

На правах рукописи



Царьков Андрей Васильевич

**РАЗРАБОТКА НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИХ ОСНОВ
ПОВЫШЕНИЯ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ СВАРНЫХ
СОЕДИНЕНИЙ ВЫСОКОПРОЧНЫХ
НИЗКОЛЕГИРОВАННЫХ СТАЛЕЙ ПУТЕМ
ПРИМЕНЕНИЯ ЛОКАЛЬНОЙ ТЕРМИЧЕСКОЙ
ОБРАБОТКИ ДУГОВЫМ РАЗРЯДОМ**

05.03.06 – Технологии и машины сварочного производства.

**Автореферат
диссертации на соискание ученой степени
доктора технических наук.**

Москва 2002 г.

Работа выполнена в Калужском филиале Московского
государственного технического университета
им. Н.Э. Баумана.

Официальные оппоненты: доктор технических наук, профессор
КИСЕЛЕВ С.Н.

доктор технических наук, профессор
ЛУКИН В.И.

доктор технических наук, профессор
ФРОЛОВ В.А.

Ведущая организация – АОЗТ «Калужский турбинный завод»

Ф	1585607	20» июня 2002 г.
	Чернов А.В.	Д 212.141.01 в Московском
		гете им. Н.Э. Баумана по
		я улица, дом 5.
Разработчик диссертации		экземпляре, заверенный
диссертация, одобренная		десу.
диссертация, одобренная		и в библиотеке МГТУ
диссертация, одобренная		е диссертации должны
диссертация, одобренная		интересованных

2002 г.

Коновалов А.В.

1585607

29 Объем 2 п. л
У им. Н.Э. Баумана

Актуальность проблемы. Один из эффективных путей значительного повышения качества оборудования – использование в сварных конструкциях машин и механизмов высокопрочных низколегированных термически обработанных сталей (ВНЛС). Сварные конструкции из высокопрочных сталей необходимы прежде всего там, где требуется существенное облегчение машин, механизмов и сооружений; наряду с этим также увеличивается их прочность, надежность, долговечность, а в транспортных средствах, кроме того, – емкость и грузоподъемность. Являясь относительно недорогим конструкционным материалом, современные ВНЛС по своей удельной прочности приближаются к титановым сплавам.

Эти стали уже получили широкое распространение за рубежом благодаря высоким механическим свойствам, стойкости против коррозии, абразивного износа, а также хладостойкости. Так, по данным литературных источников, только за 90-е года удельный вес ВНЛС при производстве морских сооружений увеличился с 2-х до 30%. В нашей стране для изготовления сварных конструкций из высокопрочных сталей используется главным образом толстолистовой прокат. Между тем высокие механические свойства этих сталей могут дать больший эффект при применении тонколистового проката и профилей. Это позволит существенно расширить области применения сварных конструкций из указанных сталей. Расчеты показывают, что внедрение тонкостенных сварных трубчатых профилей из высокопрочных сталей позволит сэкономить до 40–50 % металла.

Однако разработка новых сварных конструкций из высокопрочных материалов, необходимость повышения их долговечности и надежности требуют создания новых и совершенствования традиционных технологических процессов. Для получения заданных эксплуатационных характеристик необходимо обеспечивать определенный химический состав и структуру металла шва и околошовной зоны, что требует в ряде случаев помимо сварки проведения дополнительных операций – зачистки, рафинирования, термической и других видов обработки. Дуговой разряд в аргоне является гибким рабочим инструментом и может использоваться для реализации целого ряда операций. Особенно эффективным является его применение при проведении на одной с процессом сварки технологической позиции операции термообработки, т.к. в этом случае кроме уменьшения длительности межоперационного перехода возможен не общий, а локальный нагрев изделия, обеспечивающий значительную экономию энергоресурсов.

Существенным недостатком свободной аргоновой дуги стандартного неплавящегося электрода (круглый электрод с конической заточкой) как инструмента для термообработки сварного соединения является ее относительно низкая стабильность горения, вызываемая изменением геометрии рабочей части катода. Повышение стабильности дугового разряда возможно путем использования так называемой рассредоточенной дуги, т.е. дуги, горящей без четко выраженного катодного пятна.

Вместе с тем, особенности строения зоны термического влияния – высокая степень локальности участков перегрева, нормализации, неполной перекристаллизации и отпуска требуют прецизионной электродуговой термической обработки, что невозможно осуществить без точного описания дуги как распределенного источника нагрева. Поэтому только глубокое изучение таких характеристик дуги как коэффициент сосредоточенности и эффективная мощность позволило правильно спроектировать и осуществить процесс послесварочной электродуговой обработки зоны термического влияния.

Целью настоящей работы является повышение технологической эффективности сварочной дуги при изготовлении металлоконструкций из термообработанных высокопрочных низколегированных сталей (ВНЛС). Для достижения поставленной цели были решены следующие задачи:

- произведен анализ существующих способов повышения работоспособности сварных соединений из ВНЛС, и на его основе предложен путь повышения эффективности метода локальной электродуговой обработки;
- выполнено комплексное исследование электрической дуги неплавящегося электрода как нормально распределенного источника нагрева;
- установлены количественные зависимости коэффициента сосредоточенности и эффективной мощности сварочной дуги от различных технологических параметров;
- разработана трехмерная математическая модель движущейся поверхности сварочной ванны при сварке неплавящимся вольфрамовым электродом, и на ее базе проведены численные исследования тепловых процессов в зоне термического влияния;
- предложен количественный критерий для оценки степени эффективности локальной электродуговой обработки ЗТВ сварного соединения из высокопрочной низколегированной стали;
- разработаны руководящие материалы и конструкторско-технологические документы по использованию электродуговой обработки в промышленности.

Методы исследования. Поставленные задачи решены сочетанием анализа и синтеза экспериментальных и теоретических методов исследования.

Экспериментальные исследования по определению коэффициента сосредоточенности и эффективной мощности дуги проведены по оригинальным методикам на специально спроектированной и изготовленной опытной установке «ФОКУС-2М». Влияние повторного дугового нагрева на свойства ЗТВ шва определяли с применением современных методов металловедения, в том числе оптической и растровой электронной микроскопии. Оценка влияния максимальных температур выполнены при помощи имитации сварочного и повторного дугового нагревов. Испытания на ударную вязкость и механические испытания проведены по стандартным методикам.

Теоретические исследования базируются на математическом аппарате теории теплопроводности и теплообмена, а также теории погрешностей. Численное моделирование трехмерной задачи теплопроводности реализовано на основе метода статистических испытаний по локально-одномерной неявной разностной схемы.

Научная новизна работы. К научной новизне работы следует отнести следующее:

1. Показано, что существующие экспериментальные методы определения коэффициента сосредоточенности дуги, основанные на измерении мгновенного распределения температур в сечении тонкой пластины или удельной тепловой мощности под пятном нагрева, обладают рядом принципиальных недостатков. В качестве альтернативы предлагается определять сосредоточенность дуги по величине относительного изменения приращения температуры в точке перегиба возрастающей части кривой термического цикла, записанного в зоне непосредственного действия теплового потока сварочной дуги. Установлено, что коэффициент сосредоточенности не является детерминированной величиной и для его описания необходимо использовать аппарат теории вероятности.

2. На основе анализа многочисленных литературных данных показано, что величина эффективной мощности сварочной дуги весьма критична к условиям сварки и для ее измерения требуется более оперативный метод, чем применяемые в течение длительного времени калориметрические методы измерения. Показано, что в основу определения эффективной мощности сварочной дуги может быть положена экспериментально измеренная величина времени остывания металла шва в диапазоне температур 800...500°С.

3. Установлено, что гидродинамические процессы, происходящие в центральной части сварочной ванны, носят во многом стохастический характер, поэтому для описания теплообмена

в ванне перспективно применение метода статистических испытаний (метода Монте-Карло). Полученный путем “разыгрывания” эффективный коэффициент теплопроводности жидкого металла позволяет правильно воспроизвести контур (линию ликвидуса) реальной сварочной ванны и описать тепловые процессы, происходящие в околошовной зоне. Включение в математическую модель специальных граничных условий 2-го рода, основанных на использовании экстраполирующих полиномов, в первом приближении повторяющих кривые аналитических решений уравнения теплопроводности, позволяют существенно сократить размеры расчетной области.

4. Показано, что повторный дуговой нагрев ЗТВ сварного шва высокопрочной низколегированной стали может существенно повысить ударную вязкость металла в зоне перегрева, а также резко сократить количество хрупкой составляющей. В качестве количественного критерия оценки эффективности повторного нагрева предложена относительная величина перекрытия зоны перегрева, ограниченной изотермами 1200...1450 °С сварочного нагрева металла, и зоны, ограниченной изотермами 1000...1200 °С повторного локального электродугового нагрева. Состоятельность данного критерия подтверждена экспериментально.

5. Показано, что для повышения стабильности процесса локальной электродуговой обработки ОШЗ целесообразно в качестве рабочего инструмента использовать дугу с рассредоточенным катодным пятном. Установлены условия перехода от режима горения аргоновой дуги вольфрамового плоскостаточного катода (угол при вершине 180°) с сосредоточенным катодным пятном к режиму горения с рассредоточенным катодным пятном.

Положения, выносимые на защиту.

1. Принципиально новый подход к определению коэффициента сосредоточенности сварочной дуги, а также полученные количественные зависимости сосредоточенности дуги от основных технологических параметров процесса сварки.

2. Оперативный инженерный метод определения эффективной мощности дуги и полученные на его основе новые экспериментальные данные о зависимости КПД от различных технологических и конструкционных факторов.

3. Алгоритм расчета эффективного коэффициента теплопроводности и разработанная на его основе математическая модель теплопереноса в сварочной ванне.

4. Критерий, определяющий эффективность послесварочной локальной дуговой обработки зоны термического влияния сварного шва ВНЛС с целью улучшения микроструктуры участка перегрева.

5. Критерий перехода электрической дуги плоскостаточенного электрода от режима горения с сосредоточенным катодным пятном к режиму горения с рассредоточенным катодным пятном.

Практическая ценность работы. Разработана методика и изготовлен измерительный комплекс для оперативного исследования основных тепловых характеристик сварочной дуги. Определены физические условия применения послесварочной локальной электродуговой обработки зоны термического влияния сварного соединения из высокопрочной низколегированной стали; установлено влияние основных технологических и конструкционных параметров на коэффициент сосредоточенности и эффективную мощность сварочной дуги; предложен способ повышения стабильности процесса локального электродугового нагрева за счет изменения геометрии рабочей части вольфрамового катода. Получены трехмерные численные модели процесса теплопереноса в сварочной ванне, процессов сварочного и термообрабатывающего дуговых нагревов в околошовной зоне, позволяющие не только с высокой степенью точности управлять степенью теплового воздействия на сварное соединение, но и использовать полученные зависимости при проектировании других технологических процессов.

Для реализации локальной электродуговой обработки разработаны и внедрены в производство и учебный процесс руководящие материалы, конструкторско-технологическая документация, специализированное оборудование и оснастка. Разработанные технология и оборудование прошли опытно-промышленное апробирование и внедрение на АОЗТ «Калужский турбинный завод» научно-производственном объединении «ВЕЛД».

Апробация работы. Результаты работы доложены и обсуждены на Всероссийских научно-технической конференциях в г.Калуге (1998г., 1999г.), МГТУ (2000г.), МЭИ (2000г.), на ряде Региональных конференций (1990-98г.г.), а также на научных семинарах кафедр сварки КФ МГТУ им.Н.Э.Баумана (1999, 2001г.), Стокгольмского Технологического Института (2001г.), МГТУ им.Н.Э.Баумана (2001, 2002г.г.).

Публикации. По результатам работы над диссертацией автором опубликовано 27 печатных работ.

Объем и структура работы. Диссертация состоит из введения, шести глав, общих выводов, списка литературы и приложения. Диссертация содержит 270 листов, в том числе 97 рисунков и 78 таблиц. Список литературы состоит из 233 наименований.

Во введении раскрыта актуальность диссертационной работы, сформулированы научная новизна и основные положения, выносимые на защиту.

В первой главе дана общая характеристика современных высокопрочных низколегированных термически упрочняемых сталей, выполнен анализ проблем свариваемости этих сталей, сформулированы цель исследования и пути ее достижения. Показано, что постоянно возрастающие требования к технико-экономическим показателям современного производства приводят к необходимости повсеместного внедрения легких, надежных и недорогих металлических конструкций. Все больше возрастает потребность в сталях, сочетающих высокую прочность с достаточной пластичностью, вязкостью и хладостойкостью. Вместе с тем, высокопрочные стали в сравнении с обычными низкоуглеродистыми и низколегированными требуют специфического подхода к изготовлению сварных конструкций.

Исследования В.Ф. Мусияченко, Л.И. Миходуя, А.М. Макара, Б.С. Касаткина, О.Г. Касаткина, М.Х. Шоршорова и др. показали, что главные трудности при сварке ВНЛС связаны с необходимостью предотвращения образования в металле зоны термического влияния и металле шва холодных трещин, а также структур, резко снижающих сопротивляемость сварных соединений хрупкому разрушению. Прочность, пластичность и хладостойкость металла ОШЗ сварных соединений зависят от условий сварки и, в первую очередь, от погонной энергии, определяющей основной параметр режима – скорость охлаждения $W_{6/5}$ околошовного участка при температуре наименьшей устойчивости аустенита (в пределах 600...500°C). В работах В.Ф. Мусияченко и О.Г. Касаткина определили допустимые пределы значений скоростей $W_{6/5}$, обеспечивающих оптимальные механические свойства металла. Согласно интерполяционным моделям Касаткина-Мусияченко минимально допустимая скорость охлаждения $W_{6/5}$ металла околошовной зоны устанавливается, исходя из величины ударной вязкости, допустимые значения которой определяются нормативными требованиями к сварному соединению. Максимальное значение скорости определяется из условия отсутствия холодных трещин. В основу расчетов положен показатель Ито-Бессю P_{CM} , учитывающий влияние химического состава стали и рассчитываемый в зависимости от процентного содержания легирующих элементов по формуле

$$P_{CM} = C + Mn/20 + Si/30 + Cr/20 + Ni/60 + Mo/15 + V/10 + Cu/20 + 5B$$

Таким образом, если выполнять сварку с погонной энергией, обеспечивающей скорость охлаждения в предлагаемом диапазоне, то получим сварное соединение высокого качества. Необходимо отметить, что при расчетах возникают дополнительные трудности, связанные с широкими пределами колебаний содержания легирующих элементов, разрешаемых существующими отечественными стандартами. Например, для стали 14Х2ГМР величина критерия R_{CM} , вычисленная для максимально и минимально допустимого содержания легирующих элементов, может изменяться в пределах 0,257...0,407. Для расчетов допустимых режимов сварки стали заданной марки необходимо учитывать максимальную величину R_{CM} . Однако, учитывая, что значения R_{CM} , соответствующие крайним пределам, встречаются достаточно редко, максимальную величину R_{CM} оценивают на основе вероятностного уровня p . Например, для стали 14Х2ГМР на доверительном уровне $p=0,95$ максимальную величину R_{CM} можно принять равной 0,37.

Выполненные несложные вычисления показали, что «оптимальные» диапазоны скоростей W_{65} существуют только для бейнитных или бейнитно-мартенситных сталей с пределом прочности до 850...900 МПа. С ростом прочностных характеристик стали указанные диапазоны сокращаются, а для высокопрочных чисто мартенситных сталей (12Х2Г2НМФТ, 12ХГН2МФДРА и др.) вообще исчезают (рис.1). Следовательно, существующие технологические рекомендации не всегда позволяют выбрать подходящий режим и необходимо введение дополнительных мероприятий, позволяющих расширить диапазон возможных сварочных режимов. Такие мероприятия могут быть направлены либо на уменьшение вероятности образования холодных трещин, либо на повышение механических свойств зоны термического влияния (особенно участка крупного зерна) за счет введения в технологический сварочный процесс специальных дополнительных операций. В предлагаемой работе выбран второй путь.

Универсальной и наиболее часто применяемой технологической операцией, направленной на исправление механических свойств зоны термического влияния низкоуглеродистых сталей, является высокий отпуск. Однако, как показано в ряде работ, общий высокий отпуск сварных конструкций из предварительно термически упрочненных высокопрочных низколегированных сталей не только не исправляет отрицательные последствия сварочного нагрева, но и может вызвать дополнительное разупрочнение в ЗТВ. Поэтому в работе в качестве дополнительной технологической операции исследовалась локальная термическая обработка дуговым разрядом.

Глава 2. Согласно общепринятым в настоящее время положениям электрическая сварочная дуга является нормально-распределенный источник тепла. Поэтому при проектировании прецизионного электродугового нагрева участков ОШЗ необходимо точно знать по крайней мере два параметра – эффективную мощность (Q_e) и коэффициент сосредоточенности (k) дуги. Несмотря на то, что исследованиями характера распределения теплового потока дуги начали активно заниматься в начале 50-х годов, в настоящее время имеются весьма немногочисленные данные о величине коэффициента сосредоточенности теплового потока основных типов сварочных дуг. Это объясняется чрезвычайной сложностью прямого экспериментального определения последнего. Подавляющее большинство значений k получено на основании сопоставления температурных полей, измеренных экспериментально и полученных в результате аналитических или численных расчетов.

В предлагаемой работе при постановке опытов по прямому измерению коэффициента сосредоточенности сварочной дуги были сделаны следующие допущения:

- при больших скоростях движения дугового источника нагрева по поверхности массивного тела темп роста температуры в месте расположения термопары (ТП) слабо зависит от процессов теплопроводности и определяется в основном скоростью роста величины удельного теплового потока дуги $q_{\text{ТП}}$;

- если материал защитного покрытия ТП характеризуется стабильными теплофизическими свойствами в широком диапазоне температур, то закон изменения температуры покрытия будет полностью идентичен закону изменения теплового потока в дуге (при условии, что $x > 0$). Другими словами, защитное покрытие спая, изменяя абсолютную величину теплового потока в термопару, не влияет на характер изменения последнего. Естественно, что данное допущение является корректным только в случае, если теплофизические свойства (теплопроводность и теплоемкость) защитного покрытия ТП слабо зависят от температуры. Поэтому в качестве материала защитного покрытия использовался муллитокремнеземистый огнеупор МКРС-45. Связка между зернами муллита – стекло. При изменении температуры от 400 до 1600°C коэффициенты теплопроводности и температуропроводности данного материала, согласно ГОСТу 24704-81, изменяются приблизительно на 11 и 8% соответственно, и, следовательно, принятое выше допущение с высокой степенью точности можно считать верным.

- характер распределения теплового потока электрической дуги по поверхности пятна нагрева носит во многом случайный характер.

Следуя последнему из принятых допущений, определялось не конкретное значение коэффициента сосредоточенности в каждом отдельно взятом опыте, а среднее значение k , полученное на основе статистической обработки значительного количества записанных при одинаковых условиях горения дуги термограмм.

Так как, согласно принятой ранее гипотезе, начальное распределение подчиняется нормальному закону, то максимальное значение температуры начального распределения и среднеквадратическое отклонение можно определить, используя участок роста температуры на экспериментальной кривой термического цикла. Вычислить значения вышеуказанных величин можно, определив численным путем точку, в которой вторая производная температуры по времени равна нулю. Путем несложных математических преобразований было показано, что для этой точки выполняется

$$k = \frac{1}{2} \left[\frac{\partial T / \partial x}{T} \right]_{x=x_0}^2$$

Таким образом, если записать темп роста температуры в точке X_k , то можно определить значение коэффициента сосредоточенности нормально-кругового источника нагрева.

Для практической реализации предлагаемой методики была создана экспериментальная установка «ФОКУС-М2», основу которой составили измерительный комплекс на базе ПК и автоматическая установка для сварки и наплавки в защитных газах. Измерительный комплекс доукомплектован специальным АЦП, позволяющим преобразовывать аналоговые сигналы от хромель-алюмелевых термопар в цифровые коды. Установка производит одновременную запись сигналов по 10 каналам (мгновенные значения тока и напряжения на дуге и 8 сигналов от термопар). Повторная запись по каждому каналу осуществляется с частотой 60 герц. В качестве механического привода установки использовался привод высокоточного фрезерного станка с ЧПУ, обеспечивающего перемещение дуги в диапазоне скоростей 0,1 ... 6 см/сек с погрешностью не более 2%. В качестве эталонного образца использовалась массивная плита из низкоуглеродистой стали размером 600×600 мм и толщиной 60 мм, отфрезерованная с обеих сторон. Нижняя часть плиты плотно прилегает к медной плите манипулятора установки. Таким образом, плиту с высокой степенью надежности можно считать полубесконечным телом, а температурное поле осесимметричным относительно траектории движения сварочной дуги. Именно “неискаженностью” температурного поля в

полубесконечном теле объясняется выбор последнего в качестве эталонного образца вместо традиционно применяемой тонкой пластины. С целью повышения достоверности результатов измерений каждый опыт повторяли от 6 до 9 раз. Для точек кривой термического цикла, соответствующих росту температуры, численным методом определялись первые и вторые производные температуры по времени. Используя приведенную выше методику, исследовалось влияние силы тока, длины дуги и скорости перемещения на коэффициент сосредоточенности. Опыты проводились на дугах длиной от 1 до 5 мм при токах 120, 160 и 200 А. Скорость перемещения сварочной дуги менялась от 10 до 40 мм/сек. Каждый опыт повторялся по три раза (всего 24 измерения на каждом режиме). Большинство полученных результатов хорошо согласуется с результатами других авторов. В то же время отмечался значительный разброс получаемых в отдельных опытах результатов. В качестве примера на рисунке (рис.2) представлена гистограмма различных значений коэффициента сосредоточенности для дуг длиной от 2 до 5 мм (ток дуги 150 А). Приведенная гистограмма наглядно показывает вероятностный характер результатов измерений сосредоточенности сварочной дуги. Поэтому результаты измерений коэффициента сосредоточенности дуги, полученные в одном отдельном опыте, нельзя признать полностью состоятельными. Сложные, плохо поддающиеся детерминированному описанию физические процессы, протекающие в дуге и проявляющиеся, например, в ее нормальном характере распределения, требуют статистического подхода к изучению параметров дуги, в том числе и к определению коэффициента сосредоточенности.

Третья глава посвящена исследованию эффективной мощности дуги. Следует отметить, что этому важному вопросу было посвящено большое количество экспериментальных работ. Подавляющее большинство из них выполнено с использованием калориметров различной конструкции. Приводимые в литературе экспериментальные значения эффективного КПД варьируются от 0,35 до 0,9. По-видимому, это вызвано не с какими-то грубыми ошибками измерений, а объясняется, в первую очередь, чрезвычайно сильным влиянием на эффективную мощность различных внешних факторов. Поэтому основным недостатком калориметрических методов следует считать невозможность воспроизведения в ходе измерения реальных условий сварки (в частности, измеряемое тепло проходит через границу образец-медная оболочка).

В конце 60-х годов Касом и Андрихемом было экспериментально показано, что при одинаковых условиях сварки

время охлаждения в диапазоне от 800 до 500 °С ($t_{8/5}$) одинаково во всех точках сварного шва и зоны термического влияния.

Основываясь на этом факте, а также на формулах Рыкалина, Радаи предложил функциональные зависимости, связывающие величину Q_2 и время $t_{8/5}$, для случая сварки пластины и наплавки валика на массивное тело. В ходе дальнейших экспериментальных исследований для некоторых групп материалов, в частности для низколегированных сталей, были определены значения эмпирических коэффициентов, входящих в рассматриваемые формулы. Указанные выше формулы использовались в настоящей работе для определения эффективного КПД дугового нагрева. Поскольку согласно формулам эффективная мощность и $t_{8/5}$ связаны между собой функциональной зависимостью, можно, измерив величину последней, определить значение КПД. Так, для двухмерного случая предложено следующее выражение:

$$\eta = \frac{h \cdot v}{IU \cdot (0.043 - 4.3 \cdot 10^{-5} T_0)} \left[\frac{(800 - T_0)^2 \cdot (500 - T_0)^2}{(800 - T_0)^2 - (500 - T_0)^2} \right]^{1/2} \cdot \sqrt{\Delta t_{8/5}}$$

для трехмерного

$$\eta = \frac{v}{IU \cdot (0.67 - 5 \cdot 10^{-4} T_0)} \left[\frac{(800 - T_0) \cdot (500 - T_0)}{(800 - T_0) - (500 - T_0)} \right] \cdot \Delta t_{8/5}$$

Экспериментальная апробация предложенного выше метода выполнялась на образцах из шведских высокопрочных низкоуглеродистых мартенситных сталях марок WELDOX 1100 и WELDOX 900. Аналогами указанных сталей являются высокопрочные отечественные стали 12ХГН2МФБДАЮ и 14ХГ2САФД, соответственно. Для измерения времени остывания от 800 до 500°С использовались термопары из хромель-алюмелевой проволоки диаметром 0,5 мм, которые вводились в хвостовую часть сварочной ванны. Максимальная температура, регистрируемая термопарой, - 1400 °С. Для повышения достоверности результатов измерений в каждом опыте использовалось по три термопары.

По приведенной выше методике исследовалось влияние на эффективную мощность тока дуги (рис. 3,а), скорости сварки (рис.3,б), температуры подогрева, присадочной проволоки и разделки кромок. Опыты проводились на образцах толщиной 6 и 30 мм. Выполненные эксперименты показали хорошую воспроизводимость результатов и оперативность разработанного метода.

Глава 4. Для полного описания тепловых процессов в околошовной высокотемпературной зоне требуется наличие двух моделей: дуги как распределенного источника нагрева и сварочной ванны. Приведенные выше результаты исследований, а также результаты исследований, выполненных Судниксом В.А.,

Дмитриком В.В., Смартом, Босвортом и др. по изучению эффективной мощности и разлету капель присадочного металла, позволили корректно описать первую из перечисленных моделей. Поэтому четвертая глава посвящена моделированию сварочной ванны.

В последние десять лет в ряде работ было показано, что при моделировании процесса плавления металла при аргонодуговой сварке К – ϵ модель турбулентного течения более адекватна экспериментальным результатам, чем модели описывающие ламинарные течения. Попытки детерминированного моделирования теплопереноса в такой среде наталкиваются на целый ряд трудностей и, прежде всего, на чрезвычайно большое количество факторов, влияющих на процессы теплопереноса. Известно, что математические законы теории вероятностей получены абстрагированием реальных статистических закономерностей, свойственных массовым случайным явлениям. Наличие этих закономерностей связано именно с массовостью явлений, то есть с большим числом складывающихся случайных воздействий, порождающих в своей совокупности случайную величину, подчиненную вполне определенному закону. Поэтому для моделирования тепловых (не вещественных) потоков использовалось статистическое моделирование, а именно метод Монте-Карло. В качестве физической концепции принималась концепция эффективной теплопроводности. Процесс теплообмена записывался в форме математического выражения аналогичного закону Фурье. Такая форма записи выбиралась чисто из-за удобства представления и не является принципиальной. В пределах сварочной ванны величина эффективного коэффициента теплопроводности резко изменяется от стандартного коэффициента теплопроводности металла при температуре ликвидуса (граница жидкой сварочной ванны) до единицы (в области анодного пятна дуги).

При выборе закона распределения для описания случайной величины, конвективного коэффициента теплопроводности, воспользуемся центральной предельной теоремой теории вероятности. Физический смысл этой теоремы следующий: сумма большого числа примерно одинаковых случайных величин приблизительно нормальна. Таким образом, учитывая большое количество действующих на ванну внешних факторов, характер теплопереноса следует описывать с помощью нормально распределенной случайной величины. Следуя выше изложенному, при вычислении эффективного коэффициента величину λ_k теплопроводности “разыгрывали” по формуле:

$$\frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \int_{-\infty}^{\lambda_k} \exp\left\{-\frac{r^2}{2\sigma^2}\right\} dr = Rnd$$

где Rnd – случайная величина, равномерно распределенная на отрезке $[0;1]$; λ_k – коэффициент конвективной теплопроводности; r – расстояние от оси сварочной дуги до рассматриваемой точки ($r^2=x^2+y^2$); σ – эмпирический коэффициент, определяемый в процессе экспериментальной адаптации математической модели. В общем случае, согласно концепции эффективной теплопроводности, коэффициент теплопроводности представляется как сумма стандартного температурозависимого атомарного коэффициента теплопроводности и усредненного конвективного коэффициента теплопроводности.

Если горение сварочной дуги носит заглубленный характер, то характер теплопереноса в пределах расплавленного металла зависит от характера деформирования поверхности сварочной ванны. Для учета влияния деформации была проведена обработка имеющихся данных по влиянию параметров сварочной дуги на геометрию поверхности. При токах дуги до 100 А (рис.4) поверхность сварочной ванны имеет слегка выпуклую поверхность, что, по-видимому, объясняется увеличением удельного объема металла при переходе из твердого в жидкое состояние. Первые признаки прогиба поверхности наблюдаются при токах 200...225 А. При дальнейшем росте тока происходит резкое деформирование зеркала сварочной ванны. С целью удобства описания деформированной поверхности сварочной ванны последняя аппроксимировалась поверхностью нормального распределения. На базе принятой аппроксимации была выполнена математическая обработка имеющихся экспериментальных данных. В результате получены регрессионные уравнения, связывающие сварочный ток (в диапазоне 200...400 А) и основные геометрические характеристики поверхности прогиба сварочной ванны.

Задачей описания тепловых процессов в ЗТВ является нахождение связи трехмерного поля температур $T = T(x,y,z)$ с удельным потоком тепловой энергии источника теплоты в рамках теории теплообмена и теплопереноса. Термодинамическое квазистационарное состояние нагреваемой источником теплоты неоднородной среды описывается уравнением сохранения энергии в движущихся со скоростью сварки вдоль оси шва и связанных с осью источника координатах. Уравнение сохранения энергии в среде решено применением метода конечных разностей (МКР) на объемной прямоугольной неравномерной сетке. Сетка имеет более мелкий шаг в области сварочной ванны и более грубый в отдаленных областях.

Учитывая симметричность задачи, рассматривалась только половина свариваемого образца. Пространственные координаты каждой точки высокотемпературной области моделирования (мелкая сетка разбивки) сопоставляются массиву маркеров, который характеризует среду в каждой точке пространства: металл зоны $\alpha \leftrightarrow \gamma$ превращений, металл двухфазной зоны в интервале «солидус-ликвидус», жидкий металл. Фазовые превращения, которые имеют место при плавлении и кристаллизации, определяются согласно уравнению для скорости образования жидкой фазы $C'_{\text{ж}}$ согласно формулы:

$$C'_{\text{ж}} = R_{T-\text{ж}} \cdot C_T - R_{\text{ж}-T} \cdot C_{\text{ж}}$$

где $R_{T-\text{ж}}$ и $R_{\text{ж}-T}$ температурозависимые скорости превращения твердой фазы в жидкую и жидкой в твердую соответственно; C_T , $C_{\text{ж}}$ – концентрации твердой и жидкой фаз. Скорость образования жидкой фазы $C'_{\text{ж}}$ рассчитывается только в области между изотермами ликвидуса T_{liq} и солидуса T_{sol} :

$$\text{если } T \leq T_{\text{sol}}; \quad C_{\text{ж}} = 0 \text{ и } C'_{\text{ж}} = 0;$$

$$\text{если } T \geq T_{\text{liq}}; \quad C_{\text{ж}} = 1 \text{ и } C'_{\text{ж}} = 0,$$

Как следствие, в модели учитываются локальный эффект выделения и поглощения теплоты

$$\text{для } T_{\text{sol}} \leq T \leq T_{\text{liq}} \quad Q = Q - \Delta Q \cdot C'_{\text{ж}} \cdot \Delta t,$$

полная величина которого (при изменении $C_{\text{ж}}$ от 0 до 1) в точности совпадает со значением скрытой теплоты плавления ΔL . Подобным же образом в модели учитывался тепловой эффект $\Delta \Phi$ превращения феррита в аустенит ($\alpha \leftrightarrow \gamma$ переход). Значения всех тепловых эффектов принимались независимыми от температуры. Если скорость охлаждения превышала критическую, то тепловой эффект превращения $\Delta \Phi$ аустенита в феррит заменялся на тепловой эффект превращения $\Delta \Phi$ аустенита в мартенсит. Числовые значения рассмотренных эффектов принимались для малоуглеродистой стали:

$$T_{\text{sol}} = 1467^\circ\text{C}; \quad T_{\text{liq}} = 1485^\circ\text{C}; \quad \Delta L = 260 \text{ Дж/грамм}; \quad A_{\text{с3}} = 650^\circ\text{C}.$$

Эффект превращения феррита (аустенита) в аустенит (феррит) включал в себя тепловые эффекты от $\alpha \leftrightarrow \gamma$ превращения и распада(образования) перлита и принимался равным 37,4 Дж/грамм, тепловой эффект превращения аустенита в мартенсит принимался равным 75 Дж/грамм.

Границу зоны расплавления отмечали с помощью техники специальной метки точек расчетной сетки, которая была включена в численный алгоритм. Для определения области жидкий-твердый металл использовали вычисленные значения величин $C_{\text{ж}}$ в каждом рассматриваемом узле:

если $C_{\text{ж}} = 0$ ($T < T_{\text{sol}}$) – рассматривается элемент твердого металла;

если $0 < C_{\text{ж}} < 1$ ($T_{\text{sol}} < T < T_{\text{liq}}$) - рассматривается двухфазная область;

если $C_{\text{ж}} = 1$ ($T > T_{\text{liq}}$) - рассматривается жидкая область.

Численная модель реализовывалась по неявной схеме МКР на сетке с переменным шагом. Разностные уравнения составлялись на основании метода теплового баланса и решались с использованием локально-одномерной схематизации. В качестве языка программирования использовался Visual Basic, входящий в программное обеспечение Office.

После проведения численного моделирования была выполнена экспериментальная верификация модели. Для этого на пластинах из мартенситной стали Weldox1100 толщиной 6 мм выполнялись три шва с разной погонной энергией. Далее изготавливались макрошлифы, и производилось сопоставление ЗТВ, полученных экспериментально и численным моделированием. Несомненно, что данное сопоставление может носить только качественный характер. Между тем интересно отметить, что предлагаемая модель повторила экспериментально полученный факт наличия максимума проплавления образца дугой со средней погонной энергией. Т.е. при скорости 21 см/мин (и неизменном токе и напряжении) глубина проплавления оказалась больше, чем при скорости 18 см/мин. Для избежания случайных ошибок из каждого образца изготавливалось три макрошлифа.

Глава 5. Попытки оказывать локальное термическое воздействие на ЗТВ предпринимаются уже около полувека. Техника отжигающих валиков на протяжении многих лет используется при ремонте энергетического оборудования для снижения твердости в ЗТВ и уменьшения вероятности образования холодных трещин. Как правило, данный прием используют в случае невозможности проведения полноценной послесварочной термообработки зоны сварного шва. Обычно укладка отжигающих валиков производится вручную, поэтому эффективность применения последних во многом определяется опытом и мастерством сварщика. Вместе с тем, ошибка в месте положения отжигающего валика может не только не улучшить качество сварного соединения, а даже привести к возникновению в ОШЗ трещин повторного нагрева. Поэтому только прецизионная термическая обработка способна обеспечивать стабильно высокое качество сварного соединения высокопрочной низколегированной стали путем повторного дугового нагрева.

Как следует из многочисленных публикаций, в зоне термического влияния однопроводного шва при сварке высокопрочной низколегированной стали наиболее опасной, с точки зрения трещиностойкости, является так называемая зона перегрева. Данная зона представляет собой участок, располагающийся приблизительно между изотермами 1150...1500 °С. Таким образом, задачу улучшения ударной вязкости всего сварного соединения в

целом можно рассматривать как задачу повышение свойств зоны перегрева, например путем измельчения зерна. В сталях с полным $\gamma \rightarrow \alpha$ превращением существует несколько возможностей воздействия на величину зерна в эксплуатационном состоянии. При этом мелкое зерно аустенита является одной из предпосылок для получения малой величины кристаллов структуры превращения. При аустенизации мелкое аустенитное зерно можно получать посредством соответствующего выбора температуры нагрева и времени выдержки. Для сварщиков привычным является представление о том, что при нагреве сталей зерно аустенита зарождается выше A_{C1} , и размеры зародышевого зерна в основном не зависят от размеров исходного зерна стали. С повышением температуры нагрева выше верхних критических точек зерно аустенита получает тенденцию к росту. Чем выше температура и длительнее выдержка, тем крупнее зерно аустенита, т.е. перекристаллизация стали осуществляется в процессе фазового превращения, а дальнейшее изменение величины зерна аустенита происходит путем его собирательного роста. Формирование структуры аустенита не завершается с окончанием фазового $\alpha + K \rightarrow \gamma$ – превращения, независимо от того, осуществлялось ли оно путем ориентационного зарождения или протекало по нормальному диффузионному неупорядоченному механизму. Образовавшийся аустенит может находиться в различных состояниях, отличаясь как по свойствам, так и по отношению к последующему росту зерна. Поэтому при повышении температуры в стали может наблюдаться либо собирательный рост зерен, либо рекристаллизация аустенита, обусловленная фазовым наклепом, обладающая более сложной зависимостью изменения величины зерна от температуры.

В легированных сталях с исходной мартенситной или бейнитной структурой при нагреве часто реализуется двухстадийная схема перекристаллизации, когда образующиеся при фазовом превращении зерна наследуют величину и ориентацию первоначальных зерен аустенита. Изменение зеренной структуры стали происходит при более высокой температуре в процессе рекристаллизации аустенита. Она развивается в однофазной аустенитной области диаграммы равновесия и может приводить к измельчению зерен. Наиболее наглядно рекристаллизация аустенита проявляется в тех случаях, когда она сопровождается измельчением крупных восстановленных зерен аустенита, образовавшихся вследствие проявления структурной наследственности при нагреве. Это может наблюдаться при быстром (100 – 1000 K°/с) нагреве практически всех закаленных сталей.

Большое влияние на величину рекристаллизационного зерна оказывает скорость нагрева, так как с ее увеличением число центров рекристаллизации растет быстрее, чем скорость роста центров. Это приводит к измельчению зерна. Измельчение рекристаллизованного зерна при больших скоростях нагрева свидетельствует о том, что изменение структуры аустенита происходит путем зарождения новых центров и их последующего роста. В то же время величина рекристаллизованных зерен может варьироваться в очень широких пределах, так как зависит от числа центров рекристаллизации. Если их мало, то вырастают очень крупные зерна, если много, то рекристаллизация приводит к мелкозернистой структуре. Следует отметить, что в литературе описания рекристаллизации аустенита вследствие фазового наклепа носят в основном качественный характер, поэтому определение температуры повторного нагрева в каждом конкретном случае необходимо выполнять экспериментально.

С целью определения оптимальной температуры повторного нагрева крупнозернистого участка ОШЗ выполнялось имитационное моделирование на образцах из ВНЛС. Использовались образцы размером $10 \times 10 \times 70$ мм. В качестве материала для образцов использовалась высокопрочная низколегированная мартенситно-бейнитная сталь. Во время имитации образцы нагревались до определенных температур - $T_{пик1}$, $T_{пик2}$, после чего охлаждались с разными скоростями в диапазоне температур $800...500$ °С, соответствующими заданным временам охлаждения $\Delta t_{8/5}$. Таким образом была проведена имитация нагрева для всех участков ЗТВ. Для контроля термического цикла в образце использовалась платинородий-платиновая термopapa, предварительно приваренная к поверхности образца в сечении V-образного надреза. При моделировании сварочного нагрева выбиралось типичное для случая однопроходной сварки в аргоне средних толщин время $\Delta t_{8/5}$. После имитации термических циклов изготавливались образцы Шарпи размером $10 \times 10 \times 55$ мм и проводились испытания на ударную вязкость.

Результаты имитационного моделирования еще раз наглядно подтвердили, что наихудшими механическими свойствами обладает зона перегрева, нагреваемая при сварке до температур выше 1100 °С. Поэтому моделирование повторного нагрева производили после первичного имитационного нагрева до 1350 °С. Таким образом, имитационное моделирование подтвердило тот факт, что в зоне перегрева наблюдается резкое падение ударной вязкости. Повторный нагрев указанной зоны до температур порядка $900...1100$ °С обеспечивает существенное восстановление вязкостных свойств.

Для воспроизведения повторного электродугового нагрева в ЗТВ реального сварного шва с помощью сварки под флюсом было выполнено однопроходное стыковое соединение. Сварку осуществляли на образцах из 20 миллиметровых пластин с 30° V-образной разделкой из стали WELDOX 700. В качестве присадки использовали проволоку фирмы ESAB OK13.43, содержащую около 2% никеля, диаметром 4 миллиметра. В качестве флюса использовался низкремнистый окислительный флюс OK10.62. Сварку выполняли в нижнем положении при комнатной температуре. После выполнения сварки из зоны сварного соединения перпендикулярно сварному шву вырезались образцы размером 10 × 10 × 95. В центре вырезанного образца конденсаторной сваркой приваривалась термопара. После этого производился нагрев вырезанных образцов до температур 600, 700, 800, 900 1000, 1100 и 1200 °С. Время охлаждения образцов в диапазоне температур от 800 до 500°С составляло 18 секунд, что приблизительно соответствует времени охлаждения реального образца. Далее изготавливались стандартные образцы Шарпи. Двухмиллиметровый V – образный надрез выполнялся в месте крепления термопары на расстоянии 1 мм от линии сплавления. Испытания на ударную вязкость производились при температуре 20°С. Для повышения достоверности каждое испытание повторялось три раза, и в качестве окончательного принималось наименьшее значение. Результаты испытаний показали, что при повторном нагреве зоны перегрева реального сварного изделия до температур 1050...1150 °С ударная вязкость возрастает, т.е. полностью повторяются результаты, полученные при имитационном моделировании.

Для анализа и объяснения полученных результатов проводилось математическое моделирование повторного нагрева зоны шва. Целью такого моделирования является численный анализ температурных полей в зоне перегрева при сварочном и повторном нагревах. Для верификации результатов численного моделирования производилось сравнение изотермы температуры плавления, полученной расчетным путем, с экспериментально полученной на шлифе зоной оплавления. Шлифы изготавливались из реальных сварных соединений, из которых изготавливались образцы для испытаний на ударную вязкость

В общем случае было выполнено моделирование повторного нагрева зоны сварного шва четырьмя различными дугами: 275 , 250, 225 и 200 А, т.е. рассматривалось изменение тепловых полей при постепенном уменьшении теплового воздействия на зону шва. При анализе результатов моделирования необходимо учитывать, что с увеличением скорости нагрева происходит некоторое повышение

критических точек A_{C1} , A_{C3} , а также заметное расширение температурного интервала $A_{C1} - A_{C3}$. Как показал Шоршоров, в сталях с сильными карбидообразующими элементами повышение критических точек может происходить на $200^{\circ} - 250^{\circ}$. Процесс роста зерна неразрывно связан с предшествующими ему процессами образования аустенита и его гомогенизации. Поэтому с увеличением скорости нагрева происходит последовательное повышение критической точки A_{C3} и температуры начала интенсивного роста зерна. В сталях с сильными карбидообразующими элементами резкое увеличение размера зерна имеет место при нагреве до $1200...1250^{\circ}$, при котором особенно интенсифицируется процесс растворения карбидов. При сварке ВНЛС околошовная зона (т.е. участок наиболее крупных зерен) ограничена некоторым интервалом максимальных температур нагрева, верхний предел которого соответствует температуре солидуса, а нижний изменяется в зависимости от склонности стали к росту зерна. Примерное значение нижнего предела в нашем случае составляет $1200...1250^{\circ}$.

Таким образом, при повторном дуговом нагреве, в отличие от применяемого ранее в работе имитационного контактного нагрева, зону перегрева нужно нагревать до более высоких температур - от $850...900^{\circ}$ до $1150...1200^{\circ}$. Качество дуговой обработки оценивалось по степени перекрытия зоны перегрева, получаемой от сварочного нагрева, зоной нормализации, получаемой от повторного дугового нагрева. Анализ результатов численного моделирования позволил сделать вывод, что при токе дуги повторного нагрева 225 А происходит наиболее полная нормализация зоны перегрева, полученной от сварочного шва (рис.5). Таким образом, именно при данном режиме обработки следует ожидать наилучших результатов.

С целью проверки теоретических положений, высказанных выше, была проведена экспериментальная проверка. Для этого на листе толщиной 6 мм из стали WELDOX 1100 выполняли проход дугой 300 А со скоростью 18 см/мин. После этого шов повторно обрабатывали дугой различной мощности. Для этого ток отжигающей дуги изменяли от 200 до 275 А через каждые 25А, т.е. воспроизводили условия численного моделирования. После выполнения повторного прохода из сварного соединения перпендикулярно сварному шву вырезали стандартные полосы шириной 10 мм. С верхней и нижней части полос сошлифовывали по 0,5 мм и изготавливали образцы $5 \times 10 \times 55$ мм (рис. 6) для проведения испытаний на ударную вязкость KCV. V – образный надрез глубиной 2 мм выполняли в зоне перегрева околошовной зоны. Для повышения достоверности результатов для каждого режима изготавливались по три Шарпи образца. В качестве

результатирующего значения ударной вязкости принималось наименьшее значение. Испытания на ударную вязкость проводились, начиная с комнатной температуры и заканчивая -80°C . Для оценки влияния повторного нагрева в качестве базового варианта выбирались результаты испытания образцов, не подвергавшихся повторному дуговому нагреву ($I = 0 \text{ A}$).

Как следует из результатов опытов, при повторном нагреве сварного шва дугой 225 А происходит резкое увеличение величины ударной вязкости, особенно при низких температурах. Кроме того, повторный нагрев приводит к некоторому уменьшению хрупких составляющих в изломе образцов.

Таким образом, сделанные на основе численного анализа тепловых полей сварочного и повторного дуговых нагревов выводы хорошо подтверждаются экспериментальной проверкой. Поэтому в качестве критерия оптимальности обработки шва предлагается использовать величину коэффициента перекрытия зон перегрева от сварочного нагрева и нормализации от повторного дугового нагрева. Запишем значение критерия оптимальности электро-дуговой обработки R на языке математики (коэффициент перекрытия):

$$R = (S_{15/12} \cap S'_{12/10}) / S_{15/12},$$

где $S_{15/12}$ – площадь между изотермами $1500 \dots 1200^{\circ}\text{C}$ от сварочного нагрева; $S'_{12/10}$ – площадь между изотермами $1200 \dots 1000^{\circ}\text{C}$ от повторного нагрева;

В качестве наглядного подтверждения реалистичности предлагаемого критерия на рис.7 представлено сопоставление изменения ударной вязкости, количества хрупкой составляющей в изломе и предложенного критерия в зависимости от тока дуги повторного нагрева. Графические результаты сопоставления показывают наличие существенной корреляции между рассматриваемыми тремя величинами и, таким образом, подтверждают обоснованность сделанного выше предположения.

Глава 6 Результаты всесторонних исследований послесварочной дуговой обработки зоны перегрева свидетельствуют о положительном влиянии последней на широкий спектр характеристик сварного соединения из ВНЛС. На оптимальных режимах обработки ударная вязкость зоны перегрева становится не ниже ударной вязкости соседних участков ЗТВ. Однако описанные выше исследования проводились на стандартных образцах, когда условия сварочного и повторного «нормализующего» нагрева были подобными. Естественно, что в реальных условиях присутствует ряд технологических факторов, делающих изотермы сварочного нагрева несколько отличными от изотерм аргоновой дуги неплавящегося электрода.

Формальной причиной отличия изотерм сварочной и обрабатывающей дуг является различие в их коэффициентах сосредоточенности. Так как по понятным причинам мы не можем в значительной степени влиять на распределенность сварочной дуги, то необходимо управлять сосредоточенностью дуги повторного нагрева. Для оценки влияния коэффициента сосредоточенности дуги на критерий оптимальности, предложенный в предыдущей главе, т.е. для оценки изменения качества дуговой обработки, было выполнено численное моделирование процесса нагрева сварного соединения дугами разной степени сосредоточенности ($k = 0,05; 0,07; 0,09; 0,11; 0,13; 0,15 \text{ мм}^{-2}$). Как следует из результатов моделирования, изменение коэффициента сосредоточенности является весьма эффективным способом управления распределением температурных полей в околошовной зоне. Одним из наиболее перспективных и простых технологических способов управления свойствами дуги как распределенного источника нагрева является изменение геометрических характеристик неплавящегося катода. Речь идет в первую очередь об управлении сосредоточенностью дуги путем изменения формы рабочей части (ФРЧ) цилиндрического неплавящегося катода с конусной заточкой, т.е. его угла заточки и диаметра притупления. В настоящей работе был выбран предельный случай угла заточки рабочей части электрода - 180° , т.е. плоскозаточенный катод (ПЗК). Выбор ПЗК объясняется, в первую очередь, высокой стабильностью горения дуги на таком катоде, что имеет первостепенное значение при прецизионной дуговой обработке.

При дуговом разряде с использованием плоскозаточенного вольфрамового электрода катодное пятно может быть как сосредоточенным (СКП), так и рассредоточенным (РКП), т.е. не имеющим четких границ. В случае дуги с СКП катодное пятно может возникать практически в любой точке плоской поверхности или даже на боковой цилиндрической поверхности электрода. Естественно, что такой режим работы катода не может обеспечивать стабильные, хорошо воспроизводимые результаты. Поэтому в дальнейших исследованиях использовался только второй режим работы катода.

Режим работы электрода с РКП считается безэрозионным, а стойкость практически не зависит от наличия в материале активирующих присадок, так как сравнительно низкая плотность тока на рассредоточенном катодном пятне может быть обеспечена и без присутствия последних, что делает их 2-3 раза дешевле. Кроме того, электроды, выполненные из чистого вольфрама, обеспечивают меньшее давление дуги на сварочную ванну, чем электроды с

активирующими присадками. Таким образом, ПЗК обладают целым набором технологических и технико-экономических достоинств. Практика показывает, что для перехода на режим горения дуги с рассредоточенным катодным пятном необходимо обеспечить плотность тока в катоде не менее $35...40 \text{ А/мм}^2$. При меньших плотностях тока пятно имеет сосредоточенный характер и непредсказуемо перемещается по рабочему торцу электрода. При плотности тока более 70 А/мм^2 происходит, как правило, локальное расплавление материала в средней части вылета электрода. В качестве критерия наступления режима с РКП следует принять определенную критическую величину теплового потока, поступающего на конец вылета катода, который однозначно определяется температурным градиентом. Следовательно, прекращение режима с РКП произойдет либо при уменьшении величины градиента ниже критического значения, либо при разрушении какого-либо участка катода.

Задачу о распределении теплоты в электроде решалась в одномерном приближении без учета конвективного теплообмена. Расчет температурного поля производился методом сквозного счета на установление. В качестве начального условия принималось линейное распределение температуры по длине катода.

Для проверки адекватности математической модели проводились опыты по определению критического тока (первое критическое значение) в плоскозаточенном электроде, при котором удавалось получить распределенный характер горения дуги, а также ток (второе критическое значение), при котором наступало разрушение катода. Момент перехода дуги в режим горения с рассредоточенным катодным пятном определяли по появлению "ступеньки" на ВАХ дуги, обусловленную уменьшением напряжения на $0,2...0,5 \text{ В}$. Момент падения напряжения фиксировали электронным осциллографом. Материалом электрода был вольфрам технически чистый (ВЧ). Электроды подвергали испытанию на лабораторном стенде с медным водоохлаждаемым вращающимся анодом. Для опытов использовались прутки диаметрами $1,5 \text{ мм}$ и 2 мм .

В случае электрода диаметром 2 мм возникновение дуги с распределенным катодным пятном происходило при токе около 140 А . В процессе горения дуги рабочий торец электрода оплавлялся и приобретал форму полусферы, что существенно не влияло на технологические характеристики дуги и на работоспособность электрода. При токе $\sim 240 \text{ А}$ наступало разрушение электрода в результате локального расплавления. Так как возникновение режима горения дуги с распределенным катодным пятном определяется, прежде всего, тепловой обстановкой, в качестве критерия использовалась производная температуры на рабочем конце

электрода. Как следует из результатов моделирования, с уменьшением вылета первый критический ток (начало горения распределенной дуги) изменяется от 100 А при вылете 40 мм до 140А при вылете 10 мм, а критическое значение градиента температуры остается практически неизменным. Следовательно, предложенный критерий вполне реалистичен. В случае электрода диаметром 1,5 мм диапазон возможных токовых режимов изменяется от 50...150А для электрода с вылетом 40 мм, до 80...210А для электрода с вылетом 10 мм.

Проведенные исследования показали принципиальную возможность получения дугового разряда с РКП в широком токовом диапазоне за счет правильного выбора диаметра и длины вылета вольфрамового электрода. Для регулирования величины тепловложения в металл и степени сосредоточенности нагрева удобно использовать длину дуги и скорость перемещения.

Опираясь на практику сварки в инертных газах, а также на результаты численного моделирования, можно сделать вывод, что при однопроводной сварке электродуговая обработка применима при толщинах до 8...10 мм. При больших толщинах может не удастся путем нагрева аргоновой дугой неплавящегося электрода создать в корне шва необходимую температуру (не менее 900°С).

Проверка полученных в работе положений проводилась на сварных соединениях из стали 14Х2ГМР толщиной 8 мм в улучшенном состоянии с твердостью 260-270 НВ. Сварку осуществляли в углекислом газе в V – образную разделку (угол при вершине 20°) без предварительного и сопутствующего подогревов. В качестве присадочного материала использовалась проволока Св-08Г2С диаметром 1,6 мм. Режим сварки следующий: $I = 180 \text{ А}$; $U = 22 \text{ В}$; $v = 22,5 \text{ см/мин}$. Выполненный с помощью математической модели численный анализ позволил рекомендовать следующий режим дуговой обработки: $I = 160 \text{ А}$; $U = 10 \text{ В}$; $v = 2 \text{ мм/сек}$; $L_d = 4 \text{ мм}$; $\varnothing \text{ ВЧ} = 1,5 \text{ мм}$. При таком режиме обработки критерий оптимальности (перекрытия) получился равным 0,24. Необходимо отметить, что в качестве основного регулируемого фактора принималась скорость перемещения дуги как наиболее легко управляемый параметр. В результате произведенной дуговой обработки размер зерна на участке перегрева увеличился на 2-3 балла, что, в свою очередь, привело к повышению ударной вязкости, особенно при низких температурах. Произведенные испытания обработанных образцов на ударную вязкость показали рост средних значений ударной вязкости до значений 28 и 32 Дж/см² при температурах -40°С и +20°С, соответственно.

Таким образом, эксперименты, проведенные на реальном сварном соединении, полностью подтвердили как результаты численного и имитационного моделирования, так и правильность предложенного в работе критерия.

ОБЩИЕ ВЫВОДЫ И РЕЗУЛЬТАТЫ РАБОТЫ

В диссертационной работе изложены результаты теоретических и экспериментальных исследований, относящихся к проблеме создания технологии, повышающей качество сварных соединений высокопрочных низколегированных сталей.

1. На основе анализа свариваемости конструкций из высокопрочных низколегированных сталей выявлены следующие пути повышения их работоспособности:

- применение режимов сварки, обеспечивающих низкую скорость охлаждения ОШЗ при температуре наименьшей устойчивости аустенита и таким образом позволяющих исключить риск образования холодных трещин, но приводящих к образованию у линии сплавления крупнозернистой структуры с низкими показателями ударной вязкости;

- применение режимов сварки, обеспечивающих относительно высокую скорость охлаждения ОШЗ при температуре наименьшей устойчивости аустенита и высокие механические свойства металла ЗТВ, но увеличивающих риск образования холодных трещин.

Экспериментально и теоретически показано, что применение послесварочной локальной дуговой обработки делает первое направление технически реализуемым и перспективным.

2. Показано, что существующие экспериментальные методы определения коэффициента сосредоточенности дуги, основанные на измерении мгновенного распределения температур в сечении тонкой пластины и на измерении удельной тепловой мощности под пятном нагрева, обладают рядом принципиальных недостатков. В качестве альтернативы предлагается определять сосредоточенность дуги по величине относительного изменения приращения температуры в точке перегиба возрастающей части кривой термического цикла, записанного в зоне непосредственного действия теплового потока сварочной дуги. Установлено, что частные значения коэффициентов сосредоточенности (значения, полученные в результате отдельных опытов) являются случайными величинами, поэтому при определении сосредоточенности сварочной дуги всегда следует проводить серию измерений, а истинное значение коэффициента сосредоточенности определять как математическое ожидание от полученных результатов измерений.

3. Выполненные комплексные исследования аргоновой дуги неплавящегося катода показали, что при оценке теплового воздействия пятна нагрева дуги следует различать две зоны: активное пятно и площадь, омываемую потоками сильно нагретого газа. Увеличение скорости перемещения стержневого катода вызывает смещение (отставание) активного пятна дуги на плоском электроде и таким образом изменяет (уменьшает) сосредоточенность дугового нагрева. Степень влияния скорости перемещения зависит от режима сварки. Рост тока дуги и длины дугового промежутка приводят к снижению значения коэффициента сосредоточенности.

4. На основе выполненного анализа установлено, что величина эффективной мощности сварочной дуги весьма критична к условиям сварки и для ее измерения требуется метод более оперативный, чем применяемый в течение длительного времени калориметрический метод измерения. Показано, что для определения эффективной мощности сварочной дуги можно использовать эмпирический закон равенства времен охлаждения в диапазоне температур 800...500°C точек центра сварного шва и точек всех участков ЗТВ, нагретых выше 900°C. Измеренная в результате эксперимента величина времени $t_{8/5}$ позволяет оперативно определять влияние основных технологических и конструктивных факторов на эффективный КПД сварочной дуги.

5. Установлено, что гидродинамические процессы, происходящие в центральной части сварочной ванны, носят во многом стохастический характер, поэтому для описания теплообмена в ванне представляется наиболее перспективным подход, основанный на концепции эффективной теплопроводности. Результаты численного моделирования показали, что полученный на основе метода статистических испытаний (метода Монте-Карло) коэффициент эффективной теплопроводности жидкого металла позволяет правильно воспроизвести контур (линию солидуса) реальной сварочной ванны и описать тепловые процессы, происходящие в околошовной зоне. С целью сокращения размеров расчетной зоны в математическую модель включены новые граничные условия 2го рода, основанные на экстраполировании распределения температур полиномами, в первом приближении повторяющими кривые аналитических решений уравнения теплопроводности.

6. Результаты имитационного моделирования показали принципиальную возможность существенного повышения ударной вязкости металла участка перегрева ЗТВ сварного соединения высокопрочной низколегированной стали путем повторного нагрева до температур нормализации. Показано, что повышение ударной вязкости происходит в результате измельчения действительного

зерна, а также резкого сокращения количества хрупкой мартенситной составляющей. Эксперименты, выполненные на реальных сварных соединениях, полностью подтвердили результаты имитационного моделирования.

7. Выполненный численный анализ высокотемпературных процессов в ОШЗ позволил предложить в качестве количественного критерия оценки эффективности повторного нагрева относительную величину перекрытия зоны перегрева, ограниченную изотермами 1200...1500 °С сварочного нагрева металла, и зоны нормализации, ограниченную изотермами 1000...1200 °С повторного дугового нагрева. Состоятельность данного критерия подтверждена экспериментально.

8. Принимая во внимание жесткие требования к стабильности и воспроизводимости параметров режима повторного нагрева, показана целесообразность использования в технологическом процессе дуги с распределенным катодным пятном. Установлено, что в случае плоскозаточенного (угол при вершине 180°) вольфрамового катода переход от режима сосредоточенного горения (с катодным пятном) дуги к рассредоточенному (без катодного пятна) происходит при постоянном градиенте температур на рабочем конце электрода, равном приблизительно 110...120 град/мм.

9. Разработанные и созданные экспериментальная установка «ФОКУС-М2» и программное обеспечение, предназначенные для исследования сложных физических процессов, протекающих в высокотемпературной околошовной области, позволили спроектировать новый технологический процесс локальной дуговой обработки сварных соединений. Элементы теории, оборудование и оснастка для осуществления повторного локального дугового нагрева сварного соединения с целью повышения работоспособности опробованы и внедрены в производство и в учебный процесс.

Основное содержание диссертации отражено в следующих работах:

1. Царьков А.В., Сагалевич В.М. Температурные поля при сварке кольцевых швов тонкостенных конструкций // Прогрессивная технология судостроения и сварочного производства: Сб. научных трудов – Николаев: НКИ, 1986. – С.55-59.

2. Сагалевич В.М., Царьков А.В. Перемещение кромок при сварке кольцевых швов тонкостенных конических оболочек // Известия вузов. Машиностроение. – 1986. - №11. – С.115-117.

3. Царьков А.В. О применимости схемы быстродвижущегося источника нагрева // Известия вузов. Машиностроение. – 1986. - №12. – С.131-133.

4. Сагалеви́ч В.М., Ца́рьков А.В., Ду́бровский В.А. Способ уменьшения опасности возникновения деформационных трещин при сварке // Инф. лист. ЦНТИ (Калуга). – 1987. - №12-87. – 3с.

5. Ца́рьков А.В., Ра́сшибин И.А., Ду́бровский В.А. О перспективе применения метода Петерса-Фареса для расчета технологической плазменной струи // Вестник МГТУ. Машиностроение. – 1993. - №2. – С.31- 33.

6. Ца́рьков А.В., Ра́сшибин И.А. Оценка напряженного состояния при испытании методом отрыва газотермического покрытия // Вестник МГТУ. Машиностроение. – 1994. - №1. – С.46- 50.

7. Ца́рьков А.В. Распределение остаточных напряжений и деформаций при сварке кольцевым швом тонкостенной конической оболочки и жесткого массивного фланца из сплавов типа магнилий // Технологические методы повышения качества сварных конструкций: Сб. научных трудов – Калуга: Облиздат, 1988. – С.24-29.

8. Ца́рьков А.В., О́рлик Г.В. Влияние технологических параметров на распределение остаточных напряжений и деформаций при сварке кольцевым швом тонкостенных конических оболочек. // Технологические методы повышения качества сварных конструкций: Сб. научных трудов – Калуга: Облиздат, 1988. – С.30-35.

9. Ца́рьков А.В., О́рлик Г.В., Ле́шков К.И. Исследование систематической погрешности измерения термопарами температуры поверхности свариваемого изделия // Сварочное производство. - 1998. - № 6. – С.20-22.

10. Ца́рьков А.В., О́рлик Г.В. Систематическая погрешность измерения термопарами температурных полей при сварке // Социально-экономические проблемы управления производством, создание прогрессивных технологий, конструкций и систем: Тез. докл. ВНТК. – Калуга, 1998. – С.30.

11. Ца́рьков А.В., О́рлик Г.В., Па́нтюхов Г.П. Разработка экспериментальной установки для определения эффективного КПД дугowych источников нагрева. // Социально-экономические проблемы управления производством, создание прогрессивных технологий, конструкций и систем: Тез. докл. ВНТК. – Калуга, 1998. – С.31.

12. Ца́рьков А.В., Фи́липпов Е.В. Применсние линейных граничных условий при решении задачи нагрева плоского слоя // Социально-экономические проблемы управления производством, создание прогрессивных технологий, конструкций и систем: Тез. докл. Всерос. НТК. – Калуга, 1998. – С.77.

13. Ца́рьков А.В., О́рлик Г.В. Численно-экспериментальный метод определения эффективного КПД сварочной дуги // Труды МГТУ им.Н.Э. Баумана. – 1999. - № 574. - Математическое моделирование сложных технических систем: – С.64-72.

14. Царьков А.В., Орлик Г.В. Горелка для наплавки в защитных газах стабилизированной дугой // Прогрессивные технологии, конструкции и системы в приборо- и машиностроении: Сб. трудов ВНТК. – Калуга, 1999. – С.55-56.
15. Царьков А.В., Орлик Г.В. Определение эффективного КПД поверхностной сварочной дуги // Прогрессивные технологии, конструкции и системы в приборо- и машиностроении: Сб. трудов ВНТК. – Калуга, 1999. – С.24-26.
16. Царьков А.В., Царькова Н.В. Нелинейная аппроксимация кривых температурных циклов при сварочном нагреве // Прогрессивные технологии, конструкции и системы в приборо- и машиностроении: Сб. трудов ВНТК. – Калуга, 1999. – С.37.
17. Царьков А.В., Царькова Н.В., Орлик Г.В. Методика определения эффективной мощности сварочной дуги неплавящегося электрода // Труды МГТУ им.Н.Э. Баумана. – 2000. – № 578. – Математическое моделирование сложных технических систем – С.134-138.
18. Царьков А.В., Раевский В.А. Выбор модели сварочного источника теплоты при расчете температурных полей // Прогрессивные технологии, конструкции и системы в приборо- и машиностроении: Сб. трудов ВНТК. – Калуга, 1999. – С.139 – 144.
19. Царьков А.В., Царькова Н.В. Влияние основных технологических параметров на распределение температур при термообработке сварного шва сканирующей дугой // Прогрессивные технологии, конструкции и системы в приборо- и машиностроении. – Сб. тез. докл. ВНТК. - М., 2000. – С.27.
20. Царьков А.В., Орлик Г.В. Исследование тепловых характеристик сварочной дуги неплавящегося электрода // Прогрессивные технологии, конструкции и системы в приборо- и машиностроении. – Сб. тез. докл. ВНТК. - М., 2000. – С.150.
21. Царьков А.В. Разработка методики определения коэффициента сосредоточенности и эффективного КПД дуги неплавящегося электрода // Сварка и смежные технологии: Сб. докл. Всерос. НТК. – М., 2000. – С.29-33.
22. Царьков А.В. Научные основы электро-дуговой обработки швов высокопрочных низколегированных сталей // Прогрессивные технологии, конструкции и системы в приборо- и машиностроении. * Труды ВНТК. - М., 2001. – С.58-59.
23. Царьков А.В., Царькова Н.В. Численные исследования условий работы неплавящегося катода в режиме с распределенным катодным пятном // Прогрессивные технологии, конструкции и системы в приборо- и машиностроении. ‡ Труды ВНТК.-М., 2001. – С.60.

24. Царьков А.В., Орлик Г.В. Определение коэффициента сосредоточенности сварочной дуги при сварке неплавящимся электродом. // Сварочное производство. - 2001. - № 6. - С.3-6.

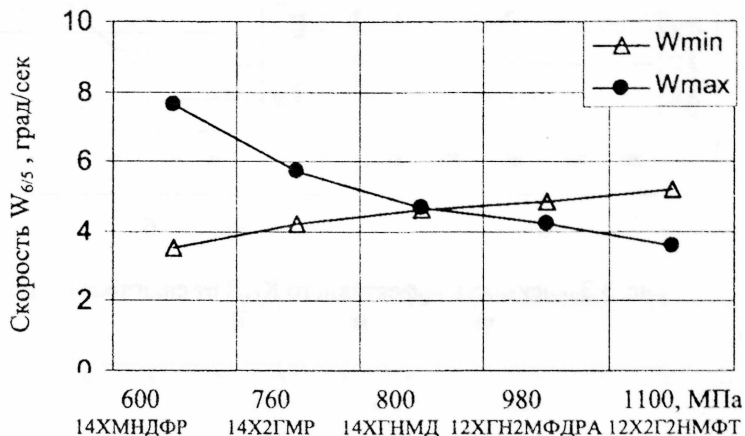


Рис. 1 Изменение диапазона оптимальных скоростей охлаждения в зависимости от предела текучести ВНЛС

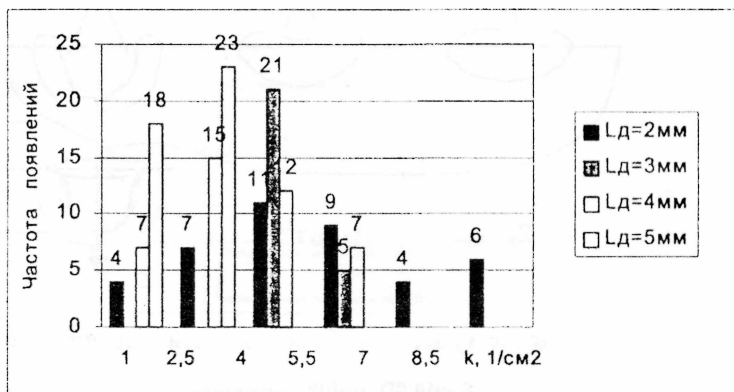
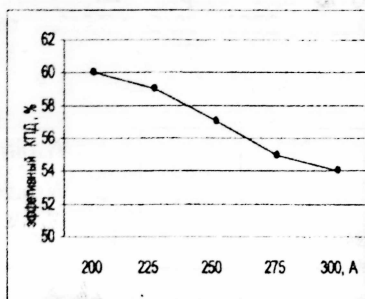
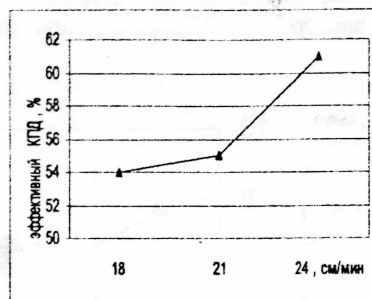


Рис. 2 Разброс значений коэффициента сосредоточенности



а



б

Рис. 3 Зависимость эффективного КПД от сила тока (а) и скорости перемещения (б) дуги.

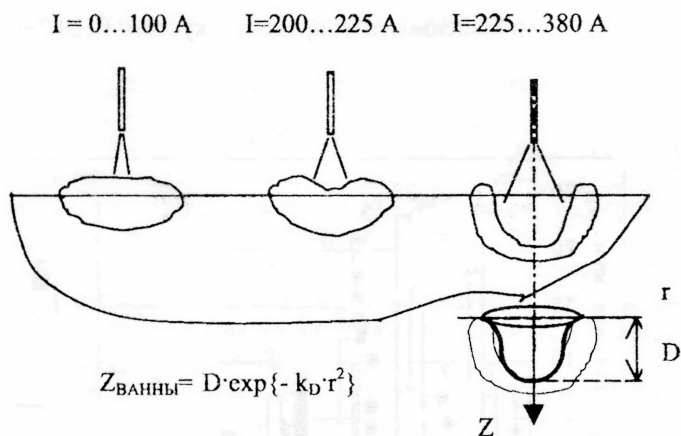


Рис. 4 Зарождение и рост прогиба поверхности сварочной ванны и вид его аппроксимации

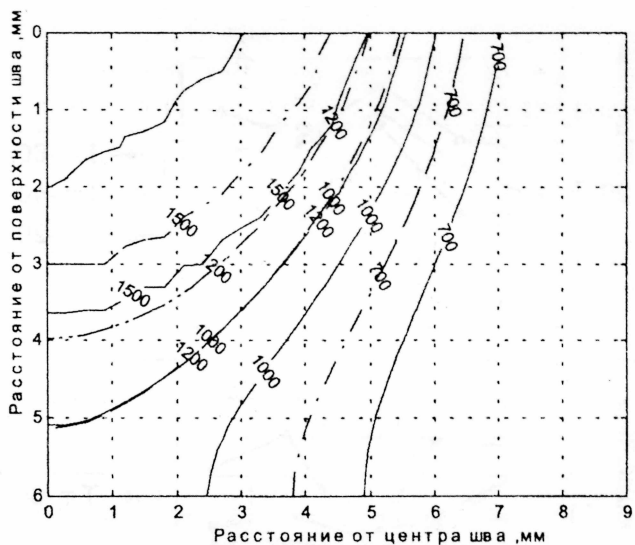


Рис.5 Изотермы сварочного (ток 300А) –сплошные линии и повторного (ток 225А) – штрих пунктирные линии нагревов

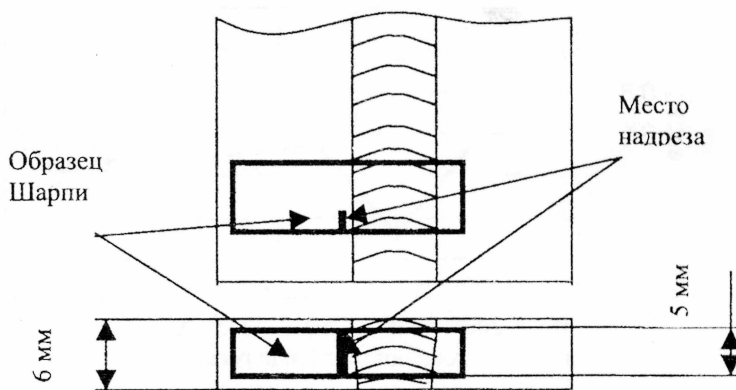


Рис. 6 Схема вырезки образца Шарпи из сварного соединения

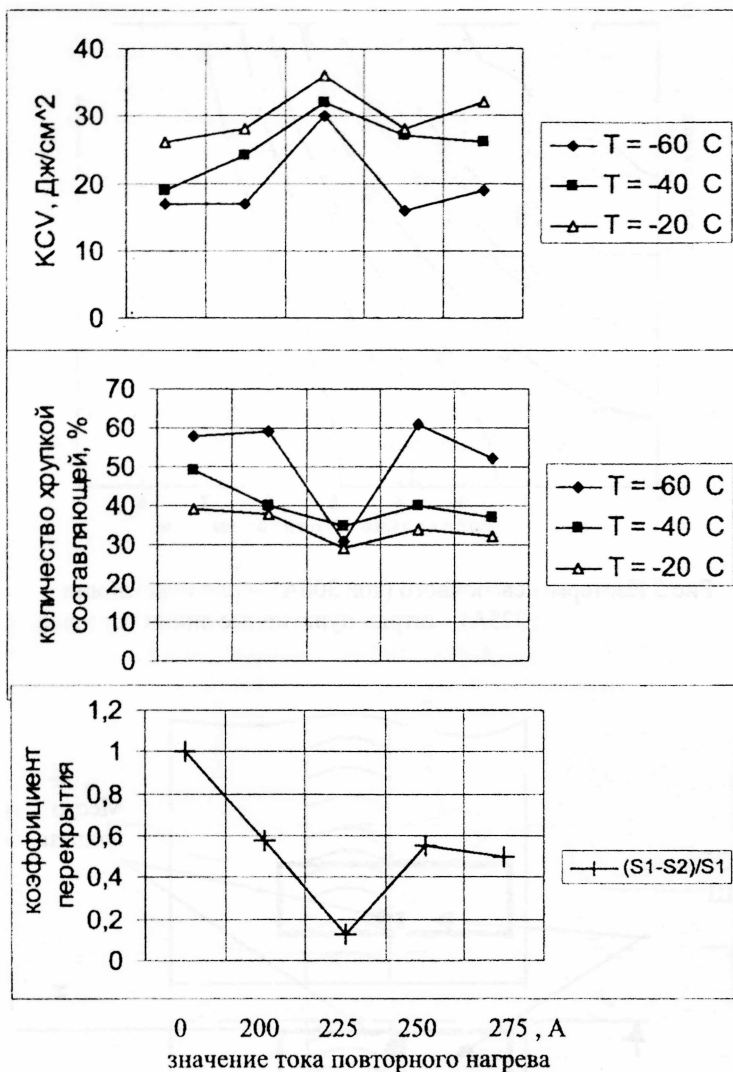


Рис. 7 Сопоставление результатов механических испытаний
и значений полученного критерия