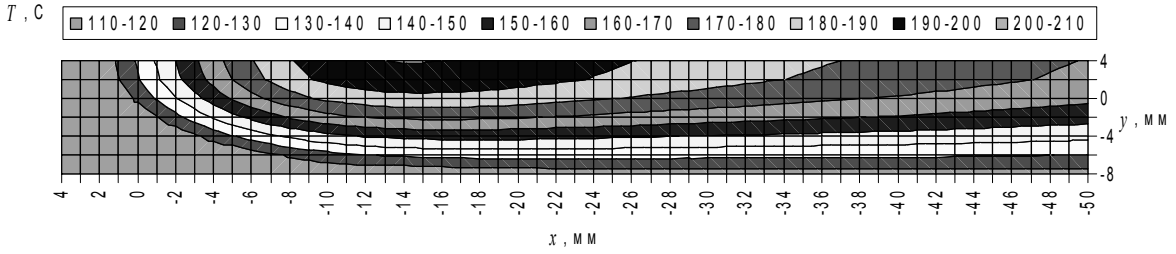


Рис. 5.26. Температурное поле при $d < R_q$ – режим № 9 (максимальная температура и ее координаты: 200 °С; $X = -15$; $Y = 4$ мм)

Ниже приведен пример поиска максимальной температуры при обработке изделий с кромкой при следующих исходных данных:

материал основы – углеродистая сталь; эффективная мощность плазменной струи $Q_э$ = 110 Вт; эффективный радиус пятна тепловвода R_q = 11 мм; толщина листа s – 10; 2; 1; 0,5; 0,2 мм.

При расчете скорости движения v вдоль кромки задавалась температура на кромке 200 °С при начальной температуре 20 °С. После этого расчетом находилась максимальная температура T_{max} на поверхности листа в пространстве между кромкой и траекторией движения плазменной струи. Координаты Y максимальной температуры для различных расстояний d от оси движения плазменной струи до кромки представлены на рис. 5.27.

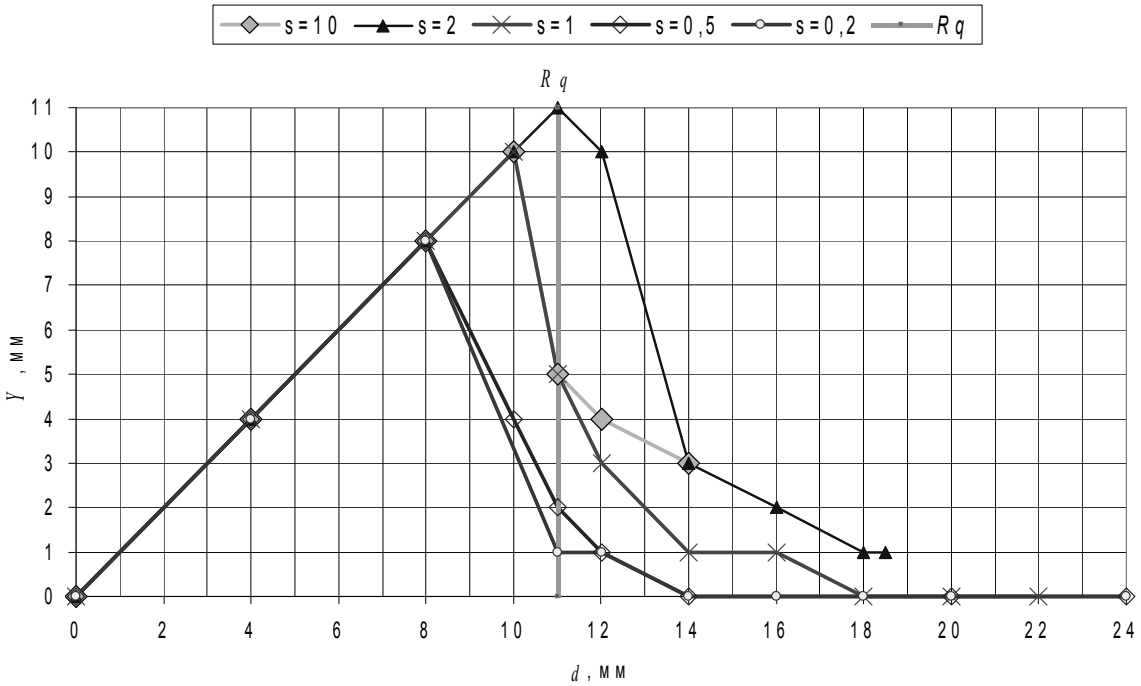


Рис. 5.27 . Зависимости координаты Y максимальной температуры от расстояния d между осью движения плазменной струи и кромкой листа толщиной s

Из анализа полученных результатов следует.

1. Для всех толщин, представленных на рис. 5.27 (от 10 до 0,2 мм), при d от 0 до 8 мм (т.е. приблизительно до 0,7 эффективного радиуса пятна тепловвода R_q = 11 мм) максимальная температура находится непосредственно на кромке. Это подтверждается и другими выполненными расчетами.

2. При d = 10…12 мм и более максимальная температура находится не на кромке и не на оси движения плазменной струи, а на некотором расстоянии от этой оси по направлению к кромке, что необходимо учитывать при поиске максимальной температуры в алгоритме расчета режимов нанесения упрочняющего тонкопленочного покрытия.
3. Для листов малой толщины от 0,2 до 1 мм – максимальная температура находится на оси движения плазменной струи при расстоянии до кромки d от 14 до 18 мм.
4. Значения максимальных температур в обрабатываемых листах, как показали расчеты, превышают для минимальных толщин 400 °С (при температуре кромки 200 °С), что необходимо обязательно учитывать при выборе режимов нанесения тонкопленочного покрытия для предотвращения разупрочняющего отпуска.

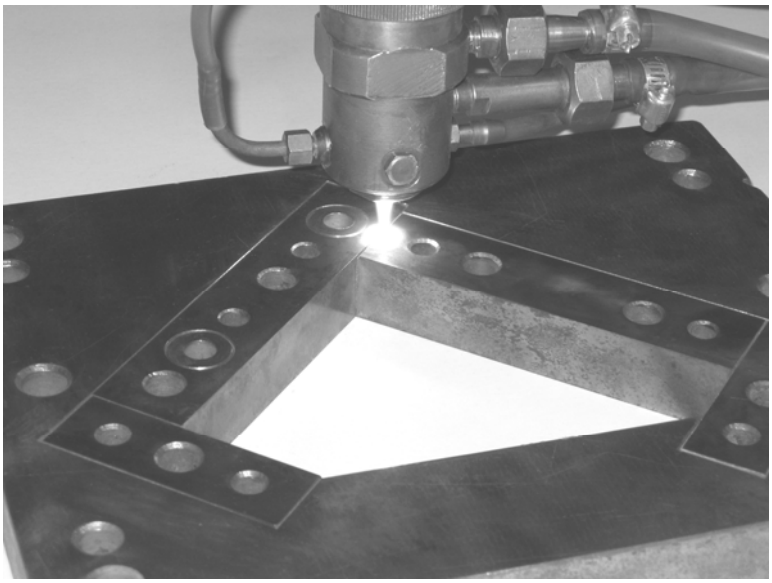


Рис. 5.28. Плазменное нанесение тонкопленочного упрочняющего покрытия на изделие с кромкой

Эксперименты показывают, что для типичных режимов обработки средняя ширина полосы нанесения упрочняющего покрытия может быть принята 8 мм. Тогда при обработке кромки целесообразно использовать смещение оси движения плазмотрона d = 4 мм. При этом на кромке будет формироваться полоса покрытия с расчетной шириной 8 мм. Кроме того, при расстоянии d от кромки изделия до траектории движения плазменной струи равной d = 4 мм, т.е. существенно меньше значения эффективного радиуса пятна тепловвода R_q = 11 мм для плазмохимического генератора

НПХ-5, максимальная температура в обрабатываемом изделии будет именно на кромке, что облегчает и уточняет поиск режима нанесения покрытия, т.к. легко задать на кромке необходимую расчетную температуру, например, как в разобранных примерах – 200 °С, и для нее рассчитать требуемую скорость движения, зная, что это будет максимальная температура в изделии с кромкой. Тем самым, можно гарантированно избежать в обрабатываемом изделии зон отпуска.

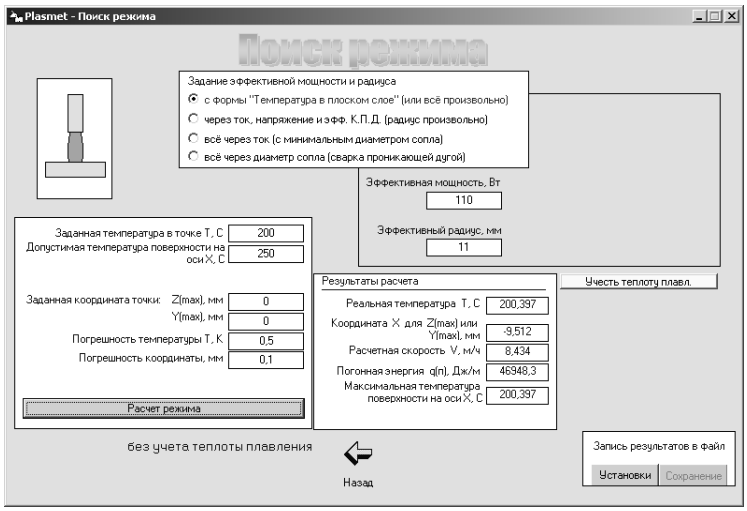


Рис. 5.29. Окно компьютерной программы расчета режима нанесения тонкопленочного упрочняющего покрытия

Проведенные исследования процесса нанесения тонкопленочного упрочняющего покрытия показали, что важнейшим параметром процесса является суммарное время воздействия на изделие плазменной струи, содержащей реагенты упрочнения. Следовательно, для исключения структурных изменений в металле изделия при плазменном нанесении упрочняющего покрытия необходимо обеспечивать движение плазмотрона вдоль кромки на скорости не меньшей расчетной или ограничить время непрерывного воздействия плазменной струи на изделие, т.е. вести процесс циклически несколькими проходами с промежуточными охлаждениями обрабатываемого изделия или автоматически корректировать режим в каждом проходе, например, увеличением скорости движения плазмотрона.

На рис. 5.28 представлен пример нанесения покрытия на изделие с кромкой, а на рис. 5.29 – окно компьютерной программы расчета режима нанесения тонкопленочного упрочняющего покрытия.

5.4. Моделирование теплообмена тонкопленочного покрытия с основой при финишном плазменном упрочнении

Целью данного исследования являлось выявление закономерностей изменения температуры наносимого покрытия и основного металла под покрытием в процессе финишного плазменного упрочнения (ФПУ) с нанесением тонкопленочного покрытия.

При моделировании использовалась модель теплообмена двух слоев разнородных материалов (рис. 5.30).

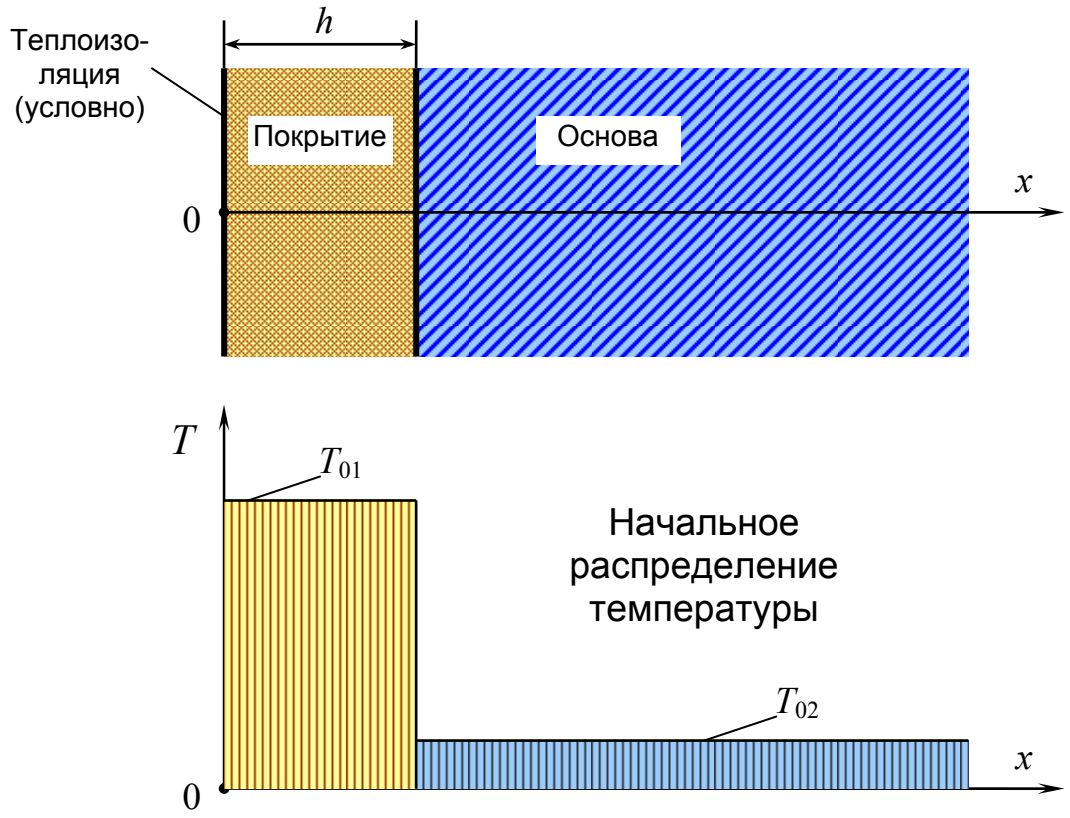


Рис. 5.30. Схема разнородного тела и начальных условий

Соответствующая постановка задачи теплопроводности следующая (индекс 1 относится к покрытию, индекс 2 – к основе).

Уравнение теплопроводности:

$$\frac{\partial T_1}{\partial t} = a_1 \frac{\partial^2 T_1}{\partial x^2} \qquad \text{при} \quad 0 < x < h \qquad \text{(покрытие);}$$

$$\frac{\partial T_2}{\partial t} = a_2 \frac{\partial^2 T_2}{\partial x^2} \qquad \text{при} \quad h < x < \infty \qquad \text{(основа).}$$

1. Начальные условия ($t = 0$) (рис. 5.30):

$T_1(x, 0) = T_{01}$,

$T_2(x, 0) = T_{02}$.

2. Граничные условия:

$$\frac{\partial T_1(0,t)}{\partial x} = 0 \qquad \text{(граница } x = 0 \text{ теплоизолирована)}$$

$$\frac{\partial T_2(\infty,t)}{\partial x} = 0;$$

$T_1(h, t) = T_2(h, t)$ (идеальный контакт при $x = h$);

$$\lambda_1 \frac{\partial T_1(h,t)}{\partial x} = \lambda_2 \frac{\partial T_2(h,t)}{\partial x} \qquad \text{(поток постоянен при } x = h\text{).}$$

Здесь t – время; a – температуропроводность; λ –теплопроводность.

Решение приведенной задачи теплопроводности аналогично решению диффузионной задачи для разнородного тела [101]:

$$T_1(x,t) = T_{01} - \frac{T_{01} - T_{02}}{1 + A} \sum_{n=1}^{\infty} (-B)^{n-1} \left[\operatorname{erfc}\left(\frac{(2n-1)h - x}{2\sqrt{a_1 t}} \right) + \operatorname{erfc}\left(\frac{(2n-1)h + x}{2\sqrt{a_1 t}} \right) \right].$$

$$T_2(x,t) = T_{02} + (T_{01} - T_{02})\frac{A}{1+A}\operatorname{erfc}\left(\frac{x-h}{2\sqrt{a_2 t}}\right) - (T_{01} - T_{02}) \times$$

$$\times \frac{2A}{(1+A)^2}\sum_{n=1}^{\infty}(-B)^{n-1}\operatorname{erfc}\left(\frac{x-h+2nh\sqrt{\dfrac{a_2}{a_1}}}{2\sqrt{a_2 t}}\right),$$

где

$$A = \frac{c_1\rho_1}{c_2\rho_2}\sqrt{\frac{a_1}{a_2}}, \qquad B = \frac{1-A}{1+A},$$

c – удельная теплоемкость; ρ – плотность;

$$\operatorname{erfc}(U) = 1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}}\int_0^U e^{-U^2}dU.$$

Разработанная компьютерная программа Тепло (рис. 5.31) основана на приведенном решении.

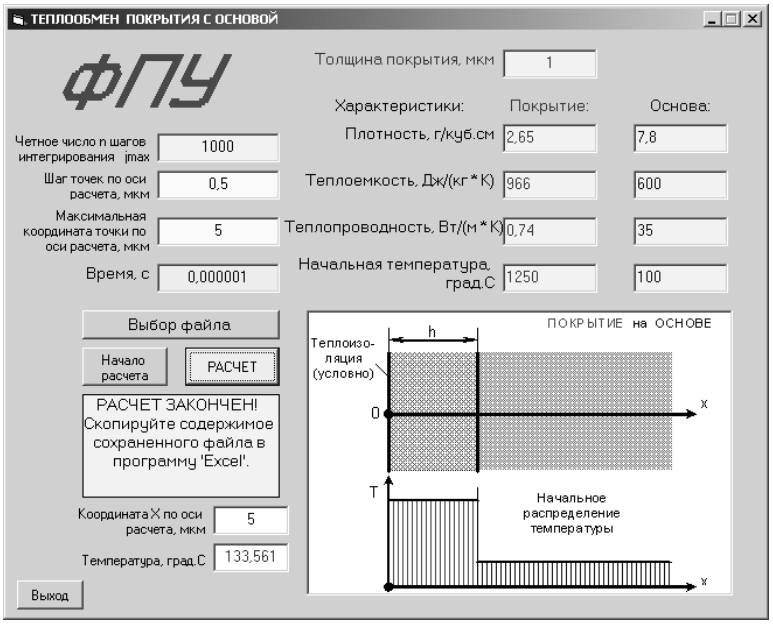


Рис. 5.31. Окно компьютерной программы Тепло

При расчетах учитывались теплофизические характеристики материала покрытия, которое состоит из SiC и SiO_2. При моделировании учитывалось, что покрытие наносится на штамповую сталь Х12М.

Условно принималось, что начальная температура покрытия, конденсируемого в жидком состоянии на поверхности металла, имеет температуру плавления одного из соединений покрытия, а начальная температура основы имеет температуру предварительного подогрева обрабатываемого изделия. В расчете принимались по [102–104] теплофизические характеристики покрытия (SiC, SiO_2) и основного металла (штамповой стали Х12М), приведенные в табл. 5.4.

Таблица 5.4.

Теплофизические характеристики SiC, SiO_2 и штамповой стали Х12М, принятые в расчете

Свойства	SiC	SiO_2	Х12М
ρ, г/см^3	3,19	2,65	7,8
c, Дж/(кг· К)	672	966	600
λ, Вт/(м ·К)	2	0,74	35
T_0, °С	2527	1250	100

Результаты расчетов приведены в графиках на рис. 5.32–5.37. На рис. 5.32 и 5.33 представлено распределение температуры по глубине для различных моментов времени в процессе нанесения покрытия при ФПУ. На рис. 5.34 и 5.35 показано изменение температуры со временем на различной глубине, а на рис. 5.36 и 5.37 представлена скорость изменения температуры со временем на различной глубине при нанесении тонкопленочного покрытия. На рис. 5.32 и 5.34 покрытие условно состоит только из SiO_2, а на рис. 5.33 и 5.35 только из SiC.

Пары́ исходных веществ и соединений наносимого из плазмы покрытия конденсируются на поверхности основы в начальный момент при температуре порядка температуры плавления покрытия (см. табл. 5.4.). За счет мощного теплоотвода в основу тонкопленочное покрытие быстро затвердевает и остывает. Расчеты показывают, что скорость охлаждения наносимого покрытия составляет порядка (-10^{10}…-10^{12}) К/с, и в слоях, контактирующих с основой достигает максимальных значений (см. рис. 5.36 и 5.37). При таких скоростях охлаждения покрытие должно затвердевать в аморфном состоянии. Основной металл под наносимым покрытием в слое глубиной менее 1 мкм нагревается до 300-400 °С приблизительно за 10^{-8} с, после чего остывает практически до исходной температуры металла (100 °С) за время менее 10^{-5} с.

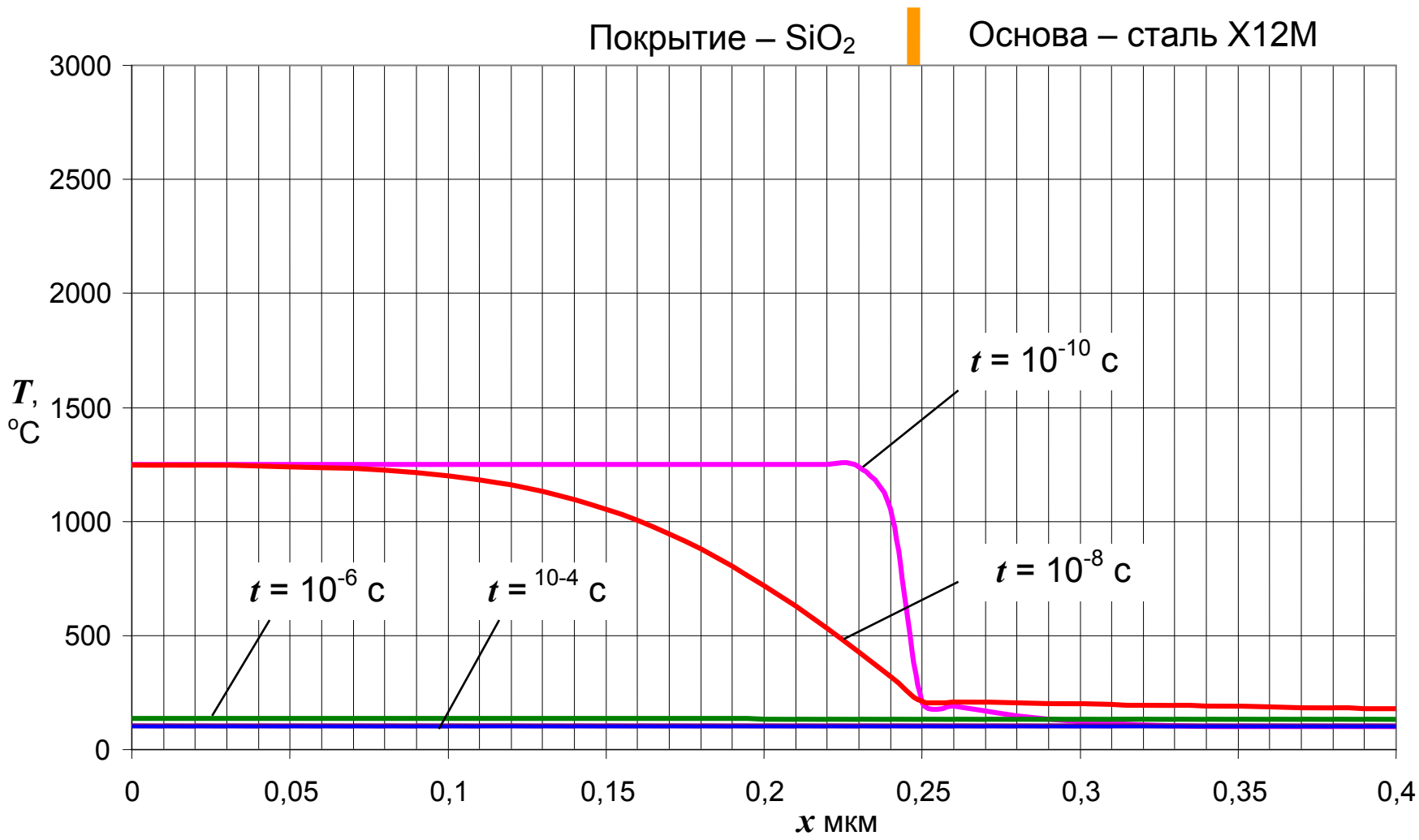


Рис. 5.32. Распределение температуры T по глубине x при различных моментах времени t (SiO_2, h=0,25 мкм, T_{01}=1250 °С, T_{02}=100 °С)

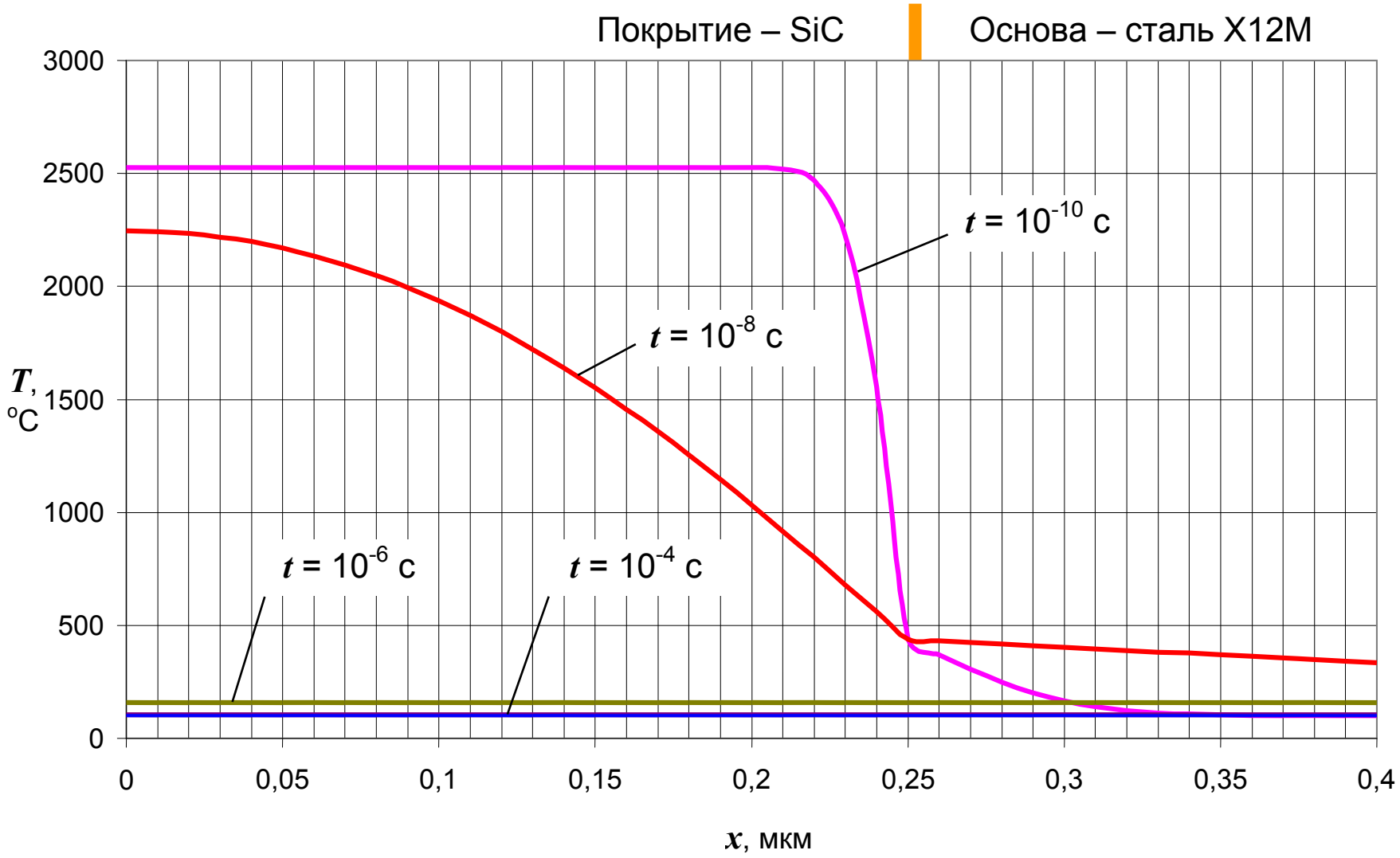


Рис. 5.33. Распределение температуры T по глубине x при различных моментах времени t (SiC, h=0,25 мкм, T_{01}=2527 °C, T_{02}=100 °C)

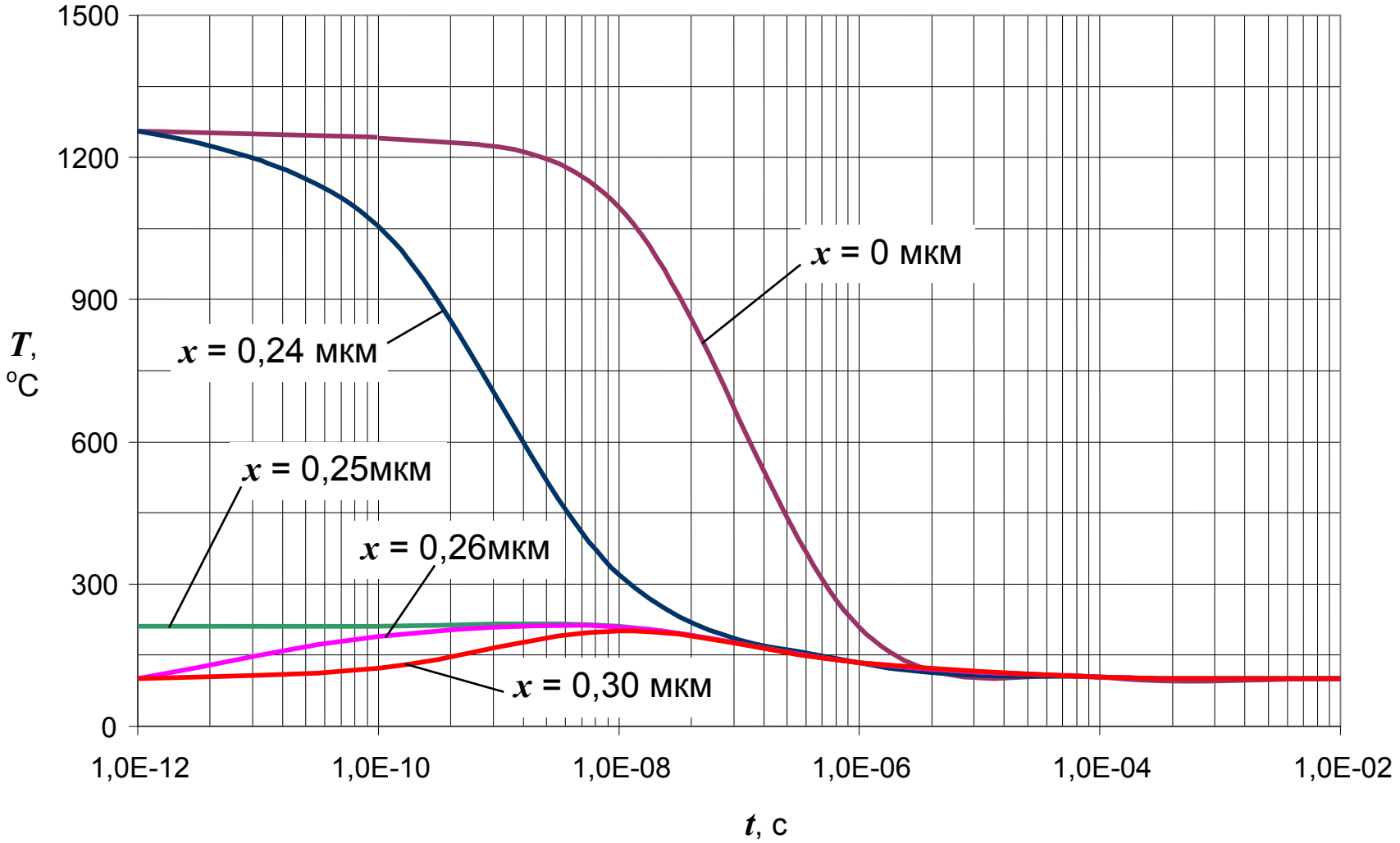


Рис. 5.34. Изменение температуры T со временем t на различной глубине x(мкм) при нанесении тонкопленочного покрытия (SiO_2) толщиной 0,25 мкм

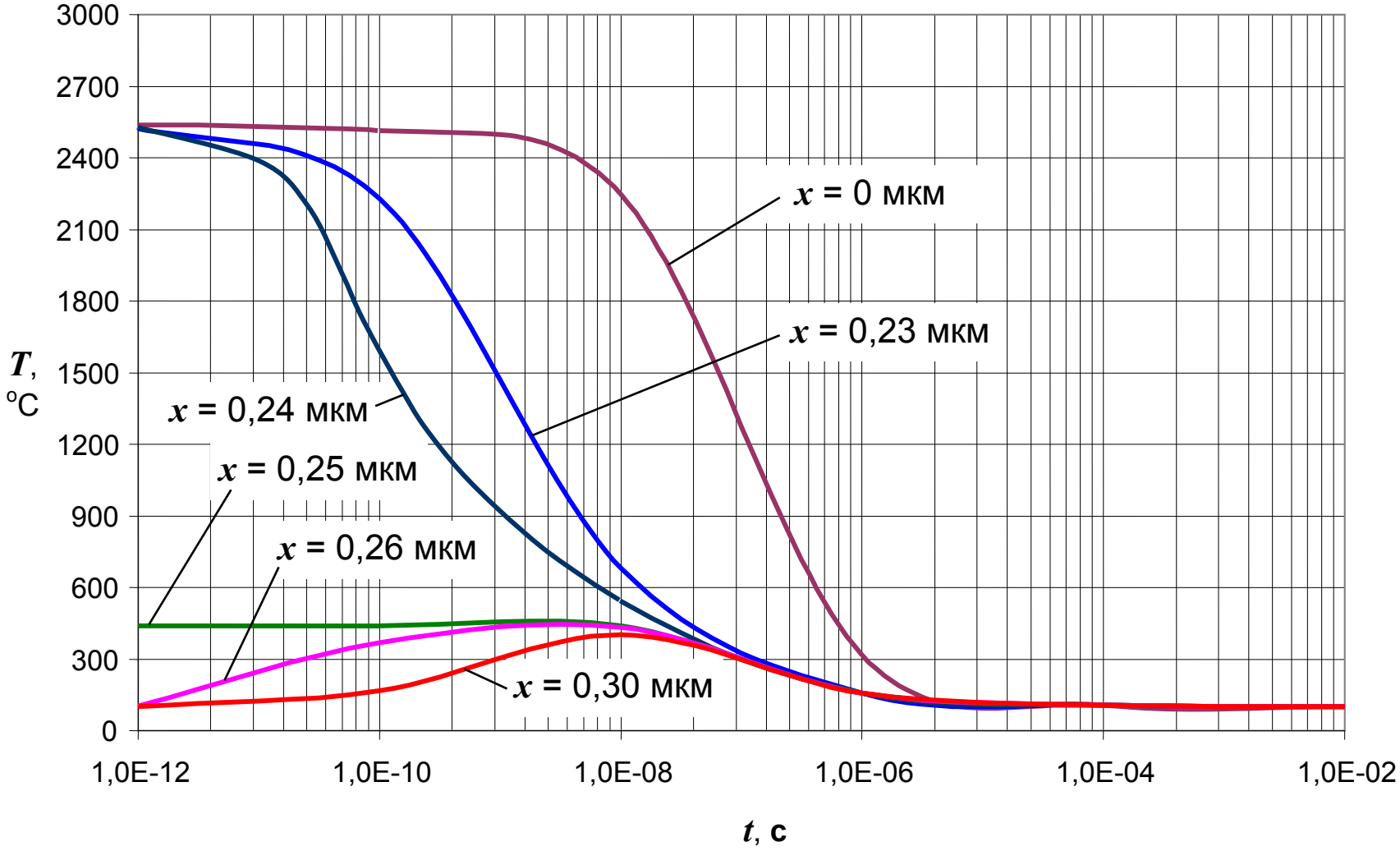


Рис. 5.35. Изменение температуры T со временем t на различной глубине x (мкм) при нанесении тонкопленочного покрытия (SiC) толщиной 0,25 мкм

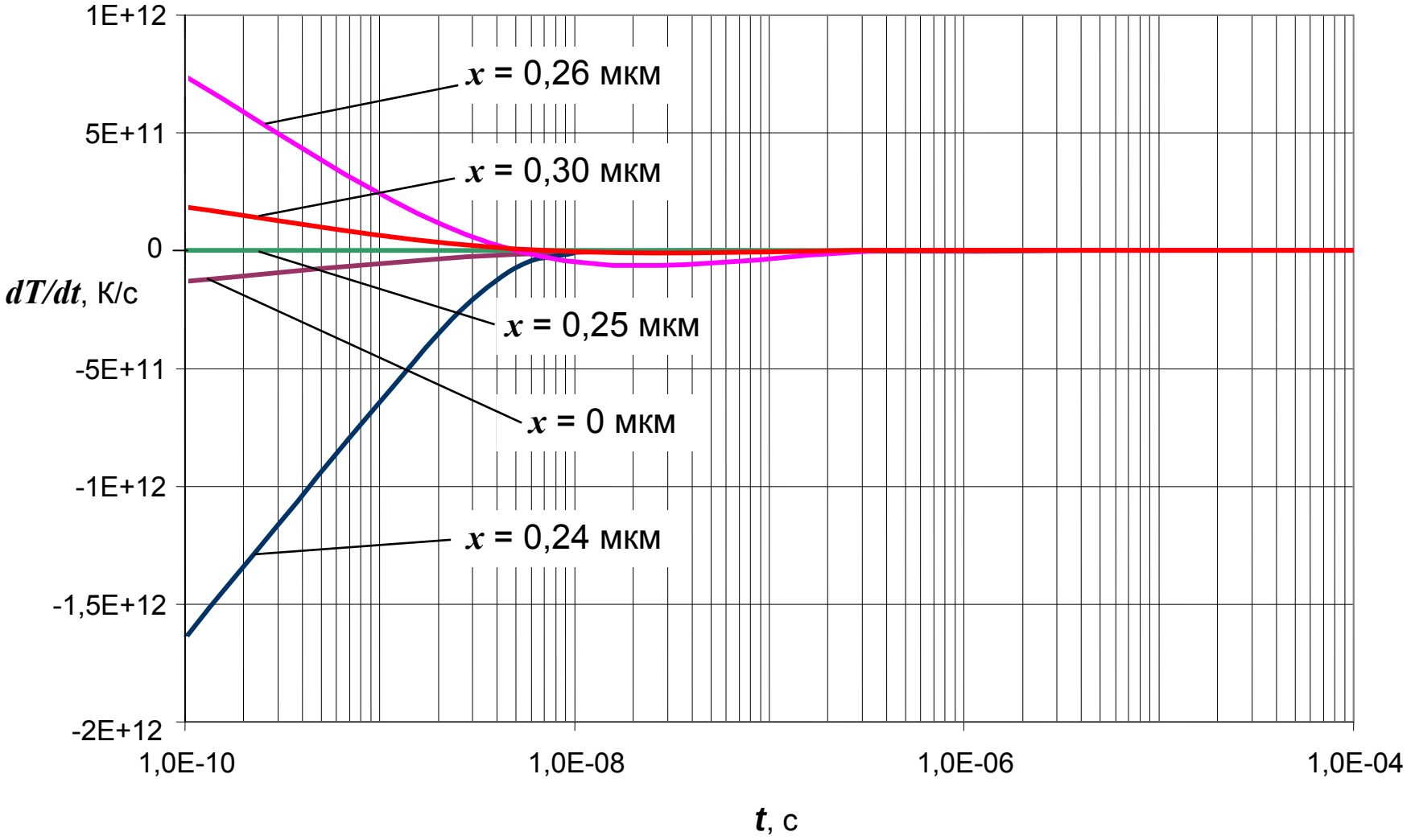


Рис. 5.36. Скорость изменения температуры dT/dt со временем t на различной глубине x (мкм) при нанесении тонкопленочного покрытия (SiO_2) толщиной 0,25 мкм

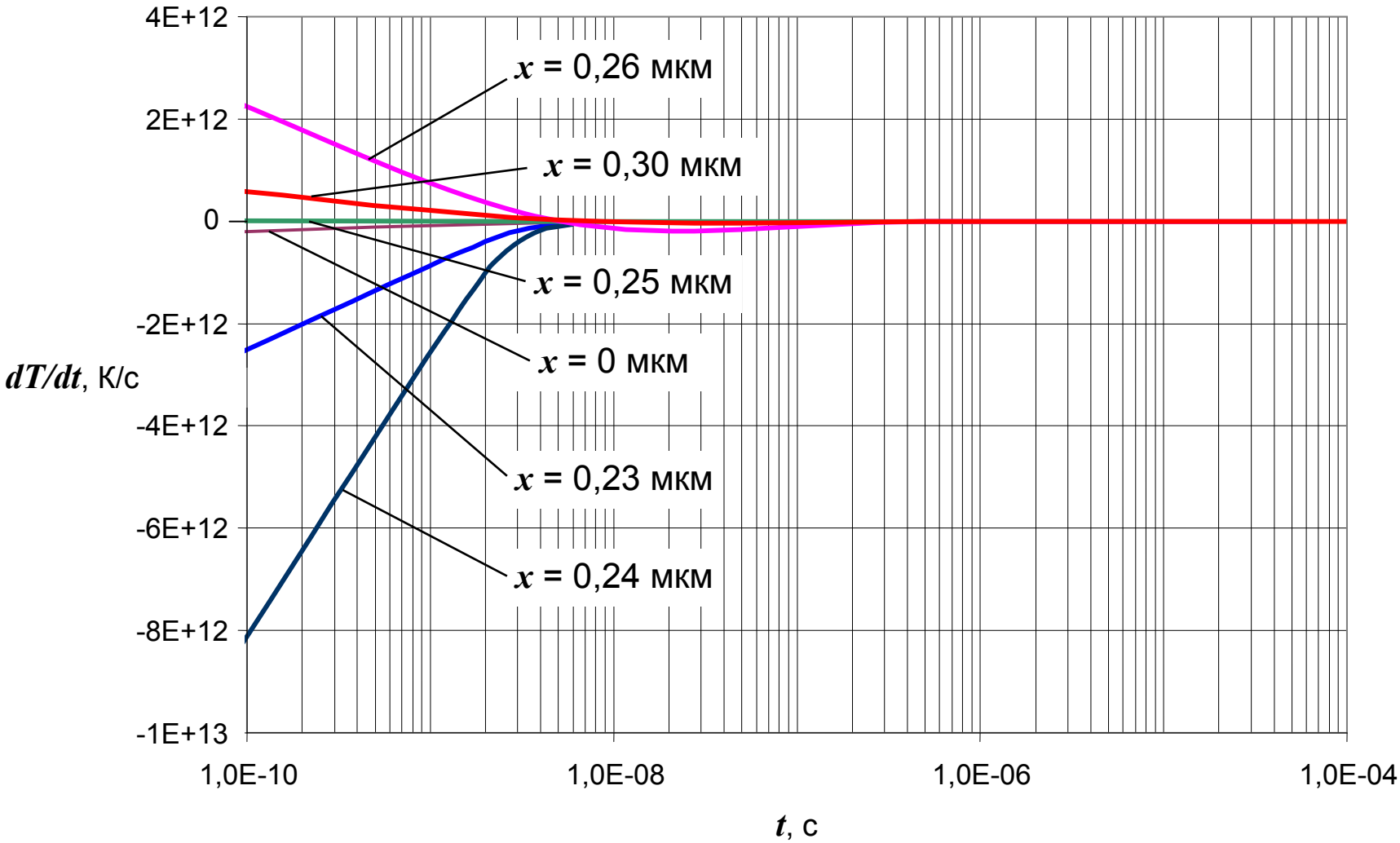


Рис. 5.37. Скорость изменения температуры dT / dt со временем t на различной глубине x (мкм) при нанесении тонкопленочного покрытия (SiC) толщиной 0,25 мкм

5.5. Состав тонкопленочного упрочняющего покрытия, нанесенного с помощью дугового плазмотрона

На фотографиях поперечных шлифов (см. рис. 5.3-б), полученных с помощью электронного микроскопа, в покрытии при увеличении ×10000 и более не обнаруживаются несплошности, поры и другие дефекты.

Формируется упрочняющее покрытие в виде прозрачной гладкой пленки, которая на полированной поверхности дает интерференционную картину, радужные оттенки которой изменяются по мере роста толщины покрытия от фиолетово-голубого до зелено-красного.

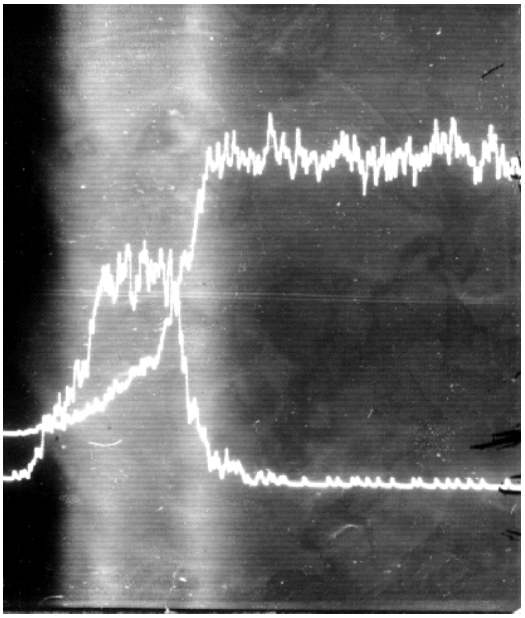


Рис. 5.38. Концентрационные кривые Si и Fe на поперечном шлифе образца с плазменным пленочным покрытием толщиной 2 мкм (×8000)

Поперечные шлифы образцов из стали Х12М с нанесенным пленочным покрытием толщиной 2 мкм исследовались на микрорентгеноспектральном анализаторе «Camebax». Диаметр зонда составлял порядка 0,5 мкм. Вид концентрационных кривых кремния и железа (рис. 5.38) позволяет сделать вывод: с учетом диаметра зонда, если зона взаимной диффузии элементов покрытия и основы существует, то ее протяженность не превышает 0,5 мкм.

Анализ распределения атомов элементов по толщине нанесенного плазменного пленочного покрытия, проведенный с помощью Оже-электронной спектроскопии, позволяет условно выделить три зоны (рис. 5.39).

В поверхностном слое покрытия протяженностью 0,05-0,5 мкм наблюдаются значительные колебания концентрации углерода, кислорода и кремния, что может характеризовать не только неоднородность состава, но и некоторую шероховатость поверхности покрытия в пределах

контрольной площадки размером 2×2 мм при последовательном травлении покрытия по глубине ионной бомбардировкой.

Вторая зона наиболее стабильна по составу. Соотношение концентраций атомов Si, C и O и анализ спектров углерода указывают на то, что около 20-30 % кремния может быть связано в соединение SiC, а около 70-80 % – в SiO_2 (с некоторым отличием от стехиометрического состава).

В третьей, переходной зоне наблюдается плавное снижение концентрации элементов. Ширина этой зоны – порядка 0,5 мкм.

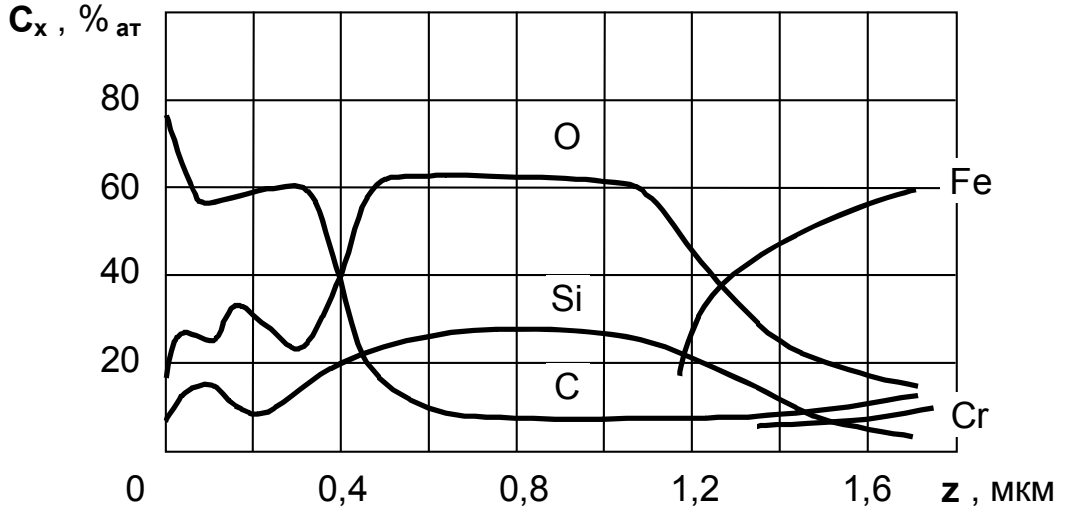


Рис. 5.39. Профили распределения атомов элементов по толщине тонкопленочного упрочняющего покрытия (Оже-электронная спектроскопия)

Фазовый состав пленочного покрытия изучался на установке ДРОН-3 в Cu-K_α монохроматизированном излучении в режиме сканирования. Снимался диапазон углов, на котором должны находиться линии предполагаемых фаз: (Si, SiC, SiO_2, SiO, Si_3N_4 и т.д.). На полученных рентгенограммах пики карбида кремния, оксида кремния или других соединений отсутствовали.

Анализ рентгенограмм поверхности образцов из стали Х12М с нанесенным тонкопленочным покрытием не выявил дополнительных пиков, не принадлежащих стали Х12М (служившей подложкой). Этот результат наблюдался на покрытиях любой толщины, вплоть до 3 мкм.

Если исключить из числа причин, объясняющих полученные результаты, недостаточную чувствительность метода вследствие малой

толщины покрытия, то необходимо сделать вывод о значительной искаженности структуры покрытия, что приближает его к аморфному материалу. В работе [97], посвященной осаждению тонких пленок карбида кремния при атмосферном давлении с использованием высокочастотного плазмотрона, также указано на рентгеноаморфность получаемого покрытия. Авторам на основании рентгеновского анализа и растровой электронной микроскопии удалось установить, что получаемые с помощью высокочастотного плазмотрона пленки формируются из зерен размером 0,1-0,2 мкм и состоят из искаженных кристаллитов β-SiC. При этом авторы отмечают, что невозможно определить различие между этими искаженными кристаллитами и действительно аморфным материалом. О возможности получения аморфных тонкопленочных покрытий плазмохимическими методами свидетельствуют и другие литературные данные [105].

5.6. Адгезия тонкопленочного упрочняющего покрытия

Адгезия покрытий, т.е. явление сцепляемости покрытий с подложкой при их контакте, характеризующее связь между ними, вызвана взаимодействием между молекулами (атомами) контактирующих тел и оценивается адгезионной прочностью, которая определяется экспериментально различными методами отрыва или разрушения покрытия [106, 107]. При отрыве или разрушении покрытия может нарушаться целостность самого покрытия. В связи с этим различают адгезионный отрыв по границе раздела покрытие–подложка и когезионный отрыв, когда разрушение происходит по покрытию; возможен также смешанный адгезионно-когезионный отрыв.

Адгезия покрытий обусловливается, прежде всего, различными видами взаимодействий между молекулами или атомами. Эти взаимодействия приводят к образованию межмолекулярной и химической связей. Величина адгезии зависит не только от наличия, но и от числа связей между контактирующими телами. В свою очередь, число связей определяется площадью фактического контакта между покрытием и подложкой. Величина этой площади обусловливается процессом формирования покрытий и зависит от свойств поверхности подложки (параметров шероховатости) и покрытия, метода нанесения покрытий,

процесса заполнения впадин поверхности подложки в зависимости от температурно-временных характеристик [108].

Существует ряд теорий, обосновывающих адгезию покрытий:

- адсорбционная теория адгезии [109], согласно которой процесс формирования связи между покрытием и подложкой определяется адсорбцией молекул покрытия к поверхности подложки. Адсорбционные процессы имеют место в случае формирования покрытия из слоя жидкости.
- диффузионная теория [110], которая определяет величину адгезии в зависимости от природы и числа связей, приходящихся на единицу площади контакта покрытия и подложки. Для осуществления диффузионных процессов необходимо соблюдение двух условий: термодинамического, которое сводится к взаимной растворимости покрытия и подложки и их совместимости; кинетического, которое достигается увеличением подвижности молекул.
- микрореологическая теория (реология изучает процессы течения различных тел) [108], которая заключается в том, что в процессе формирования покрытия происходит заполнение впадин шероховатости поверхности, а также трещин и пор подложки, увеличивается площадь фактического контакта, а, следовательно, и число связей между покрытием и подложкой, что приводит к росту адгезии и адгезионной прочности. Само же адгезионное взаимодействие реализуется за счет молекулярных сил и химической связи между контактирующими поверхностями. На основании этой теории существует некоторое оптимальное время осаждения покрытия, которое соответствует времени образования покрытия в микродефектах подложки. Увеличение времени осаждения покрытия выше этого значения не оказывает существенного влияния на адгезионную прочность.

Тонкопленочные покрытия, наносимые с использованием электроплазменных процессов, образуются непосредственно на поверхности подложки или из жидкой фазы, или из слоя ранее прилипших частиц. При этом в первом случае после охлаждения жидкая фаза при определенной температуре превращается в твердую, в результате чего образуется покрытие. Во втором случае, предварительно нанесенный слой частиц уплотняется до создания однородного материала в виде покрытия путем нагрева, применением электрического поля, под действием силы трения и т.д. Нанесение частиц на поверхность может

происходить в вакууме, в потоке газа, с использованием химических, электрохимических и других методов. Возможны комбинации этих двух способов образования покрытий.

Экспериментальными исследованиями [106] доказано, что толщина покрытия при условии, когда его когезионная прочность меньше адгезионной прочности (т.е. при приложении внешних усилий разрушение происходит по покрытию) составляет единицы микрометров. При этом предельная расчетная толщина покрытия при условии равенства равновесной адгезии и величины внутренних напряжений, которые определяют возможность самопроизвольного отслаивания, составляет 0,6 мкм [106]. Таким образом, можно предположить, что для получения повышенных адгезионных свойств, оптимальная толщина покрытия не должна превышать доли микрометров, а в некоторых случаях – единицы микрометров.

На металлических поверхностях в большинстве случаев присутствует оксидная пленка, которая влияет на адгезионную прочность наносимого покрытия. При этом образование рыхлой оксидной пленки обуславливает отсутствие адгезии. Исследования [111] адгезионной прочности различных металлических пленок к стеклу выявили следующие закономерности. Адгезионная прочность пленок из благородных металлов (серебра, золота, платины), у которых отсутствует оксидная пленка, а также пленок из цинка и алюминия, на поверхности которых находятся оксиды ZnO и Al_2O_3, относительно небольшая. В то же время пленки из магния с оксидной пленкой MgO и железа с оксидной пленкой Fe_3O_4 обладают повышенной в сотни раз адгезионной прочностью, что объясняется особенностями взаимодействия этих оксидов с поверхностью стекла. При этом толщина оксидной пленки на железе не должна превышать 0,025-0,03 мкм, что достигается при температуре нагрева поверхности не более 250 °С [111]. Более высокая температура способствует образованию толстой и рыхлой оксидной пленки, уменьшающей адгезионные свойства. Адгезионная прочность тонкопленочных покрытий, наносимых с использованием электроплазменных процессов, также зависит от свойств окружающей среды, в которой формируется покрытие, за счет адсорбции газов. По сравнению с воздухом в кислороде адгезионная прочность резко увеличивается, а в среде аргона снижается [106]. Кислород способствует росту адгезии за счет химического взаимодействия контактирующих тел,

которое возникает в результате термоокисления. Таким образом, наличие оксидов на поверхности подложки или покрытия и их толщина определяют адгезионную прочность покрытий. При этом большое значение приобретает температура предварительного подогрева поверхности подложки. Для стальной поверхности, например при нанесении пленок алюминия в вакууме, максимальная адгезия достигается при температуре 300-350 °С, для пленок титана и хрома эта температура составляет 400-450 °С, а для пленок кадмия — не выше 80 °С [111].

На адгезионную прочность покрытий также оказывает влияние относительная влажность воздуха [106]. Это влияние обусловлено проникновением влаги в зазор между формирующимся покрытием и подложкой в результате адсорбции и капиллярной конденсации. Основной причиной снижения адгезии покрытий при наличии влаги на поверхности подложки является расклинивающее давление тонкого слоя жидкости в зазоре между покрытием и подложкой. Поэтому принципиально важной технологической операцией при нанесении покрытий является обезвоживание поверхности путем ее предварительного подогрева. Использование вакуума при нанесении покрытий, как известно, способствует удалению влаги с поверхности изделий, что в свою очередь обуславливает сближение наносимого покрытия с подложкой и увеличение адгезии [110].

Палатник Л.С. и др. [112] экспериментальными исследованиями формы зародышевых частиц, наблюдаемых в оптическом или электронном микроскопе (ограненные микрокристаллики или микрокапельки), для вакуумных конденсированных пленок, осаждаемых на нейтральную (аморфную) подложку, выявили, что осаждаемая фаза конденсируется в одном из двух агрегатных состояний – кристаллическом или жидком. При этом жидкое состояние наблюдалось при конденсации на подложку, температура которой значительно ниже температуры плавления конденсируемого покрытия. Механизм конденсации пар – кристалл предполагает, что первые частицы конденсированной фазы, обладают кристаллическим строением, причем в процессе дальнейшего роста конденсата наблюдается только кристаллическое строение [112]. Механизм конденсации пар – жидкость состоит в том, что образование конденсированной фазы на подложке начинается с появления жидких капель, которые остаются жидкими довольно длительный промежуток времени, после чего кристаллизуются. Одним из вариантов механизма пар

– жидкость надо считать конденсацию с образованием аморфной фазы, которую следует рассматривать как переохлажденную жидкость.

Как уже выше отмечалось, на полученных рентгенограммах плазменного безвакуумного тонкопленочного покрытия пики карбида кремния, оксида кремния или других соединений отсутствовали. Таким образом, в связи с рентгеноаморфностью кремнийуглеродосодержащего покрытия, наносимого с помощью дугового плазмотрона, можно считать, что механизм образования покрытия идет по схеме пар – жидкость.

На закономерность роста аморфных фаз в вакууме существенное влияние оказывает скорость конденсации [112]. При этом при скоростях 30-200 Å/мин рост аморфной пленки проходит следующие стадии: образование аморфных зародышей, дальнейшее зародышеобразование с одновременным слиянием соприкасающихся зародышей, рост частиц и заполнение каналов между ними без образования новых зародышей. Когда аморфный конденсат покрывает подложку почти сплошной пленкой, начинается его затвердевание. При скорости конденсации 700 Å/мин происходит полная коалесценция (соприкосновение, слияние и вытеснение межзеренной границы) аморфных частиц [112]. При скоростях 1 Å/мин наблюдается рост хлопьевидных конгломератов, состоящих из отдельных гранул после их коагуляции (соприкасающиеся друг с другом частицы механически объединяются в конгломерат без полного слияния). При этом внутри конгломератов остаются пустоты.

При исследовании выращивания эпитаксиальных пленок на монокристальных подложках выявлено, что зародышевые частицы образуются преимущественно на дефектных участках кристаллических граней [112].

При нанесении покрытий Au, Ag, Zn на кристаллы поваренной соли также наблюдается преимущественное зародышеобразование у царапин и вдоль трещин раскалывания NaCl [113]. Это объясняется тем, что микрополости являются более вероятным местом зародышеобразования, чем плоская поверхность, поскольку свободная энергия образования ядра в микрополости меньше, чем на плоской поверхности.

В большинстве случаев покрытия при их конденсационном нанесении образуются в результате затвердевания слоя жидкости на поверхности подложки [106, 114]. Слой жидкости при этом получается при растекании и слиянии капель с последующим образованием сплошной жидкой пленки. Растеканию предшествует смачивание

жидкими каплями материала покрытия поверхности подложки. Таким образом, формирование покрытия проходит три стадии: смачивание и растекание жидкости; образование площади контакта между двумя фазами; возникновение адгезионной связи.

Растекание жидкого материала покрытия способствует лишь увеличению площади фактического контакта. Только в этом смысле следует рассматривать прямую связь между коэффициентом растекания и адгезионной прочностью. Растекание зависит от времени, прошедшего после контакта капли с поверхностью, размера капли, вязкости жидкости и ее поверхностного натяжения. Таким образом, условием достаточной адгезионной прочности является смачивание поверхности подложки. С уменьшением краевого угла, т.е. с ростом смачивания, адгезионная прочность усиливается. Это объясняется увеличением площади фактического контакта на хорошо смачиваемых поверхностях. Растекание и смачивание создают необходимые условия для адгезии: заполнение трещин, увеличение площади контакта и т.д., что приводит к росту числа связей и адгезии в целом. Смачивание является необходимым, но недостаточным условием формирования адгезионного взаимодействия покрытий [115].

На смачивание поверхности подложки оказывает влияние шероховатость этой поверхности [106]. Обычно смачивание шероховатых поверхностей сопоставляют со смачиванием гладких поверхностей. Гидрофильные шероховатые поверхности смачиваются лучше, чем гидрофильные гладкие поверхности. Наоборот, смачивание гидрофобных шероховатых поверхностей ухудшается по сравнению со смачиванием гидрофобных гладких поверхностей.

На границе раздела покрытия и подложки могут происходить физико-химические процессы, которые влияют на величину адгезионной прочности. К числу таких процессов относятся: химическое взаимодействие контактирующих тел, адсорбция молекул на границе раздела фаз, диффузия молекул одного из контактирующих тел в объем другого. Физико-химические процессы инициируются повышением температуры и зависят от времени контакта покрытия с поверхностью подложки.

Фактически адгезия за счет молекулярных сил формируется в граничном слое, состоящем, как правило, не более чем из двух слоев молекул и имеющем толщину до 0,001 мкм [106]. Граничный слой определяет не только величину адгезионного взаимодействия, но и тип

отрыва – когезионный или адгезионный. Граничный слой может быть «слабым», т.е. уменьшать адгезионную прочность, и «сильным», т.е. усиливать адгезионную прочность Граничный слой сам по себе может иметь сложную многослойную структуру. В центре этой структуры будет образовываться собственно граничный слой, а по периферии его образуются промежуточные структуры, которые характеризуют некоторый переход. Таким образом, граничный слой формирует адгезионное взаимодействие за счет межмолекулярных и химических связей и, в то же время, он сам формируется в процессе контакта покрытия с подложкой. Граничные слои могут возникнуть в результате окислительных процессов и адсорбции. При образовании покрытий из жидкости смачивание способствует формированию площади фактического контакта и может привести к ликвидации пустот между покрытием и подложкой, т.е. играет роль, которая присуща сильным граничным слоям. Подобную функцию может выполнять и диффузия. В результате взаимного проникновения молекул покрытия и подложки создаются условия для усиления адгезионной прочности. Наличие слабых граничных слоев предполагает уменьшение адгезионной прочности по сравнению с когезионной. Иными словами, будет предпочтителен адгезионный отрыв по сравнению с когезионным. Напротив, сильные граничные слои способствуют росту адгезионной прочности, что может быть причиной когезионного типа отрыва.

При плазменном безвакуумном нанесении тонкопленочного упрочняющего покрытия осуществляется перевод жидких препаратов в парообразное состояние и их перенос в плазму дугового разряда. Образуемые продукты плазмохимических реакций, конденсируясь на поверхности подложки, образуют прочно сцепленную пленку покрытия. Процессы конденсации, предшествующие адгезии, непосредственно влияют на величину адгезионной прочности. Для усиления адгезии покрытия может использоваться предварительный подогрев подложки, обеспечивающий испарение молекул воды с поверхности подложки.

На снимке (см.рис. 5.3-б), выполненном на электронном микроскопе «JEOL», показан поперечный шлиф плазменного безвакуумного тонкопленочного покрытия. Визуально наблюдается повторение профиля поверхности основы и отсутствует пористость.

При изучении субмикрорельефа поверхностей образцов до и после плазменного безвакуумного нанесения тонкопленочного покрытия

(рис. 5.40), выполненного на просвечивающем электронном микроскопе ЭММА-2 методом углеродно-серебряных реплик, была выявлена высокооднородная характерная шероховатость, присущая поверхностям после плазменного безвакуумного нанесения покрытия (в то время, как субмикрорельеф поверхностей до нанесения покрытия имеет явно выраженные следы – риски от предшествующей абразивной обработки). В соответствии с этим можно предположить, что изменение топографии поверхности после нанесения покрытия является подтверждением того, что покрытие, осаждаясь на микродефектах поверхности, залечивает, тем самым, дефектные зоны, образованные от предшествующей шлифовальной операции.

Адгезия исследуемого покрытия, в основном, определяется образованием химической связи с граничным слоем поверхности подложки, который в случае нанесения покрытия на различные стали, состоит из оксидов железа. Наличие тонкой плотной пленки оксида железа, имеющейся на поверхности и дополнительно образуемой при предварительном подогреве до температуры 60-80 °С способствует повышенной адгезии наносимого покрытия, состоящего из SiO_2 и SiC. Это может быть связано с прохождением химических реакций взаимодействия оксидов кремния и оксидов железа.

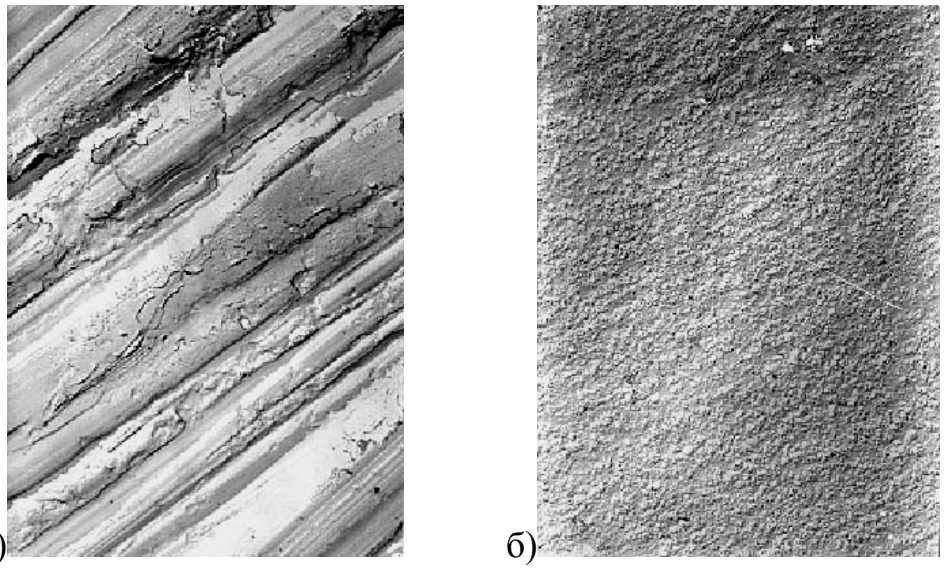


Рис. 5.40. Микрорельеф поверхности до (а) и после (б) плазменного безвакуумного нанесения тонкопленочного покрытия (×5000)

Адгезия наиболее часто используемого покрытия для упрочнения инструмента методом ионно-плазменного напыления в вакууме – TiN к

инструментальным сталям, имеющим оксидную пленку, должна быть значительно меньше, в связи с отсутствием оксидной составляющей в покрытии. Кроме того, при ионно-плазменном напылении в вакууме износостойких покрытий наоборот стремятся снять оксидную пленку с поверхности, для чего используют ионное травление в технологическом процессе.

Сравнительные характеристики адгезионных свойств кремнийуглеродосодержащего покрытия и покрытия TiN, нанесенного на оптимальном режиме на установке ННВ-6,6И1, исследовались склерометрическим методом (методом царапания). В качестве основы использовалась термообработанная инструментальная сталь Р6М5. Толщина нанесенных покрытий составляла порядка 1 – 2 мкм. В качестве индентора применялся алмазный конус Роквелла с углом при вершине 120°, передвигаемый по поверхности покрытий со скоростью 3 см/мин. Вертикальная нагрузка на индентор увеличивалась до тех пор, пока не достигалась ее критическая величина, при которой покрытие полностью отделялось от подложки. Данную критическую нагрузку определяли, исследуя полученные царапины под металлографическим микроскопом. В результате данных исследований выявлено, что критическая нагрузка, при которой появлялись первые сколы и отслоение покрытия из TiN, составляла 35 Н, а для покрытий, нанесенных безвакуумным методом с помощью дугового плазмотрона, – 65 Н.

С целью определения влияния температуры предварительного и сопутствующего подогрева изделия и времени нанесения покрытия на адгезионные свойства покрытия, наносимого плазменным безвакуумным методом, были произведены следующие исследования. Температура поверхности образцов варьировалась от комнатной до 220 °С, а время нанесения покрытия – от 5,3 до 265 секунд. Для решения поставленной задачи тонкопленочное покрытие наносилось на образцы из инструментальных сталей У8, Х12М и Р6М5, прошедших механическую и термическую обработку (HRC 58-62), а также операции шлифования и полирования.

В процессе нанесения покрытия основные параметры режима поддерживались постоянными: ток сжатой дуги 100 А, расход плазмообразующего газа 2,2 л/мин, расход транспортирующего газа 1 л/мин, расход защитного газа 1,2 л/мин, расстояние сопло–изделие 18 мм.

В табл. 5.5 приведены маркировка, температуры предварительного и сопутствующего подогрева, а также длительность нанесения покрытия (время экспозиции) на образцы.

Таблица 5.5.

Температуры подогрева образцов и общее время нанесения покрытия

Маркировка образцов	Интервал температур предварительного и сопутствующего подогрева образцов, °С	Общее время нанесения покрытия на образец, с				
У1, У2, У3, У4, У5	20–30	5,3	10,6	15,9	21,2	26,5
У6, У7, У8, У9, У10	60–100	5,3	15,9	26,5	42,4	63,6
Х1, Х2, Х3, Х4, Х5	180–200	26,5	42,4	63,6	95,4	132,5
Р1, Р2, Р3, Р4, Р5	180–200	63,6	95,4	132,5	185,5	265

Оценка адгезионных свойств покрытия производилась путем исследования отпечатка полученного с помощью прибора типа 2140 ТР для измерения твердости по методу Роквелла (ГОСТ 9013) при вдавливании в композицию покрытие–основа алмазного конуса с углом при вершине 120° (радиус закругления 0,2 мм) и общей нагрузке 1500 Н. При этом в основе вокруг отпечатка индентора происходит локальная упруго-пластическая деформация, которая вызывает разрушение покрытия (рис. 5.41).

Между размерами и внешним видом зоны упруго-пластической деформации, с одной стороны, и силами сцепления покрытия с основой, с другой стороны, существует корреляционная связь, на основании которой можно судить об адгезионной прочности покрытия. Сравнительная качественная характеристика адгезионной прочности покрытия нанесенного при разных режимах определялась по трем признакам: наличию отслаивания покрытия и сколов; площади вспучивания; характеру зоны вспучивания (равномерности, видом рельефа). Данный способ уже применялся для качественной оценки адгезионных свойств покрытия к основе с целью определения оптимального режима при нанесении тонкопленочного покрытия TiN методом ионно-плазменного напыления [116].

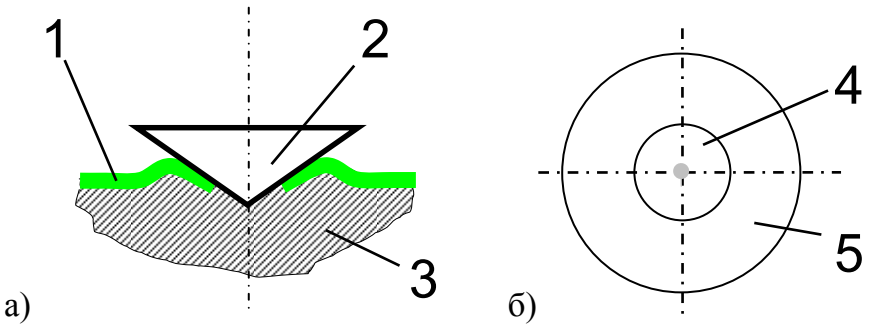


Рис. 5.41. Схема исследования адгезионных свойств покрытия:
а) внедрение алмазного конуса в композицию основа-покрытие;
б) видимые зоны отпечатка; 1- покрытие; 2 – алмазный конус; 3 – основа; 4 – внутренний круг, образованный заглублением алмазного конуса, 5 - наружное кольцо с измененной поверхностью материала

На рис. 5.42, в качестве примера, представлены фотографии отдельных исследованных отпечатков при вдавливании алмазного конуса, сделанных на микроскопе Micromet с помощью цифровой фотокамеры Nikon в белом и монохроматическом свете.

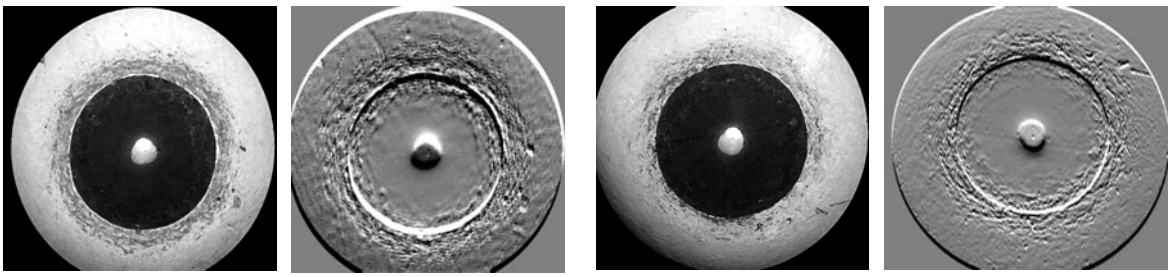


Рис. 5.42. Отпечатки при вдавливании алмазного конуса на поверхности стали У8 с покрытием нанесенным при температуре предварительного подогрева:
а) 20–30 °С; б) 60–100 °С; (в белом и монохроматическом свете; ×200)

Отпечаток состоит из внутреннего кольца, образованного заглублением алмазного конуса в основу материала и наружного кольца с измененной поверхностью материала (см. рис. 5.41). Твердость образцов из стали У8 и Х12М с покрытием соответствовала HRC 57–59, образцов из стали Р6М5 – HRC 62–64. Диаметр внутреннего кольца на образцах из стали У8 и Х12М составлял 0,5 мм, для стали Р6М5 – 0,45 мм.

Из анализа всех образцов, изготовленных в соответствии с табл. 5.5, можно выделить следующие результаты исследований:

1. На исследуемых образцах практически отсутствует отслаивание с выкрашиванием и отделением покрытий. По границе вдавливания индентора имеет место адгезионное разрушение с локальными зонами вздутия и образования сетки трещин.
2. Визуально область упруго-пластической деформации характеризуется изменением внешнего вида зоны, ограниченной наружным кольцом и зоны ограниченной внутренним кольцом, образованной при трении алмазного индентора о покрытие, появлением сетки трещин и вздутием целых объемов покрытия. Выявлено, что на вид зоны упруго-пластической деформации влияет материал подложки (ее твердость, распределение карбидной фазы). Чем выше твердость основы (сталь Р6М5), тем больше область упруго-пластической деформации.
3. Для покрытий, нанесенных при предварительном и сопутствующем подогреве 60–100 °С, в отличие от покрытий, нанесенных при температуре 20–30 °С, при одинаковом времени осаждения имеет место уменьшение зоны упруго-пластических деформаций – образцы У3 и У7, У5 и У8. Таким образом, предварительный и сопутствующий подогрев до оптимальной температуры положительно сказывается на адгезионных свойствах наносимых покрытий.
4. Увеличение длительности осаждения покрытия в пределах конкретного технологического режима и заданной температуры предварительного и сопутствующего подогрева приводят к увеличению зоны упруго-пластической деформации. Так для образцов Х1 и Х5 площадь вспучивания возрастает на 10%, а для образцов Р1 и Р5 – на 12%. При этом характер области упруго-пластической деформации меняется от образования сетки трещин до вздутия целых объемов покрытия. Качественно лучшие адгезионные свойства соответствуют минимальным толщинам покрытия. На основании анализа образцов с разным временем нанесения покрытия можно определить образец, на котором отсутствует отслоение покрытия, и зона упруго-пластической деформации имеет минимальную площадь, следовательно, имеется возможность определения оптимальной длительности нанесения покрытия (например, из всех рассматриваемых образцов наилучшие адгезионные свойства имеют образцы У7 и У8, для которых оптимальное общее время обработки составило 16–28 с).

Таким образом, на основании данных исследований установлено следующее:

- На основании изучения субмикрорельефа поверхностей образцов до и после плазменного безвакуумного нанесения тонкопленочного покрытия можно считать, что в процессе формирования покрытия происходит заполнение впадин шероховатости, а также микродефектов поверхности, увеличивается площадь фактического контакта, а, следовательно, и число связей между покрытием и подложкой, что приводит к росту адгезии и адгезионной прочности. Это является подтверждением микрореологической теории, обосновывающей адгезию покрытия.
- В связи с рентгеноаморфностью наносимого тонкопленочного упрочняющего покрытия можно считать, что механизм образования покрытия идет по схеме пар – жидкость. На поперечном шлифе образца с покрытием наблюдается повторение профиля поверхности основы, отсутствуют отслоения и пористость.
- Сравнительные характеристики адгезионных свойств, оцениваемых склерометрическим методом исследуемого кремнийуглеродо-содержащего покрытия и покрытия TiN, нанесенного методом ионно-плазменного напыления в вакууме показали, что критическая нагрузка, при которой появляются первые сколы и отслоение покрытия из TiN, составляет 35 Н, а для покрытий, нанесенных плазменным безвакуумным методом, – 65 Н, т.е. адгезия покрытия, полученного с помощью дугового плазмотрона почти в два раза выше по сравнению с адгезией покрытия TiN, нанесенного методом ионно-плазменного напыления в вакууме (методом КИБ).
- При исследовании адгезионных свойств при помощи отпечатков, полученных с помощью прибора типа 2140 ТР для измерения твердости по методу Роквелла при вдавливании в композицию покрытие–основа алмазного конуса, выявлено отсутствие отслаивания с выкрашиванием и отделением покрытия. По границе вдавливания индентора имеет место адгезионное разрушение с локальными зонами вздутия и образования сетки трещин. При изучении зон упруго-пластической деформации определено, что предварительный и сопутствующий подогрев положительно сказывается на адгезионные свойства наносимых покрытий – для покрытий, нанесенных при

предварительном и сопутствующем подогреве 60–100 °С, в отличие от покрытий, нанесенных при температуре основы 20–30 °С, при одинаковом времени осаждения имеет место уменьшение зоны упруго-пластических деформаций. Предварительный подогрев при температурах свыше 100 °С снижает показатели адгезии покрытия к основе.

- Увеличение длительности осаждения покрытия в пределах конкретного технологического режима и заданной температуры предварительного и сопутствующего подогрева приводят к увеличению зоны упруго-пластической деформации. Качественно лучшие адгезионные свойства соответствуют минимальным толщинам покрытия.

5.7. Остаточные напряжения поверхностного слоя металла с покрытием

Разработка методов регулирования технологических остаточных напряжений (ОН) в металлах и сплавах является актуальной задачей повышения надежности и долговечности деталей и инструмента. Известно, что ОН, связанные с упругими деформациями, существующими в металле после полного прекращения внешних воздействий, оказывают такое же влияние на материал изделия, как и напряжения, вызываемые эксплуатационной нагрузкой [117–119].

Опыт эксплуатации изделий, используемых в различных областях техники, и многочисленные эксперименты [120–123] показывают, что ОН влияют на износостойкость, коррозионную стойкость и, в целом, на долговечность деталей и инструмента.

Известно, что при всех основных способах нагружения поверхностный слой оказывается в более тяжелых условиях, чем внутренние слои. В поверхностном слое всегда создаются более благоприятные условия для пластического деформирования и разрушения по сравнению с сердцевиной, поскольку здесь имеют место, неуравновешенные атомные связи, облегчен выход дислокаций и вакансий на поверхность, требуется меньше энергии для генерирования дислокаций внешними источниками.

При действии эксплуатационных нагрузок поверхностный слой оказывается также в неблагоприятных условиях, поскольку рабочие напряжения могут складываться с технологическими ОН. Это приводит к принципиальным изменениям напряженности в поверхностном слое, резко возрастают результирующие напряжения, действующие в процессе эксплуатации, полностью меняется эпюра распределения напряжений по сечению детали. В случае действия знакопеременных нагрузок технологические ОН приводят к существенной асимметрии цикла, что также может отрицательно сказываться на работоспособности детали [119]. Если на поверхности детали имеются растягивающие ОН и в процессе эксплуатации возникают растягивающие или знакопеременные напряжения, то уже в первые часы эксплуатации на поверхности могут образовываться микротрещины, микропоры или может происходить раскрытие уже имеющихся микротрещин, которые при неблагоприятных условиях эксплуатации могут привести к разрушению детали. Также установлено, что растягивающие ОН на поверхности увеличивают интенсивность процесса коррозии [120].

Остаточные напряжения на поверхности формируются в процессе изготовления деталей за счет различных технологических процессов: механической обработки, литья, термической обработки, обработки давлением, химико-термической обработки, сварки, нанесения покрытий и др. Причиной образования ОН является возникновение зон с различной степенью деформации, например, из-за разнотолщинности изделий, неоднородности химического состава материала, неоднородности нагрева при обработке [124].

Целесообразно технологический процесс изготовления деталей и инструмента организовывать таким образом, чтобы на участках, подвергающихся при эксплуатации наибольшей деформации, были созданы сжимающие ОН, например, с помощью термических, механических, термомеханических и специальных методов обработки.

К известным методам регулирования ОН [125] относятся: низкотемпературный отжиг, поверхностное пластическое деформирование, акустомеханические способы обработки, термоциклическая обработка.

Низкотемпературный отжиг позволяет снизить общий уровень ОН, устранить концентраторы напряжений, стабилизировать структуру металла.

Поверхностное пластическое деформирование [126] обеспечивает создание условий неравномерной деформации, после которой на поверхности возникают значительные сжимающие ОН, уравновешивающиеся расположенными под поверхностным слоем растягивающими ОН, меньшими по абсолютной величине, и распространяющимися на большую толщину в сравнении с сжимающими ОН.

Акустомеханические способы обработки, к которым относятся ультразвуковая и вибрационная обработка, способствуют перераспределению дислокаций и уменьшению их плотности в зонах скопления. Имеется опыт использования ультразвуковой обработки режущего инструмента для создания оптимальных ОН в поверхностном слое для повышения его стойкости в 2-3 раза [127].

Термоциклическая обработка заключается в проведении нескольких циклов нагрева и охлаждения поверхностного слоя. Имеются рекомендации по созданию сжимающих ОН при применении термоциклической обработки инструментальных сталей [128].

Практически все ответственные детали машин, инструмент, технологическая оснастка, подверженные износу, на заключительной стадии изготовления проходят операцию шлифования (заточку). Операция шлифования характеризуется высокими мгновенными температурами в зоне контакта, возникшими в результате массового скоростного микрорезания большим числом абразивных зерен. Практически всегда процесс шлифования приводит к формированию в поверхностном слое деталей ОН растяжения со значительным разбросом их величины [117, 121]. Кроме этого, обработка металлов шлифованием приводит к образованию на его поверхности большого количества мелких трещин и других дефектов. Последующее полирование уменьшает шероховатость поверхности и удаляет наиболее мелкие трещины. При этом значительное количество трещин остается в поверхностном слое детали. В процессе полирования их вершины «заваливаются» и не обнаруживаются при контроле деталей внешним осмотром. Кроме того, полирование, проводимое с небольшим съемом материала при малом

внешнем усилии обработки, также создает в поверхностном слое изделия растягивающие ОН. Таким образом, в связи с технологической наследственностью на поверхности инструмента, оснастки и деталей после их заточки создаются ОН растяжения, которые могут явиться причиной быстрого их износа и разрушения. Для исключения этого явления целесообразно использовать такую финишную операцию (не изменяющую геометрических характеристик изделия), которая позволила бы создать сжимающие ОН на поверхности металла и, тем самым, обеспечила бы повышение усталостной прочности материала [129]. К таким технологическим операциям относятся поверхностное пластическое деформирование и акустомеханические способы воздействия на материал изделия. При этом первый метод не пригоден для режущего инструмента и технологической оснастки (после их заточки) из-за затупления режущих или формирующих кромок и изменения параметров шероховатости поверхности. При акустомеханических методах эти недостатки отсутствуют, но при этом решается только задача создания сжимающих ОН в поверхностном слое.

С целью определения влияния плазменного безвакуумного нанесения тонкопленочного упрочняющего покрытия, как окончательной финишной операции, на остаточные технологические напряжения в поверхностном слое инструментальных сталей, прошедших механическую, термическую и абразивную обработку были проведены специальные исследования.

Физический механизм возникновения ОН в процессе плазменного безвакуумного нанесения тонкопленочного упрочняющего покрытия связан с формированием на поверхности изделия покрытия. В процессе его осаждения возникают напряжения вследствие различия коэффициентов термического расширения и температуры материала подложки и конденсата, за счет образования межмолекулярных и химических связей покрытия с основой, микрореологических процессов, связанных с заполнение впадин шероховатости, а также – трещин и пор подложки при формировании покрытия.

В качестве образцов использовались пластины размерами 8×80×100 мм, изготовленные из стали Х12М, прошедшие механическую, термическую и абразивную обработки. Условно одна из верхних поверхностей одной из пластин разбивалась на две зоны, одна из зон

закрывалась маской, а на вторую зону производилось нанесение тонкопленочного упрочняющего покрытия. На второй пластине производилось на одной из половин поверхности обработка плазменной струей без нанесения тонкопленочного покрытия. В обоих случаях обработка производилась при предварительном подогреве пластин до 60–80 °С на одном и том же типичном режиме ведения процесса.

Для измерения ОН использовалась аппаратура неразрушающего контроля остаточных и эксплуатационных напряжений в металлах и сплавах «Ситон», которая позволяет определять механические напряжения при измерении амплитудно-фазочастотных характеристик (АФЧХ) [130, 131].

Распределения остаточных напряжений на зоне поверхности пластины № 1 с исходной технологической наследственностью показаны на рис. 5.43-а. Из анализа эпюры напряжений видно, что технологическая наследственность при изготовлении исходных поверхностей предопределяет получение ОН растяжения на всей глубине исследования. Напряжения подповерхностного максимума составляют +230 МПа на глубине 80 мкм от поверхности. По направлению к поверхности обеспечивается плавное снижение растягивающих напряжений и на глубине 10 мкм, ОН достигают значения +50 МПа. Условная экстраполяция кривой эпюры напряжений до нулевой отметки толщины слоя характеризует значение ОН +30 МПа.

Исследование ОН зоны поверхности после плазменного нанесения тонкопленочного упрочняющего покрытия показано на рис. 5.43-б. Анализ кривой ОН упрочненной поверхности характеризуется точкой перехода ОН из растягивающих в сжимающие, которая находится на глубине 10 мкм. Экстраполяция указанной кривой до нулевой отметки глубины h может привести к значению сжимающих ОН на поверхности равному –(60…80) МПа. Сжимающие остаточные напряжения в поверхностном слое металла под покрытием, обусловленные различием температурных коэффициентов линейного расширения материала покрытия и основы и, главным образом, – различием их температур в процессе формирования тонкопленочного покрытия на поверхности металла (см. раздел 5.4), могут служить дополнительным доказательством высокой адгезии тонкопленочного покрытия к подложке (см. раздел 5.6).

На рис. 5.43-в и 5.43-г показано распределение ОН на поверхности пластины № 2 в исходном состоянии и после обработки этой поверхности плазменной струей без нанесения тонкопленочного покрытия. Из анализа рис. 5.43-в и 5.43-г видно, что воздействие плазменной струи на поверхность пластины без нанесения покрытия практически не изменяет знака и распределения ОН по сравнению с исходными напряжениями.

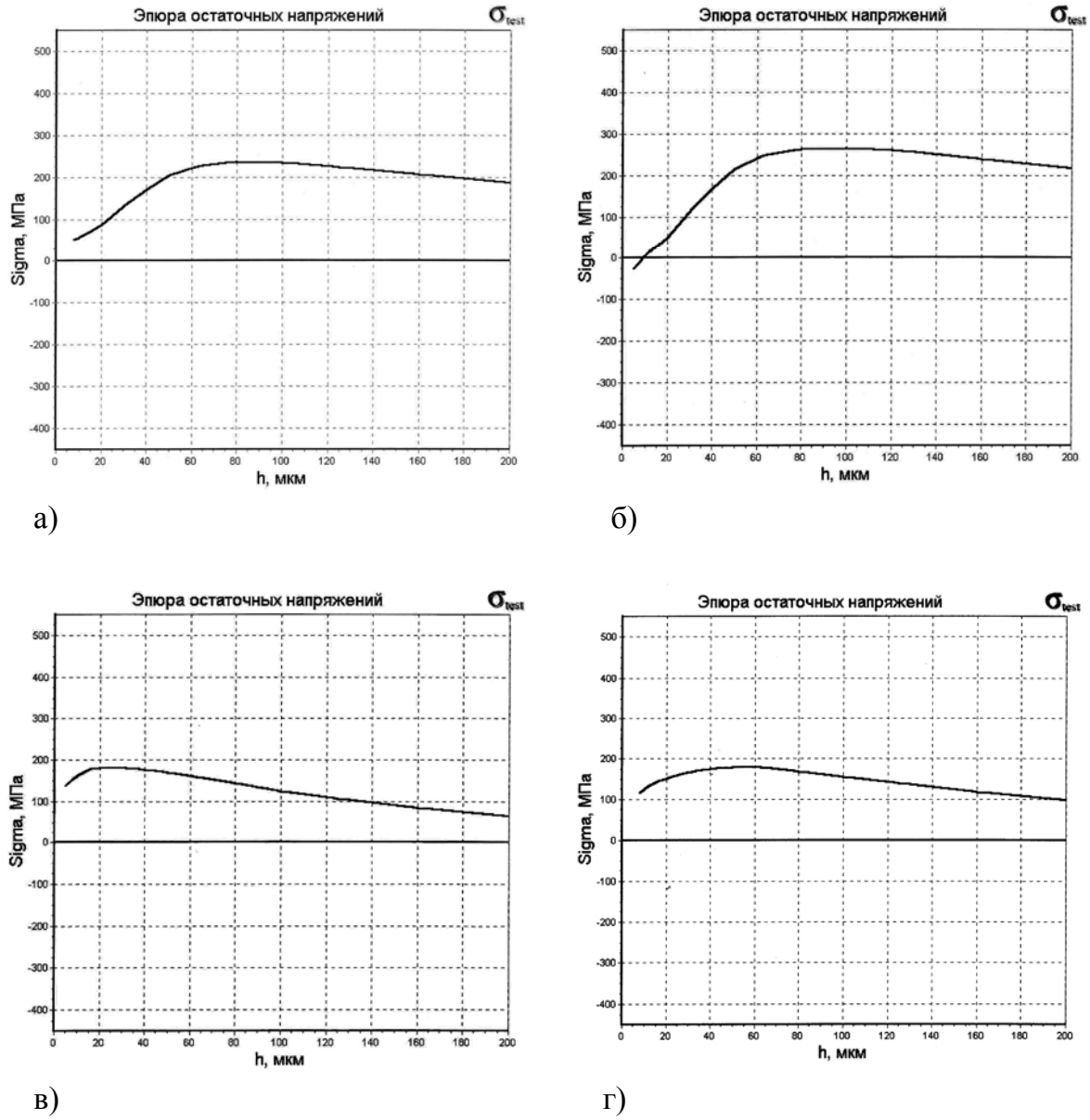


Рис. 5.43. Эпюры остаточных напряжений (ОН), где *h* – глубина залегания ОН: а) на зоне исходной поверхности пластины № 1 без покрытия; б) на зоне поверхности пластины № 1 после нанесения покрытия; в) на зоне исходной поверхности пластины № 2 без покрытия; г) на зоне поверхности пластины № 2, обработанной плазменной струей без нанесения покрытия

Для определения влияния времени нанесения покрытия на значения ОН производилось плазменное нанесение покрытия на образец в виде куба размерами 50×50×50 мм изготовленного из материала 12Х13, прошедшего высокий отпуск и имеющий изначально сжимающие остаточные напряжения. Предварительно перед нанесением покрытия образец подогревался до 60–80 °С. Процесс обработки конкретной грани куба осуществлялся при закрытии остальных граней медным защитным экраном и при циклическом перемещении плазмотрона. Время и условия обработки приведены в табл. 5.6. Процесс нанесения покрытия осуществлялся полосами на режиме: ток 100 А, расход плазмообразующего газа 2,2 л/мин, расход транспортирующего газа 1 л/мин, расход защитного газа 1,2 л/мин, дистанция нанесения покрытия 18 мм.

Таблица 5.6.

Время и условия обработки граней куба

Номер грани куба	Время обработки, мин	Условия обработки
1	8	с нанесением покрытия
2	–	исходная поверхность, без обработки
3	20	с нанесением покрытия
4	8	без нанесения покрытия
5	35	с нанесением покрытия
6	15	без нанесения покрытия

Результаты исследования показали отсутствие значимого влияния времени нанесения покрытия (в диапазоне от 8 до 35 минут для исследованных образцов) на изменения ОН.

Таким образом, из данных исследований следует:

1. Финишная операция – плазменное безвакуумное нанесение тонкопленочного упрочняющего покрытия при минимальном термическом воздействии на основу изменяет знак и создает остаточные сжимающие напряжения в поверхностном слое металла на глубину до 10 мкм.
2. Изменение знака и создание благоприятных остаточных сжимающих напряжений в поверхностном слое металла при плазменном безвакуумном нанесении тонкопленочного упрочняющего покрытия обусловлено формированием тонкопленочного покрытия.

5.8. Твердость тонкопленочного упрочняющего покрытия

Рассмотрим влияние различных факторов на твердость поверхности с нанесенным покрытием.

Характер и интенсивность износа трущихся поверхностей определяются условиями, в которых работает изделие, и такими характеристиками его рабочей поверхности, как шероховатость, твердость, наличие защитного покрытия и др. В зоне контакта трущейся пары наблюдается множество явлений механического и физико-химического взаимодействия материалов, определяющих характер износа их поверхностей [132]. Это – процессы упрочнения и разупрочнения контактирующих участков поверхности за счет их многократного деформирования, выделение теплоты, изменение структуры, окисление, схватывание за счет микросваривания неровностей с последующей эрозией и др. Среди различных теорий трения выделяется молекулярно-механическая (или адгезионно-деформационная) теория, наиболее полно учитывающая процессы, протекающие при трении.

Деформационное взаимодействие проявляется на участках касания шероховатых поверхностей и вызывает многократное деформирование поверхностного слоя неровностями. Механическое воздействие может иметь характер упругого или пластического взаимодействия, а также – микрорезания. Адгезионное взаимодействие возникает при образовании в зоне контакта мостиков микросварки.

Снижению интенсивности и даже подавлению износа согласно молекулярно-механической теории способствует предотвращение образования прочных адгезионных связей в пáрах трения, в том числе, за счет увеличения твердости трущихся поверхностей. Нанесение функциональных тонкопленочных покрытий на трущуюся поверхность способно, с одной стороны, образовать пленочный барьер, предотвращающий схватывание сопрягаемых поверхностей, а с другой – увеличить твердость рабочей поверхности.

Повышение твердости поверхности с покрытием, затрудняя пластическую деформацию и исключая микрорезание, способствует упругому взаимодействию трущихся поверхностей, наиболее благоприятному для повышения износостойкости. Отсюда следует правомерность оценки работоспособности поверхности с

тонкопленочным упрочняющим покрытием по ее твердости (микротвердости).

Сложность измерения твердости тонкопленочных покрытий заключается в том, что при оценке микротвердости при минимальных нагрузках происходит прокалывание покрытия, и фактически измерение в этом случае дает значение микротвердости композиции покрытие-подложка. Очевидно, что с уменьшением нагрузки на индентор глубина отпечатка уменьшается; при этом доля участия покрытия в поверхностной микротвердости возрастает, и результат измерения будет больше соответствовать реальной микротвердости покрытия. Для оценки микротвердости самого тонкопленочного упрочняющего покрытия была использована мягкая подложка – образец из меди с нанесенным покрытием. Полученная зависимость микротвердости от нагрузки на индентор (рис. 5.44) имеет три характерных участка.

При больших нагрузках на индентор (≥50 гс) вклад покрытия в микротвердость не проявляется, т.к. на мягкой подложке покрытие полностью разрушается. При нагрузках 10–50 гс покрытие, хотя и прокалывается индентором, но полного его разрушения в зоне отпечатка не происходит. Некоторое увеличение микротвердости композиции покрытие-подложка отражает реакцию прокалываемого покрытия. При нагрузке 2 гс наблюдается резкое повышение измеряемой микротвердости, свидетельствующее о том, что при малой глубине отпечатка данные измерения приближаются к реальной твердости самого покрытия.

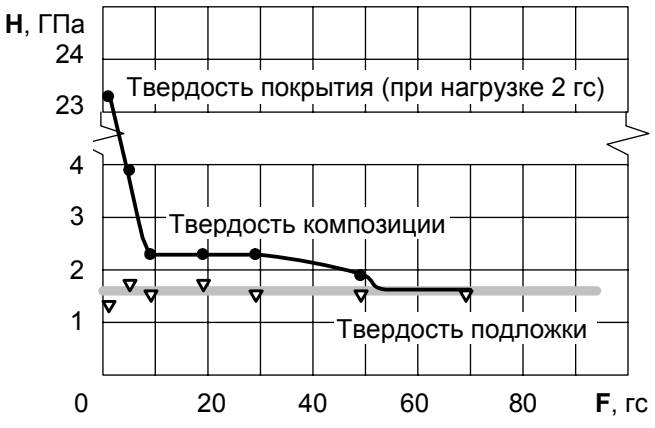


Рис. 5.44. Зависимость микротвердости композиции покрытие-подложка от нагрузки на индентор (основа – медь)

Проведенные совместно с Institut für Fertigungstechnologie

keramischer Bauteile, Universität Stuttgart (Германия) исследования показали, что при нагрузке 0,5 гс и менее максимальная твердость покрытия достигает величины порядка 52 ГПа при модуле упругости покрытия порядка 160 ГПа.

Микротвердость поверхности с покрытием определялась с помощью прибора ПМТ-3 (по ГОСТ 9450-80), а также – на микротвердомере МНТ-10 (фирмы Anton Paar GmbH) с видеоизмерительной системой для световых микроскопов с увеличением ×1700 вдавливанием алмазного индентора Кнупа (имеющего вид пирамиды, две противоположенные грани которой образуют угол 130°, а две другие 172°30').

Сравнение микротвердости поверхностного слоя стали до плазменного безвакуумного нанесения тонкопленочного покрытия и микротвердости композиции покрытие-подложка (при пониженных нагрузках на индентор) показывает, что основной вклад в повышение измеряемой микротвердости упрочненной поверхности вносит покрытие. Это закономерно, поскольку, как было показано ранее [99], насыщения подложки элементами, содержащимися в плазменной струе, не происходит. Следовательно, эффект упрочнения поверхности связан в первую очередь с нанесением тонкопленочного покрытия.

В технологии циклического нанесения покрытия важен выбор оптимальной длительности одного цикла обработки (или скорости движения плазменной струи). Этот параметр режима существенно влияет на уровень нагрева поверхностных слоев подложки и самого наносимого покрытия, что, в свою очередь, сказывается и на свойствах подложки и на условиях формирования покрытия.

С целью изучения влияния длительности цикла обработки $t_{ц}$ на характер изменения микротвердости композиции покрытие-подложка наносилось покрытие в неподвижное пятно при различной длительности цикла – 5, 15, 30 и 60 с на образцы из стали Х12М, имеющие вид куба со стороной 20 мм, прошедшие предварительную термообработку на твердость HRC 60-62. Обрабатываемые образцы помещались в медную водоохлаждаемую оснастку для имитации теплового режима массивного изделия. Режим нанесения покрытия в течение всего эксперимента поддерживался постоянным. Обработка в каждом последующем цикле велась после полного остывания образца. Для каждого варианта

обработки делались не менее 10 замеров микротвердости; при усреднении результатов измерений крайние значения не учитывались.

Как видно из рис. 5.45, по мере роста длительности обработки с увеличением толщины наносимого покрытия возрастает микротвердость композиции покрытие-подложка (в основном – за счет увеличения вклада покрытия). При одинаковом общем времени обработки бóльшую микротвердость имеют образцы с меньшей длительностью единичного цикла $t_{ц}$. Это объясняется уменьшением скорости осаждения покрытия при увеличении температуры подложки и уже нанесенного покрытия, что имеет место при бóльшем времени воздействия плазменной струи на образец в течение длинного цикла. Таким образом, нанесение тонкопленочного упрочняющего покрытия целесообразно проводить более короткими циклами.

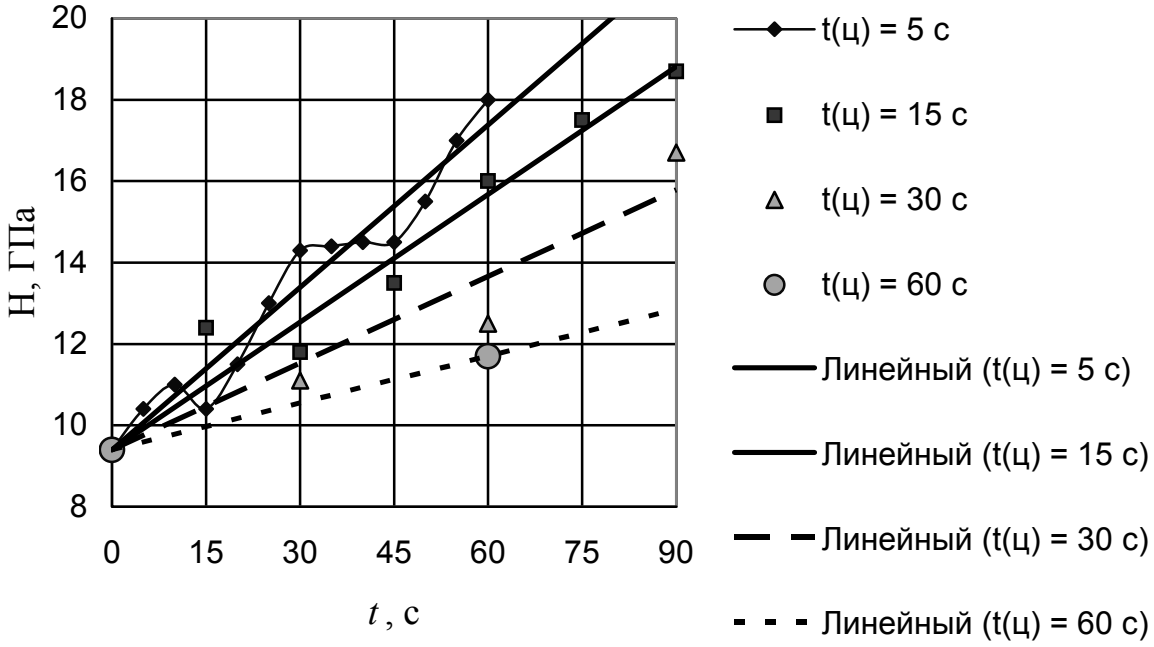


Рис. 5.45. Зависимость микротвердости композиции покрытие-подложка на неподвижных образцах от длительности цикла $t_{ц}$ и общего времени нанесения покрытия

Принцип цикличности нанесения тонкопленочного покрытия использован, в частности, в полученном авторском свидетельстве на изобретение [133].

Как показывают эксперименты, увеличение непрерывного времени нанесения покрытия приводит к росту микротвердости, который довольно

быстро прекращается, достигая «насыщения». Аналогичный характер изменения микротвердости от толщины наблюдается и при ионно-плазменном напылении в вакууме покрытия TiN [116].

Выбор рациональной толщины тонкопленочного покрытия должен учитывать следующие факторы:

- покрытие толщиной более 3 мкм имеет бóльшую шероховатость по сравнению с основой [99];
- покрытие большой толщины, имеющее низкую теплопроводность по сравнению с металлической подложкой, в процессе нанесения нагревается до более высоких температур, что уменьшает скорость осаждения покрытия;
- при превышении оптимальной длительности нанесения покрытия и, соответственно, нанесении более толстого покрытия, начинает доминировать процесс гомогенного образования ультрадисперсных твердых частиц в газовой фазе с выпадением на поверхность изделия пылеобразного налета;
- в покрытиях толщиной более 3–4 мкм иногда могут наблюдаться микротрещины, разделяющие покрытие на блоки размером порядка 150…300 мкм.

Наиболее оптимальной толщиной наносимого тонкопленочного покрытия, является 0,5…3 мкм, причем, как показало большое число производственных испытаний, покрытие даже минимальной толщины – 0,5…1 мкм – в большинстве случаев дает ощутимый упрочняющий результат.

Процесс плазменного безвакуумного нанесения тонкопленочного покрытия при использовании дугового плазмотрона отличается высокой локальностью воздействия. Если сравнить распределение микротвердости композиции покрытие-подложка по радиусу неподвижного пятна покрытия нанесенного с помощью высокочастотного и дугового плазмотрона с плазмохимическим генератором НПХ-5, то можно получить представление о характере воздействия на упрочняемую поверхность этих двух технологий (рис. 5.46). Эксперименты проводились на образцах из стали Х12М диаметром 120 мм толщиной 10 мм, прошедших термообработку и имеющих исходную среднюю микротвердость 8,2 ГПа. Режимы нанесения покрытия с использованием высокочастотного и дугового плазмотрона соответствовали типичным оптимальным значениям данных технологий [134].

Полученные зависимости близки к Гауссову закону нормального распределения; при этом средний эффективный диаметр пятна упрочнения по микротвердости композиции покрытие-подложка составляет:

- при использовании высокочастотного плазмотрона – порядка 70 мм;
- при использовании дугового плазмотрона с плазмохимическим генератором НПХ-5 – порядка 14 мм.

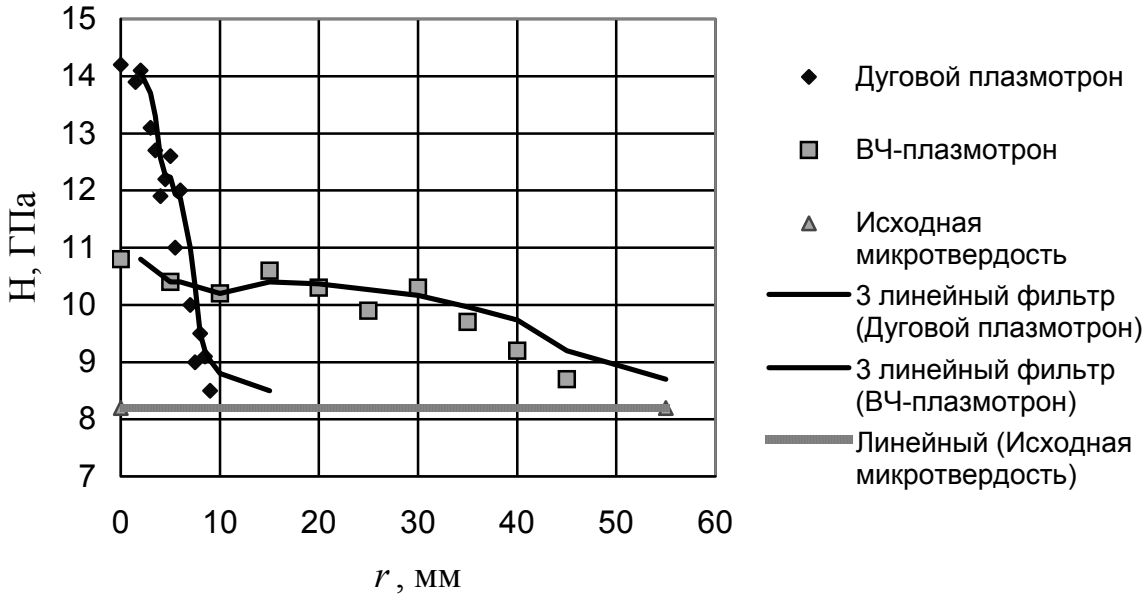


Рис. 5.46. Распределение микротвердости композиции покрытие-подложка по радиусу неподвижного пятна нанесения тонкопленочного покрытия

Продолжая сравнение результатов упрочнения ВЧ и дуговым плазмотроном с плазмохимическим генератором НПХ-5, получаем изменение микротвердости (рис. 5.47) в зависимости от количества циклов ($t_{ц}$ = 10 с).

Ограничение роста микротвердости композиции покрытие-подложка может быть связано с образованием более рыхлых слоев толстого покрытия с низкой когезионной прочностью сцепления [134].

Как видно из рис. 5.47, микротвердость при использовании дугового плазмотрона достигает насыщения за меньшее число циклов-проходов (7 против 11 для ВЧ-плазмотрона) и, фактически, начиная с первого цикла, имеет более высокое значение (особенно, – начиная с 5-го цикла).

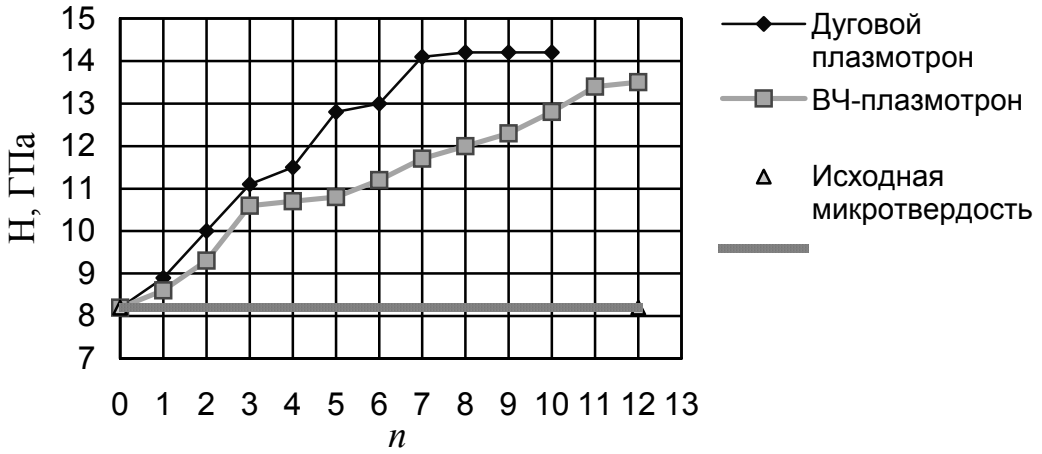


Рис. 5.47. Зависимость микротвердости композиции покрытие-подложка от числа циклов

Для оценки влияния на микротвердость композиции покрытие-подложка регулирующих параметров технологического процесса при плазменном безвакуумном нанесении тонкопленочного упрочняющего покрытия с использованием плазмохимического генератора НПХ-5 были поставлены несколько серий многофакторных экспериментов. В качестве имитаторов малогабаритной технологической оснастки, подвергаемой упрочнению, использовались предварительно закаленные образцы из стали Х12М диаметром 15 мм и толщиной 5 мм с исходной микротвердостью 8,2 ГПа. Образцы располагались в каждом цикле неподвижно под плазменной струей в течение времени цикла $t_{ц}$.

Чтобы оценить степень влияния параметров режима нанесения покрытия вне зависимости от величины интервалов варьирования полученные уравнения регрессии приводились к относительному виду (см. уравнение 3.9).

Анализируя полученное уравнение регрессии (по которому построен рис. 5.48), можно выделить две группы регулирующих параметров режима:

- параметры, определяющие тепловложение в подложку – это дистанция обработки $l_{си}$, расход плазмообразующего газа $G_{п.г}$ и ток сжатой дуги I;
- параметры, непосредственно влияющие на толщину наносимого покрытия – это расходы кремнийсодержащего $G_{к}$ и углеродосодержащего $G_{у}$ реагентов, количество циклов-проходов n и длительность каждого цикла $t_{ц}$.

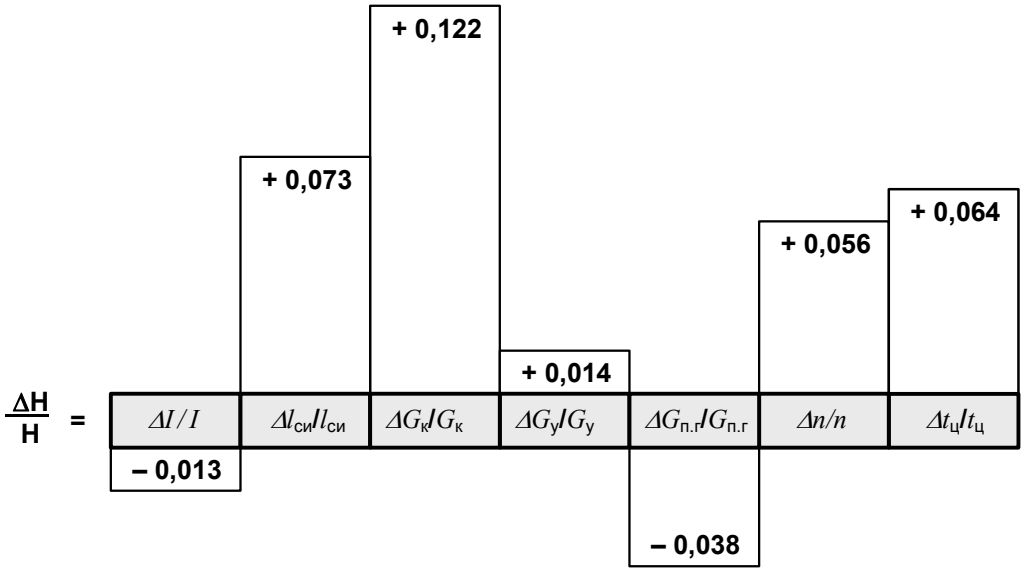


Рис. 5.48. Влияние параметров режима плазменного безвакуумного нанесения тонкопленочного покрытия на микротвердость композиции покрытие-подложка

Как видно из гистограммы (см. рис. 5.48), микротвердость растет с уменьшением тока и расхода плазмообразующего газа и с увеличением дистанции обработки; все это уменьшает тепловложение в обрабатываемое изделие. Увеличение расхода кремнийсодержащего и углеродосодержащего реагентов, количества циклов-проходов и длительности цикла (все это – в ограниченных пределах) способствует росту толщины покрытия и, соответственно, – повышению микротвердости композиции покрытие-подложка. Сила влияния каждого из параметров технологического процесса на микротвердость пропорциональна коэффициентам регрессии, указанным на рис. 5.48.

Как отмечалось ранее, основной вклад в повышение микротвердости композиции покрытие-подложка вносит наносимое тонкопленочное покрытие. Принимая это во внимание, необходимо отметить, что, регулируя параметры режима в направлении уменьшения тепловложения в основу (с целью повышения микротвердости), фактически, тем самым, снижается температура обрабатываемой поверхности и ускоряется процесс осаждения покрытия на поверхности по гетерогенному механизму синтеза твердых продуктов плазмохимических реакций. Таким образом, параметры режима, в основном ответственные за нагрев изделия-подложки ($G_{\text{п.г}}$, I, $l_{\text{си}}$), одновременно в не меньшей степени влияют и на рост толщины наносимого покрытия.

Таким образом, из данных исследований следует:

1. Микротвердость поверхности с тонкопленочным покрытием необходимо оценивать при минимальной нагрузке на индентор – от 2 гс и менее. При нагрузке 2 гс типичная микротвердость композиции покрытие-подложка составляет 14…24 ГПа; при нагрузке 0,5 гс и менее максимальная твердость покрытия достигает величины порядка 52 ГПа.
2. При циклическом нанесении тонкопленочного покрытия для одинакового общего времени обработки бóльшая микротвердость композиции покрытие-подложка соответствует более короткому времени единичного цикла (5…15 с для неподвижного пятна), уменьшающего разогрев основы, что соответствует повышенным скоростям перемещения плазмотрона или изделия.

5.9. Толщина тонкопленочного упрочняющего покрытия

Толщина и равномерность по толщине наносимого покрытия являются важными характеристиками плазменного безвакуумного нанесения тонкопленочного упрочняющего покрытия. В данном разделе рассматриваются следующие вопросы:

1. распределение толщины покрытия по радиусу неподвижного пятна;
2. распределение толщины покрытия поперек полосы упрочнения движущегося пятна;
3. распределение толщины покрытия на развитой поверхности при параллельном нанесении перекрывающихся полос упрочнения.

Первая задача решалась методом, основанном на цветах тонких пленок [135]. Применялись полированные образцы из стали Х12М размером ∅30×30 мм.

Известно, что, падая на тонкую пленку, луч света частично отражается от верхней, а частично от нижней поверхности пленки. В результате возникает интерференционная картина, обусловленная наложением волн. В тонких пленках на поверхности прозрачных и непрозрачных твердых тел оба луча отражаются от оптически более плотной среды с потерей фазы 180°, следовательно, согласно [135] условие усиления волн имеет вид:

$$\lambda = \frac{2 \cdot d \cdot n}{k} \quad , \tag{5.5}$$

где λ – длина волны света; d – толщина пленки; n – показатель преломления пленки, для кварца в среднем равный 1,55 [136]; k – номер кольца данного цвета от внешней границы пятна покрытия, равный 1, 2, 3…

По интерференционной картине, возникающей на поверхности отполированного образца после нанесения тонкопленочного покрытия, можно рассчитать распределение толщины покрытия по радиусу неподвижного пятна. Из выражения (5.5) толщина покрытия равна

$$d = \frac{\lambda \cdot k}{2 \cdot n} \, . \tag{5.6}$$

Принимавшиеся в расчете длины световых волн приведены в табл. 5.7 [135].

Таблица 5.7

Длины световых волн

Цвет	красный	оранжевый	желтый	зеленый	голубой	синий	фиолетовый
λ, мкм	0,69	0,60	0,57	0,53	0,49	0,47	0,42

Если принять распределение толщины покрытия по радиусу неподвижного пятна близким к нормальному закону распределения Гаусса, то

$$F(r) = F_{\text{m}} \exp\left(-\frac{r^2}{R_\delta{}^2}\right), \tag{5.7}$$

где F_{m} – толщина покрытия в центре неподвижного пятна;

R_δ – эффективный радиус по толщине неподвижного пятна покрытия.

Можно из опытов определить эффективный радиус по толщине неподвижного пятна покрытия R_δ

$$R_\delta = \frac{r}{\sqrt{\left(\ln F_{\text{m}} - \ln F(r)\right)}}, \tag{5.8}$$

где r – радиус цветного кольца, где определяется толщина покрытия $F(r)$.

Результаты экспериментов и расчетов по цветам тонких пленок представлены в табл. 5.8.

Среднее значение эффективного радиуса по толщине неподвижного пятна покрытия для типичных режимов обработки, как это следует из

табл. 5.8, составляет $R_\delta = 6{,}86^{+0{,}50}_{-0{,}37}$ мм или, округляя, R_δ = 7 мм, что и будет в дальнейшем приниматься в расчетах.

Аппроксимируя экспериментальные данные по толщине покрытия на неподвижном пятне законом нормального распределения Гаусса, необходимо отметить, что эффективный радиус R_δ=7 мм дает наименьшую сумму квадратов отклонений – 0,0216 мкм^2 (рис. 5.49).

Следует также отметить, что данное значение эффективного радиуса по толщине неподвижного пятна покрытия (7 мм) практически совпадает с эффективным радиусом микротвердости пятна покрытия, определенным по радиальному распределению микротвердости на пятне покрытия (см. рис. 5.46).

Эффективный радиус по толщине неподвижного пятна покрытия R_δ = 7 мм в полтора раза меньше эффективного радиуса пятна тепловвода плазменной струи модернизированного плазмохимического генератора НПХ-5 (R_q = 11 мм) при средней эффективной мощности плазменной струи данного плазмохимического генератора на типичных режимах обработки $Q_{э\text{-}ср}$= 110 Вт.

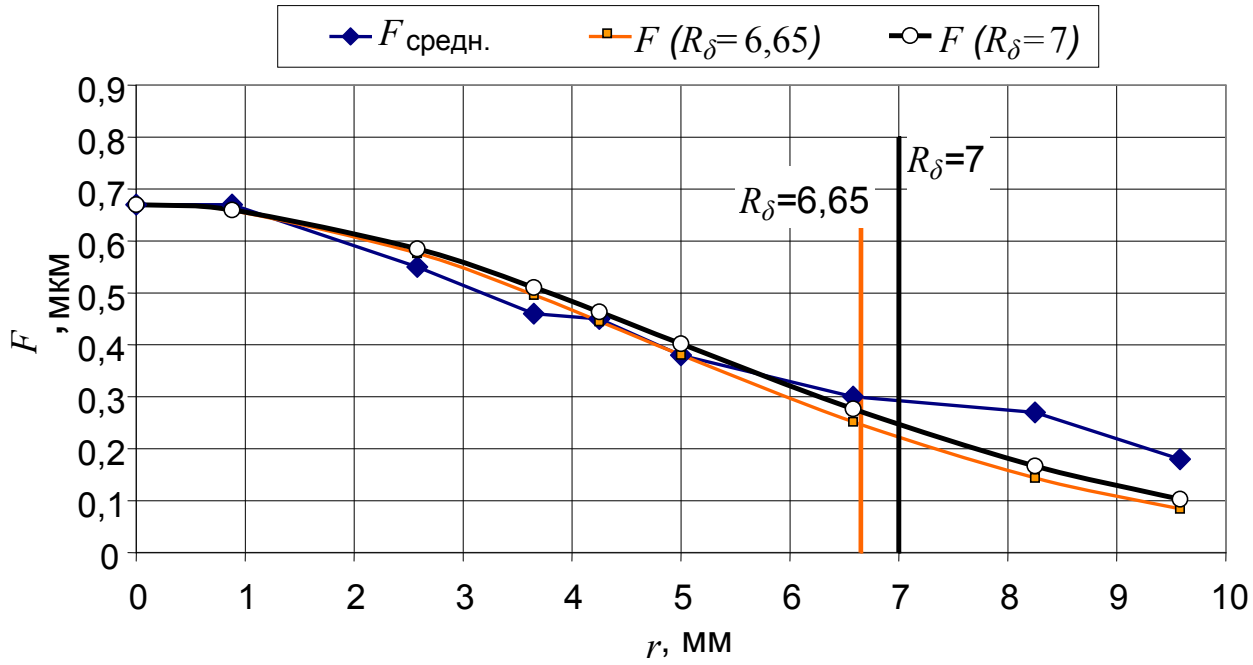


Рис. 5.49. Радиальное распределение толщины покрытия по неподвижному пятну(t_0 = 30 с); $F_{средн}$ – данные эксперимента; F (R_δ=6,65 мм) и F (R_δ =7 мм) – аппроксимация по Гауссу с соответствующим эффективным радиусом толщины покрытия

Таблица 5.8

Определение толщины покрытия на неподвижном пятне по цветам тонких пленок

Время нанесения пятна покрытия, t_0, с	**30**		
Цвет кольца	2-й синий	2-й желтый	2-й красный
Средняя длина волны света λ, мкм	0,47	0,57	0,69
Средний радиус кольца r, мм	6,58	5,0	4,25
Толщина покрытия на радиусе $r - F(r)$, мкм	0,30	0,37	0,45
Цвет центра	3-ий красный		
Средняя длина волны света λ, мкм	0,69		
Толщина покрытия в центре F_m, мкм	**0,67**		
Эффективный радиус пятна покрытия R_δ, мм	7,36	6,49	**6,73**
Средний эффективный радиус пятна покрытия R_δ, мм	**6,86**		

Результаты измерения толщины покрытия по профилограммам, полученным с помощью ИВК «Профиль», разработанном в Санкт-Петербургском государственном институте машиностроения [130, 131], (рис. 5.50) практически совпадают с вышеизложенными результатами применения методики, основанной на цветах тонких пленок. Как видно из рис. 5.50 толщина покрытия линейно растет с увеличением времени обработки.

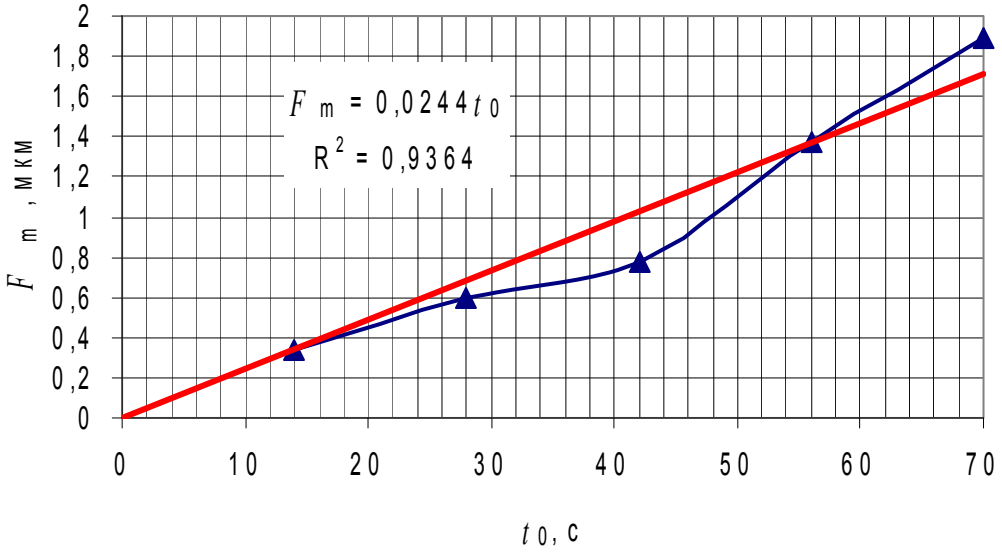


Рис. 5.50. Изменение максимальной толщины покрытия F_m неподвижного пятна от времени его нанесения t_0

Нанесение покрытия на поверхности, сводимые к прямоугольнику

Для движущегося плазмотрона подвижное пятно покрытия будет формировать полосу покрытия, поперечное распределение толщины покрытия в которой определяется интегральным действием плазменного потока с активными реагентами. Целесообразно рассчитать интеграл толщины покрытия на каждой хорде пятна покрытия параллельной оси движения, т.е. площадь вертикального «среза» по хорде в мкм^2 (рис. 5.51).

Длина каждой хорды для текущей координаты y равна (рис. 5.52).

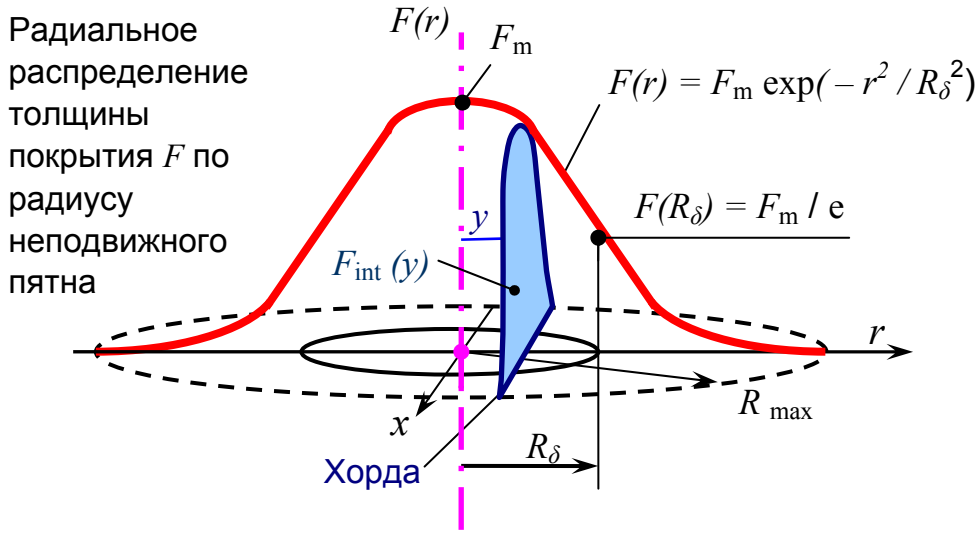
$$2 \cdot a = 2 \cdot \sqrt{\left(R_{\text{m}}{}^2 - y^2\right)}, \tag{5.9}$$

где R_{m} – максимальный радиус неподвижного пятна покрытия.

Можно принять $R_{\text{m}} = 2\ R_\delta$; на этом радиусе толщина покрытия составляет порядка 1,9 % от толщины покрытия в центре неподвижного пятна). Для каждой точки хорды толщина покрытия $F(x)$ определяется с учетом рис. 5.51, 5.52 ($r^2 = x^2 + y^2$) как

$$F(x) = F_{\text{m}} \exp\left(-\frac{r^2}{R_\delta{}^2}\right) = F_{\text{m}} \exp\left(-\frac{x^2 + y^2}{R_\delta{}^2}\right), \tag{5.10}$$

где x – текущая координата x при интегрировании.



$F_{int}\ (y)$ – рассчитываемая площадь вертикального «среза» по хорде (т.е. интеграл толщины покрытия на хорде), мкм^2.

Рис. 5.51. К расчету распределения толщины покрытия поперек полосы обработки

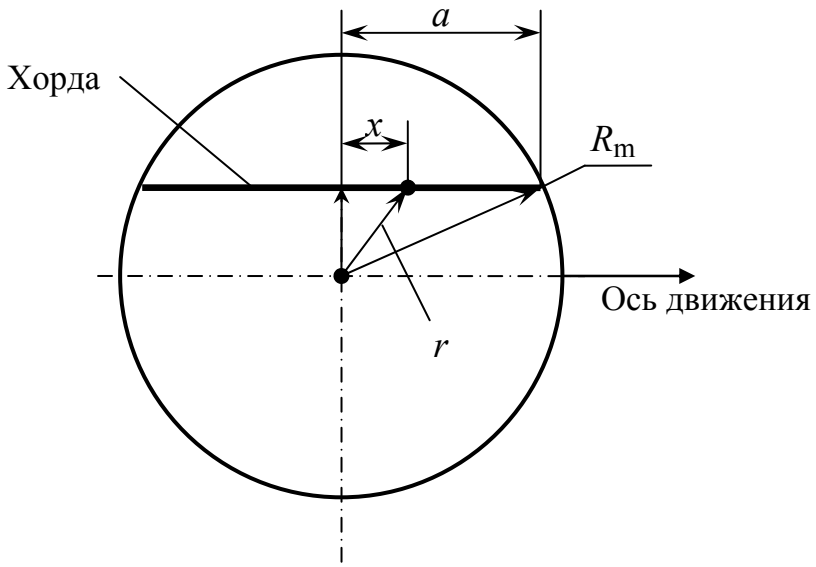


Рис. 5.52. Схема для расчета распределения толщины покрытия поперек полосы обработки

Теперь легко вычислить распределение интеграла толщины покрытия $F_{int}(y)$ поперек неподвижного пятна покрытия:

$$F_{int}(y)=2\int_0^a F(x)\,dx=2\int_0^a F_m\,\exp\left(-\frac{x^2+y^2}{R_\delta^{\,2}}\right)dx. \qquad (5.11)$$

Интеграл толщины покрытия $F_{int}(y)$ пропорционален максимальной толщине покрытия в центре неподвижного пятна покрытия F_m (см. выражение (5.11))

$$F_{int} \propto F_m.$$

Из экспериментов было установлено, что толщина покрытия и связанная с ней микротвердость композиции покрытие-подложка линейно растут до некоторого предельного значения (см. рис. 5.47, седьмой цикл – для длительности единичного цикла t_0 = 10 с).

Предельное время формирования качественного покрытия на неподвижном пятне (с линейной зависимостью от времени) обозначим как $t_{0\,max.}$

Имея распределение интеграла толщины покрытия поперек неподвижного пятна $F_{int}\ (y)$, можно рассчитать распределение толщины покрытия $F(y)$ поперек полосы, формируемой пятном, движущимся на некотором расчетном пути L.

Для неподвижного пятна толщина покрытия пропорциональна времени, т.е. $F_{\text{m}} \propto t$ (линейно в пределах до $t_{0\,\max}$ = 60…70 с). Можно использовать линейное уравнение связи толщины покрытия F_{m} с временем обработки t_0 с индексом корреляции 0,9364 (рис. 5.50):

$$F_{\text{m}} = 0.0244 \cdot t_0 . \tag{5.12}$$

Интеграл толщины покрытия тоже будет пропорционален времени обработки – $F_{\text{int}} \propto t$, а тогда толщина покрытия для полосы, формируемой подвижным пятном, F_V на некотором расчетном пути L за один проход будет (при $V \neq 0$):

$$F_V = F_{\text{int}} \frac{t_V}{t_0} \frac{1}{L} = F_{\text{int}} \frac{t_V}{t_0 \cdot V \cdot t_V} = \frac{F_{\text{int}}}{t_0 \cdot V}, \tag{5.13}$$

где $L = V \cdot t_V$ – расчетная длина полосы упрочнения при плазменном безвакуумном нанесении покрытия; t_V – время движения пятна покрытия на пути L; t_0 – время действия неподвижного пятна (в опытах по определению F_{m} и R_δ) ($t_0 \leq t_{0\,\max}$).

Как видно, время$\cdot t_V$ движения пятна покрытия на пути L в числителе и знаменателе формулы (5.13) сокращается, следовательно, толщина покрытия на полосе упрочнения зависит только от $F_{\text{int}}(F_{\text{m}}, R_\delta)$, t_0 и V. С ростом скорости движения V на расчетном пути $L = V \cdot t_V$ уменьшается время t_V (считаем $L = const$), а с уменьшением скорости V растет t_V, но согласно исходным данным толщина покрытия линейно растет только в пределах времени $t_{0\,\max}$.

В принятой модели расчета учитывается все покрытие, распределенное по пятну максимальным радиусом R_{m}, следовательно, на минимальном расчетном пути $L_{\min} = 2 \cdot R_{\text{m}}$ должно выполняться условие

$$t_{V\,\max} \leq t_{0\,\max} . \tag{5.14}$$

Чтобы выполнялось условие (5.14) линейной связи толщины покрытия с временем действия плазмы на упрочняемую поверхность, скорость движения должна быть не меньше допустимого минимального значения, определяемого как

$$V_{\min} = \frac{L_{\min}}{t_{0\,\max}} . \tag{5.15}$$

Если принять за минимальный расчетный путь подвижного пятна $L_{\min}$ максимальный диаметр пятна покрытия $2R_{\text{m}} \approx 4 \cdot R_{\delta}$ чтобы учесть все покрытие, распределенное по пятну; (на радиусе равном $2 \cdot R_{\delta}$ толщина покрытия составляет 1,9% от толщины покрытия в центре неподвижного пятна покрытия):

$$L_{\min} = 2R_{\text{m}} = 4R_{\delta},$$

то для выполнения условия (5.15) допустимая минимальная скорость движения будет

$$v_{\min} = \frac{L_{\min}}{t_{v\,\max}} = \frac{4 \cdot R_{\delta}}{t_{0\max}}. \qquad (5.16)$$

При $t_{0\ \max}$ = 60 с и R_{δ} = 7 мм получаем $v_{\min}$ = 0,47 мм/с. Чтобы исключить перегрев обрабатываемого изделия при плазменном безвакуумном нанесении упрочняющего покрытия обычно скорости движения плазмотрона превышают (7…10) мм/с и, как правило, не опускаются ниже 3 мм/с. Таким образом, принятая расчетная модель будет адекватно описывать реальный процесс получения упрочняющего тонкопленочного покрытия.

Для поверхностей с явно выраженными локальными участками (кромка вырубного штампа, лезвие ножа и т.п.) при повторных проходах суммируются максимальные толщины по оси одиночных полос покрытия, накладываемых одна на другую (рис. 5.53).

Для длины полосы, например, L = 100 мм время одного полного прохода при нанесении покрытия для скорости v = 10 мм/с будет равно $t_{\text{п}}$ = 10 с, а для 20 полных проходов общее время обработки $t_{\text{об}}$, пропорциональное числу полных проходов $n_{\text{п}}$ ($t_{\text{об}} = t_{\text{п}} \cdot n_{\text{п}}$), равно 200 с. За 20 полных проходов формируется покрытие толщиной F = 0,55 мкм. По краям одиночной расчетной полосы покрытия шириной 8 мм толщина покрытия в данном случае составляет 0,4 мкм, т.е. на 27 % меньше, чем на оси полосы, что не сказывается на эксплуатационных характеристиках упрочненных изделий.

Производительность P для расчетной ширины полосы покрытия $b_{\text{р}}$= 8 мм будет

$$P = \frac{L \cdot b_{\text{р}}}{t_{\text{об}}}$$

или: $P = 100 \cdot 8 / 200 = 4$ мм^2/с.

Производительность нанесения для одиночных полос покрытия можно брать ($4 \cdot F = 2{,}2$) по формуле:

$$P = 2{,}2 / F\,, \qquad 5.17$$

где P – в мм^2/с; F – в мкм.

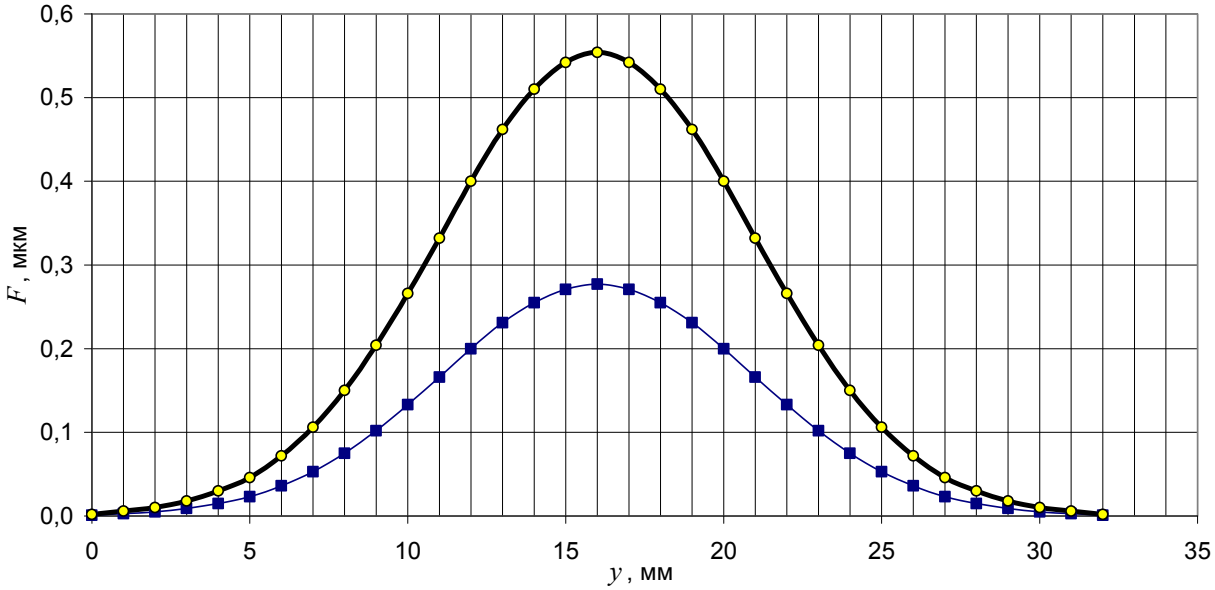


Рис. 5.53. Распределение толщины покрытия поперек одиночной полосы упрочнения при $R_\delta = 7$ мм для 10 (■) и 20 (○) полных проходов

Согласно формуле (5.13) для $t_0 = 30$ с и скорости движения равной, например, $v = 10$ мм/с получаем распределение толщины покрытия поперек одиночной полосы упрочнения для 10 и 20 полных проходов (рис. 5.53).

Расчетную ширину полосы наносимого покрытия можно принять равной 8 мм. При этом в границах такой полосы толщина покрытия будет не менее 72% от максимальной толщины на оси полосы (см. рис. 5.53).

При наложении параллельных полос упрочнения (рис. 5.54) с шагом 8 мм (при $R_\delta = 7$ мм) за 10 полных проходов получаем при суммировании 7-ми, 5-ти, 4-х и 3-х полос толщину покрытия $F = 0{,}430_{-0{,}003}$ мкм (напомним, что для неподвижного пятна толщина покрытия в центре за 30 с была 0,67 мкм). Даже для 2-х параллельных полос упрочнения с шагом 8 мм толщина покрытия достигает 0,4 мкм, т.е. всего на 7 % меньше

наибольшей толщины данного режима 0,43 мкм. Покрытие имеет высокую равномерность – для семи (и более) параллельных полос упрочнения отклонения от наибольшей толщины покрытия не превышают –0,4 % (рис. 5.54).

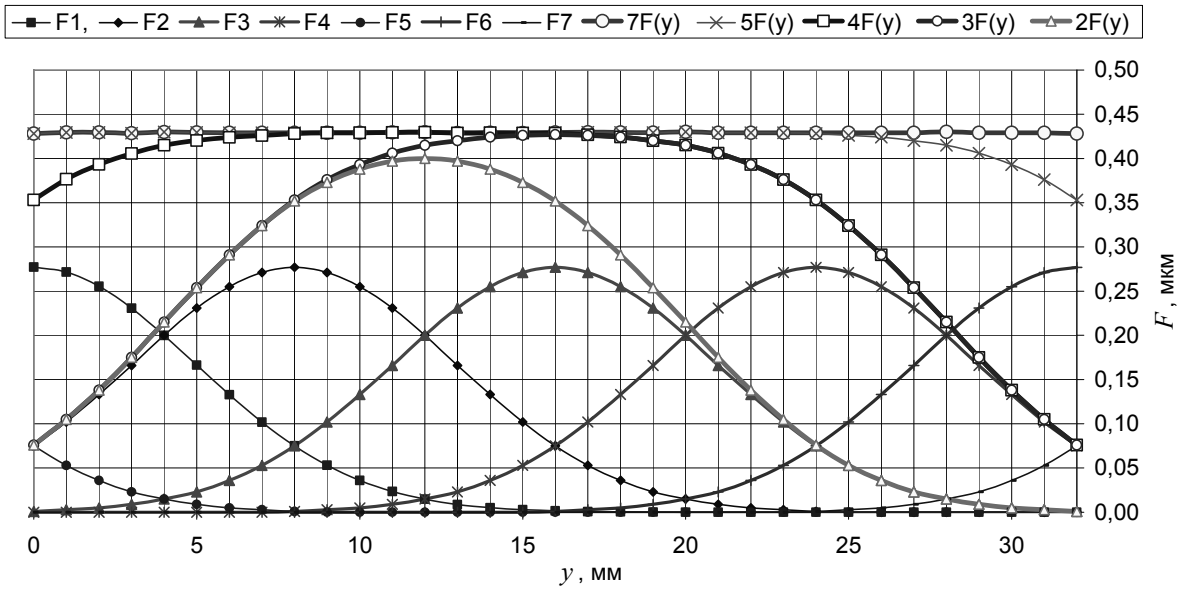


Рис. 5.54. Распределение толщины покрытия поперек параллельных полос упрочнения при R_δ = 7 мм и шаге 8 мм (10 полных проходов) для отдельных полос (№№ F1…F7) и суммы 2, 3, 4, 5 и 7-ми полос (2 F(y)… 7 F(y))

Если взять поверхность, подлежащую нанесению покрытия, с размерами 100 х 80 мм и обрабатывать ее десятью параллельными полосами шириной по 8 мм, то общая длина прохода при обработке будет L = 10·100 = 1000 мм. Время одного полного прохода при обработке данной площади при скорости v = 10 мм/с будет

$$t_{\text{п}} = \frac{L}{v}, \text{ т.е. } t_{\text{п}} = 1000 / 10 = 100 \text{ с.}$$

Общее время обработки $t_{\text{об}}$ пропорционально числу полных проходов $n_{\text{п}}$**:** $t_{\text{об}} = t_{\text{п}} \cdot n_{\text{п}}$. При $n_{\text{п}}$ = 10 и $t_{\text{п}}$ = 100 с имеем $t_{\text{об}}$ = 1000 с.

За 10 полных проходов формируется покрытие толщиной F = 0,43 мкм.

Производительность P будет

$$P = \frac{S}{t_{\text{об}}}$$

или: P = 8000 / 1000 = 8 мм^2/с.

При этом коэффициент K в числителе формулы для производительности процесса нанесения покрытия P при толщине покрытия $F = 0{,}43$ мкм будет: $K = P \cdot F = 8 \cdot 0{,}43 = 3{,}44$.

Таким образом, можно для развитых поверхностей (поверхности гибочных штампов, прессформ, цилиндрические поверхности и др.) с числом локальных участков $K_{уч} \geq 2$ можно брать производительность нанесения покрытия:

$$P = 3{,}44 / F, \qquad 5.18$$

где F – в мкм; P – в мм^2 / с.

При этом даже для двух параллельных полос с шагом 8 мм реальная толщина покрытия будет отличаться от заданной менее, чем на 7%.

Получение равномерного покрытия на поверхностях, имеющих вид круга

При плазменном безвакуумном нанесении тонкопленочного упрочняющего покрытия на поверхностях инструмента, имеющих вид круга, возникает проблема получения покрытия с равномерной толщиной по всей поверхности круга. Особенно это важно, например, для инструмента типа штемпелей для чеканки монет и т.п. Задача осложняется тем, что толщина покрытия может составлять доли микрометра.

Как показано на рис. 5.55, плазменная струя с активными реагентами, формирующими тонкопленочное упрочняющее покрытие, движется по кольцевой траектории радиусом s_m. Движущееся по этой траектории пятно плазменной струи формирует покрытие, которое в случае неподвижного пятна за время t_0 создает на поверхности покрытие с гауссовым распределением толщины покрытия по радиусу r пятна $F(r)$, см. выражение 5.7.

Необходимо рассчитать интеграл толщины покрытия $F_{int}(y)$ на следе цилиндрической поверхности радиусом y (рис. 5.55).

При заданном y значение катета x для текущего угла α равно

$$x = y \cdot \sin\alpha .$$

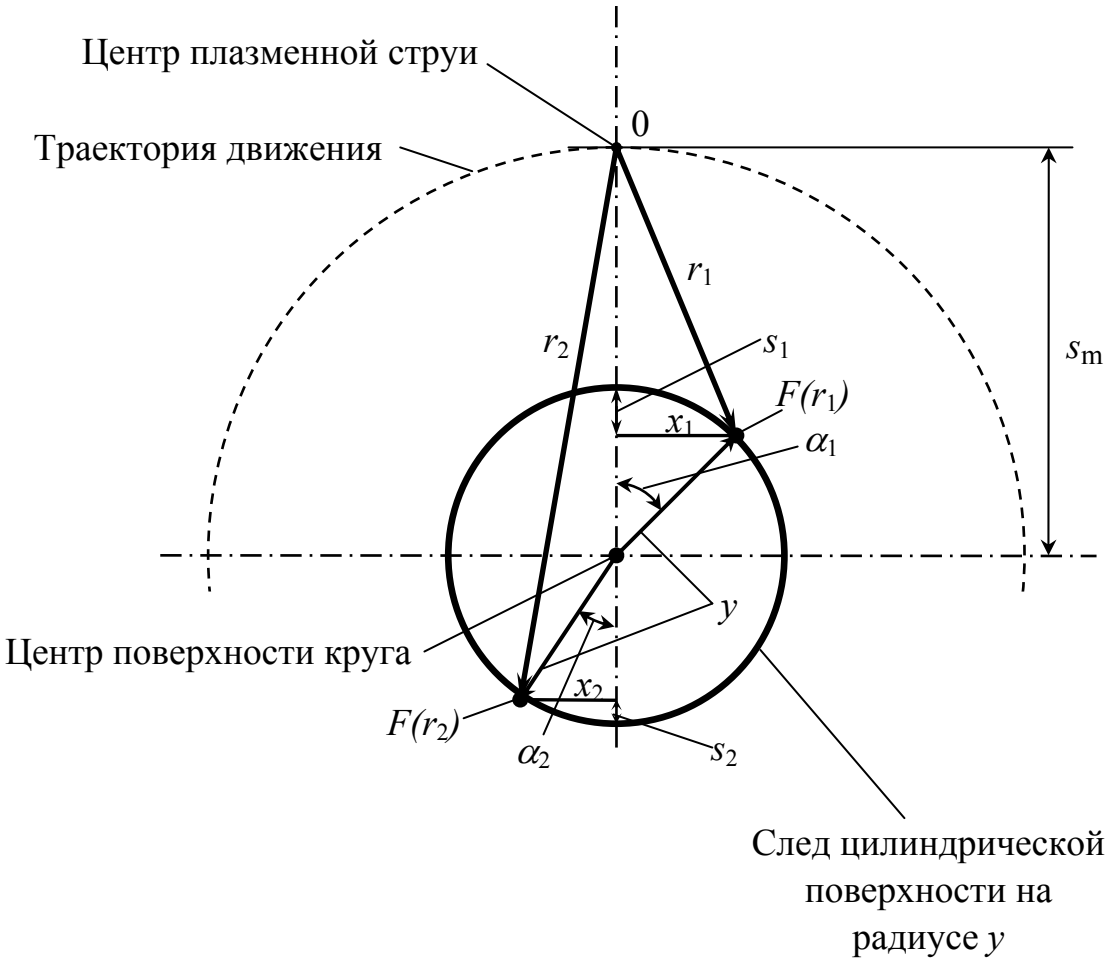


Рис. 5.55. Схема 1 к расчету распределения толщины покрытия по радиусу круга $y \le s_m$

Высота сегмента s равна

$$s = 2 \cdot y \cdot \sin^2\left(\frac{\alpha}{2}\right),$$

где угол α – в радианах.

Радиус r_1 пятна на текущем угле α для дуги, расположенной ближе к центру плазменной струи «0» будет равен (см. рис. 5.55):

$$r_1 = \sqrt{x_1^{\,2} + \left(s_m - y + s_1\right)^2},$$

а для дуги, расположенной дальше от центра плазменной струи (см. рис. 5.56)

$$r_2 = \sqrt{x_2^{\,2} + \left(s_m + y - s_2\right)^2}.$$

Шаг интегрирования dh по дуге четверть-окружности определим как

$$dh = \left(\frac{\pi}{2} \cdot y \right) / n ,$$

где n – число шагов интегрирования (при численном интегрировании по методу парабол Симпсона n – четное число).

С учетом симметричности картины относительно вертикальной оси на рис. 5.57 можно интегрировать в пределах угла α от 0 до $\pi / 2$ отдельно для r_1 и r_2. Тогда

$$F_{\text{int}}(y) = 2 \cdot \int_0^{\pi/2} F_{\text{m}} \left[\exp\left(-\frac{r_1^2}{R_\delta^2} \right) + \exp\left(-\frac{r_2^2}{R_\delta^2} \right) \right] dh .$$

Приведенные выше выкладки действительны для $y \le s_{\text{m}}$.

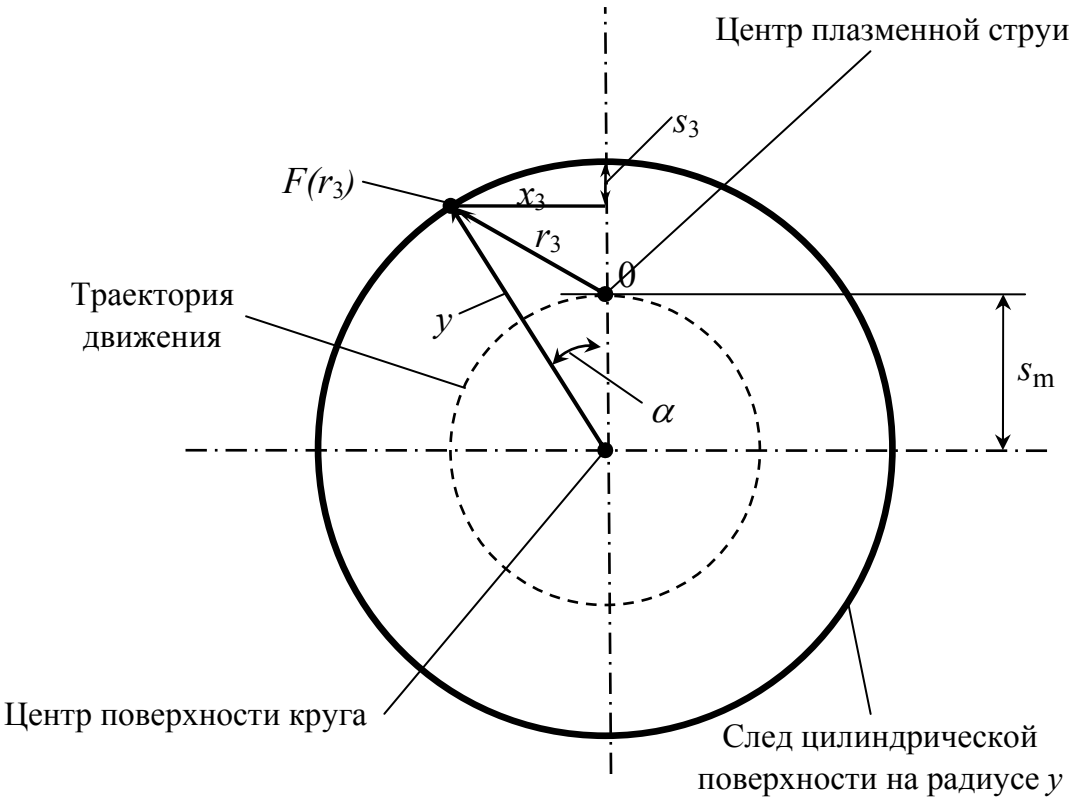


Рис. 5.56. Схема 2 к расчету распределения толщины покрытия по радиусу круга $y > s_{\text{m}}$

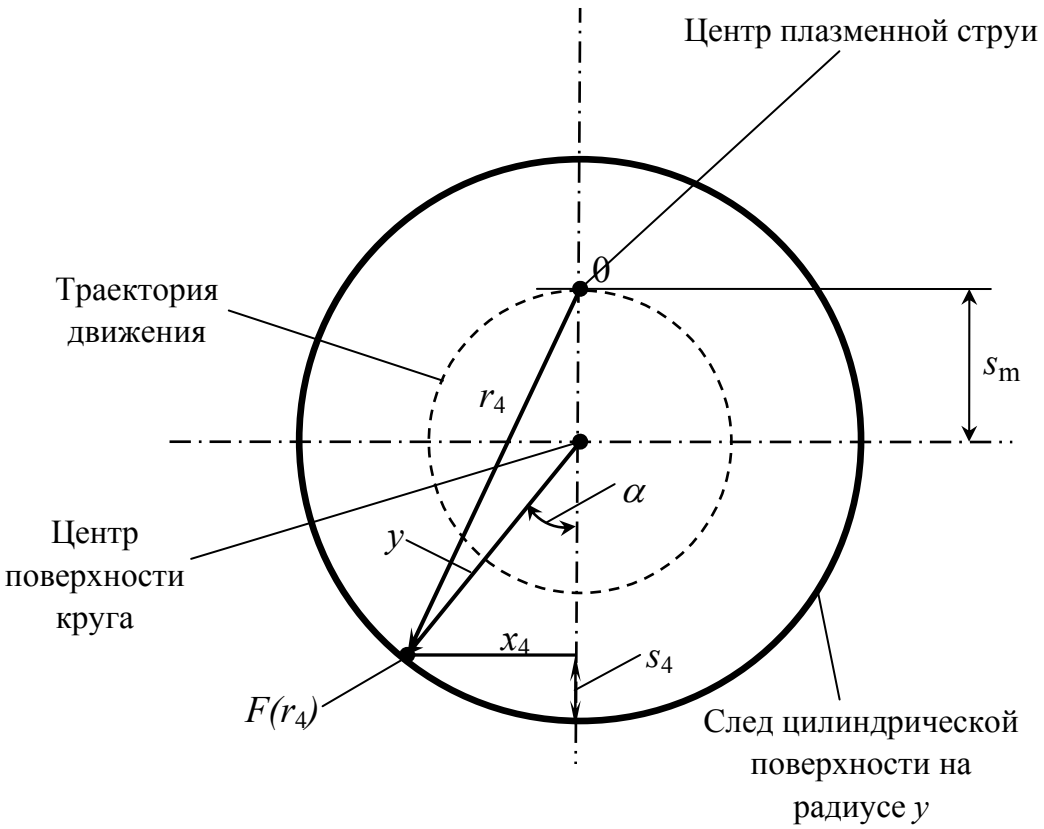


Рис. 5.57. Схема 3 к расчету распределения толщины покрытия по радиусу круга $y > s_m$

Для $y > s_m$ радиусы r_1 и r_2 при интегрировании заменяются на радиусы r_3 и r_4, рассчитываемые по следующим формулам (рис. 5.56 и 5.57):

$$r_3 = \sqrt{x_3^{\,2} + \left(y - s_m - s_3\right)^2} ,$$

$$r_4 = \sqrt{x_4^{\,2} + \left(y + s_m - s_4\right)^2} .$$

В результате интегрирования получаем зависимость интеграла толщины покрытия $F_{int}(y)$ на следах цилиндрических поверхностей от текущего радиуса y этих поверхностей.

Для неподвижного пятна толщина покрытия пропорциональна времени, т.е. $F_m \propto t_0$ (линейно в пределах до $t_{0\ max}$), следовательно, и $F_{int} \propto t_0$, а тогда толщина покрытия для полосы, формируемой подвижным пятном, F_v на некотором расчетном пути $L = 2 \cdot \pi y$ за время t_v будет (при $v \neq 0$):

$$F_v(y)=F_{\text{int}}(y)\frac{t_v}{t_0}\frac{1}{L}=F_{\text{int}}(y)\frac{t_v}{t_0\cdot 2\cdot\pi\cdot y},$$

где $L = 2\cdot\pi y$ – длина окружности радиусом y; t_v – время движения пятна покрытия на пути L; t_0 – время, за которое в центре неподвижного пятна образуется покрытие с заданной толщиной F_{m}.

Для неподвижной точки в центре круга, где $y = 0$, толщина покрытия рассчитывается с учетом времени обработки t_v по формуле:

$$F(0)=F_{\text{m}}\cdot\exp\left(-\frac{s_{\text{m}}^{\,2}}{R_\delta^2}\right)\cdot\frac{t_v}{t_{\text{o}}},$$

где s_{m} – радиус кольцевой траектории, по которой движется центр пятна плазменной струи; R_δ – эффективный радиус неподвижного пятна покрытия.

С целью удобства использования алгоритма расчета была разработана компьютерная программа построения распределения толщины покрытия по радиусу круга для выбора оптимальных параметров нанесения покрытия, обеспечивающих максимальную равномерность толщины покрытия на всей упрочняемой площади круга (рис. 5.58).

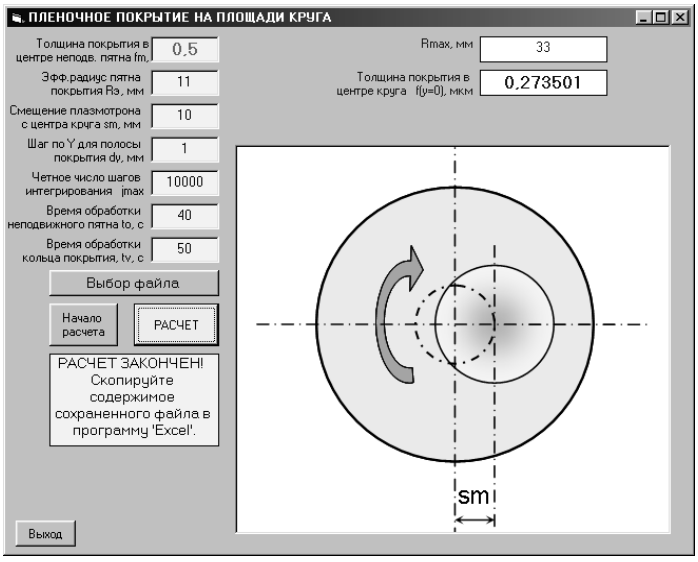


Рис. 5.58. Окно компьютерной программы для построения распределения толщины покрытия по радиусу круга и для выбора оптимальных параметров обработки

Пример результатов расчета приведен на рис. 5.59–5.60.

В рассматриваемом примере при исходных данных для неподвижного пятна F_{m} = 0,67 мкм, R_δ = 7 мм и t_0 = 30 с за время обработки круга на первом кольце $t_V = 50{,}5_{-0{,}5}$ с формируется покрытие с толщиной *F(y)*, приведенной в графике R_1=5,6 мм, рис. 5.59. Отклонение толщины покрытия от расчетной (0,7 мкм) на радиусе круга не превышает (–0,002…–0,005) мкм, т.е. (–0,3…–0,7) % (рис. 5.60).

При наложении концентрических колец покрытия его толщина суммируется (см. рис. 5.59). Чтобы получить максимальную равномерность покрытия на всей площади круга следует первое кольцо обрабатывать со смещением $s_{\text{m1}} = 0{,}8\ R_\delta$, а шаг смещения для последующих колец брать равным эффективному радиусу толщины неподвижного пятна покрытия R_δ.

Время(в секундах) обработки первого кольца радиусом R_1 можно брать по эмпирической формуле:

$$t(1)=50{,}5\,\frac{F}{0{,}7},$$

где F – расчетная толщина покрытия, мкм.

Время обработки последующих колец берется пропорциональным их смещению, т.е. радиусу кольца *R(i)*:

$$t(i)=50{,}5\frac{R(i)}{R_1}.$$

В табл. 5.9 приведены результаты расчета параметров обработки поверхности круга при расчетной толщине покрытия 0,7 мкм.

Таблица 5.9

Параметры обработки поверхности круга при расчетной толщине покрытия 0,7 мкм

Максимальный диаметр круга, мм	25	67	109
Число колец покрытия	3	6	9
Суммарное время обработки, с	337,5	1237,5	2700
Толщина покрытия, мкм	$0{,}7000_{-0{,}005}$		
Отклонение толщины покрытия, %	–0,7 %		

Исследования показывают, что уже при такой толщине пленочное упрочняющее покрытие повышает стойкость инструмента в несколько раз.

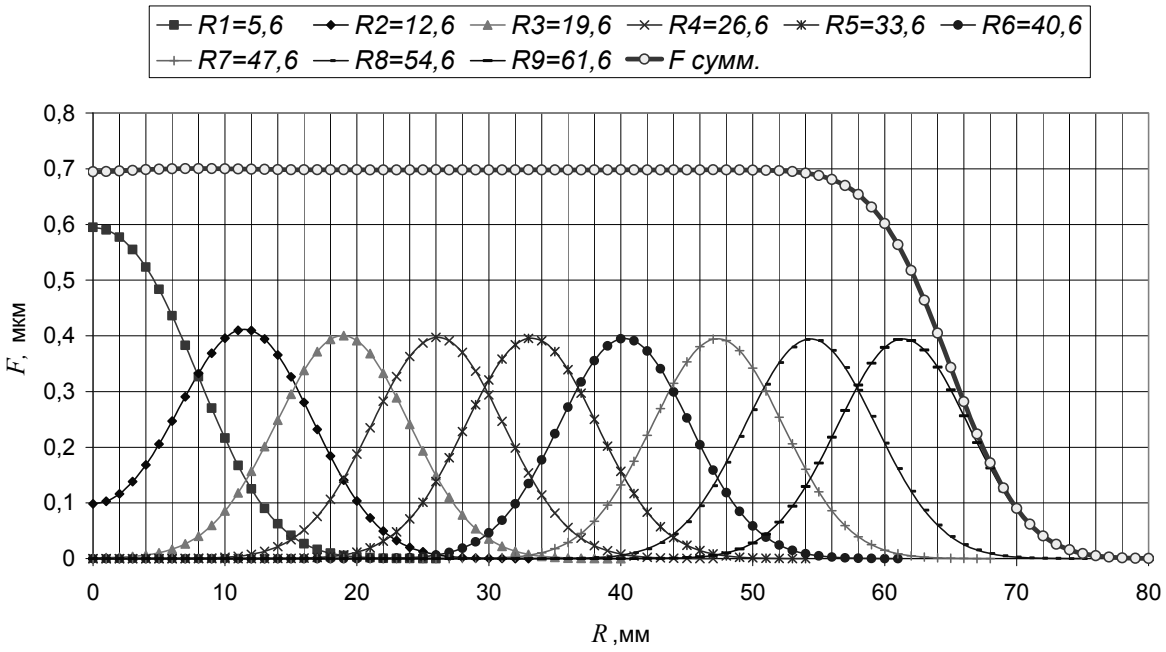


Рис. 5.59. Распределение толщины покрытия по радиусу круга, упрочняемого кольцевыми концентрическими проходами (R_δ = 7 мм; t_1 = 50,5 с)

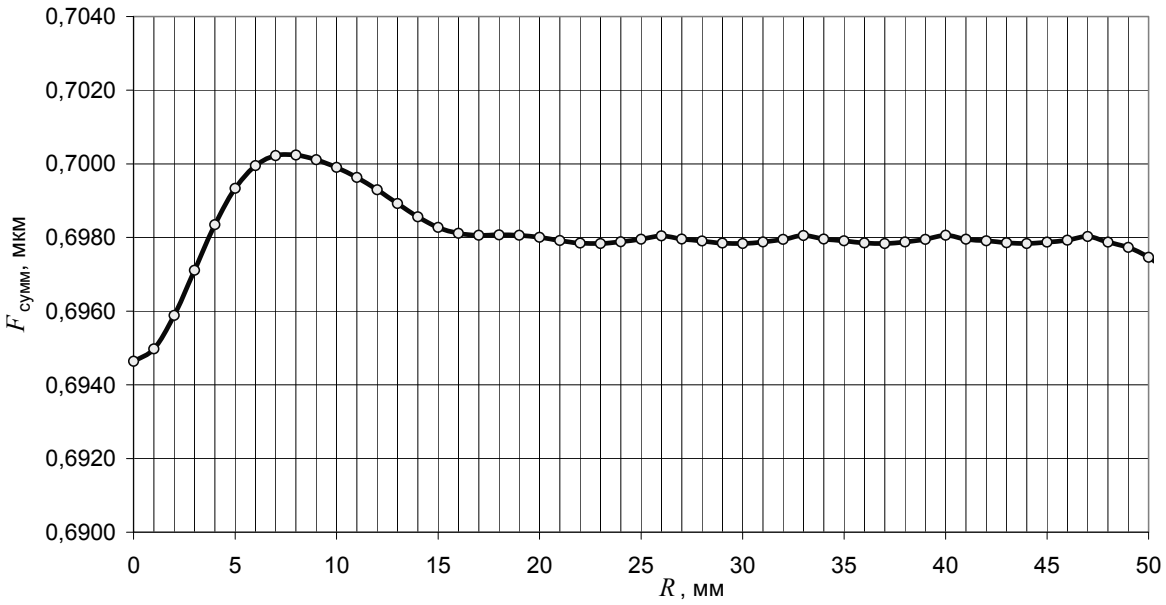


Рис. 5.60. Отклонение толщины покрытия от расчетной на радиусе круга, упрочняемого кольцевыми концентрическими проходами (R_δ = 7 мм; t_1 = 50,5 с)

При использовании разработанной компьютерной программы можно подобрать и другие сочетания смещения колец покрытия и времени их обработки. При этом расчетную производительность обработки можно предварительно оценивать по формуле:

$$P = \frac{K_n}{F},$$

где P – в мм^2/с, а толщина покрытия F – в мкм.

Коэффициент K_n можно оценить через максимальный возможный радиус круга R_{m}:

$$K_n = 0{,}33\sqrt{R_{\text{m}}}.$$

Максимальный радиус круга R_{m} равен:

$$R_{\text{m}} = (K-1)\cdot R_\delta - 1{,}5,$$

где K – число колец упрочнения, которое можно рассчитать как:

$$K = \text{Int}\left[\frac{r_{\text{к}} - 0{,}8\cdot R_\delta}{R_\delta} + 3\right],$$

где $r_{\text{к}}$ – радиус обрабатываемой круглой поверхности; R_δ – эффективный радиус толщины неподвижного пятна покрытия; Int – функция, приводящая аргумент к ближайшему меньшему целому.

Таким образом, из проведенных исследований следует:

- Эффективный радиус неподвижного пятна покрытия R_δ в полтора раза меньше эффективного радиуса пятна тепловвода струи плазмы R_q и для плазмохимического генератора НПХ-5 равен в среднем 7 мм при эффективной мощности плазменной струи для типичных режимов обработки – 110 Вт.
- Толщина покрытия на полосе упрочнения зависит от толщины покрытия в центре неподвижного пятна F_{m}, времени его формирования t_0, от скорости движения плазмотрона v и от числа полных проходов N.
- Чтобы выполнялось условие линейной связи толщины покрытия с временем действия плазмы на упрочняемую поверхность, скорость движения плазмотрона v должна быть не меньше допустимого минимального значения, определяемого максимальным радиусом пятна покрытия (прибл. $2R_\delta$) и максимальным временем формирования неподвижного пятна ($t_{0\,\max}$): $v_{\min} = 4R_\delta / t_{0\,\max}$. На реальных режимах нанесения покрытия скорости движения всегда больше минимально допустимой.

- Расчетную ширину полосы наносимого покрытия можно принять равной 8 мм. При этом в границах такой полосы толщина покрытия будет не менее 72% от максимальной толщины на оси полосы.
- При наложении параллельных полос упрочнения с шагом 8 мм, (соизмеримым с эффективным радиусом пятна покрытия), можно получить заданную толщину покрытия на всей упрочняемой поверхности с высокой равномерностью достигающей –0,4 % от базовой расчетной толщины покрытия данного режима.
- В процессе получения упрочняющего тонкопленочного покрытия, согласно разработанной расчетной модели, движущимся циклически плазмотроном с плазмохимическим генератором обеспечивается линейный рост толщины покрытия в зависимости от времени нанесения покрытия и числа циклов (проходов) при минимальном термическом воздействии на упрочняемое изделие.
- Технология плазменного безвакуумного нанесения тонкопленочного упрочняющего покрытия дает возможность обрабатывать прецизионные детали и инструмент, имеющие форму круга, с высокой равномерностью толщины покрытия по всей площади. Максимальное отклонение толщины покрытия от расчетной может быть менее 1%. При этом погрешность установки времени обработки первого кольца с минимальным радиусом может составлять 0,5 с или 1 %.
- Производительность обработки для покрытий толщиной 0,3…2,5 мкм на поверхностях различной конфигурации находится в диапазоне 11,5…0,8 мм^2/с.

5.10. Расчет режимов нанесения тонкопленочного упрочняющего покрытия

Блок-схема обобщенного алгоритма расчета режимов плазменного безвакуумного нанесения тонкопленочного упрочняющего покрытия приведена на рис. 5.61. В данном алгоритме рассчитываются производительность процесса P, общее время обработки t_{ob}, число полных N и всех локальных M проходов плазмотрона и другие параметры.

Установка тока, расходов газов и дистанции обработки осуществляется по ранее описанным рекомендациям и остается неизменной для всех моделей расчета.

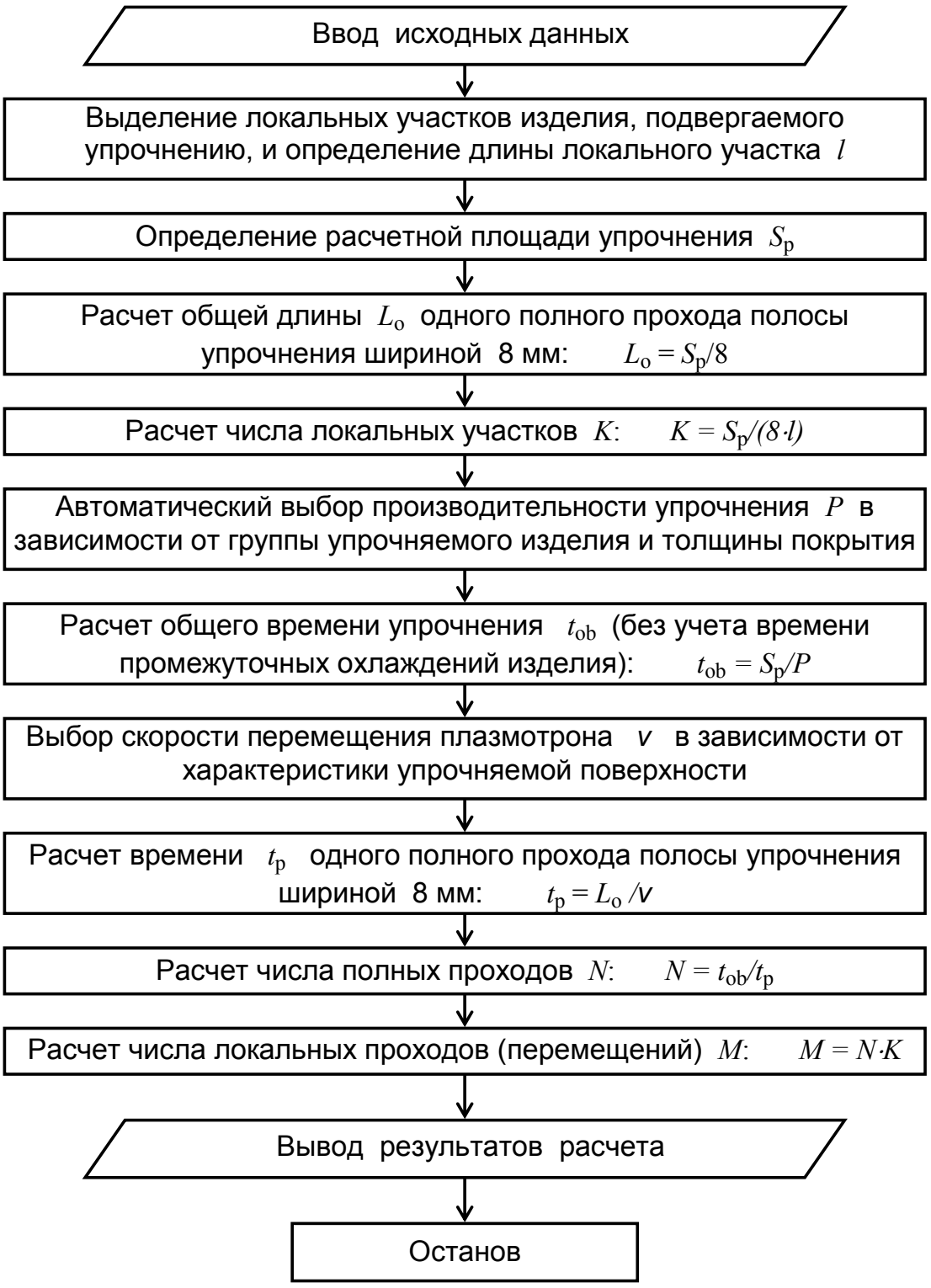


Рис. 5.61. Обобщенный алгоритм расчета режимов плазменного безвакуумного нанесения тонкопленочного упрочняющего покрытия

Особенностью процесса циклического нанесения плазменного упрочняющего тонкопленочного покрытия, учтенной в данном алгоритме, является необходимость целого числа K локальных участков и целого числа N полных проходов, т.е. числа слоев покрытия. Для соблюдения этого условия корректируется расчетная площадь поверхности, подлежащая упрочнению ($S_р$) (рис. 5.62) и уточняется заданная скорость v движения плазмотрона или изделия.

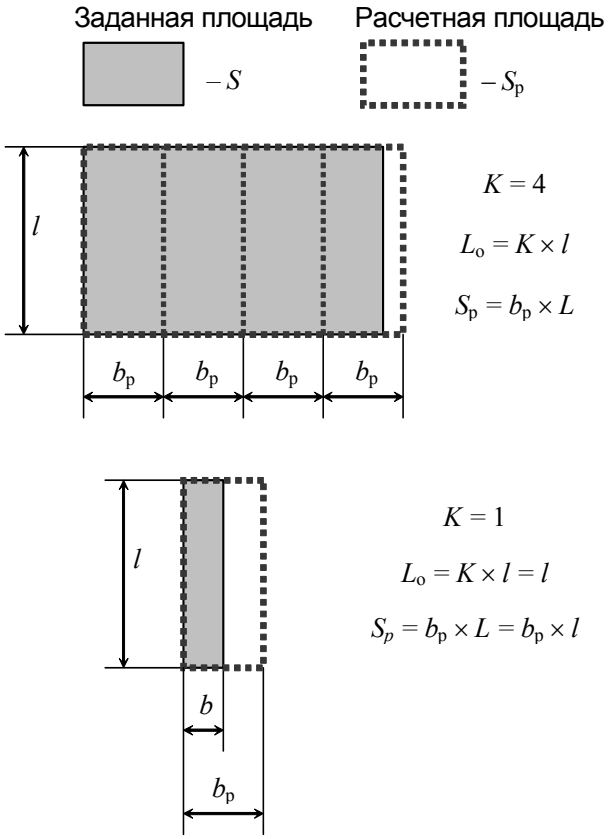


Рис. 5.62. Соотношение реальной S и расчетной $S_р$ площади упрочнения при реальной – b и расчетной – $b_р$ ширине полосы упрочнения ($b_р$ = 8 мм); K – число локальных участков; $L_о$ – длина полного прохода

Определения, принятые в алгоритме расчета:

- <u>толщина покрытия</u>, наносимого при ФПУ (F, мкм) – определяется длительностью воздействия плазменной струи на упрочняемую поверхность в течение общего времени $t_{об}$ ФПУ и задается с учетом конфигурации поверхности по рекомендациям алгоритма;

- <u>расчетная ширина полосы упрочнения</u> при ФПУ, т.е. полосы покрытия ($b_р$, мм), наносимого в процессе перемещения плазмотрона относительно объекта упрочнения, – всегда равна 8 мм для обеспечения равномерности толщины покрытия;

- заданная ширина полосы покрытия при ФПУ (b, мм) – определяется чертежом или техническим заданием, например, для изделий по модели расчета №1 высотой боковых рабочих поверхностей матрицы и пуансона штампа H;

- заданная площадь поверхности, подлежащей ФПУ (S, мм^2) – определяется размерами упрочняемых зон объекта упрочнения, указанными в чертеже или техническом задании;

- расчетная площадь поверхности, подлежащей ФПУ ($S_р$, мм^2) – рассчитывается с учетом того, что покрытие наносится полосами с расчетной шириной $b_р$ = 8 мм (см. рис. 5.62);

- длина локального участка при ФПУ (l, мм) – это длина участка удобного для непрерывного перемещения плазмотрона или объекта упрочнения, например, – периметр режущих кромок матрицы или пуансона штампа (модель расчета № 1), длина одной из сторон развитой упрочняемой поверхности пуансона гибочного штампа (модель расчета № 2), длина одного лезвия инструмента (модель расчета № 3), длина окружности упрочняемой цилиндрической части инструмента или детали (модель расчета № 5) и т.п.;

- длина полного прохода при ФПУ ($L_о$, мм) – равна сумме всех длин локальных участков;

- число локальных участков при ФПУ (K) – определяется, например, количеством лезвий инструмента, упрочняемых отдельными проходами плазмотрона или количеством локальных участков с расчетной шириной полосы наносимого покрытия $b_р$=8 мм и длиной l на расчетной площади поверхности $S_р$;

- время одного полного прохода при ФПУ ($t_р$, с) – определяется скоростью движения плазмотрона v (с учетом рекомендованного диапазона скоростей) на длине полного прохода при ФПУ $L_о$;

- число полных проходов при ФПУ (N) – определяется общим временем ФПУ $t_{об}$ и временем одного полного прохода $t_р$;

- скорость движения при ФПУ (v, мм/с) – определяется как линейная скорость перемещения плазмотрона относительно упрочняемой поверхности;

- общее время ФПУ ($t_{об}$, с) – это время воздействия плазменной струи на расчетную площадь поверхности $S_р$, в течение всех полных проходов длиной $L_о$ без учета времени промежуточного охлаждения объекта упрочнения;

- производительность ФПУ (P, мм^2/с) – определяется заданной толщиной наносимого упрочняющего покрытия с учетом конфигурации поверхности;

- число полных проходов (N) – определяется количеством полных проходов плазмотрона длиной L_o; (N – определяет число слоев наносимого покрытия);

- общее число локальных проходов (M) при ФПУ – определяется общим количеством локальных перемещений плазмотрона на всех K локальных участках за общее время t_{ob} ($M=K \times N$).

При использовании алгоритма для соответствующих групп (типов) упрочняемых изделий выбираются**:** типовая модель расчета, толщина покрытия F и скорость перемещения плазмотрона v (по рекомендациям алгоритма с учетом конфигурации поверхности и характеристик используемого механического оборудования) – табл. 5.10, 5.11.

Таблица 5.10

Рекомендуемая толщина покрытия и производительность нанесения покрытия для различных изделий (на примере инструмента)

Объекты упрочнения	Толщина покрытия, мкм	Производительность нанесения покрытия, мм^2/с
Беззазорные штампы, мелкоразмерный и высокоточный режущий инструмент	0,2…0,5	11…4,4
Типовой режущий инструмент, вырубные штампы	0,5…1,0	4,4…2,2
Формообразующая оснастка (штампы, литейные формы, прессформы)	1,0…2,0	3,4…1,7

Таблица 5.11.

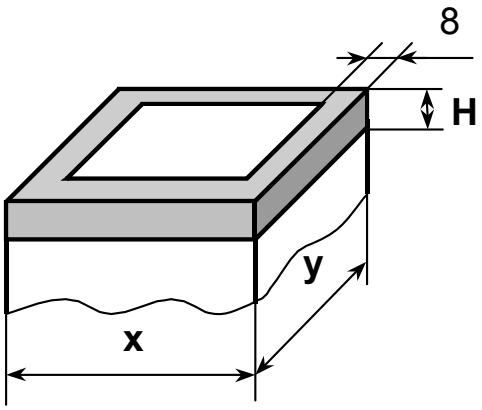
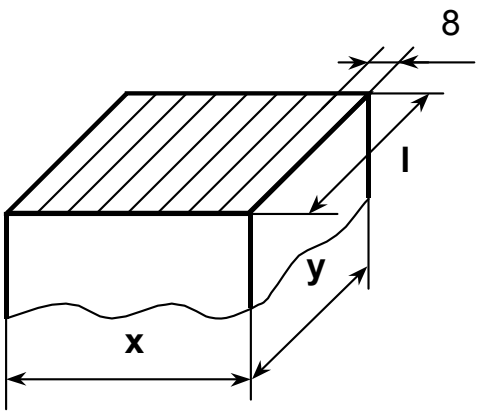
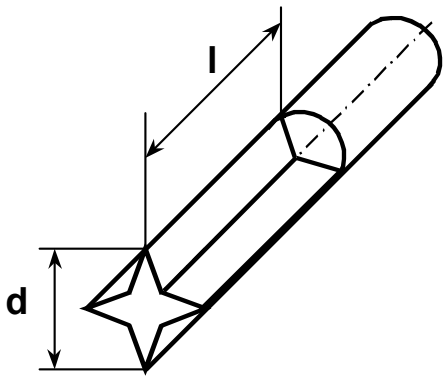
Скорости перемещения плазмотрона относительно изделия в зависимости от характеристик упрочняемой поверхности (на примере инструмента)

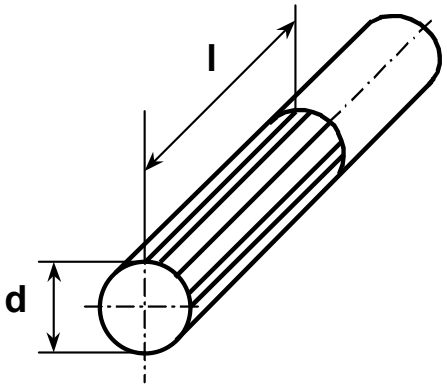
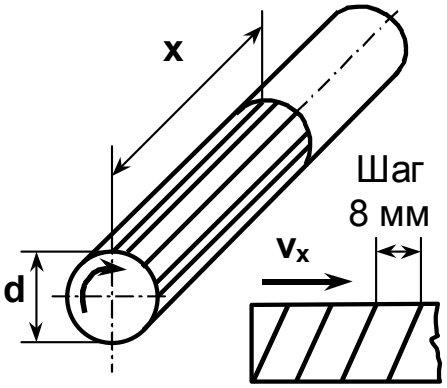
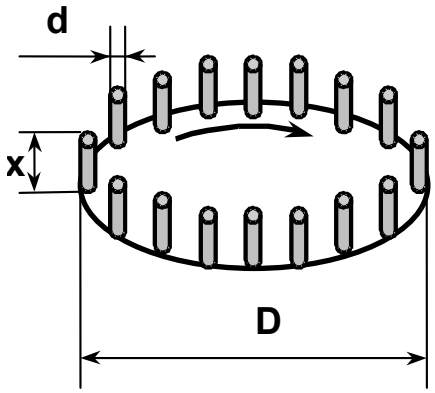
Характеристики упрочняемой поверхности	Скорость перемещения плазмотрона, мм/с
Поверхности массивных изделий (формообразующие поверхности форм, прессформ, штампов и т.п.)	3…10
Режущие кромки вырубных штампов и крупногабаритного режущего инструмента	10…30
Поверхности типового режущего инструмента	30…40
Максимальная скорость перемещения не должна превышать 150 мм/с, что обусловлено газодинамическими процессами взаимодействия обрабатываемой поверхности и плазменной струи.	

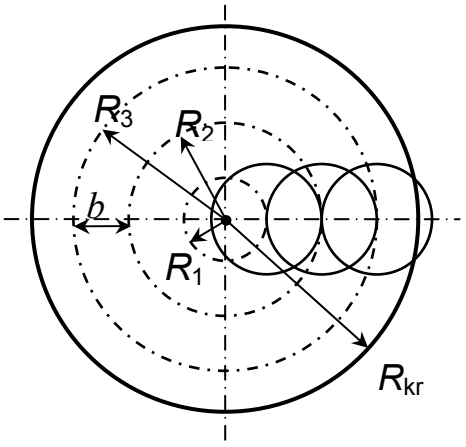
Примеры типовых моделей расчета приведены в таблице 5.12.

Таблица 5.12

Примеры типовых моделей расчета и их основные расчетные соотношения

№	Наименование	Пример типовой модели	Основные формулы
1	Штамп вырубной		$l = 2 \cdot x + 2 \cdot y$ $S = 8 \cdot l + H \cdot l$ $L_o = 2 \cdot l$ $K = S/(8 \cdot l)$ ($K = 16 \cdot l/(8 \cdot l) = 2$ при $H = 8$) Если K не целое, то $S_p > S$
2	Штамп формообразующий, детали форм, прессформ		$l = y$ $S = x \cdot y$ $L_o = S/8$ $K = S/(8 \cdot l) = x/8$ Если K не целое, то $S_p > S$
3	Фреза концевая, сверло, метчик, нож		$d \geq 8$ мм l – длина лезвия n – число лезвий $K = n$ $S = 8 \cdot K \cdot l$ $L_o = S/8 = K \cdot l$

№	Наименование	Пример типовой модели	Основные формулы
4	Развертка, метчик, многолезвийный инструмент		а) $\underline{d \geq 6 \text{ мм}}$ l – длина цилиндрической части $S = 3{,}14 \cdot d \cdot l$ $L_o = S/8$ $K = S/(8 \cdot l) = 3{,}14 \cdot d/8$ б) $\underline{d < 6 \text{ мм}}$ $S = 2 \cdot 8 \cdot l$ $K = 2$
5	Детали типа «вал»		$l = 3{,}14 \cdot d$ $S = 3{,}14 \cdot d \cdot x$ $L_o = S/8$ $K = S/(8 \cdot l) = x/8$ Если v_x задана, то время 1 оборота: $t_{обор} = 8/v_x$ $v = 3{,}14 \cdot d/t_{обор}$ ($v \leq 150$ мм/с)
6	Мелкоразмерный инструмент (сверла, метчики и т.п.)		$\underline{d < 6 \text{ мм}}$ $S_p = 2 \cdot 3{,}14 \cdot D \cdot x$ (с учетом поворота инструмента на 180°) $K = S_p/(8 \cdot x) = 3{,}14 \cdot D \cdot /4$ (см. модель № 5 при $d = D$)

№	Наименование	Пример типовой модели	Основные формулы
7	Формообразующие изделия с поверхностью в виде круга		$R_1 = 5{,}6$ мм $b = 7$ мм Число колец K: $K \le ((R_{kr} - 5{,}6)/b) + 3$ K берется меньшее целое; Максимальная $S_p = \pi((K-1)\cdot 7 - 1{,}5)^2$ Время обработки колец: $t_1 = 50{,}5 \cdot F / 0{,}7$ $t_i = t_1 \cdot (R_i) / 5{,}6$

Основные условные обозначения в моделях расчета:

S – исходная площадь ФПУ, мм^2;
Sp – расчетная площадь ФПУ, мм^2;
v – исходная скорость перемещения плазмотрона, мм/с;
vp – уточненная скорость перемещения плазмотрона, мм/с;
$t$ob – общее время ФПУ без времени промежуточного охлаждения, с;
H – ширина полосы упрочнения боковой поверхности вырубного штампа, мм;
HI – исходная (заданная) ширина полосы упрочнения боковой поверхности вырубного штампа, мм;
XI – исходная (заданная) длина упрочняемой цилиндрической части изделия, мм;

P – производительность ФПУ, мм^2/с;
Lo – общая длина полосы нанесения покрытия (т.е. длина полного прохода), мм;
tp – время одного полного прохода полосы нанесения покрытия, с;
N – целое число полных проходов;
nn – число проходов (нецелое);
l – длина локального участка, мм;
K – число локальных участков;
kk – число (нецелое) локальных участков;

M – общее число локальных проходов;
d – диаметр цилиндрической детали или инструмента, мм;
*D*os – диаметр расположения мелкого инструмента на планшайбе оснастки, мм;
F – толщина покрытия, мкм;
A – угол поворота изделия, °;
*t*obor – время 1 оборота изделия, с;
*n*obor – число оборотов изделия в минуту, об./мин.;
*v*x – заданная осевая скорость, мм/с;
*v*xr – рекомендуемая осевая скорость, мм/с;
*v*xm – максимально допустимая осевая скорость, мм/с;
*v*xp – уточненная осевая скорость, мм/с;
*v*px – уточненная по vx окружная скорость, мм/с;
X – длина цилиндрической поверхности, мм;
*X*p – уточненная длина цилиндрической поверхности, мм;
*R*kr – радиус всего круга, мм;
*t*sum – сумма времен по кольцам, с;
R(*i*)– радиусы колец, мм;
t(*i*)– времена обработки колец, с;
*R*ef – эффективный радиус неподвижного пятна покрытия (т.е. R_δ), мм;
Int – функция, приводящая аргумент к ближайшему меньшему целому.

Модель расчета № 1

ТИПОВЫЕ ИЗДЕЛИЯ: Пуансоны и матрицы штампов (вырезных, пробивных и др.) для листовой холодной штамповки.

Для матриц и пуансонов штампов рекомендуется наносить покрытие толщиной (0,5...1,0) мкм с производительностью (4,4...2,2) мм^2/с.

Для матриц и пуансонов беззазорных штампов рекомендуется наносить покрытие толщиной (0,2...0,5) мкм с производительностью (11...4,4) мм^2/с.

При обработке режущих кромок матриц и пуансонов штампов рекомендуемая скорость движения плазмотрона составляет (7...30) мм/с.

Задается:

- периметр упрочняемых кромок *l*, мм;
- ширина полосы упрочнения боковой поверхности кромки *H*, мм;
- толщина покрытия *F*, мкм;
- скорость движения *v*, мм/с.

Если $H < 8$ мм то принимается $H = 8$.

Исходная площадь ФПУ:

$$S = (8 + H) * l .$$

Число локальных участков (нецелое):

$$kk = (S – 8 * l) / (8 * l) + 1.$$

Число локальных участков (целое):

$$K = \text{Int}((S – 8 * l) / (8 * l)) + 2.$$

Длина полосы одного слоя (одного полного прохода):

$$L\text{o} = l * K .$$

Расчетная площадь ФПУ:

$$S\text{p} = 8 * L\text{o} .$$

Производительность ($мм^2/с$):

$$P = 2{,}2 / F .$$

Общее время ФПУ без времени охлаждения:

$$t\text{ob} = S\text{p} / P .$$

Время прохода полосы нанесения покрытия:

$$t\text{p} = L\text{o} / v .$$

Число проходов (нецелое):

$$nn = t\text{ob} / t\text{p} .$$

Целое число проходов:

$$N = \text{Int}(t\text{ob} / t\text{p}) + 1.$$

Время прохода полосы:

$$t\text{p} = t\text{ob} / N .$$

Уточненная скорость перемещения плазмотрона:

$$v\text{p} = L\text{o} / t\text{p} .$$

Общее число (целое) локальных проходов:

$$M = N * K .$$

Модель расчета № 2

ТИПОВЫЕ ИЗДЕЛИЯ: Пуансоны и матрицы штампов (гибочных, вытяжных и др. для листовой холодной штамповки; формовочных, высадочных, прошивных и др. для объемной холодной и горячей штамповки); детали форм литья под давлением; крупногабаритный режущий инструмент, детали машин и механизмов.

Для пуансонов и матриц штампов, для крупногабаритного режущего инструмента, деталей машин и механизмов рекомендуется

наносить покрытие толщиной (0,5 ... 2) мкм с производительностью (7...1,7) мм^2/с.

Для деталей форм литья под давлением рекомендуется наносить покрытие толщиной (1...2) мкм с производительностью (3,4...1,7) мм^2/с.

При обработке данных изделий рекомендуемая скорость перемещения плазмотрона составляет v = (3...10) мм/с.

При обработке крупногабаритного режущего инструмента рекомендуется скорость перемещения плазмотрона (7...10) мм/с.

Задается:

- площадь упрочнения, сведенная к прямоугольнику, S, мм^2;
- длина локального участка l, мм;
- толщина покрытия F, мкм;
- скорость движения v, мм/с.

Число (нецелое) локальных участков:

$$kk = S / (8 * l).$$

Число (целое) локальных участков:

$$K = \text{Int}(S / (8 * l)) + 1.$$

Длина полосы одного слоя (одного полного прохода):

если $K > kk$, то $Lo = l * K$,

если $K \le kk$, то $Lo = S / 8$.

Расчетная площадь ФПУ:

$$Sp = 8 * l * K .$$

Производительность (мм^2 /с):

если $K = 1$, то $P = 2{,}2 / F$,

если $K > 1$, то $P = 3{,}44 / F$.

Общее время ФПУ без времени охлаждения:

$$tob = Sp / P.$$

Время прохода полосы нанесения покрытия:

$$tp = Lo / v.$$

Число проходов (нецелое):

$$nn = tob / tp .$$

Целое число проходов:

$$N = \text{Int}(tob / tp) + 1.$$

Время прохода полосы:

$$tp = tob / N .$$

Уточненная скорость перемещения плазмотрона:

$$vp = Lo / tp .$$

Общее число (целое) локальных проходов:

$$M = N * K .$$

Модель расчета № 3

ТИПОВЫЕ ИЗДЕЛИЯ: Лезвийный инструмент (типа разверток, сверл, зенкеров, протяжек, фрез, метчиков и др. диаметром от 8 мм и более); ножи и т.п. лезвийный инструмент любой конфигурации.

Данную модель расчета можно применять для любого лезвийного инструмента (для цилиндрического инструмента - при диаметре инструмента более 8 мм .

Для режущих кромок крупногабаритного инструмента рекомендуется наносить покрытие толщиной (0,3...1,0) мкм с производительностью (7,3...2,2) мм^2/с.

Для тонких режущих кромок инструмента с углом режущей кромки менее 90 градусов (или с тонким сечением лезвия толщиной менее 1,5 мм) рекомендуется наносить покрытие толщиной (0,3...0,5) мкм с производительностью (7,3...4,4) мм^2/с.

При обработке режущих кромок крупногабаритного режущего инструмента рекомендуемая скорость перемещения плазмотрона составляет (7...30) мм/с.

При обработке типового режущего инструмента рекомендуемая скорость перемещения плазмотрона составляет (30...40) мм/с.

Задается:

- длина локального участка l, мм;
- число локальных участков K;
- толщина покрытия F, мкм;
- скорость движения v, мм/с.

Исходная площадь ФПУ:

$$S = 8 * K * l .$$

Длина полосы одного слоя (одного полного прохода):

$$Lo = l * K .$$

Производительность (мм^2 /с):

$$P = 2{,}2 / F .$$

Общее время ФПУ без времени охлаждения:

$$t\text{ob} = S / P .$$

Время прохода полосы нанесения покрытия:

$$t\text{p} = L\text{o} / v .$$

Число проходов (нецелое):

$$nn = t\text{ob} / t\text{p} .$$

Целое число проходов:

$$N = \text{Int}(t\text{ob} / t\text{p}) + 1.$$

Время прохода полосы нанесения покрытия:

$$t\text{p} = t\text{ob} / N .$$

Уточненная скорость перемещения плазмотрона:

$$v\text{p} = L\text{o} / t\text{p} .$$

Общее число (целое) локальных проходов:

$$M = N * K .$$

Модель расчета № 4

ТИПОВЫЕ ИЗДЕЛИЯ: Многолезвийный инструмент (типа разверток, метчиков, протяжек); калибры; другие цилиндрические изделия.

Данную модель расчета можно применять для цилиндрического многолезвийного инструмента и других цилиндрических изделий любых диаметров, когда нет возможности осуществить вращение изделия и движение при ФПУ по винтовой линии (см. модель расчета № 5), а также данную модель расчета № 4 рекомендуется использовать при групповой обработке мелких цилиндрических изделий диаметром менее 6 мм. Движение плазмотрона ведется вдоль оси изделия.

Для крупногабаритного инструмента (диаметром более 20 мм) рекомендуется наносить покрытие толщиной (0,3...1,0) мкм с производительностью (11.5...3.4) мм^2/с.

Для инструмента диаметром менее 20 мм рекомендуется наносить покрытие толщиной (0,3...0,5) мкм с производительностью (11.5...6.9) мм^2/с.

При обработке крупногабаритного инструмента (диаметром более 20 мм) рекомендуемая скорость перемещения плазмотрона составляет (10...30) мм/с.

При обработке инструмента диаметром менее 20 мм рекомендуемая скорость перемещения плазмотрона составляет (30...40) мм/с.

Скорость v выбирается с учетом рекомендаций алгоритма и характеристик используемого оборудования и приспособлений.

Задается:

- длина локального участка l, мм;

- диаметр цилиндрической части d, мм;
- толщина покрытия F, мкм;
- скорость движения v, мм/с.

Если $d \geq 6$ мм, то:

- исходная площадь ФПУ:

$$S = 3.14 * d * l ;$$

- длина полосы одного слоя (одного полного прохода):

$$Lo = S / 8 ;$$

- число (нецелое) локальных участков:

$$kk = 3.14 * d / 8 ;$$

- число (целое) локальных участков:

$$K = \text{Int}(3.14 * d \setminus 8) + 1;$$

- длина полосы одного слоя (одного полного прохода):

$$Lo = K * l .$$

Если $d < 6$ мм, то:

- исходная площадь ФПУ:

$$S = 2 * 8 * l ;$$

- длина полосы одного слоя (одного полного прохода):

$$Lo = S / 8 ;$$

- число (целое) локальных участков:

$$K = 2 .$$

Угол поворота изделия:

$$A = 360 / K .$$

Производительность($мм^2$ /с):

$$P = 3{,}44 / F .$$

Расчетная площадь ФПУ:

$$Sp = 8 * l * K .$$

Общее время ФПУ без времени охлаждения:

$$tob = Sp / P .$$

Время прохода полосы нанесения покрытия:

$$tp = Lo / v .$$

Число проходов (нецелое):

$$nn = tob / tp .$$

Целое число проходов:

$$N = \text{Int}(tob / tp) + 1.$$

Время прохода полосы:

$$tp = tob / N .$$

Уточненная скорость перемещения плазмотрона:

$$v_p = L_o / t_p .$$

Общее число (целое) локальных проходов:

$$M = N * K .$$

Модель расчета № 5

ТИПОВЫЕ ИЗДЕЛИЯ: Многолезвийный инструмент (типа разверток, метчиков, плашек, протяжек); калибры; другие цилиндрические изделия.

Данную модель расчета можно применять для цилиндрического многолезвийного инструмента и для цилиндрических изделий любых диаметров, когда есть возможность осуществить движение при ФПУ по винтовой линии.

Для крупногабаритного инструмента и других цилиндрических изделий диаметром более 20 мм рекомендуется наносить покрытие толщиной (0,3...1,0) мкм с производительностью (11,5...3,4) мм^2/с.

Для инструмента и других цилиндрических изделий диаметром менее 20 мм рекомендуется наносить покрытие толщиной (0,3...0,5) мкм с производительностью (11,5...6,9) мм^2/с.

При обработке крупногабаритного инструмента и других цилиндрических изделий диаметром более 20 мм рекомендуемая окружная скорость v вращения изделия составляет (на поверхности цилиндра) v = (10...30) мм/с (но не более 150 мм/с).

При обработке инструмента и других цилиндрических изделий диаметром менее 20 мм рекомендуемая окружная скорость v вращения изделия составляет (на поверхности цилиндра) v = (30...40) мм/с (но не более 150 мм/с).

Окружная скорость v выбирается с учетом рекомендаций алгоритма и характеристик используемого оборудования и приспособлений.

Задается:

- длина цилиндрической части X, мм;
- диаметр цилиндрической части d, мм;
- осевая скорость v_x, мм/с;
- толщина покрытия F, мкм;
- окружная скорость v, мм/с.

Длина локального участка (длина окружности):

$$l = 3.14 * d .$$

Если $X < 8$ то принимается $X = 8$.

Число (нецелое) локальных участков:

$$kk = X / 8 .$$

Общее число (целое) локальных участков:

$$K = \mathrm{Int}(X / 8) + 1.$$

Уточненная длина X цилиндрической поверхности (с целым K):

$$X\mathrm{p} = 8 * K .$$

Длина полосы одного слоя (одного полного прохода):

$$L\mathrm{o} = K * l .$$

Расчетная площадь ФПУ:

$$S\mathrm{p} = L\mathrm{o} * 8 .$$

Если $X = 8$ или $v\mathrm{x} = 0$ то:

- $v\mathrm{px} = v$,
- идти к m1**:**.

Уточненная по vx окружная скорость $v$px:

$$v\mathrm{px} = l * v\mathrm{x} / 8 .$$

Рекомендуемая осевая скорость $v$xr:

$$v\mathrm{xr} = 8 * v / l .$$

Максимально допустимая осевая скорость при максимально допустимой окружной скорости 150 мм/с (определяемой газодинамическими процессами взаимодействия плазменной струи и обрабатываемой поверхности):

$$v\mathrm{xm} = 1200 / l .$$

m1**:**

Если $K = 1$ то производительность (мм^2 /с):

$$P = 2{,}2 / F.$$

Если K > 1 то производительность(мм^2 /с):

$$P = 3{,}44 / F.$$

Общее время ФПУ без времени охлаждения:

$$t\mathrm{ob} = S\mathrm{p} / P.$$

Если $v$px > 150 то $v$px = 150 мм /с.

Время одного прохода по оси X:

$$t\mathrm{p} = L\mathrm{o} / v\mathrm{px} .$$

Число проходов по оси X (нецелое):

$$nn = t\mathrm{ob} / t\mathrm{p} .$$

Целое число проходов по оси X :

$$N = \text{Int}(t\text{ob} / t\text{p}) + 1.$$

Время одного прохода по оси X:

$$t\text{p} = t\text{ob} / N .$$

Уточненная окружная скорость vp по целому числу N и K:

$$v\text{p} = L\text{o} / t\text{p} .$$

Время 1 оборота изделия:

$$t\text{obor} = t\text{p} / K .$$

Уточненная осевая скорость $v$xp:

$$v\text{xp} = 8 * v\text{p} / l .$$

Если Xp = 8 или vx = 0 то $v$xp = 0.

Число оборотов изделия в минуту:

$$n\text{obor} = 60 / t\text{obor} .$$

Общее число (целое) локальных проходов:

$$M = N * K .$$

Модель расчета № 6

Для упрочняемой цилиндрической части мелких изделий (или части, сводимой к цилиндрической форме) диаметром менее 6 мм целесообразна групповая обработка инструмента, например, при расположении упрочняемых изделий по окружности приспособления (на диаметре D). Поворот изделий вокруг собственной оси может быть периодический с учетом необходимого обеспечения воздействия плазмы на все стороны упрочняемых поверхностей.

Расчет режима обработки ведется аналогично расчету по модели № 5, принимая за расчетный диаметр D (см. табл. 5.12).

Модель расчета № 7

ТИПОВЫЕ ИЗДЕЛИЯ: Штемпели, пуансоны и матрицы штампов (гибочных, вытяжных и др. для листовой холодной штамповки; формовочных, высадочных, прошивных и др. для объемной холодной и горячей штамповки); детали форм литья под давлением; режущий инструмент, детали машин, упрочняемая поверхность которых имеет форму круга. Модель расчета обеспечивает получение покрытия с максимальной равномерностью толщины при использовании специальной оснастки, поверхность которой совпадает с обрабатываемой поверхностью круга.

Для данных изделий рекомендуется наносить покрытие толщиной (0,3...2) мкм с производительностью (4,8...0,7) мм^2/с.

При обработке данных изделий допустимая минимальная скорость вращения изделия составляет 6 об/мин.

Скорость вращения изделия выбирается с учетом рекомендаций алгоритма и характеристик используемого оборудования и приспособлений.

Задается:

- диаметр обрабатываемой поверхности круга d, мм;
- толщина покрытия F, мкм;

Радиус обрабатываемой поверхности круга:

$$R\text{kr} = d / 2 .$$

Число (нецелое) локальных участков (колец):

$$kk = ((R\text{kr} - 0{,}8 * R\text{ef}) / R\text{ef}) + 2 .$$

Число (целое) локальных участков (колец):

$$K = \text{Int}(((R\text{kr} - 0{,}8 * R\text{ef}) / R\text{ef}) + 3).$$

Максимальная расчетная площадь, мм^2:

$$S\text{p} = 3{,}1416 * ((K - 1) * R\text{ef} - 1{,}5)^2.$$

Время ФПУ 1-го кольца, с:

$$t(1) = 50{,}5 * F / 0{,}7 .$$

Радиус 1-го кольца, мм:

$$R(1) = 0{,}8 * R\text{ef} .$$

Радиус i-го кольца, мм:

$$R(i) = R(1) + R\text{ef} * (i - 1).$$

Время ФПУ i -го кольца, с:

$$t(i) = t(1) * R(i) / R(1).$$

Суммарное время ФПУ всего упрочняемого круга:

$$t\text{sum} = \sum t(i) .$$

Допустимая максимальная скорость вращения, об/мин.:

$$n\text{obor} = 60 / (3{,}1416 * 2 * R(K) / 150).$$

Специальная компьютерная программа FPU 7 с встроенной базой данных позволяет легко выбрать оптимальный режим нанесения тонкопленочного упрочняющего покрытия и при необходимости сохранить данные по режиму и по обрабатываемому изделию (включая чертеж или общий вид изделия) – рис. 5.63.

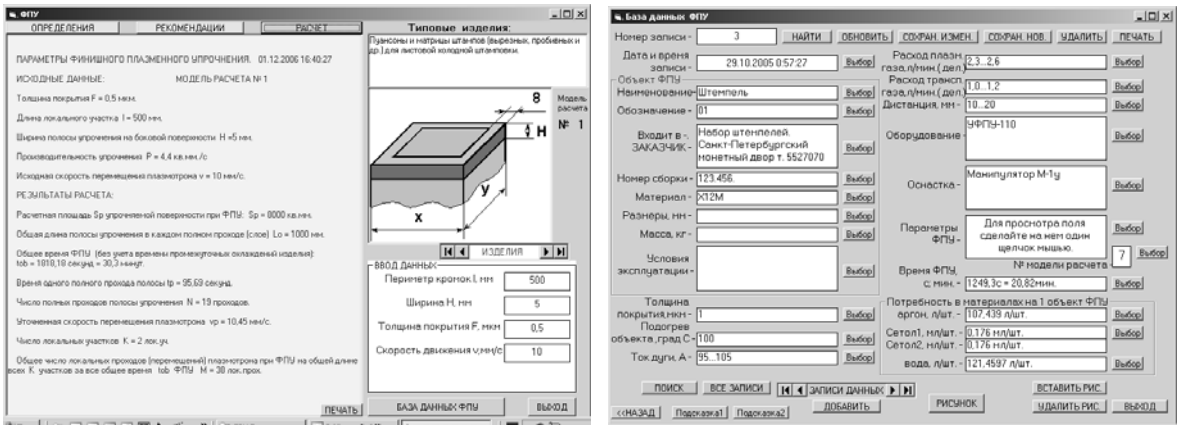


Рис. 5.63. Окна компьютерной программы расчета режимов нанесения упрочняющего тонкопленочного покрытия FPU 7

В рассмотренном алгоритме расчета режимов нанесения упрочняющего тонкопленочного покрытия использованы результаты анализа и обобщения тепловой обстановки при ФПУ (см. раздел 5.3). Иногда тепловую задачу необходимо решать непосредственно при выборе режима нанесения покрытия. Ниже рассмотрен распространенный случай упрочнения цилиндрических изделий, при обработке которых необходимо учитывать быстрое накопление тепловой энергии в теле изделия, что может привести к разупрочняющему отпуску металла.

Нанесение тонкопленочного покрытия на цилиндрические изделия

При плазменном нанесении тонкопленочного упрочняющего покрытия на цилиндрические поверхности с минимальным термическим воздействием на основу, не приводящим к ее структурным изменениям, необходимо решать следующие задачи:

1. Исключение перегрева обрабатываемого изделия и создание оптимальной температурной обстановки на упрочняемой поверхности с учетом накопления теплоты в изделии при непрерывной или циклической обработке поверхности по винтовой линии.
2. Согласование числа проходов, окружной и осевой скорости движения и других параметров процесса между собой и с условиями формирования тонкопленочного упрочняющего покрытия.

Для оценки тепловой обстановки в цилиндрическом изделии его можно рассматривать как свернутый плоский слой толщиной $s = 0{,}5(D - D_{вн})$

(рис. 5.64). Для сплошного цилиндра можно принять внутренний диаметр $D_{вн} \to 0$, тогда $s = 0{,}5D$.

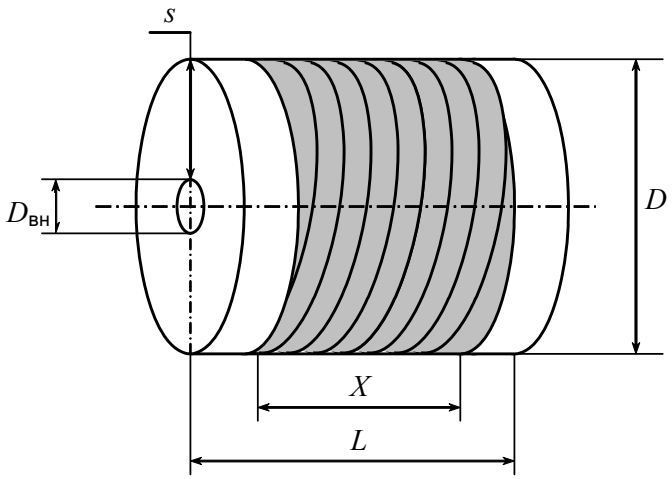


Рис. 5.64. Нанесение тонкопленочного покрытия на цилиндрическую поверхность

При решении первой задачи принимаем линейную аналитическую модель расчета распределенного источника теплоты на поверхности плоского слоя [16, 44] с дополнительным учетом влияния кромки изделия (при необходимости), описанную выше.

Можно оценить для типичных режимов технологии плазменного безвакуумного нанесения тонкопленочного упрочняющего покрытия (ФПУ) влияние расчетной толщины плоского слоя s на максимальную температуру поверхности $T_{\max}$, находящуюся на расстоянии $X_{T\max}$ позади источника теплоты (рис.5.65). Как видно на рис. 5.65, типичный режим обработки, рассчитанный для цилиндрического изделия из углеродистой стали диаметром 20 мм при окружной скорости v = 52,2 м/ч, обеспечивает неизменную максимальную температуру поверхности $T_{\max}$ (для одиночного прохода по окружности) при расчетной толщине плоского слоя s = 5…100 мм. При этом и координата точки $T_{\max}$ практически остается постоянной. Таким образом, для цилиндрических изделий диаметром более 10 мм выбор расчетной величины s не критичен.

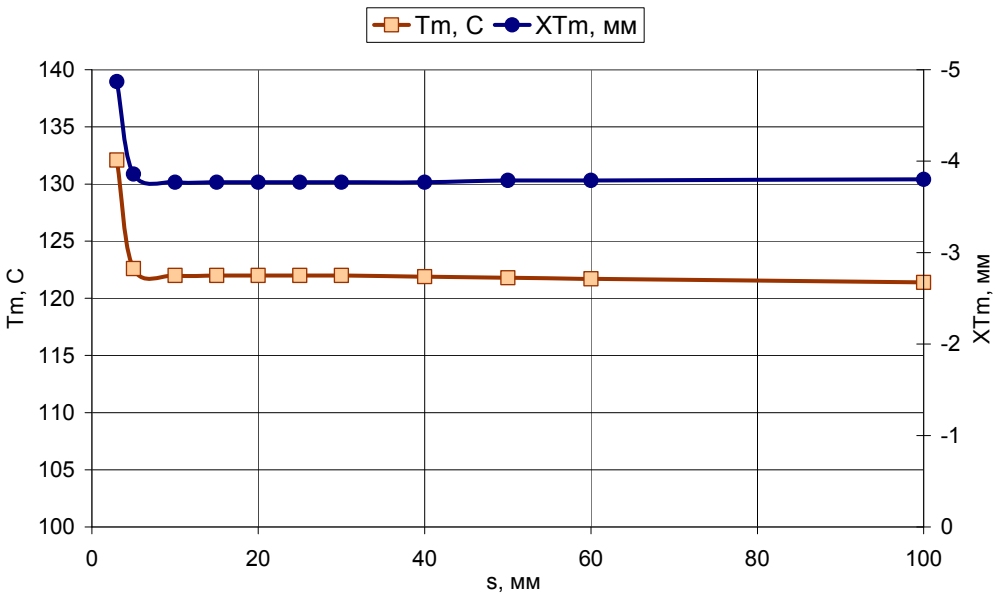


Рис. 5.65. Влияние расчетной толщины плоского слоя s
на максимальную температуру поверхности T_m
при неизменной окружной скорости $v = 52{,}2$ м/ч = const

Накопление теплоты в изделии при непрерывной обработке поверхности по винтовой линии можно учесть через температуру нагрева всего обрабатываемого изделия массой m от предыдущего кольцевого участка с принятием этой температуры как начальной температуры $T_н$ для прохода очередного кольцевого участка**:**

$$t = \frac{\pi \cdot D}{v},$$

$$\Delta T_н = \frac{Q_э \cdot t}{c_{уд} \cdot m},$$

где t – время одного кольцевого прохода (одного оборота изделия на предыдущем локальном участке); v – окружная скорость предыдущего кольцевого прохода; $Q_э$ – эффективная мощность источника теплоты; $c_{уд}$, m – соответственно, удельная теплоемкость и масса обрабатываемого изделия; $\Delta T_н$ – температура нагрева изделия от предыдущего кольцевого прохода.

Начальная температура для последнего 7-го кольцевого участка при обработке цилиндрических изделий различного диаметра показана на рис. 5.66.

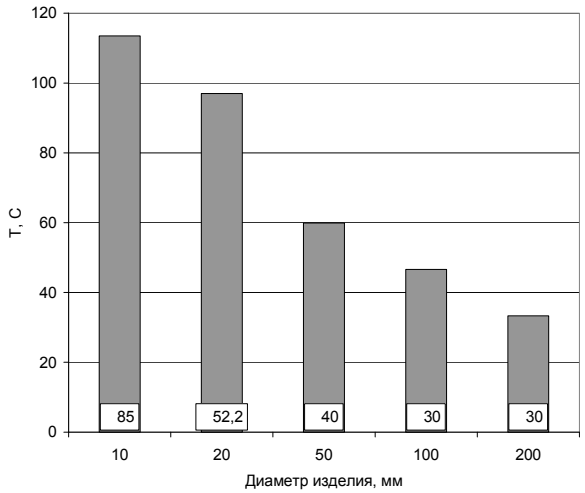


Рис. 5.66. Начальная температура для последнего 7-го кольцевого участка при обработке цилиндрических изделий различного диаметра (в рамках указана окружная скорость v, м/ч)

Процесс нанесения тонкопленочного покрытия на цилиндрические изделия можно вести двумя способами:

a) при постоянной окружной скорости движения v=*const,* обеспечивающей максимальную температуру T_m на поверхности при прохождении последнего кольцевого участка не выше допустимой расчетной, например, 200 °C (рис. 5.67);

b) при автоматически изменяемой окружной скорости движения v=var (и, соответственно, автоматически изменяемой осевой скорости перемещения плазмотрона v_x=var), если оборудование дает такую возможность, что обеспечивает поддержание постоянной максимальной температуры T_m поверхности при прохождении каждого кольцевого участка на оптимальном уровне, например, 200 °C = const (рис. 5.68). Этот способ для воспроизведения на оборудовании без ЧПУ достаточно затруднен. Кроме того, для обеспечения более равномерной толщины покрытия по всей длине цилиндрической поверхности (при переменной окружной скорости движения) после каждого полного прохода (по всей длине цилиндра) необходимо менять направление осевого перемещения плазмотрона. Но даже в этом случае разнотолщинность покрытия может достигать 25 %.

Для практической реализации вариант а), совмещенный при необходимости с периодическими промежуточными охлаждениями изделия, является более предпочтительным.

Обеспечение при нанесении покрытия оптимальной температуры поверхности (или оптимального ее диапазона) не только исключает недопустимые для финишной обработки структурные изменения в металле обрабатываемого изделия, но, как показали проведенные исследования, создает оптимальные условия для формирования на поверхности качественного тонкопленочного упрочняющего покрытия с оптимальными свойствами.

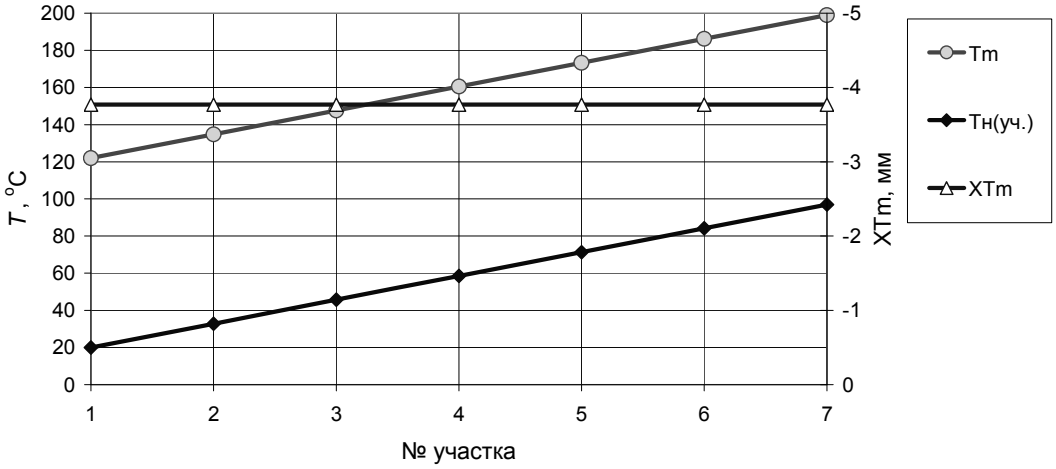


Рис. 5.67. Изменение максимальной температуры поверхности T_m по участкам винтовой линии при постоянной окружной скорости v = 52,2 м/ч = const (диаметр изделия 20 мм); $T_н$(уч.) – начальная температура участка

Вторая выше обозначенная задача решается с использованием алгоритма рассмотренной модели расчета № 5.

Пример расчета с эскизом изделия, исходными данными и протоколом расчета представлен на рис. 5.69.

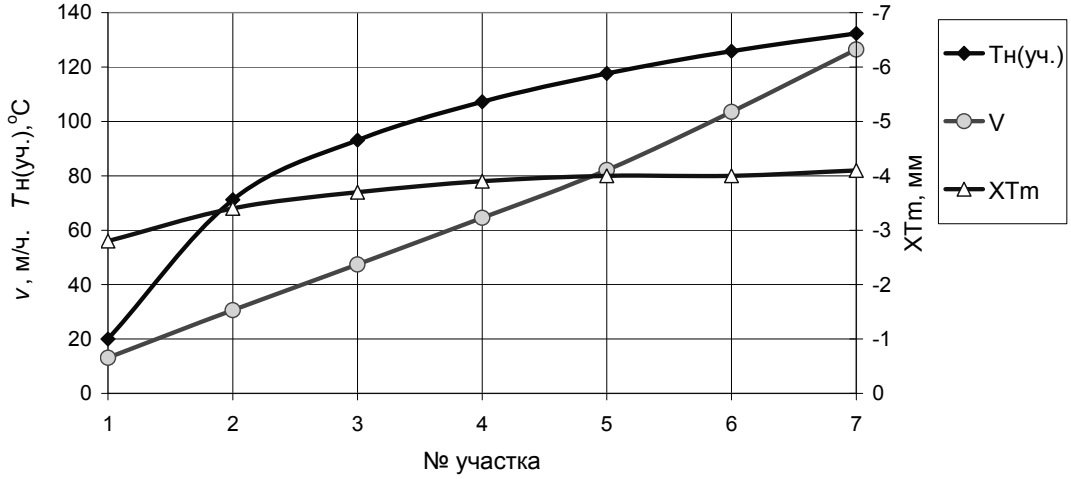


Рис. 5.68. Расчетное автоматическое изменение окружной скорости v по участкам при неизменной максимальной температуре поверхности T_m = 200 °C = const; $T_н$(уч.) – начальная температура участка

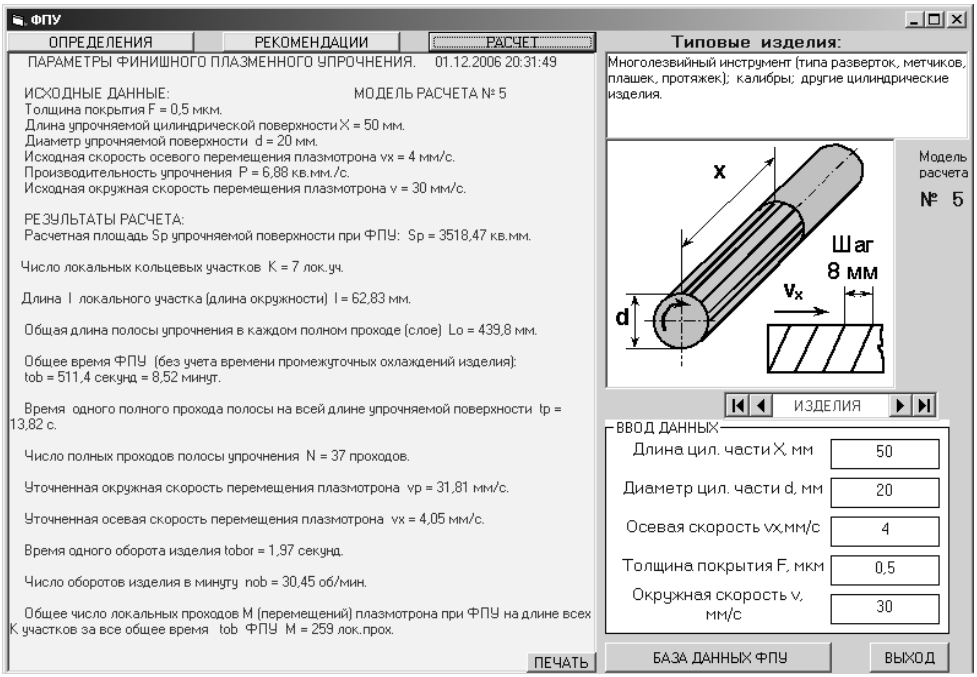


Рис. 5.69. Пример расчета параметров плазменного нанесения тонкопленочного упрочняющего покрытия на цилиндрическое изделие

Таким образом, из данных исследований следует:

- Циклическое плазменное нанесение тонкопленочного покрытия на повышенных скоростях перемещения плазмотрона или изделия обеспечивает минимальное термическое воздействие на основу при формировании на упрочняемой поверхности покрытия расчетной толщины за расчетное суммарное время процесса.
- Использование разработанного алгоритма и соответствующей компьютерной программы для определения режимов ФПУ обеспечивает получение покрытия заданной толщины с максимальной равномерностью толщины и твердости на всей поверхности упрочнения.

5.11. Шероховатость поверхности с тонкопленочным упрочняющим покрытием

Известно, что при нанесении тонкопленочных покрытий методом ионно-плазменного вакуумного напыления при исходных значениях параметра шероховатости поверхности $R_a \leq 0{,}32$ мкм шероховатость увеличивается, а при $R_a \geq 0{,}8$ мкм шероховатость уменьшается. В диапазоне $0{,}8 \geq R_a \geq 0{,}32$ шероховатость покрытия изменяется

незначительно [137]. При финишном плазменном упрочнении было показано [99], что покрытие толщиной до 3 мкм сохраняет, а более 3 мкм ухудшает исходную шероховатость по сравнению с основой. Наносимое плазменное тонкопленочное покрытие повторяет профиль, образованный от предшествующей технологической операции. Целью проведенных исследований являлось изучение влияния основных параметров плазменного безвакуумного нанесения тонкопленочного упрочняющего покрытия – времени, дистанции нанесения покрытия, температуры предварительного и сопутствующего подогрева изделия – на параметры шероховатости по ГОСТ 2789 и международному стандарту EN ISO 13565-2:1996 (германскому национальному стандарту DIN 4776) поверхностей инструментальных сталей У8, Х12М и Р6М5, прошедших механическую и термическую обработку (HRC 58–62), а также операции шлифования и полирования.

Для исследований использовался измерительно-вычислительный комплекс «Профиль» [138].

В процессе нанесения покрытия параметры режима плазменного безвакуумного нанесения тонкопленочного покрытия устанавливались в соответствии с табл. 5.13. При этом температура поверхности плоских образцов варьировалась от комнатной до 220 °С, а время нанесения покрытия от 5,3 до 265 секунд. Влияние дистанции нанесения покрытия на параметры шероховатости определялось с использованием цилиндрических образцов.

Маркировка, интервалы предварительного и сопутствующего подогрева плоских образцов, а также длительность нанесения покрытия приведены в табл. 5.5.

Таблица 5.13

Параметры режима нанесения покрытия

Вид образца	Параметры режима				
	Ток, А	Расход плазмообразующего газа, л/мин	Расход транспортирующего газа, л/мин	Расход защитного газа, л/мин	Дистанция нанесения покрытия, мм
Плоский	100	2,2	1,0	1,2	18
Цилиндрический	100	2,6	1,0	1,2	5–20

Изучение параметров шероховатости на образцах из различных материалов (образцы У8, Х4, Р3 с одинаковой исходной шероховатостью R_a =0,01 мкм) позволило сделать следующие выводы:

1. параметр шероховатости по ГОСТ 2789 R_a (рис. 5.70) зон с покрытием и без покрытия при исходной шероховатости R_a = 0,01 мкм не изменяется и сохраняет значение R_a = 0,01 мкм;
2. параметр поверхности по международной классификации EN ISO 13565-2:1996 (DIN 4776) R_{pk}, характеризующий высоту выступов быстро изнашивающихся в первый период эксплуатации изделия (в том числе и инструмента) на зоне с покрытием имеет значение в 3–5 раз меньшее, чем на зоне без покрытия;
3. параметр поверхности по международной классификации EN ISO 13565-2:1996 (DIN 4776) R_{vk}, характеризующий глубину впадин профиля и, соответственно, смазывающую способность, и способность удерживать жидкую фазу на поверхности, на зоне с покрытием в сравнении с зоной без покрытия изменяется несущественно;
4. параметр поверхности по международной классификации EN ISO 13565-2:1996 (DIN 4776) R_k, характеризующий основу профиля поверхности, которая длительное время находится в работе и оказывает решающее влияние на срок службы инструмента, практически не отличается на зоне с покрытием и на зоне без покрытия;
5. сумма параметров поверхности по международной классификации EN ISO 13565-2:1996 (DIN 4776) R_{pk}+R_k, указываемая в чертежах по международным требованиям как характеристика износостойкости рабочих поверхностей ответственных изделий в зоне покрытия уменьшается в 1,5–2 раза, что характеризует поверхность с покрытием, как более износостойкую по параметрам шероховатости.

Анализ влияния времени нанесения покрытия на образцы из стали У8 (образцы У6, У7, У8, У9 и У10) на изменения параметров шероховатости показал, что параметр R_a при изменении времени упрочнения от 5,3 с до 63,6 с изменился от 0,01 до 0,03 мкм, параметры R_k и R_{vk} практически не изменились, параметр R_{pk} увеличился в 2–3 раза, сумма параметров R_{pk}+R_k также увеличилась в 2-3 раза. Таким образом, в

связи с тем, что параметр R_a ухудшился, а также увеличилась сумма параметров $R_{pk}+R_k$ можно утверждать, что только при оптимальном времени нанесения покрытия параметры шероховатости исходной поверхности не изменяются. В данном эксперименте время нанесения покрытия на неподвижный образец, при котором параметры не изменяются, находится в диапазоне от 5,3 с до 26,5 с.

Анализ влияния на параметры шероховатости температуры предварительного подогрева образцов из стали У8 при ее изменении с 25–30 °С до 60–90 °С показал, что параметры R_a, R_k, R_{vk} и R_{pk} и сумма параметров $R_{pk}+R_k$ практически не изменяются, что указывает на отсутствие влияния температуры от комнатной до 90 °С на изменение параметров шероховатости.

Сравнение параметров шероховатости (образец в виде пластины 80×100×10 мм с исходной шероховатостью R_a =0,72 мкм) зон с нанесенным покрытием на оптимальном режиме от зон без покрытия показало следующее. В то время как зона с нанесенным покрытием (рис. 5.71) имеет параметр R_a более чем в 2 раза меньший по сравнению с R_a исходной поверхности; параметр R_{pk} – меньше на 25%, параметр R_k – меньше почти в 4 раза, параметр R_{vk} практически не изменился, сумма параметров $R_{pk}+R_k$ уменьшилась в 2,6 раза.

Сравнение характеристик поверхностей зон обработанных плазменной струей без реагентов с первоначальной поверхностью выявило, что параметры R_a, R_k, R_{vk} и R_{pk} и сумма параметров $R_{pk}+R_k$ практически не изменились. Таким образом, важным выводом данного анализа является то, что основным вкладом в повышение износостойкости инструмента и деталей машин с плазменным безвакуумным тонкопленочным упрочняющим покрытием, с точки зрения оптимальных параметров шероховатости поверхности является именно факт нанесения покрытия, а не воздействие плазменной струи.

В табл. 5.14 представлена устанавливаемая дистанция нанесения покрытия и температура предварительного и сопутствующего подогрева цилиндрических образцов для исследования параметров шероховатости до и после нанесения покрытия.

Эксперименты проводились на образцах, изготовленных из

материалов У8, Х12 и Р6М5, при этом каждый образец разбивался на две равные зоны. В процессе нанесения покрытия зона, на которую не наносилось покрытие, закрывалась маской из медной фольги.

В табл. 5.15 приведены значения параметров шероховатости поверхности по ГОСТ 2789 и по международному стандарту EN ISO 13565-2:1996 (DIN 4776) на цилиндрических образцах из стали У8, Х12 и Р6М5 до и после нанесения покрытия.

Уменьшение параметров шероховатости по ГОСТ 2789 для образцов У12-1, У12-2, У13-1, У13-2 имеет место в связи с повышенной исходной шероховатостью R_a =0,65 мкм (по табличным данным 0,63 мкм – 8 класс). Для остальных образцов, имеющих исходный параметр R_a =0,07 мкм (по табличным данным 0,08 мкм – 11 класс) уменьшение шероховатости не наблюдается. Таким образом, чем меньше параметр R_a исходной поверхности, тем меньше изменений мы наблюдаем в параметрах шероховатости по ГОСТ 2789 после нанесения покрытия, что согласуется с исследованиями на плоских образцах.

Как показали измерения (табл. 5.15) на оптимальных режимах влияние дистанции нанесения покрытия от 5 до 20 мм мало сказывается на общей тенденции улучшения параметров шероховатости, что является важным фактором для гибкого ведения технологического процесса.

Повышение температуры образцов с 60–80 °С до 180–200 °С не вносят значительных изменений в параметрах шероховатости.

На основании анализа результатов измерений (см. табл. 5.15) видно, что процесс плазменного безвакуумного нанесения тонкопленочного покрытия ведет к снижению параметров шероховатости, повышению несущей площади поверхности и ее износостойкости по критерию R_{pk}+ $R_{k.}$

С целью дополнительного подтверждения микрореологической теории, обосновывающей адгезию наносимого покрытия, при помощи характеристик шероховатости поверхности, полученных на основе обработки профилограмм и кривой опорной поверхности, был проведен анализ влияния исходной шероховатости поверхности образцов.

Значения параметров поверхности с разной исходной шероховатостью до и после плазменного нанесения покрытия приведены в табл. 5.16.

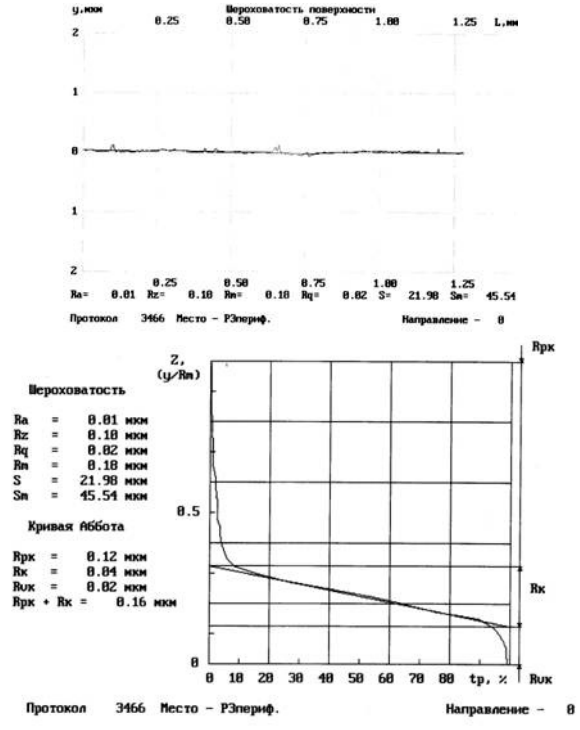
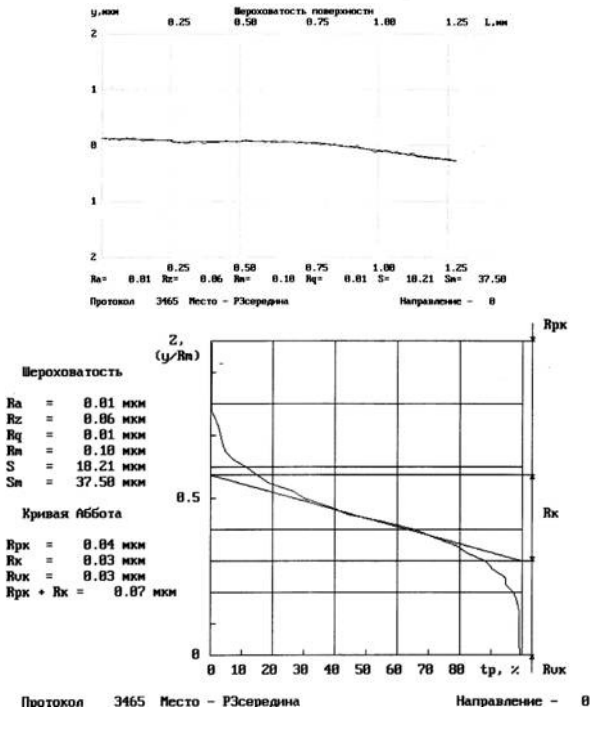
До нанесения покрытия	После нанесения покрытия
	
Характеристики параметров шероховатости после нанесения покрытия	Характеристики кривой Аббота после нанесения покрытия
Высотные и шаговые параметры ● среднее арифметическое отклонение профиля R_a не изменяется ● высота неровностей профиля по десяти точкам R_z уменьшается в 1,7 раза ● среднее квадратическое отклонение профиля R_q уменьшается в 2 раза ● наибольшая высота неровностей профиля R_{max} уменьшается в 1,8 раза ● средний шаг местных выступов профиля S уменьшается в 1,2 раза ● средний шаг неровностей профиля S_m уменьшается в 1,2 раза	● параметр R_{pk}, характеризующий высоту выступов, быстро изнашивающихся в первый период эксплуатации, уменьшается в 3 раза ● параметр R_{vk}, характеризующий глубину впадин профиля, изменяется несущественно ● параметр R_k, характеризующий основу профиля, которая длительное время находится в работе и является несущей площадью по мере срабатывания наружных слоев, изменяется несущественно ● сумма параметров $R_{pk}+R_k$, характеризующая изнашиваемость рабочих поверхностей, уменьшается в 2,3 раза

Рис. 5.70. Профилограмма и опорная линия профиля поверхности до и после нанесения покрытия при исходной шероховатости R_a = 0,01 мкм

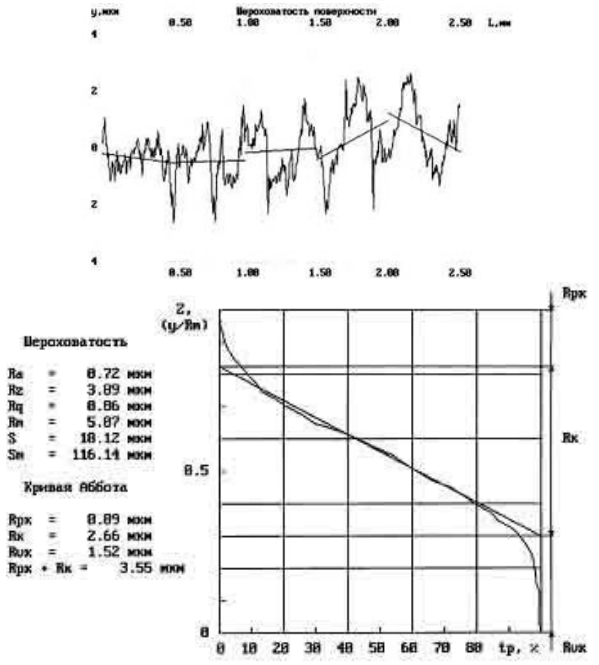
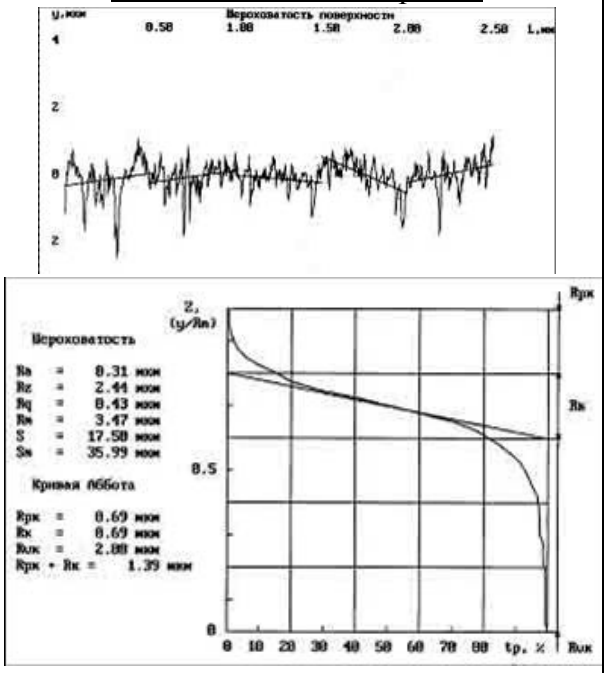
До нанесения покрытия	После нанесения покрытия
	
Характеристики параметров шероховатости после нанесения покрытия	Характеристики кривой Аббота после нанесения покрытия
Высотные и шаговые параметры ● среднее арифметическое отклонение профиля R_a уменьшается в 2,3 раза ● высота неровностей профиля по десяти точкам R_z уменьшается в 1,6 раза ● среднее квадратическое отклонение профиля R_q уменьшается в 2 раза ● наибольшая высота неровностей профиля R_{max} уменьшается в 1,5 раза ● средний шаг местных выступов профиля S – без изменений ● средний шаг неровностей профиля S_m уменьшается в 3,2 раза	● параметр R_{pk}, характеризующий высоту выступов, быстро изнашивающихся в первый период эксплуатации, уменьшается в 1,3 раза ● параметр R_{vk}, характеризующий глубину впадин профиля и, соответственно, смазывающую способность незначительно увеличился ● параметр R_k, характеризующий основу профиля, которая длительное время находится в работе и является несущей площадью по мере срабатывания наружных слоев, уменьшается в 3,9 раза ● сумма параметров $R_{pk}+R_k$, характеризующая изнашиваемость рабочих поверхностей, уменьшается в 2,6 раза

Рис. 5.71. Профилограмма и опорная линия профиля поверхности до и после нанесения покрытия при исходной шероховатости R_a = 0,72 мкм

Таблица 5.14

Параметры нанесения покрытия

Материал	Маркировка образцов	Дистанция нанесения $l_{си}$, мм	Температура предварительного подогрева, °С	Время нанесения, с
У8	У12-1	5	60-80	210
	У12-2	10	60-80	240
	У13-2	15	60-80	210
	У13-1	20	60-80	210
Х12М	Х7-1	5	60-80	210
	Х7-2	10	60-80	210
	Х6-2	15	60-80	360
	Х6-1	20	60-80	360
Р6М5	Р6-1	5	180-200	210
	Р6-2	10	180-200	240
	Р7-2	15	180-200	360
	Р7-1	20	180-200	360

Анализ параметров шероховатости по ГОСТ 2789 показывает, что после нанесения покрытия высотные и шаговые параметры изменяются следующим образом (см. табл. 5.16):

- среднее арифметическое отклонение профиля R_a при минимальном исходном значении практически не изменяется, по мере увеличения исходного значения данный параметр уменьшается более чем в 2 раза;
- высота неровностей профиля по десяти точкам R_z уменьшается в среднем в 1,4 раза;
- среднее квадратическое отклонение профиля R_q уменьшается в среднем в 1,5 раза;
- наибольшая высота неровностей профиля R_{max} уменьшается в среднем в 1,5 раза;
- средний шаг местных выступов профиля S практически не изменяется;
- средний шаг неровностей профиля S_m для малой исходной шероховатости поверхности практически не изменяется, а с увеличением исходной шероховатости уменьшается более чем в 3 раза (происходит заполнение покрытием крупных впадин шероховатости).

Таблица 5.15

Значения параметров шероховатости в мкм на образцах из стали У8, Х12, Р6М5 (в числителе до нанесения покрытия, в знаменателе после нанесения покрытия)

Маркировка	Дистанция, мм	Значения параметров шероховатости по ГОСТ 2789					Значения параметров шероховатости по EN ISO 13565-2:1996			
		R_a	R_z	R_{max}	S	S_m	R_{pk}	R_k	R_{vk}	$R_{pk}+R_k$
У12-1	5	0,72 0,46	3,53 2,31	4,11 3,15	28,33 25,5	75,00 55,43	1,13 1,10	2,16 1,34	0,82 0,71	3,28 2,45
У12-2	10	0,53 0,44	2,6 2,18	3,48 2,95	28,33 23,18	85,00 67,11	1,13 0,66	1,92 1,4	0,88 0,44	3,05 2,06
У13-2	15	0,68 0,44	3,18 2,16	3,76 2,81	19,32 16,56	79,69 53,13	0,66 0,70	2,07 1,27	1,03 0,84	2,73 1,97
У13-1	20	0,65 0,51	3,11 2,64	3,73 3,38	18,75 21,98	67,11 70,83	0,93 1,18	2,15 1,43	0,65 0,46	3,08 2,62
Х7-1	5	0,07 0,06	0,46 0,45	0,84 0,68	17,62 16,48	31,94 30,06	0,51 0,15	0,19 0,19	0,15 0,08	0,70 0,34
Х7-2	10	0,11 0,12	0,72 0,90	0,86 1,07	17,44 18,38	41,89 29,71	0,34 0,19	0,28 0,29	0,24 0,14	0,62 0,48
Х6-2	15	0,09 0,08	0,59 0,56	0,70 0,90	16,17 15,58	34,53 30,78	0,16 0,14	0,28 0,27	0,26 0,17	0,44 0,41
Х6-1	20	0,20 0,19	1,45 1,06	1,77 1,34	19,07 19,21	52,14 52,14	0,35 0,27	0,53 0,54	0,88 0,54	0,88 0,80
Р6-1	5	0,08 0,07	0,54 0,42	0,61 0,49	18,93 17,15	38,71 38,71	0,14 0,12	0,24 0,23	0,23 0,13	0,38 0,35
Р6-2	10	0,08 0,07	0,54 0,39	0,69 0,44	18,12 17,50	35,00 31,54	0,35 0,1	0,22 0,20	0,12 0,14	0,57 0,3
Р7-2	15	0,06 0,07	0,47 0,39	0,65 0,65	16,17 15,87	30,42 27,77	0,28 0,16	0,21 0,16	0,16 0,09	0,49 0,32
Р7-1	20	0,08 0,08	0,58 0,50	0,78 0,62	18,65 17,74	35,49 30,42	0,25 0,17	0,22 0,23	0,23 0,29	0,49 0,39

Таблица 5.16

Параметры шероховатости поверхности до и после плазменного безвакуумного нанесения покрытия при различном исходном параметре R_a

Исследуемая поверхность		R_a	R_z	R_q	R_{max}	S	S_m	R_{pk}	R_k	R_{vk}	$R_{pk}+R_k$
1	до нанесения покрытия	0,08	0,54	0,10	0,69	18,12	35,00	0,35	0,22	0,12	0,57
	после нанесения покрытия	0,07	0,39	0,08	0,44	17,50	31,54	0,10	0,20	0,14	0,30
2	до нанесения покрытия	0,43	2,82	0,55	4,17	21,84	44,82	2,09	1,25	0,83	3,34
	после нанесения покрытия	0,38	2,37	0,48	2,85	22,03	53,23	0,71	1,00	1,14	1,71
3	до нанесения покрытия	0,72	3,89	0,86	5,07	18,12	116,14	0,89	2,66	1,52	3,55
	после нанесения покрытия	0,31	2,44	0,43	3,47	17,50	35,99	0,69	0,69	1,27	1,39

Анализ параметров шероховатости по DIN 4776 показывает, что после нанесения покрытия параметры изменяются следующим образом (см. табл. 5.16):

- параметр R_{pk}, характеризующий высоту выступов, быстро изнашивающихся в первый период эксплуатации, для минимальной исходной шероховатости уменьшается в 3 раза и практически мало изменяется с увеличением исходной шероховатости (начиная с $R_a = 0,72$ мкм);
- параметр R_k, характеризующий основу профиля, которая длительное время находится в работе и является несущей площадью по мере срабатывания наружных слоев, уменьшается для минимальной исходной шероховатости незначительно, а с увеличением исходной шероховатости уменьшается более чем в 3 раза;
- параметр R_{vk}, характеризующий глубину впадин профиля и, соответственно, смазывающую способность изменяется несущественно;
- сумма параметров $R_{pk}+R_k$, характеризующая изнашиваемость рабочих поверхностей, уменьшается примерно в 2 раза.

Выводы:

- При нанесении покрытия на поверхность с минимальной шероховатостью (R_a = 0,01 мкм) на оптимальном режиме, обеспечивающем повышение износостойкости упрочненных изделий не менее, чем в 2 раза, параметр шероховатости R_a по ГОСТ 2789 не изменяется (данный вывод является важным с точки зрения не ухудшения параметров шероховатости по российским стандартам поверхностей, которые после окончательной шлифовальной и полировальной обработки имеют наивысший класс чистоты, т.е. все те поверхности, которые будут иметь худший класс чистоты, тем более не изменят параметры шероховатости по ГОСТ 2789 от нанесения упрочняющего покрытия при оптимальной (расчетной) длительности упрочнения. Уменьшение всех высотных R_a, R_z, R_{max} и шаговых параметров S, S_m, в среднем в два раза по сравнению с шероховатостями до нанесения покрытия говорит о хорошей прирабатываемости поверхности с тонкопленочным упрочняющим покрытием.
- Параметр поверхности R_{pk} (EN ISO 13565-2:1996) характеризующий высоту выступов, быстро изнашивающихся в первый период эксплуатации, на зоне с покрытием имеет значение в 3–5 раз меньшее, чем на зоне без покрытия. Таким образом, длительность приработки поверхностей с плазменным безвакуумным тонкопленочным упрочняющим покрытием, может уменьшиться в несколько раз, тем самым, уменьшается работа силы трения, температура и интенсивность изнашивания в начальный период контактирования трущихся поверхностей.
- Параметр поверхности R_{vk} (EN ISO 13565-2:1996), характеризующий глубину впадин профиля и, соответственно, смазывающую способность, и способность удерживать жидкую фазу на поверхности, на зоне с покрытием изменяется несущественно.
- Параметр поверхности R_k (EN ISO 13565-2:1996), характеризующий основу профиля поверхности, которая длительное время находится в работе и оказывает решающее влияние на срок службы инструмента и деталей, практически не отличается на зоне с покрытием и на зоне без покрытия.

- Сумма параметров поверхности $R_{pk}+R_k$ (EN ISO 13565-2:1996), характеризующая изнашиваемость рабочей поверхности в зоне покрытия, уменьшается в 1,5–2 раза по сравнению с зоной без покрытия, что может характеризовать поверхность с покрытием, как более износостойкую по параметрам шероховатости. Изменение характера графика кривой Аббота – она становится более пологой – говорит о достаточно хорошей контактной поверхности в триботехническом плане.
- Основным параметром плазменного безвакуумного нанесения тонкопленочного упрочняющего покрытия, который может влиять на ухудшение параметров шероховатости поверхности, является время нанесения покрытия. Для того чтобы соблюдалось условие не ухудшения параметров шероховатости необходимо длительность нанесения покрытия обеспечивать на оптимальном (расчетном) уровне.
- На основании проведенных исследований видно, что процесс плазменного безвакуумного нанесения тонкопленочного упрочняющего покрытия ведет к снижению значений параметров шероховатости, повышению несущей площади поверхности и ее износостойкости.

5.12. Автоматизация контроля нанесения тонкопленочного упрочняющего покрытия

При плазменном нанесении тонкопленочного упрочняющего покрытия при минимальном термическом воздействии на основу толщина покрытия является важнейшим критерием воспроизводимости упрочняющего эффекта, следовательно, при автоматизации процесса необходимо контролировать толщину наносимого покрытия.

Измеренное [139] удельное электрическое сопротивление характеризует плазменное упрочняющее тонкопленочное кремнийсодержащее покрытие как диэлектрик: $\rho = 10^6$ Ом·м.

Проведенные исследования позволили выявить закономерности изменения микротока, протекающего по цепи: дополнительный источник

питания (ДИП) – анод плазмотрона – плазменная струя – изделие при использовании в качестве датчика самой плазменной струи.

В табл. 5.17 приведены значения $I_{аи}$ и $U_{аи}$ при различных расстояниях между соплом плазмотрона и изделием $l_{си}$ 5–35 мм и разном выходном напряжении универсального источника питания 0–30 В.

Как видно из табл. 5.17, наиболее информативным параметром является микроток $I_{аи}$, во всем диапазоне дистанций нанесения покрытия и разных выходных напряжениях дополнительного источника питания.

На рис. 5.72 показано изменение микротока в зависимости от выходного напряжения ДИП при постоянной дистанции $l_{си}$ =10 мм. Как видно из графика, с увеличением выходного напряжения ДИП от 0 до 30 В, микроток возрастает примерно в пять раз и только в диапазоне от 10 до 20 В мало зависит от напряжения ДИП.

Таблица 5.17.

Зависимость напряжения и микротока, протекающего по цепи: дополнительный источник питания – анод плазмотрона – плазменная струя – изделие от напряжения ДИП и расстояния сопло плазмотрона – изделие

$l_{си}$, мм	$U_{дип}$ = 0 В		$U_{дип}$ = 10 В		$U_{дип}$ = 20 В		$U_{дип}$ = 30 В	
	$U_{аи}$, В	$I_{аи}$, мА	$U_{аи}$, В	$I_{аи}$, мА	$U_{аи}$,В	$I_{аи}$, мА	$U_{аи}$, В	$I_{аи}$, мА
5	-3,9	13,6	-0,8	35,5	3,6	56,1	6,9	83,3
10	-2,7	9,4	3,3	23,3	12,1	27,2	16	53,03
15	-1,7	7,4	5,8	13,6	15	16,7	24,3	19,7
20	-0,7	3,3	7,3	10,2	16,5	11,2	26,5	12,7
25	-0,6	1,9	8,3	5,8	17,6	7,9	27,6	9,2
35	-0,2	0,8	9,3	2,7	18,9	3,6	28,8	4,5

Таким образом, предварительные исследования показали, что наиболее перспективным для оценки изменения проводимости измерительной цепи при нанесении тонкопленочного покрытия является микроток при подключении к аноду плазмотрона ДИП с напряжением 10…20 В.

Данный метод проверялся при нанесении покрытия на цилиндрическую фрезу диаметром d = 25 мм.

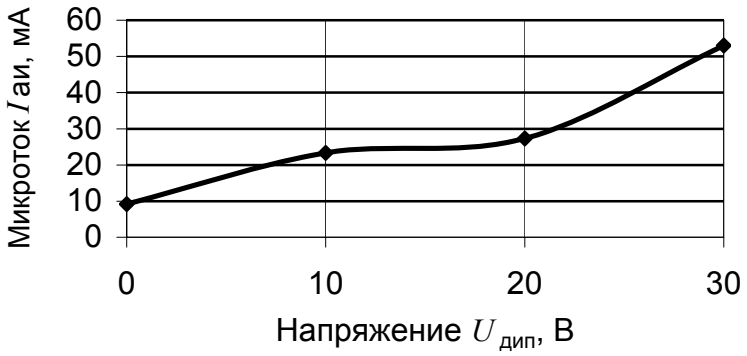


Рис. 5.72. Зависимость микротока от напряжения ДИП при $l_{си}$ =10 мм

На основании разделов 5.9 и 5.10 и статистических экспериментальных данных по повышению стойкости аналогичного инструмента минимум в два раза после упрочнения, расчетное общее время нанесения покрытия оценивается по формуле:

$$t_{об} = S_р / P,$$

где $t_{об}$ – общее время воздействия плазмы на поверхность фрезы, с; $S_р$ – расчетная площадь поверхности, подлежащая упрочнению, мм^2; P – производительность процесса, мм^2 / с.

При нанесении покрытия толщиной F = 0,5 мкм на локальный кольцевой участок производительность процесса равна P = 2,2/F = 4,4 мм^2/с.

Расчетная площадь упрочняемой поверхности $S_р$ при длине рабочей зоны $l_{раб}$ = 120 мм равна реальной (заданной) площади упрочнения S

$$S_р = S = \pi d \cdot l_{раб} = 9425 \text{ мм}^2.$$

Расчетное общее время нанесения покрытия равно

$$t_{об} = 9425 / 4,4 = 2142 \text{ с}.$$

Число локальных (кольцевых) участков упрочнения на длине цилиндрической рабочей зоны 120 мм равно K = 120 / 8 = 15 участков. Расчетное время обработки одного локального (кольцевого) участка равно $t_{уч}$ = 2142 / 15 = 142,8 с.

Процесс нанесения покрытия на фрезу осуществлялся на следующем режиме: I = 100 А, $G_{пг}$ = 2,4 л/мин, $G_{зг}$ = 1,2 л/мин, $G_{тг}$ = 1,1 л/мин, $l_{си}$ = 17 мм, напряжение ДИП 20 В.

В процессе нанесения покрытия снималось значение микротока протекающего по цепи: дополнительный источник питания – анод плазмотрона – плазменная струя – изделие в зависимости от времени нанесения покрытия. На рис. 5.73 показана зависимость значений микротока при вращении фрезы без осевого смещения плазмотрона.

Таким образом, установлено, что по мере роста толщины покрытия микроток нелинейно уменьшается.

Как видно из графика на одном локальном участке время нанесения покрытия, оцениваемое по среднестатистическому микротоку уставки 0,6–0,9 мА, составляет в среднем приблизительно 150 с и отличается на 5 % от расчетного времени обработки одного локального участка (142,8 с) для толщины покрытия 0,5 мкм.

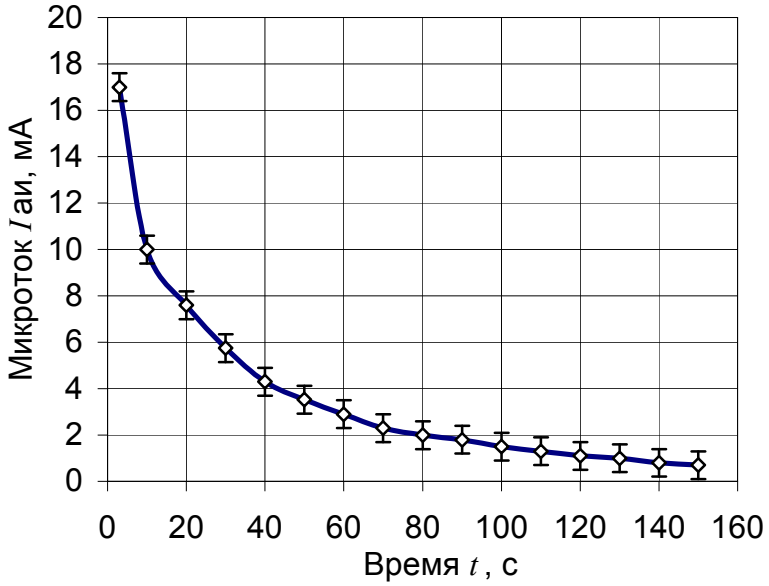
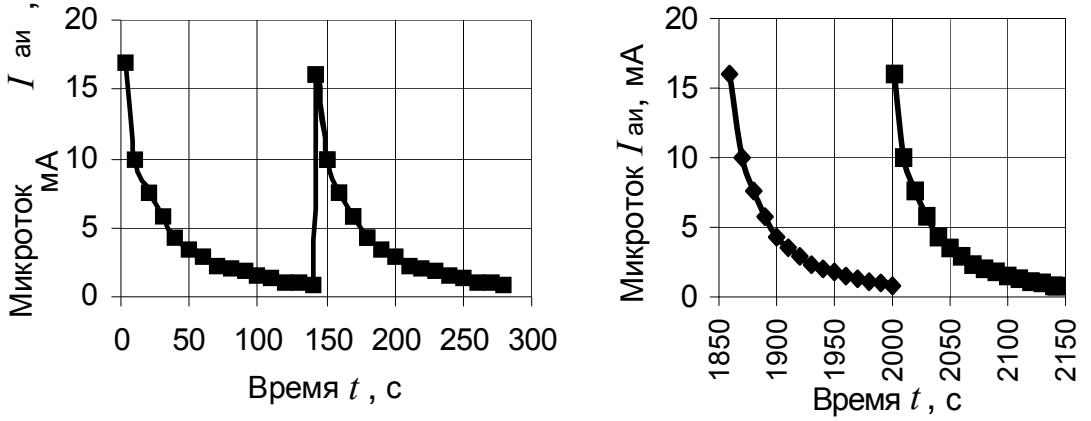


Рис. 5.73. Зависимость микротока в цепи анод плазмотрона – изделие от времени нанесения покрытия на одном локальном участке при упрочнении цилиндрической фрезы по кольцевой траектории

На рис. 5.74 показано изменение микротока в разные промежутки времени нанесения покрытия на всю фрезу. В процессе нанесения покрытия на локальные участки фрезы при шаговом перемещении по оси вращения с шагом 8 мм, микроток $I_{аи}$ в начальный момент, на всех

участках, начиная с первого и заканчивая последним пятнадцатым, составляет 17 мА, в процессе дальнейшего нанесения покрытия на каждом локальном участке $I_{аи}$ плавно падает до 0,7 мА.

Таким образом, на примере нанесения покрытия на фрезу показана эффективность разработанного метода, который в реальном масштабе времени обеспечивает контроль нанесения покрытия.



а) б)

Рис. 5.74. Изменение микротока в разных промежутках времени нанесения покрытия на локальные кольцевые участки фрезы,
а) – 1-ый и 2-ой участки, б) – 14-й и 15-й участки

Исследовалось влияние дистанции нанесения покрытия и температуры предварительного и сопутствующего подогрева изделия на характер изменения микротока. Эксперименты проводились на образцах из трех материалов: У8, Х12, Р6М5. Образцы представляли собой пруток диаметром ∅40 мм, длиной l = 80 мм, изготовленные механической обработкой с последующей термической обработкой и шлифовкой цилиндрической поверхности.

Процесс нанесения покрытия проводился на том же режиме (см. выше).

Образцы из стали У8 и Х12 предварительно нагревались до температуры 60–80 °С, а образцы из стали Р6М5 – до 180–200 °С. Покрытие наносили на образцы при разных дистанциях сопло плазмотрона – изделие: $l_{си}$ = 5, 10, 15, 20 мм.

На рис. 5.75 представлены графики изменения микротока в зависимости от длительности нанесения покрытия и дистанции сопло

плазмотрона – изделие при обработке образцов диаметром 40 мм из стали Х12. Как видно из рис. 5.75 длительность нанесения покрытия для микротока уставки 0,6–0,9 мА практически почти не зависит от дистанции обработки и находится в диапазоне 210–270 с при расчетном общем времени обработки 229 с для толщины покрытия 0,5 мкм.

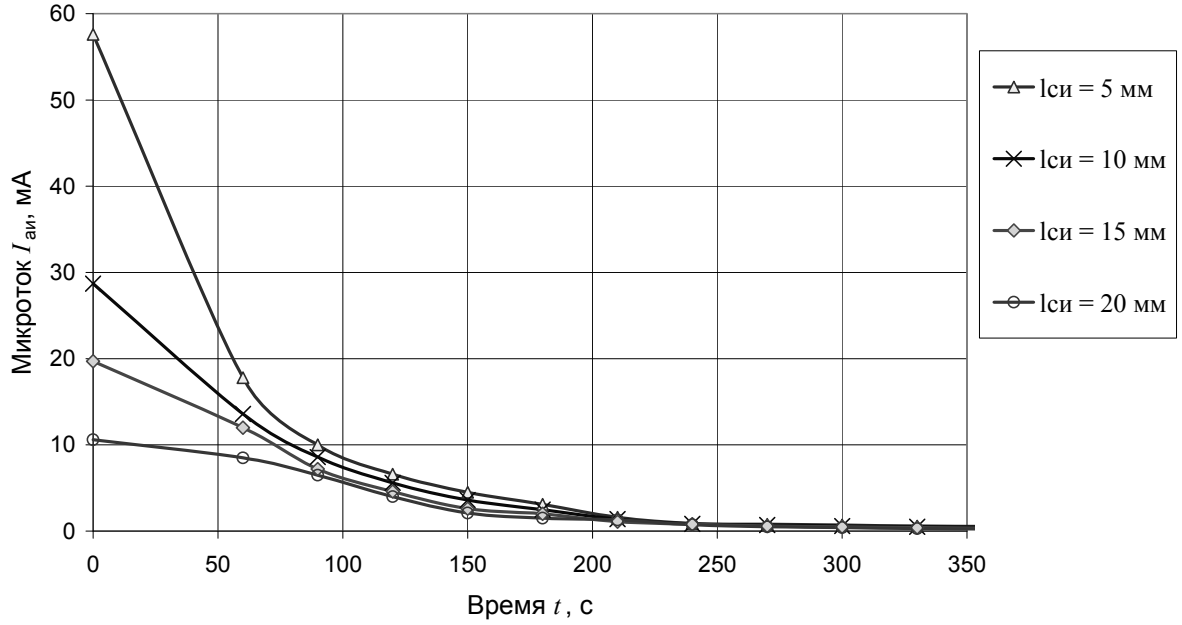


Рис. 5.75. Изменение микротока в зависимости от длительности процесса t и расстояния сопло плазмотрона – изделие $l_{си}$ при нанесении покрытия на образцы из стали Х12 при температуре предварительного подогрева 60–80 °С

При нанесении покрытия на образцы, изготовленные из различных сталей, Х12, У8, Р6М5 при дистанциях нанесения покрытия от 5 до 20 мм зависимости $I_{аи}(t)$ (см. рис. 5.75) дают практически одинаковую длительность обработки, которая находится в отмеченном выше диапазоне. Таким образом, отсутствует зависимость длительности нанесения покрытия от химического состава материала изделия.

На рис. 5.76 показан общий вид прибора автоматического контроля к установке для плазменного нанесения тонкопленочного упрочняющего покрытия, в котором реализован описанный принцип контроля процесса ФПУ.

Рис. 5.76. Прибор контроля нанесения покрытия

Таким образом, на основании проведенных исследований установлено следующее:

- Выявленные закономерности изменения микротока, протекающего по цепи: дополнительный источник питания – анод плазмотрона – плазменная струя – обрабатываемое изделие, при увеличении толщины наносимого покрытия могут быть использованы для автоматизации контроля процесса нанесения тонкопленочного покрытия в реальном масштабе времени.
- Изменение дистанции нанесения покрытия от 5 до 20 мм и температуры предварительного и сопутствующего подогрева изделия от 60 °С до 200 °С не влияют на выявленные закономерности изменения микротока.

5.13. Применение технологии ФПУ

Испытания на трение и эксплуатационную стойкость

Сравнительные испытания на трение и износ проводились в соответствии с ГОСТ 23.224-86 на установке СМЦ-2. Для этой цели использовались образцы Ø 38 мм и толщиной 12 мм из стали Р6М5, на которые наносились покрытия: TiN методом ионно-плазменного напыления в вакууме и плазменное безвакуумное тонкопленочное при минимальном термическом воздействии на основу. В качестве контртела использовались термообработанные до твердости HRC 63 образцы из стали ШХ15. Условия контакта – трение качения с 20% проскальзыванием со смазкой. В качестве смазки применяли индустриальное масло И-20 (ГОСТ 20779-75). Испытания проводили при частоте вращения образца 1000 мин$^{-1}$ при нагрузке 1650 Н. Для сравнения так же испытывался образец без покрытия из термообработанной стали Р6М5. В процессе эксперимента регистрировались значения момента трения и массового износа образцов и рассчитывались коэффициенты трения и интенсивность изнашивания.

Коэффициент трения рассчитывался по формуле

$$K_{тр} = 2M_{тр} / D \cdot F_{н},$$

где $M_{тр}$ – момент трения, Н·м; D –диаметр образца, м; $F_{н}$ – нагрузка, Н.

Результаты исследования триботехнических свойств пар трения представлены в табл. 5.18.

Таблица 5.18

Результаты исследования триботехнических свойств исследуемых пар трения

Обработка поверхности	Без покры-тия	Ионно-плазменное напыление в вакууме TiN	Плазменное безвакуумное тонкопленочное покрытие
Интенсивность изнашивания J, 10^{-9} кг/м^3	6,40	4,13	3,45
Коэффициент трения $K_{тр}$ 10^{-3}	14,50	8,43	7,03

Таким образом, на основании испытаний на трение и износ было определено, что коэффициент трения и интенсивность изнашивания

поверхностей с плазменным безвакуумным тонкопленочным покрытием уменьшается практически в 2 раза по сравнению с исходной поверхностью стали Р6М5 и меньше на 20%, чем дает покрытие TiN, нанесенное ионно-плазменным методом в вакууме.

Совместно с ОАО «АвтоВАЗ» были проведены исследования по определению значений коэффициента трения при моделировании технологической операции вытяжки листового проката без покрытия (черного) и электрооцинкованного (ЭЦ) проката в штампах, изготовленных из чугуна марки ХФ. Исследовалось два состояния материала чугунных штампов – в исходном виде и после нанесения тонкопленочного упрочняющего покрытия.

Для моделирования процесса вытяжки были изготовлены образцы из чугуна в виде роликов Ø 50 и толщиной 30 мм. На испытательной машине FRZ-100/1 с помощью специального приспособления полосу металла перетягивали через неподвижно закрепленный ролик, чем моделировали поведение металла в вытяжном штампе. При этом один конец полосы фиксировали неподвижно в горизонтальном направлении, полоса огибала ролик, а к другому концу полосы прикладывали растягивающую силу от разрывной машины в вертикальном направлении. При такой схеме нагружения участки полосы, расположенные по разные стороны относительно ролика, получали разные степени деформации, так как в результате действия силы трения металла полосы о ролик растягивающая сила P_1 на ее горизонтальном участке меньше, чем сила P_2 на вертикальном участке. На этом явлении и основан примененный метод определения коэффициента трения, рассчитываемого по формуле

$$K_{\text{тр}} = l\, n\, (P_1/P_2)/\alpha\,,$$

где α — угол охвата ролика полосой.

Условия проведения испытаний: размер полосы 450×20×0,8 мм; материал – сталь 08Ю-ОСВ; количество образцов листового металла на каждый вид испытаний – 3; смазочный материал – индустриальное масло И-20; скорость нагружения образцов — постоянная, 10 мм/мин.

Поверхность чугунных образцов (роликов) имела разные параметры шероховатости (табл. 5.19) для установления ее влияния на коэффициент трения.

Для каждого варианта изготовления штампа (с плазменным безвакуумным нанесением тонкопленочного покрытия и без него) и

каждого значения шероховатости проводили по три испытания по вытяжке ЭЦ стали и стали без покрытия. Средние арифметические значения коэффициентов трения для некоторых значений шероховатости приведены в табл. 5.19. Результаты экспериментов представлены на рис. 5.77.

Таблица 5.19

Коэффициенты трения для разных видов поверхности чугунных образцов – имитаторов штампа

Вид обработки образца	Шероховатость образца R_a, мкм	Коэффициент трения при обработке:	
		черного проката	электрооцинкованного проката
Без обработки	0,22	0,1511	0,1813
	1,35	0,1793	0,2197
С тонкопленочным покрытием	0,224	0,1365	0,1528
	1,27	0,1681	0,1729

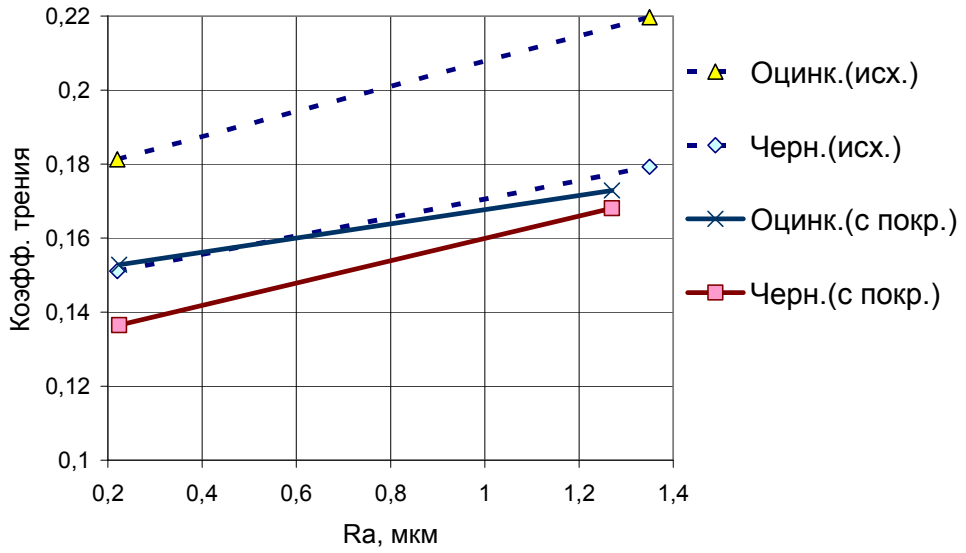


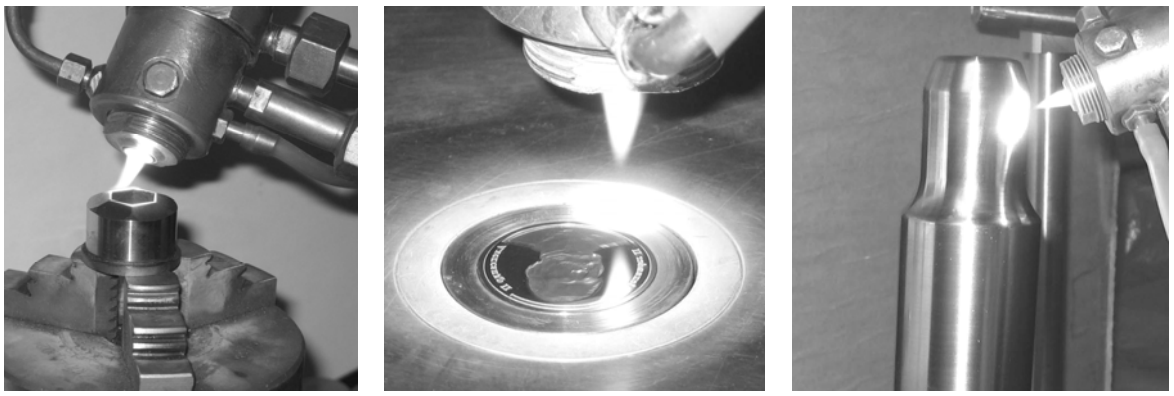
Рис. 5.77. Зависимость коэффициента трения от шероховатости поверхности штампа из чугуна ХФ

Для значений R_a = 0,6...1,0 мкм, соответствующих значениям шероховатости действующей штамповой оснастки, нанесенное покрытие позволяет уменьшить коэффициент трения на 6...9 % при вытяжке черного проката и на 18...20 % при вытяжке электрооцинкованного проката.

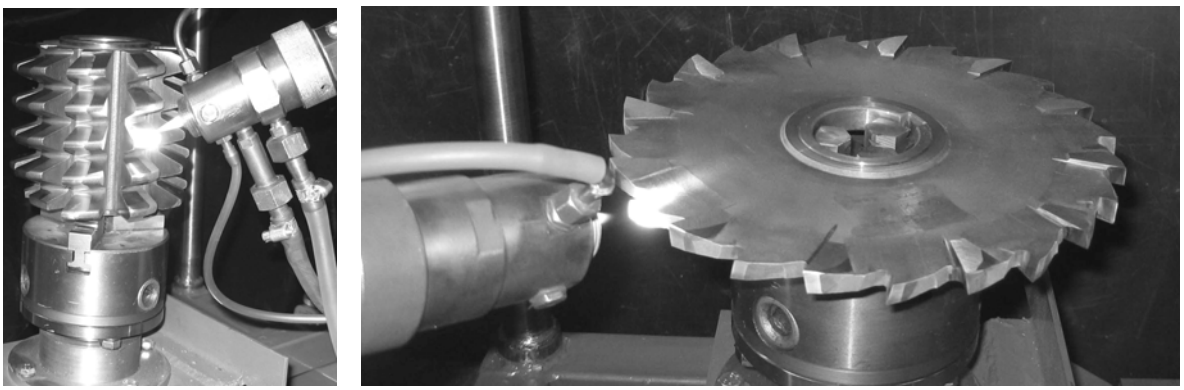
Таким образом, на основании данных исследований установлено:

- Коэффициент трения и интенсивность изнашивания поверхностей с плазменным безвакуумным тонкопленочным покрытием при испытаниях на трение и износ с контртелом – термообработанной сталью ШХ15, уменьшается практически в 2 раза по сравнению с исходной поверхностью стали Р6М5 и меньше на 20 %, по сравнению с поверхностью с покрытием TiN, нанесенным ионно-плазменным методом в вакууме.
- При моделировании процесса вытяжки черного и электрооцинкованного проката с использованием чугунных штампов для значений R_a = 0,6...1,0 мкм, соответствующих значениям шероховатости действующей штамповой оснастки, установлено, что плазменное безвакуумное тонкопленочное покрытие позволяет уменьшить коэффициент трения на 6...9 % при вытяжке черного проката и на 18...20 % при вытяжке электрооцинкованного проката.

На рис 5.78 показаны примеры ФПУ оснастки и инструмента.



а) б) в)



г) д)

Рис. 5.78. Нанесение упрочняющего покрытия на штамповую оснастку: а) матрицу для высадки; б) штемпель для чеканки; в) вытяжной пуансон и на режущий инструмент: г) червячную фрезу; д) дисковую фрезу

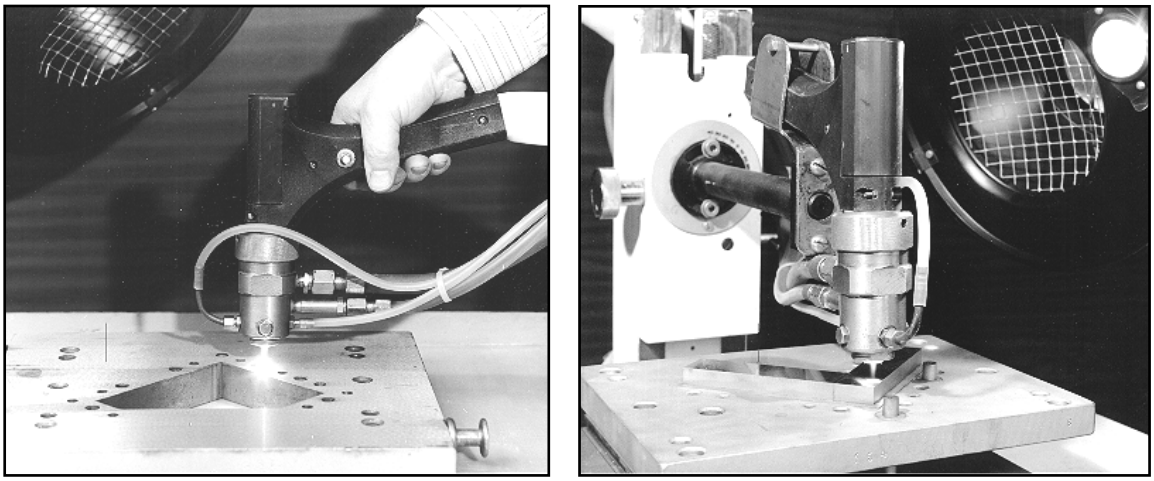
В табл. 5.20 показаны примеры производственных испытаний оснастки и инструмента с тонкопленочным упрочняющим покрытием

Таблица 5.20

Производственные испытания изделий с упрочняющим покрытием

Упрочняемое изделие	Материал изделия	Обрабатываемый инструментом материал	Повышение ресурса работы, раз	Предприятие
Штамп вырубки и пробивки	Х12М	Сталь 65Г	**3,4**	ОАО «ГАЗ», Нижний Новгород
Штамп гибочный	У10	М1	**6,0**	ОАО «Силовые машины» филиал «Электросила», Санкт-Петербург
Штамп развальцовочный	Х12МФ	Сталь 65Г	**4,4**	ОАО «АвтоВАЗ», Тольятти
Штемпель чеканочный	Х12М	ЛМц58-2	**2,3**	ФГУП «Санкт-Петербургский монетный двор»
Литейная форма	4Х5МФС	ЛЦ16К4	**13,0**	ОАО «Саранский приборостроительный завод»
Сверло ∅23	Р6М5	Сталь 65Г	**2,5**	ФГУП «Уралвагонзавод», Нижний Тагил
Сверло ступенчатое ∅13/24	Р6М5	Сталь 20	**6,6**	ЗАО «Омутнинский металлургический завод»
Метчик М16	Р6М5	Сталь 35Л	**10,0**	ФГУП «Усть-Катавский вагоностроительный завод»
Развертка ∅8	Р6М5	АЛ2	**6,5**	ОАО «Завод «Прогресс», Санкт-Петербург
Твердосплавные пластины	ВК6	Сталь 25Л	**10,0**	ОАО «Знамя труда», Санкт-Петербург
Фреза концевая ∅10	тв.сплав ДК460UF	12Х13	**2,0**	ОАО «Калужский турбинный завод»

Финишное плазменное упрочнение путем нанесения тонкопленочного покрытия возможно как в ручном, так и в автоматическом режиме (рис. 5.79).



а) б)

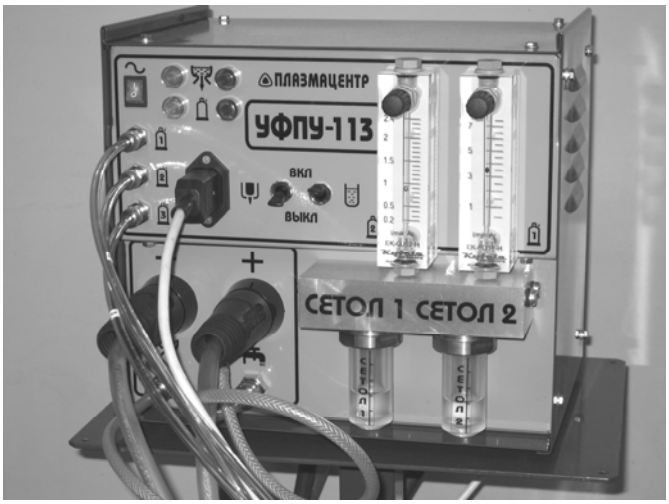
Рис. 5.79. ФПУ матрицы штампа в ручном режиме (а) и ФПУ пуансона в автоматическом режиме на двухкоординатном манипуляторе (б)

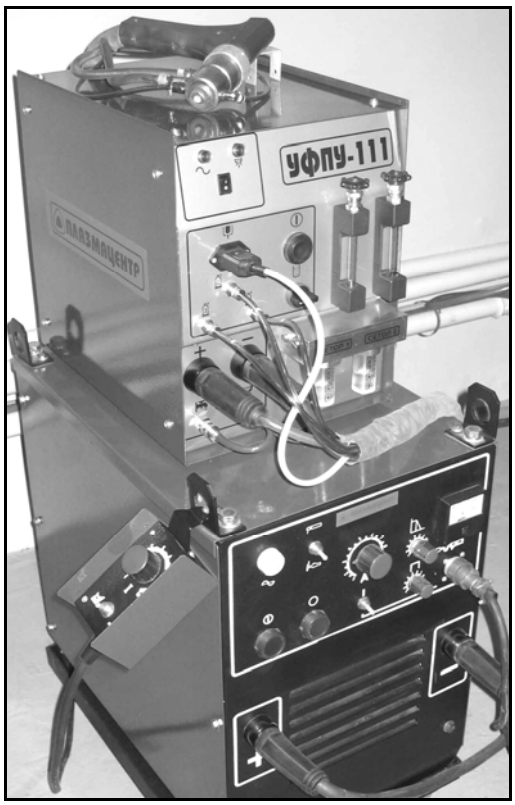
Оборудование для ФПУ

Оборудование для ФПУ отличается компактностью, мобильностью и малым энергопотреблением и включает в себя блок аппаратуры с жидкостным питателем, источник питания сжатой дуги, плазмотрон в комплекте с плазмохимическим генератором, комплект внешних соединений и, при необходимости, – манипулятор, вращатель или другие приспособления (рис. 5.80 – 5.83). Срок окупаемости – от 3 до 6 месяцев.

Основные параметры оборудования ФПУ

Род тока сжатой дуги .....…….. постоянный
Номинальный ток сжатой дуги, А ..... ……. 100
Рабочее напряжение сжатой дуги, В ……..... 38 - 42
Потребляемая мощность, кВА, не более…… 6
Рабочий газ ..……. аргон
Расход аргона, л/мин, не более ....…….. 5
Номинальное давление воды, кгс/см^2....…….. 2,5
Расход охлаждающей воды, л/час ……... 220 - 250
Масса установки в комплекте, кг, не более …… 150





а) *б*)

Рис. 5.80. Блок аппаратуры ФПУ (*а*) в комплекте с источником питания (*б*)

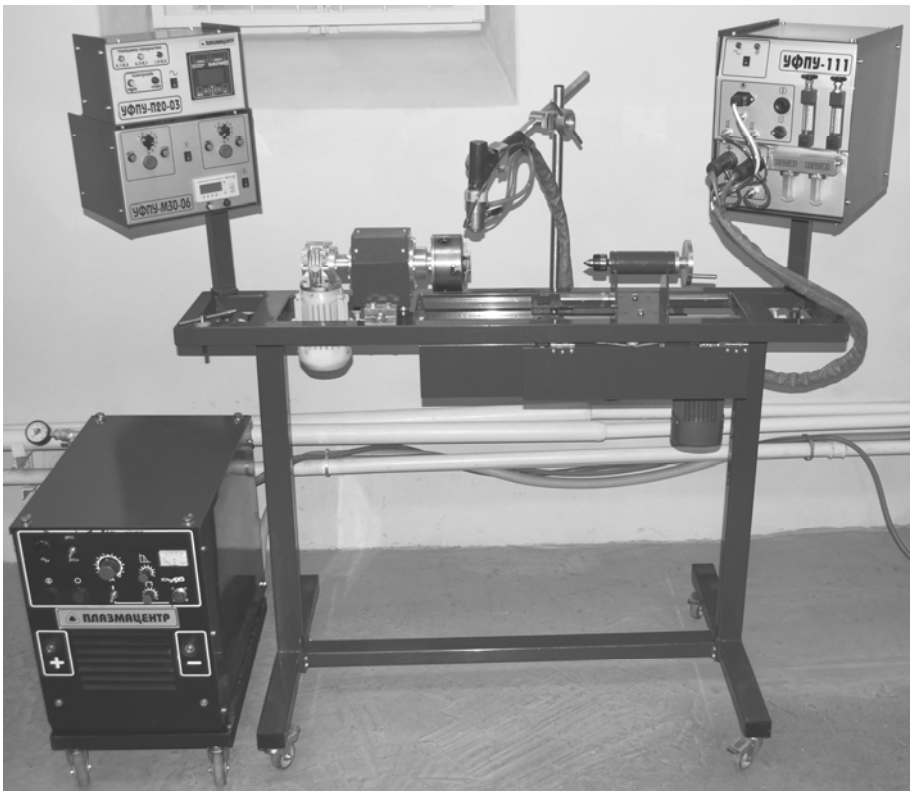


Рис. 5.81. Комплект оборудования ФПУ с передвижным манипулятором

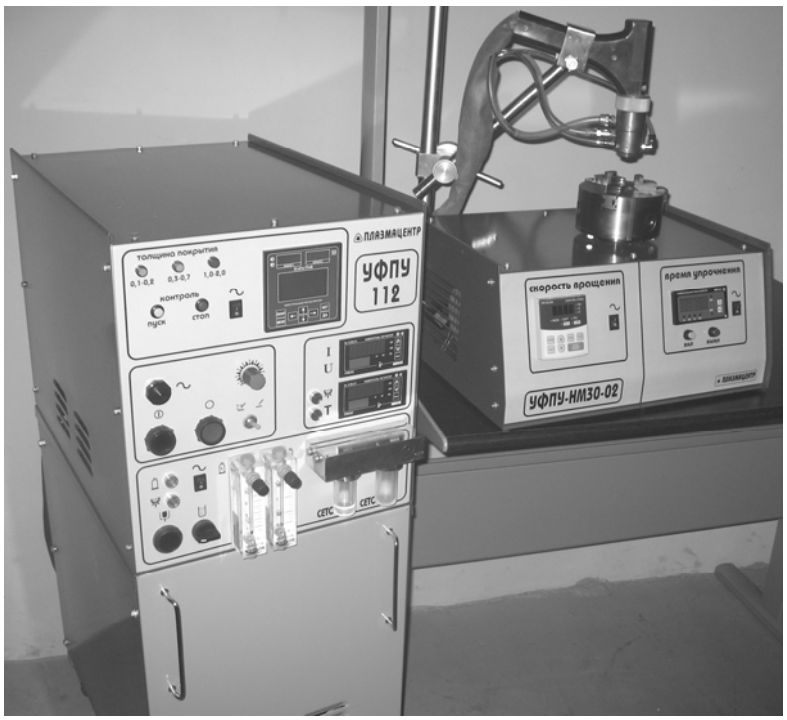


Рис. 5.82. Комплект оборудования ФПУ
с настольным манипулятором

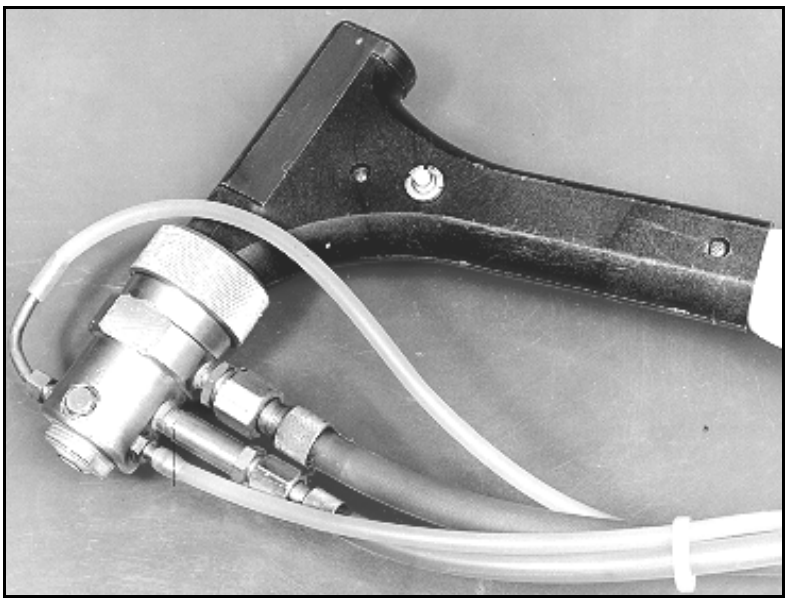


Рис. 5.83. Плазмотрон с плазмохимическим генератором

6. ПЛАЗМЕННОЕ НАПЫЛЕНИЕ

С помощью дуговых плазмотронов осуществляют технологию плазменного напыления покрытий (обычно толщиной не более 1 мм) [140,141]. При этом, как правило, используют порошковые материалы с размером частиц от 20 до 50 мкм. В процессе напыления частицы порошка, вдуваемые в плазменную струю, разогреваются до температур близких к температуре их плавления и ускоряются до скоростей порядка 50…150 м/с. Напыляемое покрытие формируется из отдельных частиц, которые при ударе о поверхность подложки сильно деформируются, растекаются и кристаллизуются с высокой скоростью.

При оптимизации параметров режима плазменного напыления достигается прочное сцепление частиц по контактным поверхностям, что в значительной степени определяет эксплуатационные характеристики напыленных покрытий.

В качестве плазмообразующего газа при напылении, наряду с прочими газами, применяется аргон, дающий следующие преимущества:

- наибольшую стабильность работы оборудования и повышенную долговечность элементов плазмотрона;
- малый разогрев подложки за счет быстрого падения температуры по длине плазменной струи;
- высокие скорости аргоновой плазменной струи;
- пониженный уровень шума.

Сравнительно низкая напряженность электрического поля сжатой дуги в аргоне (по сравнению с молекулярными газами) определяет преимущества использования плазмотронов с фиксированной длиной сжатой дуги, что достигается специальными межэлектродными вставками. Ниже рассмотрены основные характеристики процесса плазменного напыления такими плазмотронами.

6.1. Технологические характеристики процесса напыления в аргоне плазмотронами с фиксированной длиной сжатой дуги

В плазмотронах для напыления, имеющих межэлектродные вставки (рис. 6.1), длина сжатой дуги искусственно увеличена и зафиксирована конструктивными параметрами плазмотрона. Это обеспечивает:

- увеличение надежности и ресурса работы плазмотрона за счет уменьшения тока (до 300–200 А) при высоком напряжении сжатой дуги (до 65 В) без снижения мощности и к.п.д. плазмотрона (доходящим до 60…70 %);
- высокую эффективность и стабильность нагрева и ускорения дисперсных материалов и, как следствие, – повышенное качество напыленных металлических покрытий (высокую адгезию и минимальную пористость);
- гибкость регулирования режимов напыления.

Большое влияние на процесс напыления оказывает схема ввода порошка в плазменную струю. Как показали проведенные исследования, наилучшим способом ввода металлических порошков в плазменную струю является ввод порошков с использованием, кроме транспортирующего, еще и фокусирующего газа (рис. 6.2).

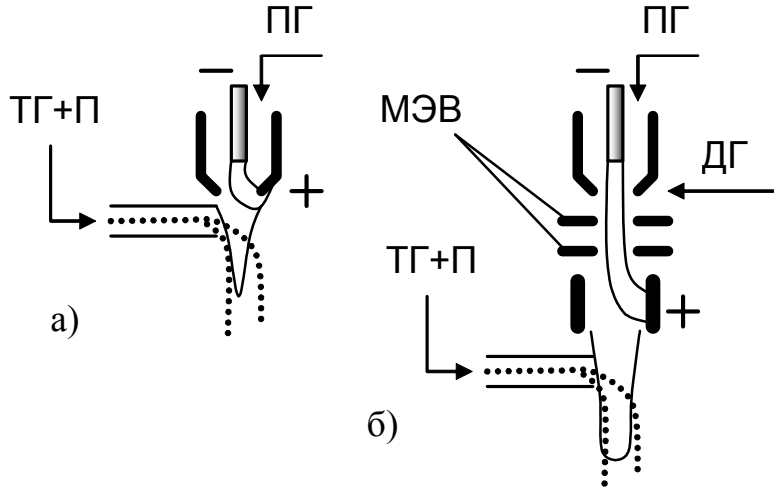


Рис. 6.1. Схемы плазмотронов для напыления с самоустанавливающейся длиной дуги (а) и с фиксированной длиной дуги (б).
Газы: ПГ – плазмообразующий, ТГ – транспортирующий, ДГ – дополнительный. П – порошок; МЭВ – межэлектродные вставки

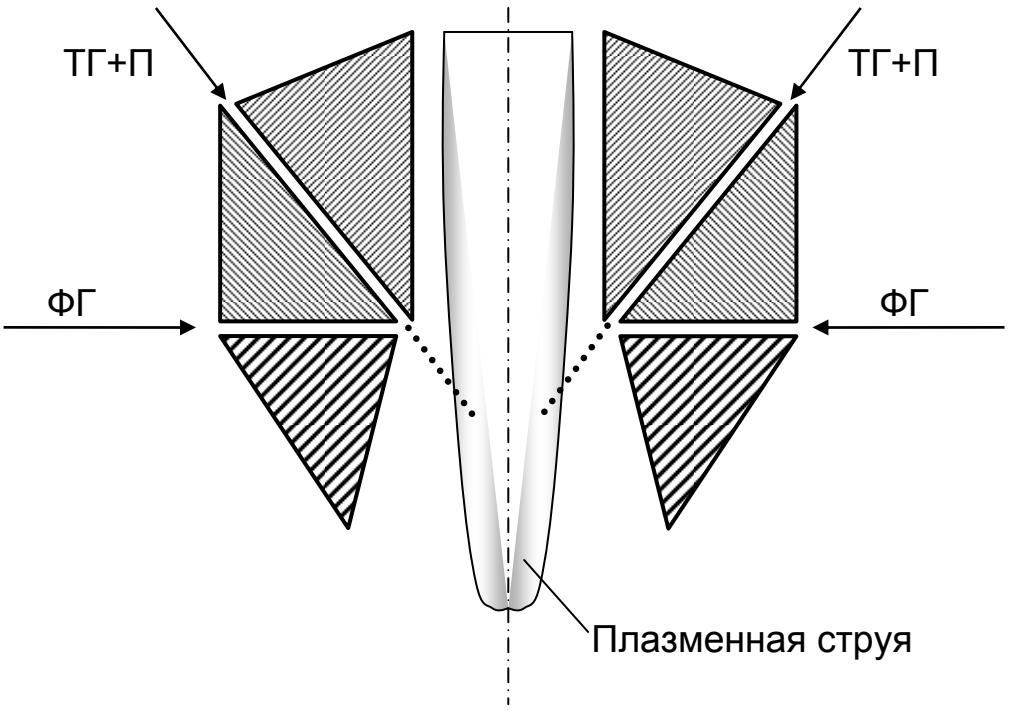


Рис. 6.2. Схема подачи порошка с фокусирующим газом;
ТГ+П – транспортирующий газ и порошок, ФГ – фокусирующий газ

Анализируя обычно применяемые режимы напыления порошковых материалов [142, 143], следует отметить, что, как правило, мощность плазмотрона не превышает 25 кВт при тепловом к.п.д. от 10 до 70 %. В ряде случаев при мощности плазменной струи больше 7–9 кВт уменьшается коэффициент использования порошка (КИП) и особенно – коэффициент использования энергии струи [143], который определяется отношением термической мощности $Q_{\text{т}}$, затраченной на нагрев порошка, из которого сформировано покрытие, к мощности плазменной струи $Q_{\text{пл}}$:

$$\eta_{\text{т}} = \frac{Q_{\text{т}}}{Q_{\text{пл}}} = \frac{G_{\text{н.п}}\,\Delta H_{\text{п}}}{\text{Q}_{\text{пл}}},$$

где $G_{\text{н.п}}$ – масса нанесенного в единицу времени покрытия, т.е. производительность напыления, кг/с или кг/ч; $\Delta H_{\text{п}}$ – удельное теплосодержание покрытия, в котором учитывается теплота фазовых превращений (в первую очередь – теплота плавления), Дж/кг.

Тепловой к.п.д. плазмотрона зависит от конструкции плазмотрона и режима напыления. Тепловой к.п.д. $\eta_{\text{пл}}$ показывает какая часть мощности сжатой дуги $P_{\text{д}}$ расходуется на нагрев плазмообразующего газа $Q_{\text{пл}}$:

$$\eta_{\text{пл}} = \frac{Q_{\text{пл}}}{P_{\text{д}}}.$$

На рис. 6.3 приведены зависимости напряжения сжатой дуги $U_{\text{д}}$, теплового к.п.д. плазмотрона с межэлектродными вставками и мощности $P_{\text{д}}$ сжатой дуги от тока при расходе плазмообразующего аргона 12,2 л/мин.

Несмотря на сравнительно низкий расход плазмообразующего газа (см. рис. 6.3), тепловой к.п.д. плазмотрона достаточно большой – 40…50 %.

С увеличением расхода плазмообразующего газа напряжение и мощность сжатой дуги растут. Тепловой к.п.д. плазмотрона также возрастает (свыше 50…55 %).

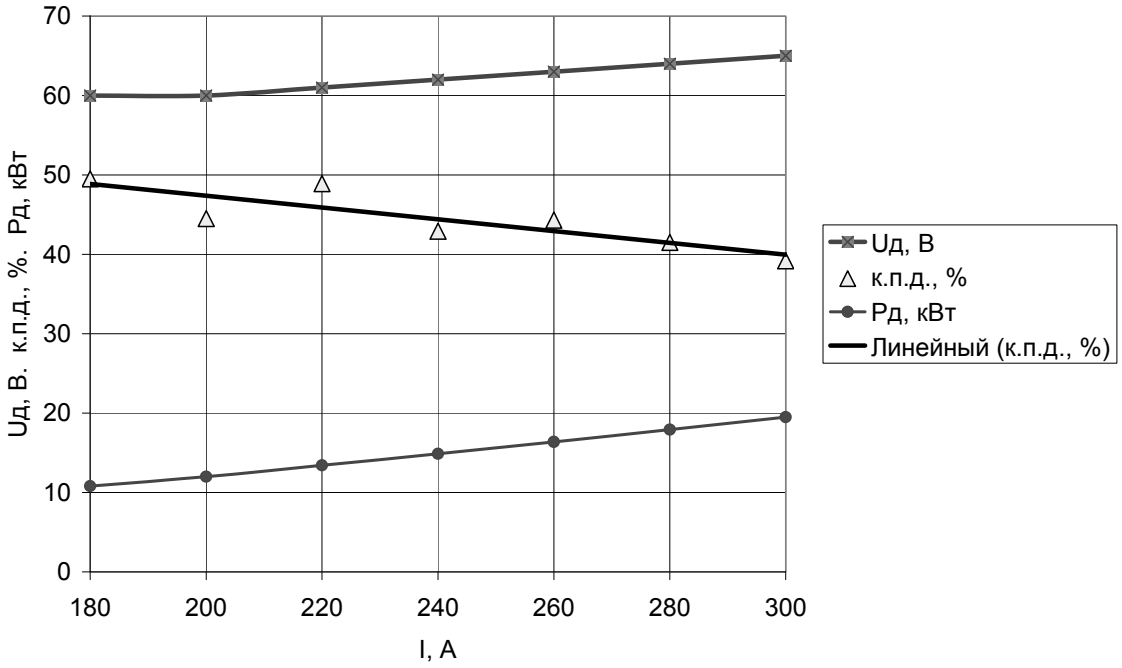


Рис. 6.3. Зависимость напряжения сжатой дуги $U_{\text{д}}$, теплового к.п.д. плазмотрона и мощности $P_{\text{д}}$ сжатой дуги от тока при $G_{\text{п.г}}$ = 12,2 л/мин.

Для достаточного прогрева в плазменной струе частиц напыляемого порошка необходимо обеспечить их надежное вдувание в высокотемпературную осевую область плазменной струи. Подача фокусирующего газа (см. рис. 6.2) способствует решению этой задачи, уменьшая потери порошка и обеспечивая, тем самым, повышение коэффициента использования порошка (КИП). КИП определяется как

отношение массы напыленного покрытия к массе порошка, подаваемого в плазменную струю. Как видно на рис. 6.4, существует оптимальный диапазон расхода фокусирующего газа: 1…3,5 л/мин., повышающий коэффициент использования порошка до значений выше 60 % (это предельное значение для плазмотронов с самоустанавливающейся длиной дуги [143]).

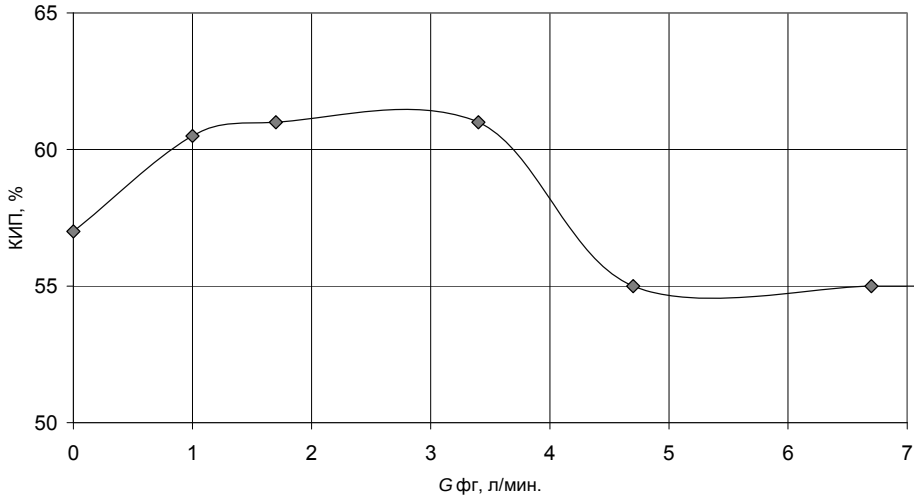


Рис. 6.4. Зависимость коэффициента использования порошка ПН85Ю15 от расхода фокусирующего газа (размер частиц порошка 50…63мкм; ток 240 А; $G_{\text{п.г}}$ = 20 л/мин.; $G_{\text{т.г}}$ = 6,5 л/мин.)

Теплосодержание плазменной струи, в значительной степени определяемое током сжатой дуги, может обеспечить разогрев ограниченного количества порошка подаваемого в плазменную струю. Можно ожидать, что коэффициент использования порошка с увеличением расхода порошка (т.е. с увеличением массы порошка, подаваемого в плазменную струю) должен уменьшаться. Результаты экспериментов, представленные на рис. 6.5, подтверждают это. Видно, что при токе сжатой дуги 240 А с увеличением расхода порошка от 1 до 7,5 кг/ч КИП снижается с 70 до 35 %. Повышение тока до 300 А ведет к росту коэффициента использования порошка до 50 % при тех же расходах порошка.

Важнейшим показателем качества напыленных покрытий является прочность сцепления (адгезия) покрытия с подложкой. Определение прочности сцепления покрытия с подложкой чаще всего проводится с помощью штифтовой пробы [143], представляющей собой металлический цилиндр диаметром 20…30 мм со вставленным по оси коническим штифтом диаметром порядка 2 мм. Отрыв конического штифта от

напыленного покрытия позволяет количественно оценить прочность сцепления покрытия с основой.

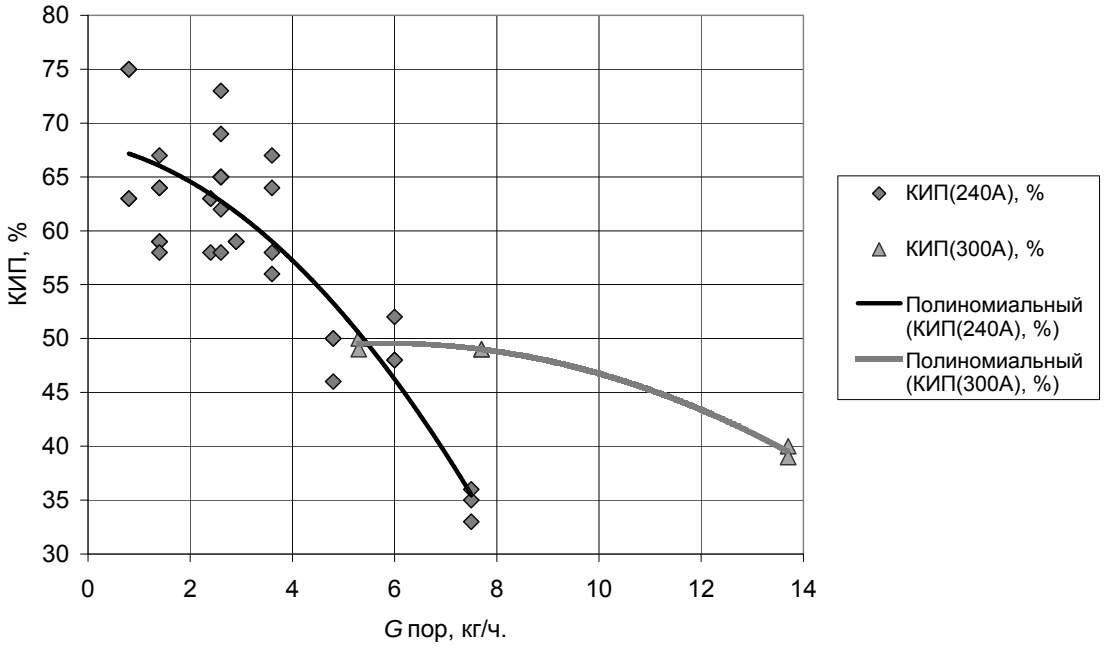


Рис. 6.5. Зависимость коэффициента использования порошка (КИП) от расхода напыляемого порошка ПР-Н73Х16С3Р3 (размер частиц 50…63 мкм; $G_{п.г}$ = 20 л/мин.; $G_{т.г}$ = 6,5 л/мин.; $G_{ф.г}$ =3 л/мин.; подслой ПН85Ю15)

С увеличением толщины покрытия более 0,8…1 мм внутренние остаточные напряжения в покрытии растут, что уменьшает прочность сцепления покрытия с основой и может даже привести к самопроизвольному отслаиванию покрытия. Как показали проведенные исследования с покрытием ПН85Ю15 (рис. 6.6), наибольшая прочность сцепления покрытия с основой достигается при толщине покрытия 0,6…0,7 мм (более 50…55 МПа), хотя и при малой толщине, менее 0,4 мм, прочность сцепления покрытия с основой остается достаточно высокой – порядка 40 МПа.

Частицы порошка по мере движения в плазменной струе ускоряются и прогреваются, однако, при значительной дистанции l напыления частицы порошка, особенно мелкие, остывают, что в итоге приводит к снижению прочности сцепления покрытия с основой (рис. 6.7-а). Максимальная прочность сцепления покрытия с основой достигается при дистанции напыления 100…120 мм.

Увеличение расхода плазмообразующего газа $G_{п.г}$ приводит к двум противоположным результатам, влияющим на прочность сцепления покрытия с основой:

- возрастает скорость частиц порошка, что ведет к росту прочности сцепления,
- уменьшается время пребывания частиц в плазменной струе, что снижает температуру нагрева частиц, а это ведет к снижению прочности сцепления.

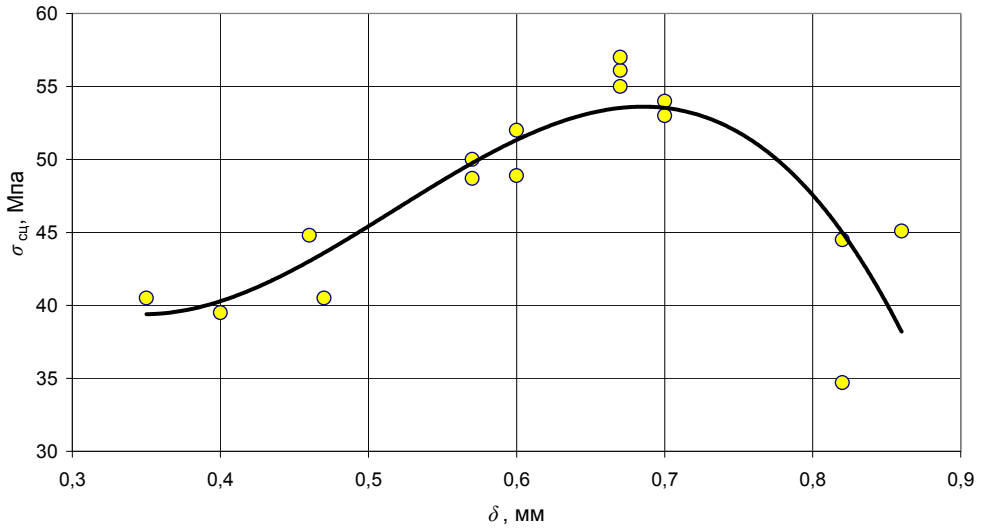


Рис. 6.6. Зависимость прочности сцепления покрытия с основой от толщины покрытия ПН85Ю15 (размер частиц порошка 50…63 мкм; ток 240 А; $G_{п.г}$ = 20 л/мин.; $G_{т.г}$ = 6,5 л/мин.; $G_{ф.г}$ = 3 л/мин.; l = 120 мм)

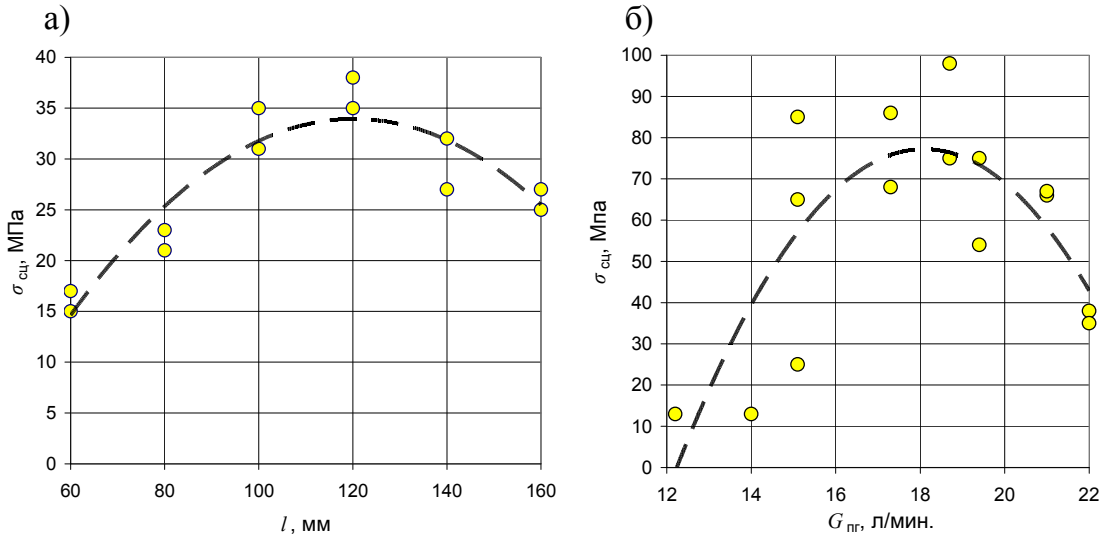


Рис. 6.7. Прочность сцепления покрытия ПР-Н73Х16С3Р3 с основой (размер частиц порошка не более 50 мкм; ток 240 А; толщина покрытия 0,6…0,7 мм; $G_{т.г}$ = 6,5 л/мин.; $G_{ф.г}$ = 3 л/мин.): а) при расходе плазмообразующего газа $G_{п.г}$ 22 л/мин.; б) при дистанции l = 120 мм

При таком воздействии на частицы напыляемого порошка можно ожидать экстремальной зависимости прочности сцепления покрытия с основой от расхода плазмообразующего газа, что и подтверждается экспериментами (рис. 6.7-б). Наибольшая прочность сцепления наблюдается при расходах плазмообразующего газа 18…19 л/мин., т.е. в 2…2,5 раза меньших по сравнению с напылением плазмотронами с самоустанавливающейся длиной дуги [143].

Средняя прочность сцепления покрытия с основой на оптимальных режимах напыления при использовании плазмотронов с фиксированной длиной дуги для порошковых материалов со средним размером частиц не более 50 мкм составляет:

- ПН85Ю15 – 40…60 МПа,
- ПР-Н73Х16С3Р3 – 25…40 МПа,
- ПР-К60Х30ВС (В3К) – 30…40 МПа (по подслою ПН85Ю15 толщиной 0,05…0,10 мм).

Покрытия, полученные методами порошкового напыления, как правило, характеризуются определенной пористостью (для металлических порошков – до 10…12 % [144, 146]). Пористость металлических покрытий, напыленных плазмотронами с фиксированной длиной дуги и определенная металлографическим методом [145] на установке «Omnimet» (США), и гидростатическим методом [143] составила в среднем 4…6 %.

Таким образом, можно сделать вывод, что напыление металлических покрытий с использованием плазмотронов с фиксированной длиной дуги в аргоне и с потоком фокусирующего газа при высокой стабильности процесса и меньшем шуме обеспечивает:

- повышенный коэффициент использования порошка (65…70 %);
- повышенную прочность сцепления покрытия с основой (от 30 до 60 МПа);
- минимальную пористость покрытия (4 %),
- достаточно высокую производительность напыления качественных покрытий (до 7,5…8 кг/ч при КИП не менее 50%).

Закономерности изменения коэффициента использования порошка и прочности сцепления покрытия с основой при напылении металлических покрытий плазмотронами с фиксированной длиной дуги в зависимости от параметров режима ($G_{п.г}$, $G_{ф.г}$, l) носят экстремальный

характер, что необходимо учитывать при выборе оптимальных режимов напыления.

6.2. Примеры применения технологии напыления в аргоне плазмотронами с фиксированной длиной сжатой дуги

Для успешного нанесения покрытий методом напыления важное значение имеют форма покрываемых изделий и предварительная подготовка их поверхности. Все острые углы, как наружные, так и внутренние должны быть скруглены радиусом не менее 1 мм. Обрабатываемые поверхности должны быть очищены от грязи, обезжирены и подвергнуты, как правило, дробеструйной (абразивноструйной) обработке. В качестве рабочего тела при дробеструйной обработке может использоваться стальная или чугунная крошка грануляции 0,8…1,6 мм, электрокорунд и другие материалы зернистостью 80–120 по ГОСТ 3647. Дробеструйная обработка обеспечивает удаление оксидных и других поверхностных слоев, освобождает межатомные связи поверхностных атомов, выводит поверхность из состояния термодинамического равновесия со средой и увеличивает свободную энергию поверхности, а также – приводит к увеличению шероховатости поверхности, что ведет к росту фактического пятна контакта напыляемых частиц с поверхностью. Дробеструйная обработка должна проводиться не ранее, чем за 1 час до напыления.

Часто для согласования свойств материалов покрытия и основы (прежде всего, коэффициентов термического расширения) предварительно напыляют тонкий переходный подслой, что обеспечивает лучшее сцепление и плавный переход свойств от материала основы к материалу покрытия.

Порошки перед напылением обычно просушивают при температуре 120…150 °С в течение 2…3 часов.

Из всех плазменных технологий напыление покрытий сопровождается наиболее высоким уровнем вредных факторов: большим шумом, особенно в диапазоне высоких частот; значительной концентрацией аэрозолей и другими вредными воздействиями. Как правило, напыление покрытий производят в вытяжных камерах, а кроме местного вентиляционного отсоса, обеспечивают надежную

общеобменную вентиляцию. Операторы напыления покрытий снабжаются специальными средствами индивидуальной защиты – спецодеждой, масками со светофильтрами, респираторами, антифонами и др. При напылении покрытий целесообразно максимально механизировать и автоматизировать процесс, чтобы исключить или сократить непосредственный контакт оператора с зоной напыления.

Напыление алюминиевого покрытия на титановые клинья токоподвода ротора турбогенератора

Клинья (рис. 6.8) служат для удержания шины токоподвода от действия центробежных сил и устанавливаются в пазы токоподвода вала ротора. В связи с переменным изгибом вала ротора при эксплуатации возникает фреттинг-коррозия вала ротора в зоне стыка с клиньями токоподвода из-за периодического перемещения клиньев. Фреттинг-коррозия оказывает большое влияние на усталостную прочность сопряженных деталей [147]. Одним из наиболее эффективных способов предупреждения фреттинг-коррозии является предотвращение относительного проскальзывания за счет увеличения коэффициента трения контактирующих поверхностей. Наибольшие значения пределов фреттинг-усталости дает алюминий [147].

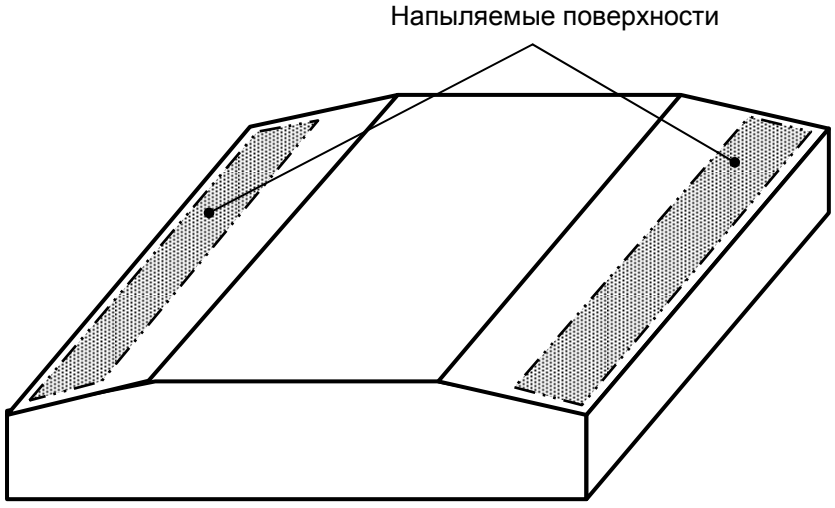


Рис. 6.8. Эскиз клина токоподвода

Технические требования к напыляемому покрытию:

- толщина покрытия 0,8…1,0 мм;
- прочность сцепления не менее 25 МПа;
- минимальная пористость.

Напыляемое алюминиевое покрытие и титановая основа клиньев токоподвода имеют различные коэффициенты термического расширения, поэтому для исключения отслоения покрытия применяется подслой Ni_3Al (порошок ПН85Ю15) толщиной 0,05…0,1 мм.

Режимы напыления подслоя и основного слоя покрытия следующие:

- ток сжатой дуги 240 А;
- напряжение сжатой дуги 65 В;
- рабочий газ – аргон;
- расход плазмообразующего газа 19 л/мин.;
- расход транспортирующего газа 6,5 л/мин.;
- расход фокусирующего газа 3 л/мин.;
- дистанция напыления 100…120 мм.

В процессе напыления основного слоя алюминиевого покрытия для исключения перегрева изделие периодически охлаждалось.

Свойства напыленного алюминиевого покрытия:

- толщина покрытия (с подслоем) 0,8…1,0 мм;
- прочность сцепления 28…45 МПа;
- пористость покрытия 1,6 %;
- шероховатость напыленной поверхности после механической обработки R_z=20 мкм.

Предел фреттинг-усталости изделия после напыления защитного алюминиевого покрытия составил $1{,}2 \cdot 10^6$ циклов.

Напыление эрозионностойкого покрытия на вентиляционные лопатки турбогенератора

Профилированные вентиляционные лопатки отливаются из стали 27ГСЛ (рис. 6.9). Лопатки в процессе эксплуатации подвергаются эрозионному износу. При этом главным образом изнашиваются лобовая и набегающая поверхности крыла лопатки от основания до середины крыла.

Условия, в которых работают лопатки:

- водород с относительной влажностью до 60 %;
- давление от 19,6 до 44,1 МПа (от 2,0 до 4,5 кгс/мм^2);
- максимальная температура рабочей среды +110 °С;
- номинальное напряжение на поверхности лопаток 59,8 МПа (6,1 кгс/ мм^2).

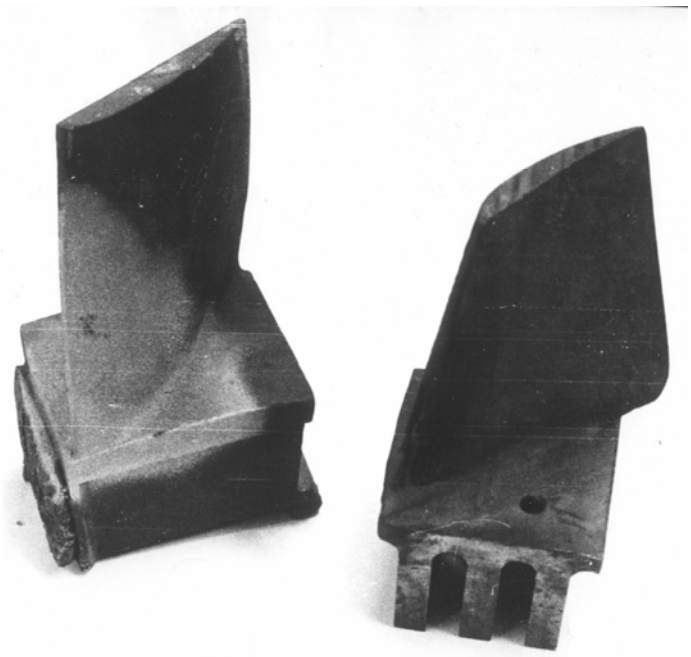


Рис. 6.9. Вентиляционные лопатки турбогенератора

С целью существенного повышения эксплуатационной надежности изделий, увеличения ресурса их работы и, следовательно, увеличения межремонтного цикла и существенного уменьшения количества заменяемых при ремонте лопаток целесообразно напыление на лопатки эрозионностойкого покрытия. Ожидаемое повышение стойкости лопаток с напыленным покрытием – с 2-х до 6-и лет. Среди эрозионностойких покрытий хорошие результаты дает стеллит В3К (порошок ПР-К60Х30ВС на кобальтовой основе, содержащий 28…32 % хрома, 4…5 % вольфрама, 1,75…2,75 % кремния). В качестве подслоя используется Ni_3Al (порошок ПН85Ю15) толщиной 0,05…0,1 мм.

Технические требования к напыляемому покрытию:

- толщина покрытия 0,5…0,6 мм;
- прочность сцепления не менее 30 МПа;
- минимальная пористость;

Режимы напыления подслоя и основного слоя покрытия следующие:

- ток сжатой дуги 240 А;
- напряжение сжатой дуги 65 В;
- рабочий газ – аргон;
- расход плазмообразующего газа 19 л/мин.;
- расход транспортирующего газа 6,5 л/мин.;
- расход фокусирующего газа 3 л/мин.;

- дистанция напыления 100…120 мм.

Свойства напыленного покрытия стеллита:

- толщина покрытия (с подслоем) 0,55…0,70 мм;
- прочность сцепления 30…40 МПа;
- пористость покрытия 2…4 %;
- микротвердость покрытия HV 630,9 (794,9…463,1)

Испытания на эрозионную стойкость модельных образцов с напыленным покрытием производились на специальном стенде по отношению изменения веса образца с покрытием к изменению веса образца без покрытия. В качестве эрозионного материала использовался электрокорунд с размером частиц 40…100 мкм. Результаты испытаний на эрозионную стойкость модельных образцов с покрытием показали, что ресурс работы лопаток с напыленным покрытием увеличивается в 3 раза.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Капцов Н.А. Электрические явления в газах и вакууме. М.–Л.: ГИТТЛ, 1950.
2. Грановский В.Л. Электрический ток в газе. Установившийся ток / Под ред. Л.А. Сена и В.Е. Голанта. М.: Наука, 1971.
3. Тиходеев Г.М. Энергетические свойства электрической сварочной дуги / АН СССР. М.–Л., 1961.
4. Финкельнбург В., Меккер Г. Электрические дуги и термическая плазма. М.: Изд-во иностр. лит., 1961.
5. Лесков Г.И. Электрическая сварочная дуга. М.: Машиностроение, 1970.
6. Физика и техника низкотемпературной плазмы / Под ред. С.В. Дресвина. М.: Атомиздат, 1972.
7. Жуков М.Ф., Смоляков В.Я., Урюков Б.А. Электродуговые нагреватели газа (плазмотроны). М.: Наука, 1973.
8. Юревич Ф.Б., Куликов В.С. Электродуговой нагрев газа. Минск: Наука и техника, 1973.
9. Гапонов В.И. Электроника. М.: Физматгиз, 1960.
10. Гаген Ю.Г., Таран В.Д. Сварка магнитоуправляемой дугой. М.: Машиностроение, 1970.
11. Мазель А.Г. Технологические свойства электросварочной дуги. М.: Машиностроение, 1969.
12. Кесаев И.Г. Катодные процессы электрической дуги. М.: Наука, 1968.
13. Шоек П.А. Исследование баланса энергии на аноде сильноточных дуг, горящих в атмосфере аргона // Современные проблемы теплоообмена. М.–Л.: Энергия, 1966.
14. Теоретические основы сварки. / Под ред. В.В. Фролова. М.: Высшая школа, 1970.
15. Петров Г.Л., Тумарев А.С. Теория сварочных процессов. М.: Высшая школа, 1967.
16. Рыкалин Н.Н. Расчеты тепловых процессов при сварке. М.: Машгиз, 1951.
17. Gage R.M. // Weld. J. 1959. Vol. 38, № 10. p. 959–962.
18. Eichhorn F., Metzler J. // Schweissen und Schneiden. 1970. Vol. 22, № 7. p. 282–284.

19. Рыкалин Н.Н., Николаев А.В., Асонов А.Н. Энергетические характеристики дугового плазмотрона в импульсном режиме // Физика, техника и применение низкотемпературной плазмы. Алма-Ата, 1970. С. 500–504.
20. Eichhorn F., Metzler J. Axialkraftmessungen am Plasmalichtbogen. // Schweissen und Schneiden. 1970. Vol. 22, № 5. p. 203–205.
21. Микроплазменная сварка / Под ред. Б.Е. Патона. Киев: Наукова думка, 1979.
22. Bock F., Rohe J. // Schweissen und Schneiden. 1966. Vol. 18, № 11. p. 541–545.
23. Башенко В.В., Соснин Н.А. Электросварочное оборудование. Плазменная и электронно-лучевая обработка. Учеб. пособие / ЛПИ. Л., 1989.
24. Петров А.В., Славин Г.А., Вербицкий В.Г. Исследование тепловой эффективности процесса сварки сжатой дугой тонколистового материала. // Сварочное производство. 1967. № 2.
25. Быховский Д.Г. Плазменная обработка металлов в электротехнической промышленности // Новое электросварочное оборудование и передовая технология электросварочных работ. М.: Информстандартэлектро, 1968.
26. Taguchi Hiroya. Study on plasma arc welding for stainless steel. // Proc. Fujihara Met. Fac. Eng. Keio Univ. 1969. Vol. 22, № 5. p. 187–189.
27. Окада Минору и др. (Сварка титана плазменной дугой).// Есэцу гаккайси. J. Japan Weld. Soc. 1968. Vol. 37, № 3. p. 264–269. (японск.)
28. Irmer W., König S. Einfluss der Plasmagasmenge auf die Ausbildung des Stichloches beim Plasmaschweissen. // ZIS Mitt. 1967. Vol. 9, № 12. p. 1677–1685.
29. Львов Н.С., Гладков Э.А. Автоматика и автоматизация сварочных процессов. М.: Машиностроение, 1982.
30. Башенко В.В., Соснин Н.А. Электросварочное оборудование. Автоматизация контроля и регулирования. Учеб. пособие / ЛПИ. Л., 1986.
31. Лопота В.А., Башенко В.В., Горный С.Г. и др. Физико-химические закономерности испарения и формирования шва при лазерной сварке // Сварочное производство. 1987. № 7. С.31–33.
32. Свойства элементов. Ч.1. Физические свойства. Справочник. (Под ред. Г.В.Самсонова). Металлургия. М. 1976.
33. Лившиц Б.Г. Физические свойства металлов и сплавов. Машгиз. М. 1956.
34. Гухман А.А. Введение в теорию подобия М.: Высш. шк., 1973.

35. Кочергин К.А. Сварка давлением. Л.: Машиностроение, 1972.
36. Справочник по международной системе единиц. Сост. Г.Д. Бурдун М.: Изд-во стандартов, 1972.
37. Походня И.К. Взаимодействие металла с газами при дуговой сварке. М.: Машиностроение, 1972.
38. Ерохин А.А. Основы сварки плавлением. Физико-химические закономерности. М.: Машиностроение, 1973.
39. Кутателадзе С.С. Основы теории теплообмена. М.: Атомиздат, 1979.
40. Меркин Д.Р. Введение в теорию устойчивости движения. М.: Наука, 1987.
41. Фейнман Р., Лейтон Р., Сэндс М. Фейнмановские лекции по физике. Вып. 6. Кн. 4. Электродинамика. М.: Мир, 1977.
42. Prigogine I. Thermodynamics of Irreversible Processes. New York, 1967.
43. Матвеев А.Н. Молекулярная физика. М.: Высш. шк., 1987.
44. Кархин В.А. Тепловые основы сварки / ЛГТУ. Л., 1990.
45. Донской А.В., Клубникин В.С. Электроплазменные процессы и установки в машиностроении. Л.: Машиностроение, 1979.
46. Руссо В.Л., Кудояров Б.В. и др. Образование газовых полостей в металле шва при автоматической сварке титана сжатой дугой. // Сварочное производство. 1972. № 9. С.48.
47. Гумеров Э.А., Петров А.В. Исследование процесса формирования сварного шва при плазменно-дуговой сварке // Сварочное производство. 1974. № 7.
48. Шиганов Н.В., Трегубов Г.П., Орлов М.П. Некоторые особенности формирования шва при плазменной сварке высокопрочной стали // Сварочное производство. 1972. № 1. С. 16–17.
49. Сварка в машиностроении. Т. 1 / Под ред. Н.А. Ольшанского. М.: Машиностроение, 1978.
50. Demars P.: Le soudage “plasma”. // Soudage et Techniques Connexes 1968. Vol. 22 N 5/6. P. 181-202.
51. O’Brien R.L.: Arc plasma for joining, cutting and surfacing. // WRC Bulletin 1968. Vol. 131. P.1-37.
52. Pease G.R., Ruble H.H., Lingenfelter A.C.: Plasma arc welding of nickel and high nickel alloys // Welding J. 1966. Vol. 45. N 5. P. 417-422.
53. Сидоров А.И. Восстановление деталей машин напылением и наплавкой. Москва, Машиностроение, 1987.

54. Технология электрической сварки металлов и сплавов плавлением (Под ред. Б.Е.Патона). – Машиностроение. – М. – 1974.
55. Нефедов Б.Б. Лялякин В.П. Развитие плазменной сварки – наплавки за рубежом. // Сварочное производство 1998 № 3, С. 21 – 27.
56. Цыкунова Т. В., Лупачев А. Г. Оптимизация массы наплавленного металла и объемов обработки при восстановлении деталей. // Автоматическая сварка 1998 № 9 С. 42 – 44.
57. Коротков В.А., Бердников А.А., Толстов И.А. Восстановление и упрочнение деталей и инструмента плазменными технологиями. Челябинск, Металл, 1993. – 144 с.
58. Тополянский П. А. Плазменно-дуговая наплавка эффективный метод получения специальных свойств поверхностей и восстановления изношенных размеров деталей. // Промышленный вестник, 2000, № 1 – 2, С. 17.
59. Комарчева Э.С., Мищенко Л. Г., Салькова С. С., Мордынский В. Б. Структура и свойства антикоррозионных износостойких покрытий, выполненных плазменной наплавкой порошками. // Сварочное производство, 1987, № 2, С. 4 – 5.
60. Кулагин И.Д., Кудинов В.В. Нагрев плазменной дугой прямого действия. // В сб. «Электротермия». №32. 1964. С.51-54.
61. Юсуфова З.А., Лесков Г.И. К вопросу о механизме разрушения окисных плен при сварке алюминиевых сплавов в среде инертных газов // Сварочное производство. – 1970. – № 7. – С.57-58.
62. Быховский Д.Г., Беляев В.М. Энергетические характеристики плазменной дуги при сварке на обратной полярности // Автоматическая сварка. № 5. 1971. С. 27-30.
63. Демянцевич В.П., Башенко В.В., Соснин Н.А. Распределение составляющих удельной термической мощности в пятне нагрева сжатой дуги. // Электронная обработка материалов.- 1975.- №6(66).- С.46-50.
64. Соснин Н.А., Щипков М.Д. Исследование сварки сжатой дугой тонколистовых соединений из сплава АМг6. // Автоматическая сварка. – 1977. – №12. – С.19-20.
65. Соснин Н.А. Определение радиального распределения удельной термической мощности и плотности тока по пятну нагрева дуги, стабилизированной потоком газа. / Сварочное производство. - Труды ЛПИ. - №336. Л.: ЛПИ. 1974.- С.75-81.
66. Лупачев А. Г., Цыкунова Т. В Разработка технологии восстановления и упрочнения ножей. // Современные материалы, оборудование и

технологии упрочнения и восстановления деталей машин. Материалы международной научно-технической конференции , ПГУ, Новополоцк 1999.

67. Аманов С. Р., Горин А.Д. Разработка технологии и оборудования для упрочнения рабочей фаски выпускных клапанов двигателей внутреннего сгорания. // Международная научно-практическая конференция «Проблемы развития автомобилестроения в России». 2-4 конференции 1996-1998 гг., Тольятти. Избранные доклады. С.190 – 195.

68. Зубков Н.С., Тютяев В. А., Зубкова Е. Н. Изготовление наплавленного металлорежущего инструмента. Тверской государственный технический университет, Тверь 1998. С. 124

69. Быховский Д.Г.,Воропаев А.А. Газодинамические характеристики дуги сварочного плазмотрона. // Автоматическая сварка. 1973. № 10. С. 73-74.

70. Zuchowski R.S., Garrabrant E. New developments in plasma arc weld surfacing. (Дальнейшее развитие наплавки с помощью плазменной дуги.) // Weld J., 1964, 43 №1, 13-16, 23-26 (англ.)

71. Данилов А. И., Бабурина Е. А. Способы и устройства плазменной обработки постоянным током обратной полярности. // Электротехническая промышленность. Серия “Электросварка”.-1978.- №5.- С.18-22.

72. Hurng N.C.C., Chandler P.E., Quigley M.B.C. and Smith B.L. The development of a hybrid plasma sprayning process. // ADV THERM. SPRAY. ITSC’ 86 PROC, 11TH INT. NYRM. SPREY. CONF.

73. Гуляев А.П. Металловедение. – Металлургия. – М. – 1977.

74. Sosnin N.A., Ermakov S.A., Blume F., Rosert R. Dünnschichtauftragsschweissen mit den WIG- und Plasmaverfahren bei plusgepolter Elektrode. // Schweisstechnik. 1983.- 33(5): 202-204. Germany.

75. Золоторевский В.С. Механические испытания и свойства металлов. – Металлургия. – М. – 1974.

76. Лившиц Л.С. Металловедение для сварщиков (сварка сталей). – Машиностроение. – М. – 1979.

77. Быховский Д.Г. Плазменная резка, сварка и наплавка – универсальные технологические процессы // Электротехническая промышленность. Серия “Электросварка”. – 1974. – № 5-6. – С.26-27.

78. Справочник по наплавке. / Толстов И.А., Коротков В.А. – Металлургия. – Челябинск. – 1990.

79. Гладкий П.В., Переплетчиков Е.Ф., Мельник А.В., Гольдштейн В.Б. / Плазменная наплавка заготовок металлорежущего инструмента. //

Наплавка при изготовлении деталей машин и оборудования. – ИЭС им. Патона. – Киев. – 1986. – С.57-61.

80. Irmer Werher. Energieverhalnisse des Plasmaauftragschweissrozesses. (Энергетические соотношения процесса плазменной наплавки) “Schweisstechnik”, 1972, 22, №4, 164-167 (нем.)

81. Пат. США № 3016447

82. Ли А.В., Филатов В.А., Бартенев И.А. / Плазменная наплавка быстрорежущими сталями деталей металлургического оборудования. // Работы в области восстановления и упрочнения деталей. Матер. сем. Ч.2. – МДНТП. – Знание. – М. – 1991. – С.93-94.

83. Зубков Н. С., Бойков В. В., Малушин Н. Н., и др. Технология наплавки инструментальными сталями с низкотемпературным подогревом. // Тематический сборник научных трудов, Киев, 1978, С. 42 – 43.

84. Зубков Н. С., Пак Б. Е. Деформационная способность наплавленных закаливающихся сталей в интервале температур мартенситного превращения // Автоматическая сварка, 1979, №11, С. 7 – 8.

85. Кайбышев О. А. Сверхпластичность промышленных сплавов, Москва, Металлургия, 1984, 264 с.

86. Сервисен С.В. Сопротивление усталости в связи с упрочнением и конструктивными факторами. // В сб. "Повышение усталостной прочности деталей машин поверхностной обработкой". – М.: Машгнз, 1952.

87. Линник В.А., Онегина А.К., Андреев А.И. и др. Поверхностное упрочнение сталей методом плазменной закалки. // Металловедение и термическая обработка металлов № 4, 1983.

88. Самотугин С.С., Лещинский Л.К. Плазменное упрочнение инструментальных материалов. – Донецк, Новый мир, 2003.

89. Соснин Н.А., Тополянский П.А., Ермаков С.А., Слюсарев В.В. Современные ресурсосберегающие технологии и материалы плазменных покрытий. // Metal Engineering. – 1996. – № 2. – С.6-8.

90. Ивановский Г.Ф., Петров В.И. Ионно-плазменная обработка материалов. – Радио и связь. – М. – 1986.

91. Плазменная конденсация нитрида титана на сталь Р18 и твердый сплав Т14К8 / Береснев В.М. и др. // Электронная обработка материалов. – 1979. – № 3. – С.14-16.

92. Нанесение защитных покрытий в потоке индукционной плазмы на поверхности металлов / Гончаров Э.В. и др. // Высокотемпературная

защита материалов. Труды 9-го Всесоюзного совещания по жаростойким покрытиям. – Машиностроение. – Л. – 1981. – С.144-148.

93. Химико-термическая обработка инструмента и оснастки в высокочастотной плазме / Рабинович Г.Е. и др. // Электротехника. – 1986. – № 3. – С.52-53.

94. Гапонов М.А., Рубинштейн В.М., Суровцев И.С. / Плазмохимическое осаждение пленок карбида кремния на металлические поверхности // Тезисы докладов 4-го Всесоюзного симпозиума по плазмохимии. – Ч.2. – Днепропетровск. – 1984. – С.63-65.

95. Kong P., R.M.Young, T.T.Huang, E.Pfender / Beta-SiC synthesis in an atmospheric pressure convection-stabilized arc. // Proc. ISPC-7. – Eindhoven. – 1985. – P.674-679.

96. Термодинамическое исследование оптимальных условий получения карбида кремния плазмохимическим способом. / Синярев Г.Б., Лукьянычев Ю.А., Корж С.С. и др. // Химия высоких энергий. – 1974. – Т.8. – № 5. – С.71-73.

97. Goldfarb V.M., Goldfarb H.V. / Formation of SiC coatings by a thermal RF plasma. // Proc. ISPC-7. – Eindhoven. – 1985. – P.685-691.

98. Варежкин Ю.М., Жинкин Д.Я., Моргунова М.М. Синтез и применение полимеров циклодисилазановой структуры. – Химия. – М. – 1977.

99. Соснин Н.А., Тополянский П.А., Вичик Б.Л. Плазменные покрытия (технология и оборудование). – СПб: Изд-во «Знание» России, 1992.–28 с.

100. Nestor O.H., Olsen H.N. Numerical methods for reducing line and surface probe data. // SIAM Review.– 2. 3. July. 1960. – P. 200-207.

101. Кархин В.А., Маркс О.Ю. Анализ влияния разнородности сварного соединения на концентрацию водорода в зоне термического влияния. // Автоматическая сварка.– 1994. №2 (492). – С. 9–14.

102. Тот Л. Карбиды и нитриды переходных металлов. – М.: Мир, 1974. – 294 с.

103. Прянишников В.П. Система кремнезема. Л. Стройиздат (лен. отд.), 1971. 239 с.

104. Воробьева Г.А., Складнова Е.Е., Леонов А.Ф., Ерофеев В.К. Инструментальные материалы. СПб.: Политехника, 2005. 268 с.

105. Осипов К.А., Фолманис Г.Э. Осаждение пленок из низкотемпературной плазмы и ионных пучков. – Наука. – М. – 1973.

106. Зимон А.Д. Адгезия пленок и покрытий. – М.: Химия, 1977. – 352 с.

107. Зимон А.Д. Адгезия пыли и порошков. – М.: Химия, 1976. – 430 с.

108. Гуль В.Е., Вахрушина Л.А., Дворецкая Н.М. Высокомолекулярные соединения. – 1976. – т. А18. – №1. – С. 122-126.
109. Берлин А.А., Басин В.Е. Основы адгезии полимеров. – М.: Химия, 1974. – 391 с.
110. Воюцкий С.С. Аутогезия и адгезия высокополимеров. – М.: Ростехиздат, 1960. – 244 с.
111. Ройх И.Л., Колтунова Л.Н. Защитные вакуумные покрытия на стали. – М.: Машиностроение, 1971. – 280 с.
112. Палатник Л.С., Фукс М.Я., Косевич В.М. Механизм образования и субструктура конденсированных пленок. – М.: Наука,1972. – 320 с.
113. Хирс Д., Паунд Г. Испарение и конденсация. – М.: Металлургия, 1966. – 196 с.
114. Зимон А.Д. Адгезия жидкости и смачивание. – М.: Химия, 1974. – 413 с.
115. Пащенко А.А. Кремнийорганические покрытия холодного отверждения. –Киев: Вища школа, 1972. – 80 с.
116. Тополянский П.А. Исследование ионно-плазменных износостойких покрытий на инструментальных сталях. // Металлообработка. –2004. – №1 (19). – С. 24-30.
117. Биргер И.А. Остаточные напряжения. -М.: Машиностроение. 1963. -252 с.
118. Подзей А.В., Сулима А.М., Евстигнеев М.И. Технологические остаточные напряжения. – М.: Машиностроение. 1973. – 216 с.
119. Подзеев А.А., Няшин Ю.И., Трусов П.В. Остаточные напряжения: теория и приложения. – М.: Наука. 1982. – 112 с.
120. Одинг И.А. Допускаемые напряжения в машиностроении и циклическая прочность металлов. – М.: Машгиз, 1962. – 126 с.
121. Маталин А.А. Технология машиностроения. – Л., Машиностроение, 1985. – 496 с.
122. Алехин В.П. Физика прочности и пластичности поверхностных слоев материалов. – М.: Наука, 1980. – 280 с.
123. Алексеев П.Г. Устойчивость остаточных напряжений и их влияние на износостойкость деталей, упрочненных наклепом. // Повышение эксплуатационных свойств деталей с поверхностным пластическим деформированием. – М.: МДНТП, 1971. – С. 76-79.
124. Хенкин М.Л., Локшин И.Х. Размерная стабильность металлов и сплавов в точном машиностроении и приборостроении. – М.: Машиностроение., 1974. – 254 с.

125. Вишняков Я.Д., Пискарев В.Д. Управление остаточными напряжениями в металлах и сплавах. – М.: Металлургия, 1989. – 254 с.

126. Кудрявцев И.В. Поверхностный наклеп для повышения прочности и долговечности деталей машин. – М., Машиностроение, 1969. – 100 с.

127. А.с. 836134, С21Д, 1/04. Способ обработки режущего инструмента. / Бирон В.С., Сущих В.А. Опубл. в БИ.– 1981. – № 21.

128. Геллер Ю.А., Басурина И.А. Повышение стабильности размеров инструмента и деталей путем термообработки. // Станки и инструмент. – 1966. – №2. – С.33-34.

129. Кобаско Н.И., Николин Б.И., Драчинская А.Г. и др. Повышение ресурса работы деталей машин и инструмента созданием в них высоких сжимающих напряжений. // Изв.ВУЗов. Сер. Машиностроение. –1987.–№ 10. –С. 153-157.

130. Васильков Д.В., Петров В.М., Иванов С.Ю. и др. Комплексное исследование состояния поверхностного слоя ответственных машинных агрегатов // Тяжелое машиностроение. – 1998. – № 3 – С. 31-34.

131. Иванов С.Ю, Прима В.И. Измерительно - вычислительный комплекс скан-идентификации технологических остаточных напряжений // Тяжелое машиностроение. – 1995. – № 12. –С. 14-17.

132. Материаловедение. Под общ. ред. Б.Н. Арзамасова. – М.: Машиностроение. – 1986.– 431 с.

133. А. с. № 1793004, С23с 8/36, В 22f 3/24. Способ химико-термической обработки изделий из твердого сплава. / Рабинович Г.Е., Ермаков С.А., Соснин Н.А., Тополянский П.А. и др. Опубл. В БИ. – 1993. – №5.

134. Тополянский П.А., Соснин Н.А. Упрочнение деталей, технологической оснастки и инструмента с помощью дуговой и высокочастотной плазмы. // Электротехническое производство. Научно-технические достижения и передовой опыт. – 1991. – № 2 – С. 24-27.

135. Кухлинг Х. Справочник по физике.– М.: Мир, 1983.– 520 с.

136. Краткий технический справочник. Т.I. – М.: ОГИЗ, 1939.– 876 с.

137. Будилов В.В., Мельников С.А., Асадуллина Р.М. Основные закономерности формирования шероховатости поверхности при вакуумном напылении покрытий. // Оптимизация технологических процессов по критериям прочности. – Уфа, 1987. – С. 42- 48.

138. Васильков Д.В. К вопросу о контроле качества поверхностного слоя ответственных деталей машин. Сб. докладов межд. научно-практической конференции // Качество поверхностного слоя. – СПб.: Изд. ПИМаш, 2003. – С. 44-52.

139. Калмыков А.В., Тополянский П.А. Исследование электрических характеристик тонких кремнийуглеродосодержащих покрытий // Дефектоскопия. - 2003. - №10. -С. 38-44.
140. Борисов Ю.С., Харламов Ю.А., Сидоренко С.Л. и др. Газотермические покрытия из порошковых материалов. – Киев.: Наукова думка, 1987. - 544 с.
141. Бобров Г.В., Ильин А.А. Нанесение неорганических покрытий. - М.: «Интермет Инжиниринг», 2004.- 624 с.
142. Донской А.В., Клубникин В.С. Электроплазменные процессы и установки в машиностроении. – Л.: Машиностроение, 1979. – 232 с.
143. Кудинов В.В., Иванов В.М. Нанесение плазмой тугоплавких покрытий. – М.: Машиностроение, 1981. – 192 с.
144. Костиков В.И., Шестерин Ю.А. Плазменные покрытия. – М., Металлургия, 1978. 160 с.
145. Упрочняющие и восстанавливающие покрытия. Цун А.М., Гун Г.С., Кривощапов В.В., Чукин М.В., Адамчук В.С. – Челябинск: Металлургия. Челябинское отделение, 1991. 160 с.
146. Хасуй А. Техника напыления. Пер. с японского. М., Машиностроение, 1975. 288 с.
147. Уотерхауз Р.В. Фреттинг-коррозия. - Л., Машиностроение, 1976.- 269 с.

ОГЛАВЛЕНИЕ

	Стр.
Введение	3
1. СВАРОЧНАЯ ДУГА	4
1.1. Физические процессы в электрическом дуговом разряде	5
1.2. Энергетические характеристики сварочной дуги	21
1.3. Основные электрические параметры сварочной дуги и их регулирование	29
1.4. Технологические свойства сварочной дуги	42
2. ПЛАЗМЕННАЯ СВАРКА	53
2.1. Гидродинамическая обстановка в сварочной ванне при сварке проникающей дугой	54
2.2. Критериальное описание плазменной сварки проникающей дугой	64
2.3. Саморегулирование сварочной ванны при плазменной сварке проникающей дугой	79
2.4. Минимум производства энтропии и создание самоорганизующихся сварочных технологических систем на примере плазменной сварки	88
2.5. Формирование ванны и тепловая обстановка при плазменной сварке проникающей дугой	101
2.6. Выбор оптимальных условий и режимов плазменной сварки	105
2.7. Плазменные факелы сжатой дуги как источники информации о формировании сварочной ванны	131
3.ПЛАЗМЕННАЯ НАПЛАВКА	144
3.1. Основные характеристики наплавки	145
3.2. Особенности воздействия на металл сжатой дуги обратной полярности при наплавке	152
3.3. Энергетические параметры процесса плазменной наплавки с пилотной дугой	158
3.4. Тепловая и гидродинамическая обстановка в зоне наплавки	161
3.5. Плазменная наплавка с поперечными колебаниями	175
3.6. Пути уменьшения перемешивания наплавляемого и основного металла	180
3.7. Плазменная наплавка на обратной полярности	182
3.8. Использование двухдугового процесса плазменной порошковой наплавки	196
3.9. Применение импульсной плазменной наплавки	205
3.10. Особенности наплавки тел вращения	208
3.11. Влияние действующих факторов на показатели качества наплавки	211

4. ПЛАЗМЕННАЯ ЗАКАЛКА..... 217
4.1. Закономерности формирования зоны закалки под воздействием сжатой дуги..... 218
4.2. Расчет и оптимизация режимов плазменной закалки..... 220
4.3. Применение плазменной закалки..... 227

5. ФИНИШНОЕ ПЛАЗМЕННОЕ УПРОЧНЕНИЕ ПУТЕМ НАНЕСЕНИЯ ТОНКОПЛЕНОЧНОГО ИЗНОСОСТОЙКОГО ПОКРЫТИЯ..... 237
5.1. Возможности получения тонкопленочных упрочняющих покрытий конденсацией из плазмы при атмосферном давлении..... 238
5.2. Энергетические параметры плазменной струи, используемой в процессе плазменного нанесения тонкопленочного покрытия..... 250
5.3. Тепловая обстановка в изделии с кромкой при плазменном нанесении тонкопленочного упрочняющего покрытия 263
5.4. Моделирование теплообмена тонкопленочного покрытия с основой при финишном плазменном упрочнении..... 274
5.5. Состав тонкопленочного упрочняющего покрытия..... 284
5.6. Адгезия тонкопленочного упрочняющего покрытия..... 286
5.7. Остаточные напряжения поверхностного слоя металла с покрытием... 299
5.8. Твердость тонкопленочного упрочняющего покрытия..... 306
5.9. Толщина тонкопленочного упрочняющего покрытия..... 314
5.10. Расчет режимов нанесения тонкопленочного упрочняющего покрытия..... 332
5.11. Шероховатость поверхности с тонкопленочным упрочняющим покрытием..... 355
5.12. Автоматизация контроля нанесения тонкопленочного упрочняющего покрытия..... 366
5.13. Применение технологии ФПУ..... 373

6. ПЛАЗМЕННОЕ НАПЫЛЕНИЕ..... 381
6.1. Технологические характеристики процесса напыления в аргоне плазмотронами с фиксированной длиной сжатой дуги..... 382
6.2. Примеры применения технологии напыления в аргоне плазмотронами с фиксированной длиной сжатой дуги..... 389

Библиографический список..... 394