

В. П. ЛАРИОНОВ СВАРКА КОНСТРУКЦИЙ

В. П. ЛАРИОНОВ

Электродуговая  
СВАРКА  
КОНСТРУКЦИЙ  
В  
северном  
исполнении



ИЗДАТЕЛЬСТВО «НАУКА»  
СИБИРСКОЕ ОТДЕЛЕНИЕ

АКАДЕМИЯ НАУК СССР  
СИБИРСКОЕ ОТДЕЛЕНИЕ  
ЯКУТСКИЙ ФИЛИАЛ  
ИНСТИТУТ ФИЗИКО-ТЕХНИЧЕСКИХ ПРОБЛЕМ СЕВЕРА

# ЭЛЕКТРОДУГОВАЯ СВАРКА КОНСТРУКЦИЙ в северном исполнении

Ответственный редактор  
чл.-кор. АН УССР *Б. С. Касаткин*

НОВОСИБИРСК  
ИЗДАТЕЛЬСТВО «НАУКА»  
СИБИРСКОЕ ОТДЕЛЕНИЕ  
1986

**Ларионов В. П.** Электродуговая сварка конструкций в северном исполнении. — Новосибирск: Наука, 1986.

Впервые на основе обширного фактического материала проведена научная систематизация разрушений металлоконструкций и установлены возможные причины их появления при низких температурах. Указаны технологические пути предотвращения холодных трещин, повышения сопротивления усталости и хладостойкости. Приведены примеры прогрессивных способов электродуговой сварки, повышающих надежность и долговечность металлоконструкций в экстремальных климатических условиях.

Монография предназначена для научных и инженерно-технических работников сварочного производства, а также для студентов и аспирантов вузов.

**Рецензенты** *В. И. Трубяков, Н. С. Иванов*

## ПРЕДИСЛОВИЕ



Проблема надежности и долговечности техники и конструкций в суровых природно-климатических условиях Сибири и Северо-Востока СССР приобретает все возрастающую актуальность в связи с ускоренным развитием производительных сил этих регионов в соответствии с планами социально-экономической стратегии нашей партии на длительный период. Центральный Комитет КПСС и Совет Министров СССР уделяют особое внимание созданию и расширению производства техники и материалов, отвечающих требованиям эксплуатации в различных климатических зонах страны, и особенно в условиях Сибири, Северо-Востока СССР и Крайнего Севера. В «Основных направлениях экономического и социального развития СССР на 1986—1990 гг. и на период до 2000 года», принятых XXVII съездом КПСС, указано [1]: «Наращивать выпуск высокопроизводительных машин и оборудования, предназначенных для эксплуатации в Сибири, на Дальнем Востоке и Крайнем Севере».

Развитие народного хозяйства Северо-Востока СССР неизбежно ставит перед наукой и производством ряд задач, от решения которых будут зависеть темпы освоения и уровень экономической эффективности развития новых районов. Заметим, что из-за несоответствия применяемой техники требованиям Севера, транспортной неосвоенности территории и других причин теряется большая часть полезного эффекта, который могли бы дать природные ресурсы Севера, увеличиваются сроки их освоения.

На открытом воздухе в природно-климатических условиях Севера находятся автомобили и тракторы, городской и железнодорожный транспорт, дорожно-строительные машины, горно-транспортные и карьерные машины открытых горных разработок, нефте- и газодобывающее оборудование,



хранилища нефтепродуктов, сельскохозяйственные и лесозаготовительные машины, многие магистральные трубопроводы, фермы перекрытий промышленных зданий и сооружений в период их строительства, большая часть грузоподъемных машин, речные и морские суда, оборудование морских и речных портов, аэродромов и др. При этом техника и конструкции подвергаются активному воздействию климатических факторов: низких и высоких температур воздуха, суточных и годовых колебаний амплитуд этих температур, солнечной радиации, влажности воздуха, осадков и ветра. В большинстве случаев специфические климатические факторы, характерные для Севера, оказывают неблагоприятное воздействие на несущие способности конструкций при эксплуатации.

Особо важное значение имеют вопросы надежности и долговечности сварных конструкций в условиях низких климатических температур. Вопросы свариваемости, равнопрочность и способность к сопротивлению хрупкому разрушению, сопротивлению усталости сварных соединений успешно решены для многочисленных реальных ситуаций проектирования и изготовления сварных конструкций, эксплуатируемых в зоне умеренного климата нашей страны, где рабочая температура весьма редко достигает  $-30^{\circ}\text{C}$ . Что касается более низких температур, характерных для резкоконтинентальных зон страны, то пока мы можем назвать лишь отдельные случаи приемлемого и экономически эффективного решения задач создания сварных конструкций повышенной хладостойкости из материалов, наиболее широко распространенных в народном хозяйстве.

Начиная с 1962 г. автором проводился сбор и систематизация данных о причинах выхода из строя сварных соединений с понижением температуры эксплуатации, разрабатывались мероприятия, предупреждающие разрушения сварных металлоконструкций в условиях низких климатических температур [6, 7, 11, 36, 49—51, 63—65, 70, 140—160, 272, 273, 370, 371 и др.].

В данной монографии из наиболее важных факторов, лимитирующих работоспособность сварных конструкций в северном исполнении в условиях холодного климата, особое внимание уделяется технологии электродуговой сварки. Учитывается, что изготовление, сборка и монтаж конструкций, предназначенных для эксплуатации во всем диапазоне экстремальных температур Северо-Востока СССР, выполняются как в условиях положительных (заводских, цеховых, летом — полевых), так и низких климатических температур.

Последнее особенно характерно при ремонтной электродуговой сварке, а также сборке и монтаже крупных сооружений (магистральные трубопроводы, фермы перекрытий зданий, мосты, обечайки цементных печей, элементы металлоконструкций драг, экскаваторов, большегрузных автосамосвалов и т. п.).

При оптимизации технологии сварки с целью обеспечения несущей способности конструкций в широком диапазоне температур, скоростей деформирования при воздействии сложного напряженно-деформированного состояния необходимо учитывать основные факторы, способствующие хрупкому разрушению (критические температуры хрупкости и номинальные разрушающие напряжения в квазихрупких состояниях). Автором на основании анализа случаев хрупких разрушений сварных соединений в условиях Северо-Востока СССР и обобщения имеющегося в литературе обширного материала по критериям оценки склонности к хрупкому разрушению и технологической прочности сварных соединений выявлены и исследованы причины отказов техники и конструкций, разработаны пути и конкретные рекомендации по повышению надежности и долговечности сварных соединений конструкций, предназначенных для эксплуатации в условиях холодного климата.

В заключение отметим, что сбор фактического материала о случаях отказов техники и конструкций, экспериментальные работы, связанные с исследованием прочности материалов и сварных соединений в широком диапазоне температур проводились с участием сотрудников Отдела хладостойкости машин и металлоконструкций Института физико-технических проблем Севера Якутского филиала СО АН СССР. Этим отделом до 1984 г. руководил канд. техн. наук Р. С. Григорьев.

На отбор и изложение материала значительное влияние оказало общение с чл.-кор. АН УССР проф. Б. С. Касаткиным. В ходе работы автор неизменно ощущал всемерную поддержку акад. Н. В. Черского. При подготовке рукописи к печати очень большую и скрупулезную работу проделали Л. В. Нонкина и Я. С. Семенов. Считаю своим приятным долгом выразить всем этим товарищам свою искреннюю признательность и благодарность.

## Глава 1

# АНАЛИЗ РАЗРУШЕНИЙ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ В УСЛОВИЯХ ХОЛОДНОЙ КЛИМАТИЧЕСКОЙ ЗОНЫ



### 1.1. ВЛИЯНИЕ КЛИМАТИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ НА ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ТЕХНИКИ

Неблагоприятные воздействия климатических факторов изменяют свойства конструкционных и эксплуатационных материалов, ухудшают работоспособность и надежность машин, условия их эксплуатации (состояние дорог, характер взаимодействия рабочего органа и ходовых систем и т. д.), свойства обрабатываемых грунтов. Все это ведет к снижению эффективности использования техники в народном хозяйстве северных районов.

Суровые климатические условия влияют также на производительность труда операторов, обслуживающих эту технику. Поэтому необходимо принимать специальные как эргономические (создание комфортных условий для людей, управляющих машинами), так и инженерно-технические решения.

Работоспособность и надежность техники и конструкций, эксплуатируемых на открытом воздухе, зависят преимущественно от того, насколько учтена специфика их эксплуатации в заданных климатических условиях как с позиций создания комфортности для оператора, так и с позиций соответствия конструкционных материалов, конструктивных и технологических решений к конкретным условиям эксплуатации, включая и изменившиеся под воздействием климата объекты воздействия техники.

Ускоренные темпы освоения огромных топливно-энергетических и минерально-сырьевых ресурсов Крайнего Севера и северо-восточного региона в целом, предусмотренные «Основными направлениями экономического и социального развития СССР на 1981—1985 гг. и на период до 1990 года» [1], можно обеспечить только на базе использования в широких масштабах техники и конструкций, надежно работающих в суровых природно-климатических условиях.

Т а б л и ц а 1. Характеристики холодного макроклиматического района СССР

| Климатический район |                | Критерий района                          |               |                                                                                 | Пункт         |               |
|---------------------|----------------|------------------------------------------|---------------|---------------------------------------------------------------------------------|---------------|---------------|
| Наименование        | Обозначение    | Средняя месячная температура воздуха, °С |               | Число дней в году с минимальной температурой воздуха ниже $-45^{\circ}\text{C}$ | Представитель | Экстремальный |
|                     |                | январь                                   | июль          |                                                                                 |               |               |
| Очень холодный      | 1 <sub>1</sub> | От $-50$<br>до $-30$                     | От 2<br>до 18 | От 10<br>до 100                                                                 | Якутск        | Оймякон       |
| Холодный            | 1 <sub>2</sub> | От $-30$<br>до $-15$                     | От 2<br>до 25 | От 1,0<br>до 10,0                                                               | Салехард      |               |

По рекомендации СЭВ (РС1238-68) к холодным климатическим районам относятся территории, на которых средняя из ежегодных абсолютных минимумов температуры воздуха ниже  $-45^{\circ}\text{C}$ . Б. П. Алисов [5], принимая за определяющие признаки климатического районирования условия циркуляции воздуха и типы почвенно-растительного покрова, выделил на территории СССР арктический, субарктический, умеренный и субтропический пояса и разделил их на 22 климатические области. М. И. Будыко [120], считая определяющими признаками радиационные режимы, термические условия теплового периода, условия увлажнения и характеристику зимы, предложил выделить 68 климатических областей.

Согласно ГОСТу 16350-80 «Климат СССР. Районирование и статистические параметры климатических факторов для технических целей», территория СССР разделена на макроклиматические районы. Холодный макроклиматический район 1 (табл. 1) подразделяется на два климатических района 1<sub>1</sub> и 1<sub>2</sub>. Определяющим для очень холодного района 1<sub>1</sub> — вся территория Якутской АССР — является средняя месячная температура января от  $-50^{\circ}\text{C}$  до  $-30^{\circ}\text{C}$ , а для холодного района 1<sub>2</sub> — от  $-30^{\circ}\text{C}$  до  $-15^{\circ}\text{C}$  (см. табл. 1). Согласно [58], для очень холодного климатического района представительным пунктом выделен г. Якутск (Центральная Якутия), экстремальным пунктом — пос. Оймякон, климатические условия которых освещены в [42].

К районам Крайнего Севера относят такие климатические зоны, которые имеют изотерму января  $-20^{\circ}\text{C}$  и ниже. В районе г. Якутска среднемесячные температуры ниже этого уровня наблюдаются более пяти месяцев (XI—III) и суммарная продолжительность действия температур ниже  $-20^{\circ}\text{C}$  составляет 137,8, а период отрицательных температур — более

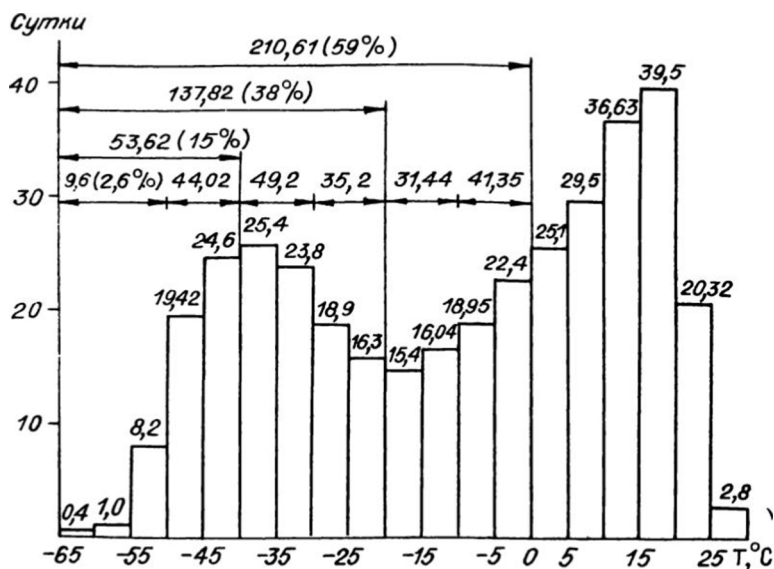


Рис. 1. Распределение температур воздуха в районе г. Якутска (в скобках — доля от общего годового времени).

210 сут (рис. 1). Грунтовые условия макроклиматического района 1 характерны наличием многолетней мерзлоты и скальных пород. В зонах с резко континентальным климатом (район г. Якутска) годовая амплитуда температуры воздуха составляет около  $100^{\circ}$ , а суточная — около  $35^{\circ}\text{C}$ .

Вся создаваемая в стране техника (обычного исполнения) предназначена для работы при температурах до  $-40^{\circ}\text{C}$ . При более низких температурах использовать ее не рекомендуется. Для Якутска период температур ниже  $-40^{\circ}\text{C}$  составляет более 53 сут, т. е. 15% годового фонда времени. Это обстоятельство вынуждает требовать обеспечения высокой работоспособности машин при их эксплуатации в условиях температур до  $-60^{\circ}\text{C}$ . Поскольку для всех районов Крайнего Севера период температур ниже  $-60^{\circ}\text{C}$  практически мал, то по технико-экономическим соображениям предъявляемые к технике требования надежности и долговечности ограничены температурой  $-60^{\circ}\text{C}$  (это не касается ответственных сварных металлоконструкций, даже единичные аварии которых не допустимы).

На машины, эксплуатируемые на открытом воздухе, действует комплекс климатических факторов. С позиций эрго-

номических требований к технике существенное значение имеет жесткость холодного климата и холодной погоды, определяемая сочетанием уровня низких температур и скорости ветра. Влияние ветра оценивают с использованием параметров его технических характеристик: скорости и порывистости, через которые определяют величину ветрового напора — давление ветра на единицу наветренной площади машины или конструкции. На территории СССР средние за месяц скорости ветра находятся в пределах от 0,3 (Оймякон) до 8,4 м/с (Уэлен). Весьма жесткий холодный климат характерен для Северо-Сибирской низменности (районы Норильска, Хатанги), где имеет место сочетание низких температур воздуха и больших скоростей ветра (балл жесткости 112—165). Заметим, что с позиций инженерно-технических требований к материалам, конструктивному и технологическому оформлению машин и конструкций очень важно учитывать сочетание низких климатических температур воздуха даже с малыми (до 0,3 м/с) скоростями ветра. Последнее характерно для районов Центрально-Якутской низменности и Яно-Оймяконского нагорья (балл жесткости 122—123).

Под воздействием суровых климатических факторов возрастает число отказов техники определенного вида, увеличивается число случайных перегрузок, изменяются характер нагрузок, условия циклических нагружений, трения и износа. Большой диапазон годовой амплитуды воздуха ( $\sim 100^{\circ}\text{C}$ ) оказывает отрицательное влияние на состояние электроизоляционных материалов, на процессы старения полимерных материалов, на свойства смазочных материалов. Резкое изменение температуры воздуха, характерное при больших суточных амплитудах температур в весенний период, может обуславливать возникновение значительных дополнительных напряжений в отдельных элементах конструкций за счет различных скоростей тепловых расширений этих элементов. В частности, изменение размеров тонких элементов, включенных в жесткий контур, происходит существенно быстрее по сравнению с массивными.

Эффект влияния климатических факторов на технику и конструкции, эксплуатируемые на открытом воздухе, определяется действием каждого из них как в отдельности, так и совместно. Одно из самых неблагоприятных сочетаний этих факторов — одновременное воздействие низких температур воздуха и ветра (табл. 2). Влияние климатических факторов применительно к техническим конструкциям и человеку оценивают в отдельности, введя понятия технической и биологической жесткости климата и погоды. Многофакторные функ-



**Т а б л и ц а 2. Степень воздействия различных климатических факторов на элементы системы человек — машина — объект воздействия машины [120]**

| Климатический фактор                            | Интенсивность воздействия на элементы системы |                      |                      |
|-------------------------------------------------|-----------------------------------------------|----------------------|----------------------|
|                                                 | человек                                       | машина               | объект               |
| Солнечная радиация                              | Умеренное                                     | Сильное <sup>1</sup> | Весьма слабое        |
| Температуры воздуха:                            |                                               |                      |                      |
| низкие                                          | Сильное                                       | Весьма сильное       | Сильное и умеренное  |
| высокие                                         | Сильное                                       | Сильное <sup>1</sup> | Умеренное            |
| Суточные и годовые амплитуды температур воздуха | Умеренное                                     | Значительное         | Слабое и умеренное   |
| Влажность воздуха:                              |                                               |                      |                      |
| высокая, осадки                                 | Значительное <sup>2</sup>                     | Сильное              | Сильное              |
| низкая                                          | Слабое                                        | Значительное         | Умеренное            |
| Ветер                                           | Сильное                                       | Умеренное            | Сильное <sup>3</sup> |

Примечание. 1 — в отношении полимерных материалов; 2 — в сочетании с высокими (и низкими) температурами воздуха; 3 — в сочетании с низкой влажностью и, высокими температурами воздуха.

ции для определения этих величин учитывают различную степень воздействия климатических факторов на элементы системы человек — машина — объект воздействия машины. Техническая жесткость климата характеризуется соответствующими баллами (табл. 3).

Охлаждающее действие ветра на человека при низких температурах предложено определять по формуле [302]:

$$K_0 = \sqrt{(100v - 10,45 - v^2)(33 - T_a)},$$

где  $K_0$  — охлаждающее действие воздуха при ветре, Вт/м<sup>2</sup>;  $v$  — скорость ветра, м/с;  $T_a$  — температура воздуха, °С.

**Т а б л и ц а 3. Техническая жесткость климата**

| Климат           | Баллы технической жесткости климата |         |
|------------------|-------------------------------------|---------|
|                  | холодного                           | жаркого |
| Маложесткий      | 0—30                                | 0—15    |
| Умеренно жесткий | 31—60                               | 16—25   |
| Жесткий          | 61—90                               | 26—35   |
| Очень жесткий    | 91—120                              | 36—45   |
| Наиболее жесткий | 121—170                             | 46—60   |

Климатический комфорт в кабине машины создают путем ее утепления, установкой обогревающих устройств, а также систем кондиционирования воздуха. Установлено, что при температуре  $-38^{\circ}\text{C}$  наружного воздуха следует подавать, например, в кабину управления строительного экскаватора 6300—7120 кДж/ч тепла. Рациональной является установка электрических обогревателей, регулируемых по теплопроизводительности (1—3 кВт) [66].

На наш взгляд, необходимо районировать климатические зоны страны с учетом специфики требований, вытекающих из совместного воздействия климатических факторов, а также возможностей реального планирования народного хозяйства. Такой подход должен учитывать влияние всех основных климатических факторов на свойства материалов, конструктивное и технологическое оформление машин и конструкций. Выделение климатического района должно производиться на основе установления определяющих климатических факторов региона с использованием многолетних данных климатографии.

Этим требованиям в наибольшей степени отвечает районирование климатических зон на основе распределения баллов технической жесткости климата и погоды с поправками, учитывающими границы административных районов, предложенное П. И. Кохом [120]. В работе [120] на территории Севера СССР предложено выделять две климатические области: субарктического и наиболее холодного резко континентального климата — САХРК (ХЛ-1) и арктического, мягкого субарктического климата — АСАМ (ХЛ-2). Эти области включают:

1) ХЛ-1. Таймырский и Эвенкийский автономные округа, северную часть Красноярского края, Якутскую АССР, северную часть Иркутской области, Магаданскую область, исключая ее восточную часть:

2) ХЛ-2. Мурманскую область, Карельскую АССР, Архангельскую область, Ненецкий автономный округ, Коми АССР, Ямало-Ненецкий и Ханты-Мансийский автономные округа.

В работе [120] для унификации предложены идентичные индексы региональных областей и типов машин (ХЛ-1, ХЛ-2, У, СТ, Т). Эксплуатационными (рабочими) для машин являются максимальные для климатическо-административной области значения климатических факторов. Расчетные значения должны давать гарантию безотказной работы оборудования в условиях заданной климатическо-административ-

**Т а б л и ц а 4. Характеристика климатическо-административных областей в эксплуатационных условиях машин (значения климатических факторов  $\Theta_{\text{эк max}}$  — максимальные для области)**

| Показатель                                                   | Региональные области |                    |
|--------------------------------------------------------------|----------------------|--------------------|
|                                                              | САХРК                | АСАМ               |
| Исполнение машин                                             | ХЛ-1                 | ХЛ-2               |
| Техническая жесткость климата, баллы:                        |                      |                    |
| $N_k$ (для холодного периода)                                | 170                  | 75                 |
| $S_k$ (для жаркого периода)                                  | 35                   | 25                 |
| Континентальность, %                                         | 99                   | 70                 |
| Суммарная радиация $Q_{\text{год max}}$ , кДж/м <sup>2</sup> | $377,1 \cdot 10^4$   | $293,3 \cdot 10^4$ |
| Температура воздуха (средняя/абсолютная), °С                 |                      |                    |
| минимальная                                                  | —62/—69              | —25/—50            |
| максимальная                                                 | 31/36                | 22/35              |
| Суточная амплитуда температуры воздуха (зимой/летом), °С     | 35/30                | 20/20              |
| Средняя скорость ветра, м/с                                  | 3,5                  | 8,5                |
| Относительная влажность воздуха (зимой/летом), %             | 85/70                | 88/90              |

ной области, т. е. должно соблюдаться условие

$$\Theta_{\text{рсч}} = \Theta_{\text{эк max}} + \Delta\Theta, \quad (1.1)$$

где  $\Theta_{\text{рсч}}$  — расчетное значение климатического фактора внешней среды;  $\Theta_{\text{эк max}}$  — максимальное значение климатического фактора в данном регионе;  $\Delta\Theta$  — запас значений фактора. Причем путем варьирования  $\Delta\Theta$  предложено учитывать появление весьма редких экстремальных климатических факторов, превосходящих по своему значению принятые значения для данного региона, рассеивание (дисперсию) значений холодо- и теплостойкости конструктивных и эксплуатационных материалов, действие концентраторов напряжений и динамический характер приложения нагрузок на металлоконструкции машин, вследствие чего повышается порог хладноломкости сталей и т. п. Однако следует иметь в виду, что выбор конкретных значений  $\Delta\Theta$  требует выполнения обширного круга самостоятельных исследований; результаты некоторых из них приводятся в данной монографии. Применительно к областям САХРК и АСАМ значения  $\Theta_{\text{эк max}}$  приведены в табл. 4 [120].

Природно-климатические факторы оказывают избирательное воздействие на различные составляющие элементы техники и конструкций, на оператора и объект воздействия

техники. Поэтому весьма важно провести анализ реального поведения системы человек — машина — объект воздействия машины в зависимости от конкретной природно-климатической ситуации. Такой комплексный анализ, причем в сочетании с экономическим и социальным подходами к проблеме климат — человек — машина — объект, позволит научно обосновать техническую политику в отношении приспособления серийных машин или создания принципиально новой техники в так называемом северном исполнении (ХЛ-1 и ХЛ-2).

В предлагаемой монографии приводится обзор многолетних наблюдений случаев разрушений сварных соединений машин и конструкций, эксплуатируемых в пределах региональных климатическо-административных областей, выделенных в работе [120] как САХРК (ХЛ-1) и АСАМ (ХЛ-2).

В дальнейшем под северным исполнением конструкций будем подразумевать комплекс материаловедческих, в том числе металлургических, а также конструктивных, технологических, эргономических мероприятий, реализуемых на стадии проектирования и изготовления техники и конструкций с целью обеспечения заданных надежности и долговечности эксплуатации в условиях реальных климатических факторов, характерных для региональных климатическо-административных областей, входящих в пределы границ САХРК (ХЛ-1). В первую очередь машинами и конструкциями в северном исполнении должны быть обеспечены климатическо-административные области, охватываемые САХРК. Причем заметим, что ремонт и восстановление этих машин и конструкций должны выполняться также с соблюдением требований северного исполнения.

Данная работа ориентирована главным образом на решение научных задач, связанных с разработкой ряда технологических мероприятий — некоторых основополагающих вопросов технологии электродуговой сварки для конструкций в северном исполнении.

## **1.2. МЕТОДИКА АНАЛИЗА РАБОТОСПОСОБНОСТИ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ**

Существуют два основных вида методов сбора исходной информации — пассивные и активные. К пассивным относятся получение исходных данных по отчетной документации эксплуатационных хозяйств, которая даже при совер-

шенной системе ее ведения не гарантирует объективной картины. В этом случае всегда необходимо заранее оценивать достоверность получаемой информации. Источниками пассивной информации могут быть следующие материалы: журналы работы машин; оперативная диспетчерская отчетность; акты аварий крупных деталей; сводные ведомости использования машин; технологические карты ремонта машин; ежемесячные рапорты машинистов. К источникам пассивной информации можно отнести также систематизированные сведения различных научно-исследовательских организаций и опубликованные работы, а также климатологические сводки по данному району эксплуатации машин, обычно получаемые на метеостанциях.

Наиболее полными сведениями о работоспособности применяемых машин обладают предприятия горнодобывающей промышленности, учет и отчетность которых вполне приемлемы для выполнения статистических исследований. Отчетность эксплуатационных хозяйств строительных организаций не всегда гарантирует достоверность результатов исследований в допустимых пределах их точности. В таких случаях помогают активные приемы сбора исходной информации, к которым относятся: хронометражные наблюдения, инструментальные исследования, осмотр разрушившихся деталей и отбор проб для металлографических исследований. Активные приемы сбора исходной информации обычно используются для выборочного подтверждения результатов, полученных при анализе пассивной информации.

Предварительный выбор района базируется на анализе природно-климатических факторов. Район исследования выбирается таким образом, чтобы в нем можно было с достаточной степенью достоверности определить влияние климатических факторов на работоспособность машин. Для статистически полного изучения исследуемых закономерностей выбирается 3—4 примерно равных по климатическим данным района. Для сравнения проводятся исследования в резко контрастных природно-климатических условиях. Это позволяет наиболее четко определить влияние тех или иных факторов и условий на работоспособность техники.

Для организации систематизированного сбора исходной информации в эксплуатационных организациях заполняется «Журнал отказов машин». Одновременно с ведением журнала отбираются пробы с разрушенных элементов и деталей, не подлежащих восстановлению после поломки. В случае возникновения крупных аварий составляется подробный «Акт по расследованию аварий». Основу рациональной системати-

зации исходной информации составляет «Картотека разрушившихся деталей». Методика составления картотек приведена в [149].

Типовой анализ собранной информации должен предусматривать выявление: основных причин разрушения данной детали (узла) или элемента металлоконструкции; типичных видов разрушений деталей (элементов) в зависимости от их конструктивного решения; статистических закономерностей разрушения деталей (элементов) от применяемых материалов; характера распределения поломок по месяцам года отдельно для разных конкретных деталей (узлов) машин и элементов конструкций: летней и зимней «норм» аварийности в исследуемом районе; изменения относительной частоты разрушений при понижении температуры; изменения технико-экономических показателей работоспособности деталей (узлов, элементов) в зависимости от изменения температуры эксплуатации.

Кроме перечисленных по данным картотеки в ряде случаев анализируются и другие факторы, определяющие возрастание количества поломок деталей машин при понижении температуры. Систематизируются данные, позволяющие установить закономерности возникновения поломок в зависимости от свойств применяемого материала, конструктивных концентраторов напряжений и действующих нагрузок.

Опыт показывает, что большая часть полученной в эксплуатационных хозяйствах информации подчиняется закону нормального распределения. Плотность распределения признака определяется по известной формуле Ляпунова [48]. Для практического использования формулы Ляпунова интеграл вероятностей разбивается на интервалы рассеивания с заданной вероятностью, а на этой основе вычисляется необходимый представительный объем информации.

Частота распределения поломок по месяцам года используется для анализа влияния температуры на аварийность машин. Распределение поломок по месяцам года позволяет ориентировочно оценить увеличение потребности в запасных частях в зимний период эксплуатации. Кроме того, по данному распределению можно сравнивать работоспособность разных машин в одном районе эксплуатации или работоспособность одной машины в разных районах эксплуатации.

Распределение поломок по температурным интервалам строится обычными приемами, известными в математической статистике. Это распределение показывает прежде всего температурный интервал, в котором происходит максимальное количество разрушений. Распределение может иметь два

(и более) температурных интервала с повышенной аварийностью деталей машин. Если один из интервалов повышенной аварийности находится в районе положительных температур, то можно предположить, что уровень надежности машин, эксплуатируемых в данном климатическом районе, не соответствует предъявляемым в этом случае требованиям работоспособности техники. Можно установить также фактическую минимальную температуру эксплуатации.

Весьма важной зависимостью является изменение относительной частоты поломок при понижении температуры, так как оно устанавливает количество разрушений данной детали, приходящееся на одну машину в конкретном температурном интервале [153]. Относительная частота разрушений может быть определена из выражения

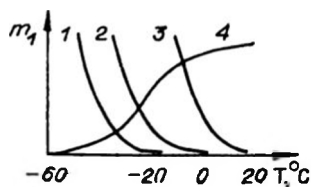
$$m_i = \frac{\Pi_i}{M_i \cdot n_1} \cdot 100, \quad (1.2)$$

где  $\Pi_i$  — абсолютное количество поломок в  $i$ -м интервале температур в течение  $M_i$  машино-дней;  $M_i$  — количество машино-дней в  $i$ -м интервале температур;  $n_1$  — количество данных деталей на одной машине.

Зная относительную частоту разрушений, можно построить ее функциональную зависимость от температуры, точка перегиба на которой покажет «опасную» температуру эксплуатации, т. е. ту, где начинает возрастать аварийность машины. Относительной частотой поломок можно пользоваться также для выявления принципиальных причин повышенной аварийности машин.

Сейчас пока нет строго представительных критериев оценки свойств материалов при понижении температуры. Наиболее чувствительна к температуре ударная вязкость, которой обычно оценивают склонность металлов к хрупкому разрушению. В нашей методике ударная вязкость сталей используется для сравнительной оценки аварийности деталей машин. Образцы для определения ударной вязкости вырезаются из разрушившихся деталей без нарушения структурного состояния участка сварного соединения. По результатам испытаний на одном и том же графике строятся зависимости ударной вязкости и относительной частоты поломок от температуры (рис. 2). Судя по расположению на графике диапазонов температур, при которых происходит рост относительной частоты разрушений и наблюдается резкое снижение значений ударной вязкости материала, можно предположительно оценить причину отказа.

Рис. 2. Схема совместного анализа зависимостей частоты разрушений (1—3) и ударной вязкости (4) по температуре.



Установлено [67], что порог хладноломкости сталей повышается при наличии зернограницных эффектов, т. е. при укрупнении размеров зерна, наличии горофильных элементов (фосфора, кислорода и др.) вследствие ослабления межзеренных границ. Неблагоприятное влияние может оказывать кремний, снижая ударную вязкость и повышая порог хладноломкости. Рекристаллизация ферритной матрицы при повышенных температурах отпуска (650—700°C) после закалки также ведет к ухудшению хладостойкости. Увеличение размера зерна феррита, а для ориентированных структур типа мартенсит, бейнит и продукты их распада увеличение исходного зерна аустенита ведет к повышению порога хладноломкости, причем при испытаниях выше указанного порога величина ударной вязкости почти не снижается. Применительно к сварным соединениям в зонах термического влияния сварки могут образоваться структуры, приводящие к хрупкости стали при реальных температурах эксплуатации.

Если рост аварийности деталей происходит при более низких температурах, чем снижение значений ударной вязкости, наиболее вероятной причиной разрушения является недостаточная хладостойкость применяемого материала или сварного соединения. В этом случае необходимы меры по повышению хладостойкости материала (например, при помощи соответствующей термообработки) или его замена, а также по улучшению технологии сварки.

Если же снижение значений ударной вязкости происходит в диапазоне более низких температур по сравнению с температурами повышения аварийности деталей, то причины разрушения следует искать в конструктивных недостатках или технологических факторах, обуславливающих концентрацию напряжений и значительные остаточные напряжения.

Металлургические, конструктивные и технологические недостатки сварных соединений оказывают существенное влияние на ухудшение их работоспособности при отрицательных температурах. Между тем выявить специфику этого влияния достаточно сложно. За основу анализа принимается схема разрушения сварного соединения. Прежде всего уста-



навливаются соответствие элемента или детали требованиям рабочего чертежа (конструкция, материал, термообработка и технология изготовления). Особое внимание уделяется наличию концентраторов напряжений (уменьшение радиуса галтели, сварочный шов, включения, поры и т. д.). Влияние металлургических факторов и технологии изготовления может быть оценено только с привлечением исследовательских методов, с выполнением локального химического и структурного анализов мест разрушения. В этом случае рассматриваются фратография излома, локальные скопления элементов, местные структурные превращения под воздействием термического цикла сварки, наличие подрезов, пор и т. д.

На основании данных о количестве отказов группы однотипных изделий и наработке за охватываемый период времени оценивается надежность изделий в соответствии с ГОСТом 13377-75 «Надежность в технике. Термины». Надежность ремонтируемых изделий оценивается параметром потока отказов, наработкой на отказ, гамма-процентным ресурсом и т. д. Информацию о надежности восстанавливаемых изделий содержит параметр потока отказов  $\omega(\tau)$ , представляющий собой среднее число отказов ремонтируемого изделия в единицу времени, взятого для рассматриваемого момента времени. При экспериментальном определении значений  $\omega(\tau)$  удобно пользоваться приближенным уравнением:

$$\omega(\tau) \cong \frac{\sum_{i=1}^N m_i(\tau + \Delta\tau) - \sum_{i=1}^N m_i(\tau)}{N \cdot \Delta\tau}, \quad (1.3)$$

где  $\Delta\tau$  — промежуток времени, для которого определяется значение  $\omega(\tau)$ ;  $\tau$  — время наработки;  $N$  — количество однотипных машин или изделий;  $m_i(\tau)$  — количество отказов каждой  $i$ -й машины из  $N$  машин в течение  $\tau$ .

Из формулы (1.3) видно, что число  $N$  испытываемых машин за время  $\Delta\tau$  остается неизменным, хотя за это время у каждой машины произошло  $m_i(\tau + \Delta\tau)$  отказов. Следовательно, после возникновения отказа машина восстанавливалась (ремонтировалась) и продолжала работать. Таким образом, характеристика  $\omega(\tau)$  пригодна для восстанавливаемых систем.

Параметр надежности — средняя наработка на отказ — позволяет количественно оценить среднее значение наработки восстанавливаемого изделия (детали) между двумя от-

казами и определяется по формуле

$$T_{\text{ср}} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \tau_i, \quad (1.4)$$

где  $T_{\text{ср}}$  — средняя наработка на отказ;  $n$  — количество отказов изделия за рассматриваемый промежуток времени;  $\tau_i$  — наработка изделия между  $(i - 1)$ - и  $i$ -м отказами.

Для выявления деталей и систем, оказывающих наибольшее влияние на работоспособность машин в результате избирательного действия климатических факторов, Р. С. Григорьевым [329] была предложена методика, основанная на установлении коэффициента тяжести отказа, зависящего от количества отказов рассматриваемой детали, времени простоя машины в ремонте вследствие этих отказов и стоимости проводимых работ по устранению отказов. Как развитие этой методики предлагается определять экономический коэффициент тяжести отказа из зависимости, включающей в себя себестоимость продукции, составляющей которой являются удельные приведенные затраты.

Себестоимость продукции  $C$  для класса рабочих машин рассчитывают по следующим общепринятым соотношениям [300]:

$$C = \frac{C_{\text{эт}} + E_n \sum \Pi}{v_k}. \quad (1.5)$$

Здесь  $C_{\text{эт}}$  — суммарные текущие (эксплуатационные) расходы за рассматриваемый календарный отрезок времени;  $\sum \Pi$  — стоимость машины;  $E_n$  — нормативный коэффициент капиталовложений;  $v_k$  — эксплуатационная производительность машины в рассматриваемый период времени. Величину себестоимости продукции по отношению к исследуемой машине можно определить в условиях конкретного предприятия; причем в разные периоды срока службы машины величина себестоимости продукции будет различной.

Суммарные текущие расходы складываются из расходов, влияющих и не влияющих на поддержание машины в рабочем состоянии. В условиях предприятий, в особенности горно-добывающих, достаточно четко можно установить расходы, связанные с устранением отказов деталей. При этом устанавливаются:  $C_{\text{тотк}}(\text{руб.})$  — суммарные расходы за рассматриваемый календарный отрезок времени на устранение отказов ответственных деталей и узлов;  $C_i(\text{руб.})$  — суммарные расходы за рассматриваемый календарный отрезок вре-

мени на устранение отказов  $i$ -й детали;  $\Delta t_0(\text{ч})$  — суммарное время за рассматриваемый календарный отрезок времени вследствие отказов всех деталей;  $t_i(\text{ч})$  — суммарное время за рассматриваемый календарный отрезок времени вследствие отказов  $i$ -й детали;  $v_k$  — эксплуатационная производительность машины в течение рассматриваемого календарного отрезка времени. Имея эти данные, можно определить: убытки вследствие отказов деталей как сумму расходов на их устранение  $C_{\text{т отк}}$  и стоимости продукции, недополученной вследствие простоев из-за отказов, равной  $C \cdot v_k \cdot \Delta \tau$ ; убытки вследствие отказов  $i$ -й детали как сумму расходов на их устранение  $C_i$  и стоимости продукции, недополученной вследствие простоев из-за отказов этой детали, равной  $C \cdot v_k \cdot t_{i0}$ .

Имея в виду, что коэффициент тяжести отказа  $i$ -й детали  $K_{\text{то } i}$  представляет собой долю убытков из-за отказов этой детали в общей сумме убытков вследствие всех отказов деталей и узлов данной машины, получаем:

$$K_{\text{то } i} = \frac{C_i + C \cdot v_k \cdot t_{i0}}{C_{\text{т отк}} + C \cdot v_k \cdot \Delta t_0} \cdot 100\%. \quad (1.6)$$

Зная коэффициенты тяжести отказов различных деталей одной и той же машины в зависимости от условий эксплуатации (зимой, летом), можно дать технико-экономическую оценку избирательному воздействию климатических факторов на те или другие элементы машины. На этой основе можно сделать обоснованные рекомендации о мерах повышения работоспособности машин при низких климатических температурах путем повышения хладостойкости конкретных деталей.

В последние годы интенсивно разрабатываются новые методы оценки эксплуатационной надежности элементов конструкций с привлечением методов механики разрушения. При этом исходной информацией служат статистические данные о распределениях начальных и критических размеров дефектов [8, 39, 75, 78, 117, 165, 170, 351]. Зная функции распределения исходных  $f(a)$  и критических  $f(a_c)$  размеров дефектов, на основе их сопоставления можно определить надежность элемента конструкции по выражению [102]:

$$R = \int_0^{a_{\max}} f(a) \left[ \int_{a_{\max}}^{a_c^{\max}} f(a_c) \cdot da_c \right] \cdot da. \quad (1.7)$$

Информацию об исходных размерах различных дефектов получают путем специального дефектоскопического контроля

сварных соединений, который создан на различных заводах и производственных предприятиях. В результате такого контроля в различных объектах фиксируются дефекты, их размеры и ориентация. Статистически обрабатывая эти данные, оценивают вероятность появления дефектов, а также определяют модели распределения дефектов по видам и размерам. Функции же распределения критических размеров дефектов можно получить путем статистического моделирования данных о вязкости разрушения и действующих напряжениях, которые обобщаются на основе представительного количества экспериментов с использованием идентичных условий получения сварных соединений (основных конструкционных и присадочных материалов, режимов сварки и т. п.).

Из шести основных видов дефектов сварных соединений, классифицируемых Международным институтом сварки [364], два вида — непровары и трещины — отнесены к плоскостным, остальные (поры, включения, подрезы) — к объемным дефектам. Для описания их распределений по размерам возможны три основные модели [38, 165].

1. Экспоненциальное однопараметрическое распределение с плотностью вида

$$f(a) = \lambda_p \cdot \exp(-\lambda_p a). \quad (1.8)$$

Здесь  $a$  — размер дефекта;  $\lambda_p$  — параметр распределения.

2. Экспоненциальное двухпараметрическое распределение:

$$f(a) = \lambda_p \cdot \exp[-\lambda_p(a - \delta_p)], \quad (1.9)$$

где  $\delta_p$  — наименьший выявленный размер дефекта.

3. Распределение Вейбулла — Гнеденко:

$$f(a) = \frac{\gamma_B}{\beta} \cdot \exp\left[-\frac{a^{\gamma_B}}{\beta}\right] \cdot a^{\gamma_B-1}, \quad (1.10)$$

где  $\gamma_B$  и  $\beta$  — параметры распределения.

Показано [38, 346], что плотность распределения реальных дефектов соответствует модели (1.8). За счет ограниченной чувствительности дефектоскопических методов при малых размерах дефектов плотность распределения для обнаруженных дефектов становится усеченной [39]. В зависимости от закона выявляемости  $\omega(a)$  полученное распределение будет иметь вид (1.8) или (1.9). Таким образом, в расчетах надежности следует использовать реальное распределение  $f_p(a)$ , которое существенно зависит от чувствительности метода дефектоскопии. Авторами [40] установлено, что для

одних и тех же сварных соединений при просвечивании рентгеновскими лучами можно получить более высокие вероятности обнаружения дефектов, чем при ультразвуковой дефектоскопии. Следовательно, при анализе дефектности сварных соединений с целью оценки их надежности предпочтительнее использовать радиографические методы контроля. Заметим, что здесь имеются некоторые особенности обработки результатов, полученных этими методами.

При расшифровке рентгеновского снимка длина и ширина дефекта определяются достаточно легко. Глубина дефекта устанавливается путем сравнения оптической плотности изображения дефекта и канавок эталона чувствительности; при этом могут быть фиксированы дефекты глубиной не менее 0,1 мм. Реальные трещиновидные дефекты, наиболее опасные при эксплуатации, как правило, имеют раскрытие менее 0,1 мм, и, следовательно, они могут оставаться невыявленными радиографическим методом. Для их обнаружения нужно применять ультразвуковую дефектоскопию.

При статистической обработке фактических данных дефектоскопии важное значение приобретает подбор аппроксимирующей функции. Для того чтобы определяемые в соответствии с ней значения  $f(a)$  имели минимальные расхождения с фактическими величинами, принимают некоторую гипотезу о форме кривой и различными методами получают численные значения ее параметров. Широко распространен графический метод [38]. Однако он в известной степени субъективен и используется в основном для грубой оценки соответствия эмпирического распределения выбранному закону. Наиболее точные оценки можно получить методом максимального правдоподобия [328]. Идея метода заключается в том, что в качестве оценки неизвестного параметра принимается то его значение, при котором данная выборка наиболее вероятна (правдоподобна), т. е. при котором функция правдоподобия достигает максимума.

По результатам сбора информации в лабораториях дефектоскопии предприятий и специально проведенного контроля стыковых соединений низкоуглеродистых и низколегированных сталей построены гистограммы распределений различных дефектов по их эффективным параметрам [150]. В частности, для плоскостных дефектов (непровары) и подрезов гистограммы распределения строятся по эффективному параметру  $a$ , определенному согласно рекомендациям [348]. В качестве модели используется экспоненциальное распределение (1.8), параметр  $\lambda_p$  которого определяется методом мак-

симального правдоподобия:

$$\lambda_p = 1 / \sum_{i=1}^n \frac{a_i}{n_i}, \quad (1.11)$$

где  $n_i$  — число дефектов с размером  $a_i$ .

Анализ распределения дефектов сварных соединений, проводится по основным видам дефектов по способам сварки, по ее технологическим режимам, по условиям выполнения сварочных работ, по представительным предприятиям различных отраслей народного хозяйства, выполняющим сварочные работы. При этом вероятностный анализ дефектности создает предпосылки для статистического регулирования технологических процессов сварки, используя технологию сварки с наименьшими вероятностями наличия дефектов.

Распределение критических размеров дефектов для различных зон сварных соединений можно получить на основе расчетов с использованием метода  $J$ -проектной кривой, предложенной Ф. Бурдекином и Ф. Девисом [385]. В основу «проектной кривой» положена взаимосвязь между критическим раскрытием в вершине трещины, характерным размером трещины и номинальной деформацией элемента сечения. В принципе «проектная кривая» в настоящее время разработана применительно к основному металлу конструкций. Этот подход можно распространить и на сварные соединения:

а) путем испытаний плоских образцов с центральной трещиной из материала, подвергнутого модельной термической обработке, обеспечивающей получение наиболее неблагоприятной структуры, характерной для зоны термического влияния сварки:

б) путем реализации такой методики подготовки образца, когда центральная трещина в нем будет располагаться в характерной зоне термического влияния сварки, отличающейся наибольшей склонностью к хрупкому разрушению при понижении температуры.

Трещиностойкость при этом оценивается по критическому значению  $J$ -интеграла по общепринятой методике [264] с варьированием температуры испытания и геометрических размеров плоских образцов с центральной трещиной. На диаграмме разрушения фиксируются нагрузка и смещение берегов трещины по линии действия нагрузки на фиксированной базе замера. Значение  $J$ -интеграла для заданной точки диаграммы деформирования определяется по методу податливости на основании результатов испытаний с различной длиной сквозной центральной трещины. Автором [114]  $J$ -

проектная кривая при коэффициенте запаса по длине трещины, равном 2, предложена в виде

$$\Phi = \frac{JE}{\pi \sigma_T^2 l} = 2,24 \bar{\epsilon}, 0,8 \leq \bar{\epsilon} \leq 5,0. \quad (1.12)$$

Здесь  $\Phi$  — безразмерная функция понижения разрушающего напряжения в зависимости от длины трещины;  $l$  — полудлина сквозного трещиновидного дефекта;  $E$  — модуль упругости;  $\bar{\epsilon} = \epsilon/\epsilon_T$  — относительная деформация нетто сечения, где  $\epsilon$  — расчетная деформация, которая учитывает влияние локальных и остаточных напряжений;  $\epsilon_T$  — деформация, соответствующая наступлению текучести при одноосном растяжении.

На основе метода  $J$ -проектной кривой в случае, когда трещиновидный сквозной дефект находится в области неоднородных напряжений, например в области концентрации напряжений, для расчета критического размера эквивалентной трещины в работе [114] получена зависимость

$$l_{кр} = \frac{J_c \cdot E}{1,12 \cdot K_e^{cp} \cdot \pi \sigma_T^2 \cdot \bar{\epsilon}_H} \quad (1.13)$$

где средняя величина коэффициента концентрации деформаций по длине трещины

$$K_e^{cp} = \int_0^l K_e dl/l.$$

В. А. Винокуровым [33] были изложены принципы приведения размеров дефектов сварных соединений к эквивалентным размерам трещиновидных дефектов, которыми оперирует механика разрушения. В работе [369] описаны упругие решения, на основе которых можно привести размеры сквозных, поверхностных, скрытых трещиновидных дефектов к эквивалентному размеру сквозной трещины.

Сопоставляя функции распределения исходных дефектов и критических размеров эквивалентных сквозных трещин на основе зависимости (1.7), можно определить степень опасности, которую представляют дефекты сварных соединений, изготовленных различными способами и технологическими вариантами. В ряде случаев степень опасности дефектов определенной геометрической формы и ориентации для работоспособности конкретных объектов можно оценивать, используя подходы механики разрушения.

При обнаружении в несущей части металлических конструкций, работающих на растяжение (главное напряжение  $\sigma_1 > 0$ ) при температурах от  $+40^\circ\text{C}$  до  $-60^\circ\text{C}$  поверхностных или сквозных трещин, можно оценить потерю запаса прочности для: а) обоснования дальнейшей эксплуатации элемента конструкции после обнаружения трещины; б) обоснования уменьшения рабочих нагрузок на элемент конструкции при возможности дальнейшей эксплуатации всего изделия после обнаружения трещины; в) оценки уровня разрушающих рабочих нагрузок (в случае разрушения элемента конструкции), если излом содержит пятно очагового макродефекта (например, усталостное пятно).

Исходными данными при этом являются: 1) геометрические размеры и конфигурация обнаруженной трещины в элементе конструкции: под трещиной понимается двумерная несплошность (плоский макродефект) в металле элемента конструкции, плоскость которой перпендикулярна направлению  $\sigma_1$ , а раскрытие ее поверхностей имеет один порядок с размером зерна металла при воздействии на элемент конструкции нормальных рабочих нагрузок; 2) геометрические размеры элемента конструкции; 3) стандартный предел текучести  $\sigma_T$  металла элемента конструкции при нормальных температурах; 4) максимальные рабочие нагрузки и схема нагружения элемента конструкции; 5) нормативный запас прочности  $K$  для элемента конструкции, выбираемый согласно нормативным документам, используемым в отрасли промышленности, изготовившей исследуемое изделие.

Работоспособность элемента конструкции с трещиной оценивается в зависимости от отношения расчетного коэффициента запаса прочности к нормативному  $K$ . Расчетный коэффициент запаса прочности  $K_p$  элемента конструкции с трещиной определяется как отношение предела текучести  $\sigma_T$  к минимальному номинальному напряжению разрушения  $\sigma_p^a$ :

$$K_p = \tilde{n} \frac{\sigma_T}{\sigma_p^a}, \quad (1.14)$$

где  $\tilde{n}$  — коэффициент, выбираемый в зависимости от напряженно-деформированного состояния элемента конструкции. Если за предельное состояние принять общую текучесть опасного сечения элемента конструкции, то коэффициент  $\tilde{n}$  будет равен отношению напряжения общей текучести элемента конструкции к стандартному пределу текучести.



В частности, для трубопроводов большого диаметра  $\tilde{n} \approx 1, 2, 3$ .

Минимальное номинальное напряжение разрушения элемента конструкции с трещиной оценивается по формуле

$$\sigma_p^2 = \frac{K_c^y}{\sqrt{\pi l_0}} \cdot f_{\text{ЭК}}^{-1}. \quad (1.15)$$

Здесь  $l_0$  — максимальный размер обнаруженной трещины в направлении ее возможного распространения (в случае сквозной трещины равен половине максимальной ее длины);  $K_c^y$  — условный критический коэффициент интенсивности напряжений, определяемый для принятых размеров расчетного образца, где  $f_{\text{ЭК}}$  К-тарировка элемента конструкции, которая оценивается для различных схем нагружения (табл. 5), построенной на основании работы [186].

Геометрическая конфигурация, схема нагружения и размеры расчетного образца вычисляются по формуле

$$K_c^y = \sigma \cdot f_{\text{ЭК}} \sqrt{\pi l_0}, \quad (1.16)$$

где  $\sigma$  — номинальное напряжение, определяемое как  $\sigma = 6(P_{\text{кр}}/S^2)$ ;  $P_{\text{кр}}$  — сосредоточенная нагрузка, приложенная к расчетному образцу;  $S$  — толщина образца;  $l$  — полу-длина трещины.

Если отношение  $l/b$  находится в пределах  $0,05 \leq l/b \leq 0,5$ , то К-тарировка расчетного образца оценивается так [186]:

$$f_{\text{ЭК}} = \frac{b^2}{\sqrt{\pi l_0} \cdot (B-l)^{3/2}} \cdot g_1(l/B). \quad (1.17)$$

Выбор размеров  $S$  и  $b$  расчетного образца зависит от соотношения размера обнаруженной трещины  $2l_0$  с толщиной  $t_{\text{п}}$  плоского элемента конструкции. При этом предельная нагрузка  $P_{\text{кр}}$  расчетного образца оценивается по схеме жесткопластичного типа. Предполагается, что при достижении сосредоточенной нагрузки  $P$  на расчетный образец значения  $P_{\text{кр}}$  по всему сечению образца в плоскости трещины длиной  $l$  деформация возрастает неограниченно без изменения нагрузки. При этом может иметь место один из трех основных случаев оценки  $P_{\text{кр}}$ :

1) при  $l_0 < t_{\text{п}}$   $S = t_{\text{п}}$ ,  $b = 2t_{\text{п}}$ :

$$P_{\text{кр}}^{(1)} = \frac{1,456 \cdot \sigma_T \cdot t_{\text{п}} (2t_{\text{п}} - l)^2}{8t_{\text{п}}}; \quad (1.18)$$

Т а б л и ц а 5. Выбор К-тарировки для различных схем нагружения элемента конструкции

| Обозначение на рис. 1.5. | $f_{эк}$                                                                                                                                              | $\sigma$                                                                                                                                                               | Предел применимости                                        |
|--------------------------|-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|------------------------------------------------------------|
| <i>a</i>                 | $f_{Iк} = \sin^2 \beta, f_{IIк} = \sin \beta \cos \beta$                                                                                              |                                                                                                                                                                        | $0 \leq \frac{l}{R_k} \leq 0,6$                            |
| <i>б</i>                 | $\sqrt{\frac{2B}{\pi l} \operatorname{tg} \frac{\pi l}{2B}}$                                                                                          |                                                                                                                                                                        |                                                            |
| <i>в</i>                 | То же                                                                                                                                                 | $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma, \sigma_1 = \sigma, \sigma_2 = 0$ ; при других значениях $0 < \sigma_1$<br>$\frac{\sigma_2}{\sigma_1} < 1$ принять линейную интерполяцию |                                                            |
| <i>г</i>                 | $\approx 1,12$                                                                                                                                        |                                                                                                                                                                        | При $\frac{l}{B} > 0,5$                                    |
| <i>д</i>                 | $\sqrt{\frac{2B}{\pi l} \operatorname{tg} \frac{\pi l}{2B}}$                                                                                          |                                                                                                                                                                        | принять линейную аппроксимацию                             |
| <i>е</i>                 | То же                                                                                                                                                 | $\sigma = PR/H$                                                                                                                                                        | То же                                                      |
| <i>ж</i>                 | $\sqrt{1 + 1,61 l^2 / RH}$                                                                                                                            |                                                                                                                                                                        | »                                                          |
| <i>з</i>                 | $\left(\frac{D_c}{d_c}\right)^2 \sqrt{\frac{D_c}{l} \cdot f\left(\frac{d_c}{D_c}\right)}$                                                             |                                                                                                                                                                        | При $\frac{d_c}{D_c} > 0,5$ принять линейную аппроксимацию |
| <i>и</i>                 | $\frac{1}{\Phi} \left[ 1 + 0,12 \left( 1 - \frac{a}{b} \right) \right] \times$<br>$\times \sqrt{\frac{2H}{\pi B} \operatorname{tg} \frac{\pi b}{2H}}$ |                                                                                                                                                                        |                                                            |

2) при  $l_0 > t_n$   $b = 2l_0$ ,  $S = t_n$ :

$$P_{кр}^{(2)} = \frac{1,456 \cdot \sigma_T \cdot t_n (2l_0 - l)^2}{8l_0}; \quad (1.19)$$

3) для поверхностных трещин, контур которых может быть описан эллипсом с полуосями  $a$  и  $b$  ( $a > b$ ),  $S = 2a$  и  $b = 2l_0$  при  $b \leq l_0$ :

$$P_{кр}^{(3)} = \frac{1,456 \cdot \sigma_T \cdot 2a (2l_0 - l)^2}{8l_0}. \quad (1.20)$$

После нахождения  $K_p$  по соотношению (1.14) при оценке работоспособности элемента конструкции с трещиной следу-

ет учитывать, что если  $\frac{K_p}{K} \leq 1$ , то элемент конструкции можно эксплуатировать с периодическим контролем за распространением трещины до тех пор, пока  $l_0 < l_{кр}$ . Условная критическая длина трещины  $l_{кр}$  рассчитывается из соотношения

$$\frac{1,23}{K} \sigma_{0,2} = \frac{K_c^2}{\pi l} \cdot f_{эк}^{-1}. \quad (1.21)$$

Время, за которое длина трещины возрастает от  $l_0$  до  $l_{кр}$ , при циклических нагрузках приблизительно оценивается решением следующих уравнений [103].

Для низколегированных перлитных сталей:

$$\frac{dl}{dN} = 2,883 \cdot 10^{-4} (\Delta K)^{2,66}. \quad (1.22)$$

Для малоуглеродистых ферритно-перлитных сталей:

$$\frac{dl}{dN} = 5,121 \cdot 10^{-4} (\Delta K)^{2,88}. \quad (1.23)$$

Для хромоникелевых аустенитных сталей:

$$\frac{dl}{dN} = 1,148 \cdot 10^{-3} (\Delta K)^{3,53}. \quad (1.24)$$

Здесь  $N$  — число циклов нагружения элемента конструкции;  $\Delta K$  — размах коэффициента интенсивности напряжения у кончика трещины длиной  $l \geq l_0$  в расчетном образце, оцениваемый по соответствующим  $R_{кр}^{max}$  и  $R_{кр}^{min}$  цикла нагружения по формуле (1.16).

Если  $K_p/K > 1$ , то целесообразность дальнейшей эксплуатации элемента конструкции зависит от его способности к восстановлению и предполагаемого ущерба в случае разрушения. В ответственных случаях, связанных с возможными человеческими жертвами, большими экономическими потерями и невозможным нарушением экологического равновесия окружающей среды, эксплуатацию всего изделия следует запретить. В некоторых случаях можно разрешить дальнейшую эксплуатацию элемента конструкции с трещиной, понизив уровень рабочих нагрузок.

Уровень безопасных нагрузок устанавливается по следующей схеме. Минимальное номинальное напряжение разрушения элемента конструкции при пониженных нагрузках оценивается по формуле

$$[\sigma_p] = \frac{1,23 \cdot \sigma_{0,2} \cdot m}{K}. \quad (1.25)$$

Выбор значения коэффициента  $m$  зависит от того, на какое время необходимо продлить срок эксплуатации всего изделия, чтобы выполнить заданный объем работы. В первом приближении можно принять  $m = 0,5$ . В зависимости от схемы нагружения элемента конструкции обычными формулами сопротивления материалов через  $[\sigma_p^3]$  оценивается уровень рабочих нагрузок, при котором элемент конструкции с трещиной может эксплуатироваться без риска разрушения. В случае его дальнейшей эксплуатации при пониженных нагрузках необходимо проводить регламентированный контроль за распространением трещины. Время контроля устанавливается по формулам (1.22) — (1.24).

Идеей использования остаточного запаса прочности можно воспользоваться для оценки рабочих нагрузок в момент разрушения элемента конструкции с трещиной. Для этого, измерив размеры пятна очагового макродефекта, который можно зафиксировать в изломе, устанавливают длину трещины  $l_0$ . Затем через расчетный коэффициент запаса прочности  $K_p^0$  оценивают потери запаса прочности элемента конструкции в момент его разрушения. Из условия, что коэффициент запаса прочности является наименьшим значением коэффициента запаса по рабочим нагрузкам на элемент конструкции, рассчитывают максимальную рабочую нагрузку  $F_p$  в момент разрушения:

$$F_{\text{разр}} < F_{\text{пр}}/K_p^0 = F_p. \quad (1.26)$$

Предельная нагрузка  $F_{\text{пр}}$  равна максимальной статической нагрузке, приложенной на элемент конструкции по направлению действия максимальной рабочей нагрузки, и оценивается в момент появления пластического течения по всему сечению элемента конструкции в плоскости возможного распространения обнаруженной трещины без учета концентрации напряжений, созданных трещиной.  $F_{\text{пр}}$  устанавливается по обычным формулам сопротивления материалов, принимая  $\sigma_{\text{экв}} \approx \sigma_{0,2}$  по всей плоскости излома элемента конструкции. Если  $F_p$  меньше максимальной рабочей нагрузки, то считают, что разрушение произошло при нормальной эксплуатации всего изделия (согласно инструкции по ее эксплуатации) вследствие действия факторов, не учтенных при проектировании. Если же  $F_p$  больше максимальной рабочей нагрузки, то полагают, что разрушение элемента конструкции произошло от его перегрузки вследствие нарушения инструкции по эксплуатации изделия. И наконец, если  $F_p$  приблизительно равна максимальной рабочей на-

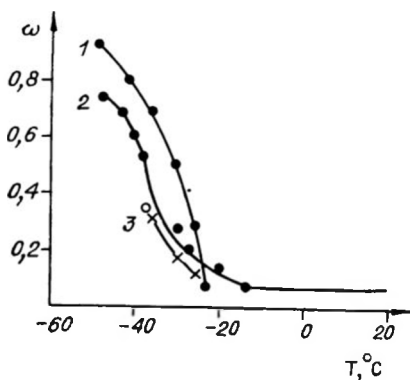
грузке, то разрушение элемента конструкции происходит от неблагоприятного сочетания технологических, конструктивных и металлургических факторов причин разрушения или от развития производственных дефектов металла при нормальных условиях эксплуатации.

### 1.3. ОТКАЗЫ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ В УСЛОВИЯХ НИЗКИХ ТЕМПЕРАТУР

#### Бульдозеры

Бульдозерный парк районов Северо-Востока ежегодно растет и обновляется, увеличивается удельный вес машин повышенной мощности. Введены в эксплуатацию новые, более производительные марки бульдозеров, в том числе в северном исполнении. Однако эффективность использования бульдозеров в зимнее время резко снижается, с одной стороны, вследствие повышения сопротивления грунта резанию и необходимостью предварительного рыхления, с другой — вследствие частых случаев появления трещин на металлоконструкциях.

Частота появления трещин на сварных конструкциях бульдозеров из малоуглеродистой стали растет с понижением температуры (рис. 3). Для разных типов отвалов и толкающих брусьев интенсивность их разрушений при понижении температуры различна, однако практически во всех случаях частота отказов начинает резко возрастать в области того диапазона температур, где имеет место падение значений ударной вязкости материала и сварного соединения (рис. 4).



Как правило, около 90% разрушений отвала начинается от сварного шва. В центральной части отвал испытывает значительные напряжения при резании и перемещении

Рис. 3. Зависимость частоты появления трещины на отвале (1), толкающих брусьях (2) и расколах отвала (3) на бульдозере Д-275 от температуры.

грунта. Чаще трещины появляются именно в центральной части, в сварных угловых соединениях открытого типа. Трещины возникают также в местах крепления кронштейнов уравнительных связей, в боковых стенках отвала и в верхнем листе. Толкающий брус — сварной узел коробчатого сечения, имеющий несколько сварных швов. Ударная вязкость материала толкающего бруса бульдозера Д-271А (табл. 6) при температуре  $-20^{\circ}\text{C}$  принимает критические значения. Раскос отвала разрушается в среднем сечении и по проушинам крепления его к отвалу. Закономерности его разрушения аналогичны закономерностям разрушения толкающего бруса. Рост частоты появления трещин на сварных элементах навесного оборудования бульдозеров с увеличением продолжительности эксплуатации показывает, что вследствие накопления усталостных повреждений возрастает количество разрушений (рис. 5). По мере увеличения продолжительности эксплуатации резко ухудшаются технико-экономические показатели бульдозеров.

Ремонт бульдозерных конструкций сваркой на предприятиях Северо-Востока страны выполняется сейчас главным образом в специально приспособленных цехах. Однако в ряде случаев сварка осуществляется на открытом воздухе при температурах до  $-50^{\circ}\text{C}$  (при температуре ниже  $-50^{\circ}\text{C}$  дни считаются активированными, и, как правило, открытые работы не выполняются). Наблюдения в районах городов Якутска, Норильска показывают, что сварные конструкции бульдозеров, подвергнутые ремонту сваркой на открытом воздухе при температурах ниже  $-35^{\circ}\text{C}$ , работают до поломки не более 20 дней, в то время, как конструкции, отремонтированные в теплом цеху и в летнее время, служат более чем в 2,5 раза дольше.

Недостаточно надежны в работе и сварные узлы базовых тракторов бульдозеров. За два года эксплуатации тракторов Т-140 на Норильском ГМК было заменено 14 рам (37%), все остальные рамы имели многочисленные трещины и неоднократно подвергались ремонту (рамы изготовлены из ст. 20).

Работоспособность бульдозеров при их эксплуатации в условиях экстремальных климатических температур Северо-Востока страны во многом определяется поведением именно сварных конструкций. При понижении температуры наиболее часто выходят из строя: толкающие брусья в местах наибольшей концентрации напряжений от проушин крепления вертикального раскоса у лобового сварного шва; лобовые листы отвала по сварным соединениям; подножечная плита нижней и верхней коробок жесткости в местах скопления

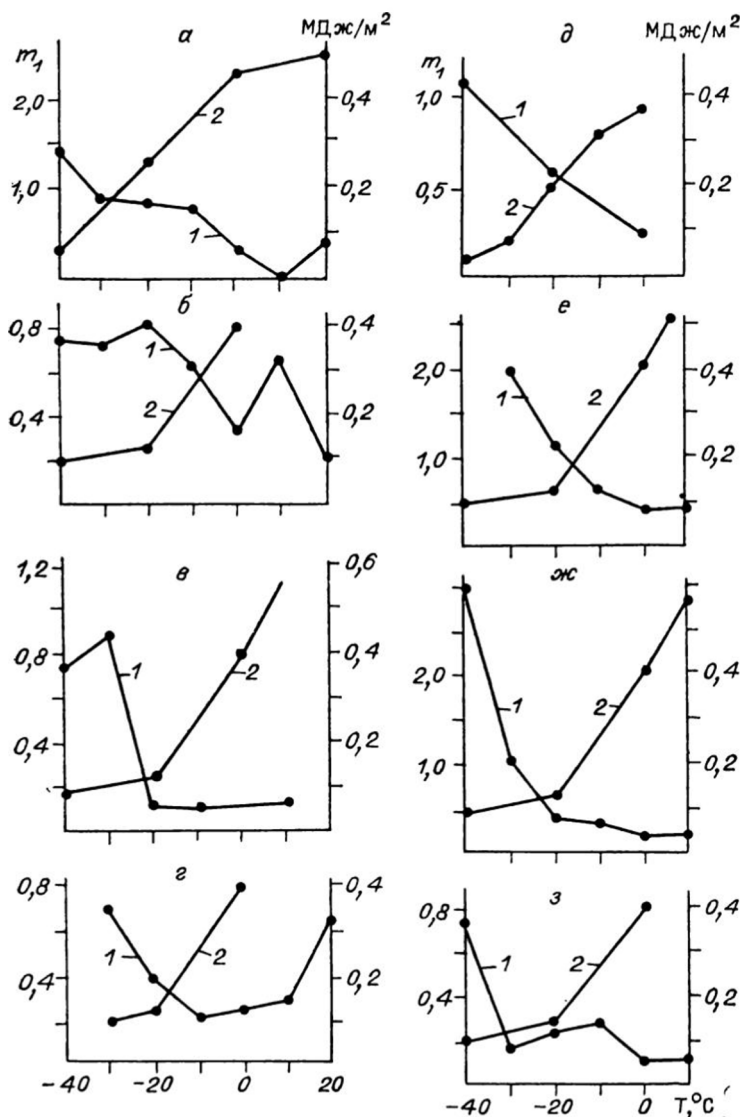


Рис. 4. Зависимости относительной частоты разрушений (1) и ударной вязкости материала (2) от температуры.

$\alpha$  —  $з$  — отвалы;  $\partial$  —  $з$  — толкающие брусья бульдозеров на тракторах разных марок:  $\alpha$ ,  $\partial$  — Т-100М;  $\partial$ ,  $е$  — Т-140;  $е$ ,  $ж$  — Т-180;  $з$ ,  $з$  — ДЭТ-250.

Т а б л и ц а 6. Химический состав и ударная вязкость материала (оценена по составляющей сопротивлению распространению трещины  $K_{Cp}$ ) толкающих брусев, разрушившихся при отрицательных температурах

| Температура<br>в момент раз-<br>рушения, °C | Содержание элементов, % |       |       |      |      | Ударная вязкость ( $K_{Cp}$ , МДж/м <sup>3/2</sup> ) при температуре, °C |      |      |      |      |      |      | $K_{Cp}=0,2$ МДж/<br>м <sup>3/2</sup> ; $T_{кр}$ , °C |
|---------------------------------------------|-------------------------|-------|-------|------|------|--------------------------------------------------------------------------|------|------|------|------|------|------|-------------------------------------------------------|
|                                             | C                       | S     | P     | Mn   | Si   | +20                                                                      | 0    | -10  | -20  | -30  | -40  | -50  |                                                       |
| -7                                          | 0,17                    | 0,042 | 0,035 | 0,38 | 0,10 | 0,60                                                                     | 0,45 | 0,30 | 0,10 | 0,08 | 0,04 | 0,04 | -10                                                   |
| -16                                         | 0,20                    | 0,046 | 0,025 | 0,39 | 0,11 | 0,38                                                                     | 0,35 | 0,30 | 0,25 | 0,08 | 0,05 | 0,05 | -10                                                   |
| -16                                         | 0,17                    | 0,042 | 0,026 | 0,38 | 0,10 | 0,50                                                                     | 0,40 | 0,45 | 0,10 | 0,08 | 0,06 | 0,06 | -20                                                   |
| -15                                         | 0,18                    | 0,043 | 0,025 | 0,43 | 0,10 | 0,40                                                                     | 0,30 | 0,25 | 0,20 | 0,10 | 0,07 | 0,05 | -10                                                   |
| -15                                         | 0,20                    | 0,041 | 0,029 | 0,45 | 0,11 | 0,30                                                                     | 0,30 | 0,10 | 0,10 | 0,04 | 0,04 | —    | +20                                                   |
| -36                                         | 0,17                    | 0,039 | 0,027 | 0,41 | 0,08 | 0,40                                                                     | 0,38 | 0,33 | 0,20 | 0,07 | 0,04 | 0,04 | -10                                                   |
| -37                                         | 0,17                    | 0,045 | 0,033 | 0,40 | 0,10 | 0,33                                                                     | 0,30 | —    | 0,20 | 0,10 | 0,08 | —    | 0                                                     |
| -38                                         | 0,19                    | 0,044 | 0,022 | 0,39 | 0,10 | 0,41                                                                     | 0,40 | 0,35 | 0,30 | 0,10 | 0,04 | 0,03 | -20                                                   |
| -38                                         | 0,16                    | 0,035 | 0,024 | 0,41 | 0,09 | 0,50                                                                     | 0,45 | 0,40 | 0,20 | 0,10 | 0,06 | 0,06 | -15                                                   |
| -41                                         | 0,19                    | 0,041 | 0,027 | 0,37 | 0,10 | 0,45                                                                     | 0,40 | 0,35 | 0,35 | 0,10 | 0,05 | 0,05 | -25                                                   |



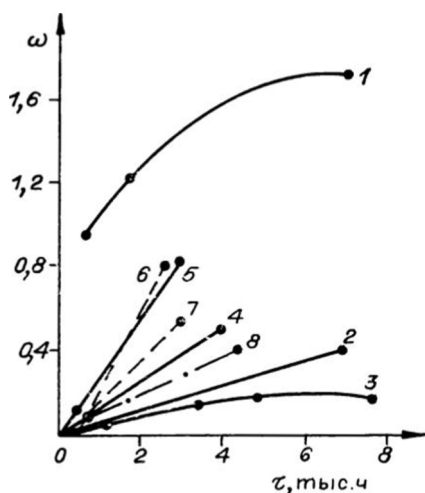


Рис. 5. Рост появления трещин на бульдозерном оборудовании с увеличением продолжительности эксплуатации

1 — навесное оборудование из Ст3; 2 ÷ 8 — навесное оборудование из низколегированных сталей (10ХСНД, 15ХСНД); 2, 3 — толкающий брус и отвал бульдозера Д572С; 5, 6 — то же, Д532С; 7, 8 — то же, Д687С; 4, — раскосы у бульдозеров.

сварных швов; ножи по трещинам, развивающимся в наплавленном металле. Частота поломок навесного оборудования бульдозеров возрастает при пони-

жении температуры от 0 до  $-40^{\circ}\text{C}$  на 40%.

Сварные конструкции бульдозеров и рыхлителей, изготовленные из низкоуглеродистых и низколегированных сталей, весьма чувствительны к понижению температуры эксплуатации машин, длительности их эксплуатации и во многом зависят от условий, при которых изготавливается и ремонтируется конструкция. По обследованным случаям фактических аварий установлено, что применительно к сварным конструкциям бульдозеров и рыхлителей наиболее часто встречающейся причиной разрушения является склонность к хрупким разрушениям конструкционного материала, в особенности при наличии знакопеременных нагрузок — 31% от общего количества рассмотренных случаев. Не редки также случаи разрушений сварных соединений вследствие использования сварочных материалов и технологии, не обеспечивающих достаточную хладостойкость металла шва (около 25%). Остальные случаи разрушений связаны с неудовлетворительным качеством сварки, неудачным конструктивным решением, а также с нарушениями технических условий эксплуатации машин в зимний период.

Все это приводит к большим потерям. Стоимость восстановительных ремонтов за срок службы бульдозера превышает 70% стоимости нового оборудования, на аварийный ремонт единицы оборудования затрачивается 1—1,2 тыс. руб. в год. Производительность бульдозеров из-за хрупких разрушений сварных узлов снижается на 20—25%.

## Экскаваторы строительные

Для выполнения в северных районах страны возрастающих быстрыми темпами объемов строительно-монтажных и горно-добывающих работ очень важно повысить производительность труда, и в первую очередь за счет повышения эксплуатационных качеств экскаваторов, сокращения их простоев и расходов на ремонт, предотвращения хрупкого разрушения их конструкций и элементов при понижении температуры.

Металлоконструкции строительных экскаваторов изготавливаются, как правило, из малоуглеродистой стали ВСт.Зсп. спокойной плавки. Экскаваторы северного исполнения выпускаются по чертежам экскаваторов обычного изготовления, но с заменой малоуглеродистых сталей низколегированными. В средней полосе страны металлоконструкции экскаваторов Э-1252 работают более 5—7 лет без разрушения. Однако в условиях холодного климата срок их эксплуатации резко сокращается.

Мы исследовали случаи внезапного разрушения стрелы экскаватора Э-1252Г в песчаном карьере в районе г. Якутска. Разрушение стрелы произошло при температуре  $-46^{\circ}\text{C}$  при первом же наборе грунта ковшом нового экскаватора. Грунт песчаного карьера, который подлежал погрузке, находился в мерзлом состоянии и относился в этот момент ко 2-й категории по единой 20-категорийной классификации горных пород.

Обследование сечения разрушения стрелы показало, что излом хрупкий. Несмотря на то что коробчатое сечение стрелы сварено из листовой стали небольшой толщины (10 мм), по всему периметру излома произошло практически хрупкое разрушение. На отдельных участках виден ручейный и шевронный узор. Очагами возникновения трещины послужили неспровары в стыке направляющих полос, приваренных к боковым листам стрелы для того, чтобы рукоять не задевала о кромки полос (рис. 6). Направляющие полосы имеют сечение  $18 \times 60$  мм и приварены прерывистыми швами длиной 100—170 мм с промежутками между швами 180—300 мм. Направляющие полосы не являются несущими, вероятно поэтому внимание к качеству их изготовления было недостаточным.

Стрела по длине представляет собой балку переменного сечения для придания ей равнопрочности (см. рис. 6). Направляющие полосы повторяют изгибы нижнего пояса стрелы и сварены из трех частей, стыки которых совмещены в

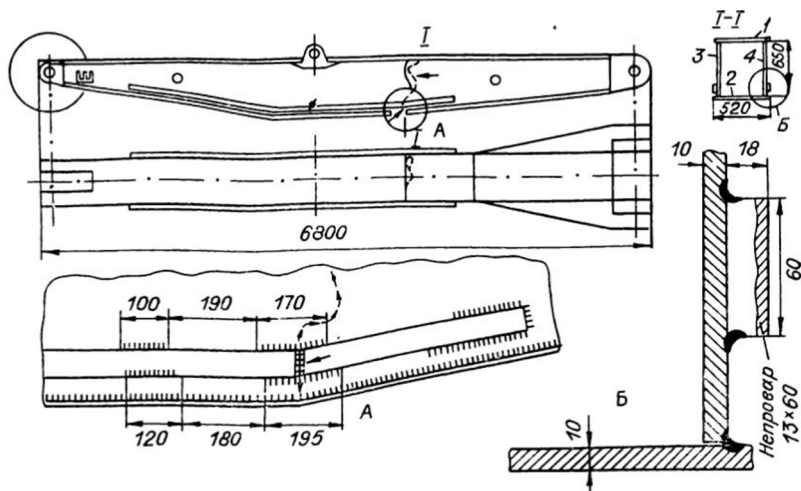


Рис. 6. Схема распространения трещины при разрушении стрелы экскаватора Э1252Б.

одном сечении и сварены без разделки кромок на глубину 5 мм при толщине стыкуемых элементов 18 мм. Концы направляющих полос вблизи стыка приварены лобовыми швами к стреле, образуя, таким образом, жесткую связь стыка со стрелой. Непровар в стыке сыграл роль внутреннего трещиноподобного дефекта размером  $13 \times 60$  мм, который стал

Т а б л и ц а 7. Химический состав, составляющие ударной вязкие на пробах, вырезанных из

| Наименование<br>узда                | Температура в<br>момент<br>разрушения, °C | Содержание элементов, % |      |      |      |      |       |       |
|-------------------------------------|-------------------------------------------|-------------------------|------|------|------|------|-------|-------|
|                                     |                                           | C                       | Si   | Mn   | Cr   | Ni   | S     | P     |
| Рукоять экскаватора ЭО-4121         | —30                                       | 0,15                    | 0,70 | 0,68 | 1,10 | 0,15 | 0,024 | 0,026 |
| Стрела экскаватора ЭО-4121          | —40                                       | 0,15                    | 0,65 | 0,74 | 1,10 | 0,30 | 0,029 | 0,027 |
| Балка рукоятки экскаватора Э-10011Д | —30                                       | 0,17                    | 0,70 | 0,74 | 1,66 | 0,15 | 0,030 | 0,024 |

зародышем разрушения. На начало разрушения именно в этом месте указывает расположение шевронного узора излома. Возникновению разрушения способствовали также низкие температуры, ударный характер нагружения и высокий уровень остаточных напряжений в зоне швов направляющей полосы и нижнего пояса стрелы, близко расположенных друг к другу — на расстоянии 30—40 мм. Распространению разрушения содействовали непровары в угловых швах коробки стрелы и концентраторы на кромках полок, вырезанных газовой резкой без последующей механической обработки.

Исследование аварии стрелы экскаватора Э-1252Б показало, что очагами возникновения хрупкого разрушения могут стать несущественные элементы сварной конструкции. Содержание химических элементов, установленное спектральным анализом материала стрелы (0,13% С; 0,58% Мп; 0,17% Si; 0,08% Ni; 0,08% Cr), позволяет заключить, что стрела изготовлена из стали ВСт.Зсп. Данный пример хрупкого разрушения стрелы экскаватора Э-1252Б вследствие непровара в стыке направляющих полос показывает, что сварные крепления при трещиноподобных дефектах могут явиться очагом возникновения хрупкого разрушения сварной конструкции при низких температурах.

Для работы в условиях Крайнего Севера при температурах  $-40^{\circ}\text{C}$  выпускается новый тип экскаватора Э-1252БС. При составлении технических условий на проектирование и изготовление сварных конструкций рабочего оборудования

сти и критическая температура  $T_{\text{кр}}^{\text{КСР}}$  основного металла, определенных разрушенных узлов экскаватора

| Составляющие КСУ | Температура ударных испытаний, $^{\circ}\text{C}$ |      |      |      |      |      | $T_{\text{кр}}^{\text{КСР}=0,2\text{МДж/м}^2}$ |
|------------------|---------------------------------------------------|------|------|------|------|------|------------------------------------------------|
|                  | +20                                               | 0    | -20  | -40  | -60  | -80  |                                                |
| КСУ              | 1,90                                              | 1,25 | 0,85 | 0,60 | 0,07 | 0,07 | —40                                            |
| КС <sub>з</sub>  | 0,65                                              | 0,38 | 0,57 | 0,43 | 0,03 | 0,03 |                                                |
| КС <sub>р</sub>  | 1,25                                              | 0,87 | 0,38 | 0,17 | 0,04 | 0,03 |                                                |
| КСУ              | 2,76                                              | 2,69 | 2,69 | 1,16 | 0,70 | 0,08 | —80                                            |
| КС <sub>з</sub>  | 0,66                                              | 0,29 | 0,52 | 0,70 | 0,42 | 0,05 |                                                |
| КС <sub>р</sub>  | 2,10                                              | 2,40 | 2,17 | 0,46 | 0,28 | 0,03 |                                                |
| КСУ              | 1,41                                              | 1,08 | 0,68 | 0,59 | 0,76 | 0,42 | —80                                            |
| КС <sub>з</sub>  | 0,66                                              | 0,39 | 0,36 | 0,29 | 0,44 | 0,27 |                                                |
| КС <sub>р</sub>  | 0,75                                              | 0,69 | 0,32 | 0,30 | 0,32 | 0,15 |                                                |

этого экскаватора прежде всего была изучена действительная нагруженность основных элементов и узлов [230]. В течение многих рабочих циклов в эксплуатационных условиях проводилась запись напряжений одновременно с регистрацией действующих усилий. Таким путем были обнаружены наиболее вероятные слабые места. Испытания опытных образцов экскаватора Э-1252БС, проведенные в г. Норильске, показали достаточно высокую надежность сварных конструкций из стали 09Г2С при низких температурах.

Балка рукояти экскаватора Э-10011Д Костромского завода «Рабочий металлист» имеет коробчатое строение. Мы исследовали случай разрушения балки в ее средней части при температуре  $-30^{\circ}\text{C}$ . Поверхность излома расположена нормально к продольной оси балки и почти отсутствует утяжка кромок. Химический состав материала балки приведен в табл. 7. В процессе эксплуатации сварной балки рукояти экскаватора Э-10011Д при переменных нагрузках обнаружилась ее повышенная склонность к хрупкому разрушению. Для сварной балки из двух швеллеров характерна высокая концентрация напряжений. Предел выносливости балок коробчатого сечения, сваренных из двух швеллеров, очень низок:  $\sigma_{-1к} = 25-36$  МПа при эффективном коэффициенте концентрации напряжений  $K_{\sigma} = \sigma_{-1}/\sigma_{-к} = 5,9-4,7$ .

Наблюдения за экскаваторами, работающими в зоне холодного климата, показывают, что, как правило, после 1000 машино-часов эксплуатации учащаются случаи появления трещин и разрушений по сварному шву пластины, усиливающей головную часть стрелы, по сварным швам, ребрам и днищу ковша рабочего оборудования, а также изломы балок рукояти прямой лопаты. Тензометрирование металлоконструкций экскаватора показало, что номинальные нагрузки составляют от 20,0 до 80,0 МПа. Вместе с тем исследования остаточных напряжений показывают, что они могут достигать уровня более 300,0 МПа. В этих случаях возникают условия для развития малоциклового усталости.

### Экскаваторы карьерные

Карьерные экскаваторы, которые выпускаются производственным объединением «Уралмаш», Ижорским заводом им. А. А. Жданова, Ждановским заводом тяжелого машиностроения им. 50-летия Октябрьской революции, Воронежским экскаваторным заводом, различаются по мощности, конструктивному и технологическому исполнению. Так, они имеют принципиальные отличия конструкции рабочего обо-

рудования, ходового, поворотного, напорного и подъемного механизмов. Механические лопаты карьерных экскаваторов бывают двух основных типов: однобалочная стрела с внешней рукоятью, балка располагается снаружи; двухбалочная стрела с внутренней рукоятью, балка проходит внутри стрелы. Напорный механизм в зависимости от вида передачи усилия на рукоять бывает канатным, зубчато-реечным или коленно-рычажным. В случае зубчато-реечного напора механизм устанавливается на стреле; при этом увеличивается масса противовеса, уменьшается емкость ковша либо радиус черпания, а также образуются слабые конструктивные места при креплении механизма.

Отечественные карьерные экскаваторы, как правило, имеют одну двухгусеничную ходовую тележку и лишь экскаватор ЭКГ-12,5 — две двухгусеничные ходовые тележки. В конструкциях агрегатов поворотного механизма экскаваторов разных заводов различаются величина модуля и количество зубьев колес, виды уплотнений главного вала-шестерни, способы смазки подшипников редуктора.

Отказы карьерных экскаваторов авторы [185] подразделяют на четыре группы: по схеме возникновения — внезапные, постепенные и релаксационные; по причине возникновения — конструктивные, технологические, износные и ошибочные; по связи с другими отказами — зависимые и независимые; по признаку проявления — явные и неявные. При этом, например, хрупкое разрушение детали под одновременным действием низких температур и нагрузок, не превышающих допустимые, авторы считают возникающими как следствие постепенного накопления повреждений и относят к релаксационным. Указывается, что в случае, если колебания технологии изготовления узлов и деталей довольно широки, то надежность некоторой части деталей оказывается ниже расчетной. Установлено, что основными отказами, снижающими работоспособность экскаваторов, являются отказы механической части машин.

О работоспособности и надежности карьерных экскаваторов имеются достаточно представительные публикации [53, 54, 87, 101, 121, 123, 185, 193, 208]. Этот вопрос неоднократно затрагивался и в наших работах [63, 141, 145, 148, 149]. В последние годы анализ отказов деталей и узлов карьерных экскаваторов дополнен нами материалами, собранными в производственном объединении Якуталмаз им. В. И. Ленина и на Норильском горно-металлургическом комбинате им. А. П. Завенягина.

От общей массы экскаватора масса металлических кон-

струкций составляет до 75 %. Основными деталями и узлами, содержащими сварные соединения, являются: рабочее оборудование (ковш, рукоять, стрела); ходовой механизм (нижняя рама, натяжная ось, гусеничные рамы). В зимний период эксплуатации экскаваторов именно эти детали и узлы наиболее подвержены хрупким разрушениям.

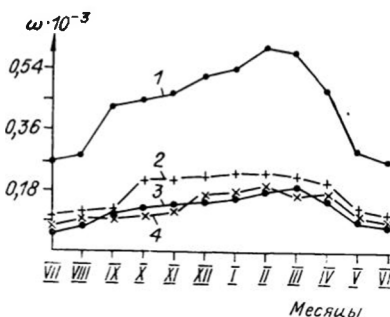
Экскаваторы ЭКГ-4,6, ЭКГ-4,6Б, ЭКГ-4,6БС. С заменой на карьерных работах экскаваторов ЭКГ-4 на экскаваторы марки ЭКГ-4,6БС достигнуто существенное повышение эффективности использования машин. На экскаваторе ЭКГ-4,6БС установлены модернизированные узлы рабочего оборудования: усилены конструкция балки рукояти, задней стенки ковша, седлового подшипника, засова ковша. Металлоконструкции экскаваторов ЭКГ-4,6БС изготовлены из низкоуглеродистых сталей. Срок службы балок рукоятей из низколегированной стали 10ХСНД при работе на карьерах Урала в 4 раза превышает срок службы балок из стали Ст.3. Вместе с тем наблюдение за работой экскаваторов ЭКГ-4,6БС в Алдане показывает, что работоспособность их рукоятей в условиях очень холодного климата недостаточно высока. В течение пяти лет работы у экскаватора ЭКГ-4,6БС выпли из строя две цельносварные рукояти и две рукояти на болтовом соединении. Если на Урале срок службы балок рукоятей экскаваторов ЭКГ-4,6БС из стали СХЛ-4 (10ХСНД) достигает 32 мес, то в зоне очень холодного климата Якутии этот срок не превышает 10—15 мес, что составляет примерно треть нормативного срока службы (9000 ч). Поломки рукоятей наблюдаются в основном при температурах  $-40^{\circ}\text{C}$  и ниже. Одна из причин преждевременного выхода из строя рукоятей — высокая чувствительность низколегированной стали 10ХСНД к концентрации напряжений у несправов в угловых швах.

Цельносварные рукояти балок привариваются к концевой коробке и образуют жесткую конструкцию; разрушение балок происходит по кромке косынки, соединяющей балку с концевой коробкой. Попытки повысить работоспособность рукоятей путем усиления фланговых швов в опасном сечении приводят к повышению концентрации напряжений при увеличении катета шва.

Влияние низкой температуры на работоспособность рабочего оборудования экскаваторов сказывается не только в повышении склонности сварных соединений к хрупкому разрушению, но и на увеличении действующих нагрузок. Категория грунтов в мерзлом состоянии на 2 единицы выше, чем в летний период. Коэффициент использования экскаваторов в

Рис. 7. Графики изменения параметров потока отказов рабочего оборудования экскаватора ЭКГ-4,6 (I).

2 — поток отказов ковша; 3 — рукояти; 4 — стрелы.



зимний период снижается с 0,70 до 0,25, а их производительность уменьшается до 40—50 % и даже ниже. Аварийные простои экскаваторов ЭКГ-4,6 резко возрастают, причем если в летние месяцы они находятся на уровне 0,1—0,2 ч на 1 машину в сутки, то уже при  $-10^{\circ}\text{C}$  экскаваторы простаивают в среднем 0,3, а при  $-35^{\circ}\text{C}$  — 1,2 ч. Повышение потока отказов рабочего оборудования в зимние месяцы (рис. 7), установленное для усовершенствованного экскаватора ЭКГ-4,6Б, еще более заметно для экскаватора ЭКГ-4,6: наработка на отказ различных систем в целом по экскаватору ЭКГ-4,6 составляет 135, а у экскаватора ЭКГ-4,6Б — 315 ч. Регламентируемые простои, связанные с ремонтом экскаваторов, составляют 9,9 % календарного времени работы; фактические же простои экскаваторов по причине отказов их деталей и узлов достигают 26 % общего времени. Причем заметим, что трудоемкость ремонтного обслуживания экскаваторов в условиях холодного климата резко возрастает, однако это не учитывается существующими нормативами на ремонтные работы.

Замена стали Ст. 3 на низколегированную сталь 10ХСНД позволила повысить срок службы рукоятей карьерных экскаваторов в Якутии с 8 до 12—15 мес. Однако это намного меньше срока службы рукоятей на Урале (32 мес). Разрушения рукоятей из стали 10ХСНД происходит из-за роста трещин при температурах ниже  $-30^{\circ}\text{C}$ , которые зарождаются в дефектах, в угловых сварных швах и кромках косынок у кольцевых упоров, а также в зоне термического влияния сварки. При низких температурах в зонах концентрации напряжений, а также в участках разупрочнения зон термического влияния сварки вследствие повторных динамических нагрузок появляются очаги трещин, которые при достижении критических размеров распространяются по всему сечению. Трещины в ковше возникают по сварным швам в корпусе



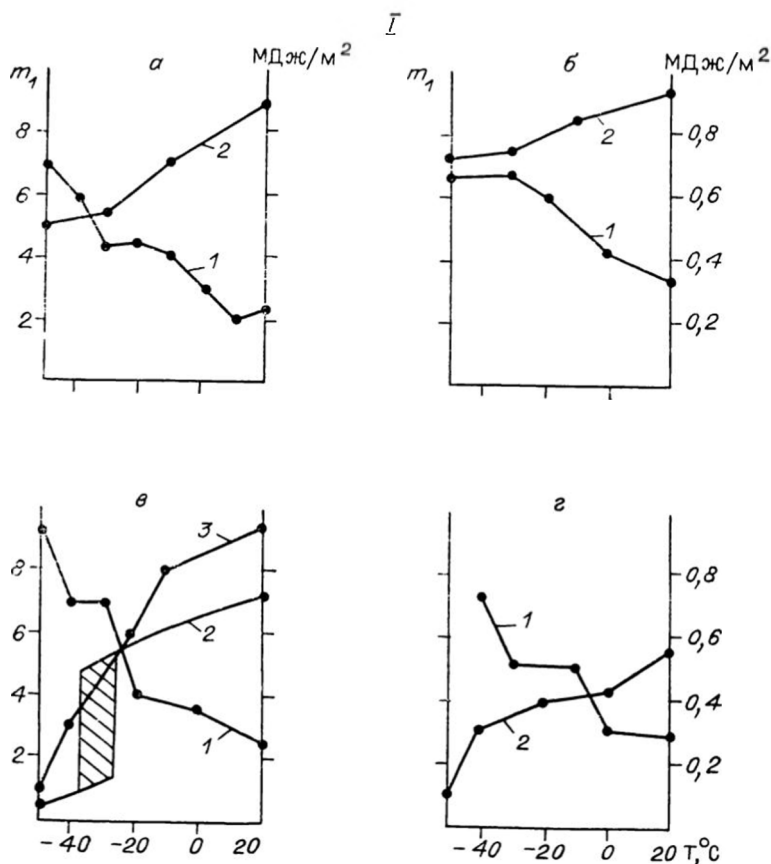
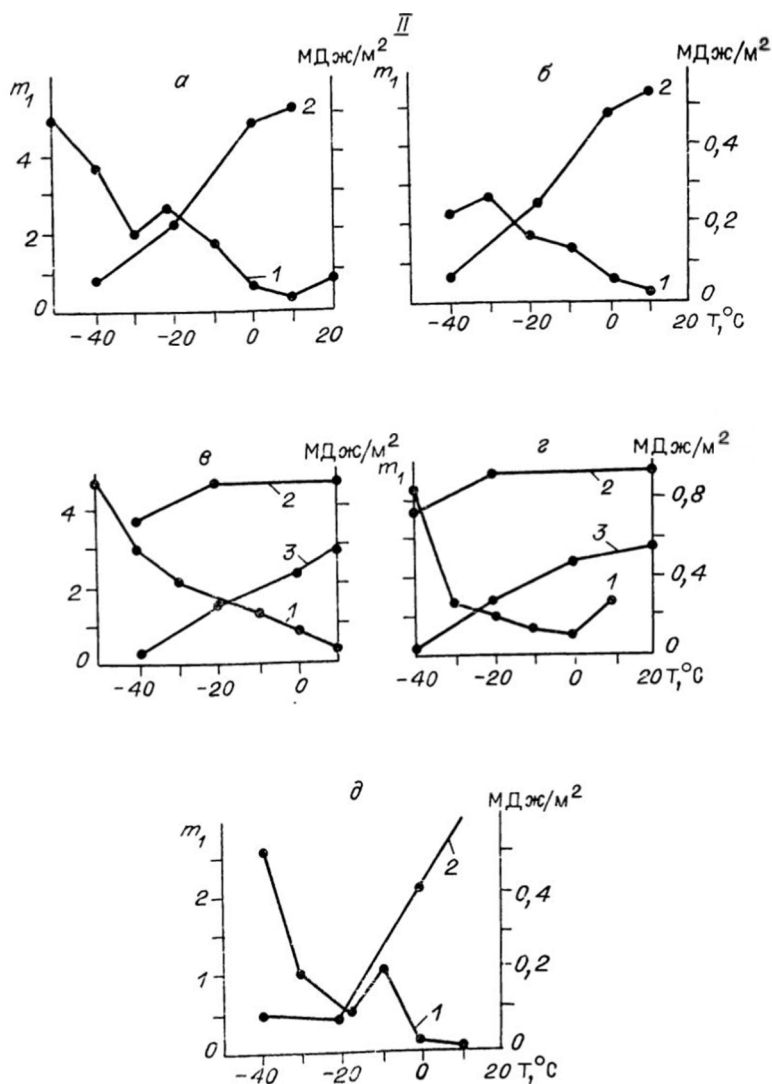


Рис. 8. Зависимости относительной частоты поломок (1) и ударной вязкости основного материала (2, 3) сварных соединений узлов и деталей экскаваторов ЭКГ-4,6 Б (I) и ЭКГ-8 (II).

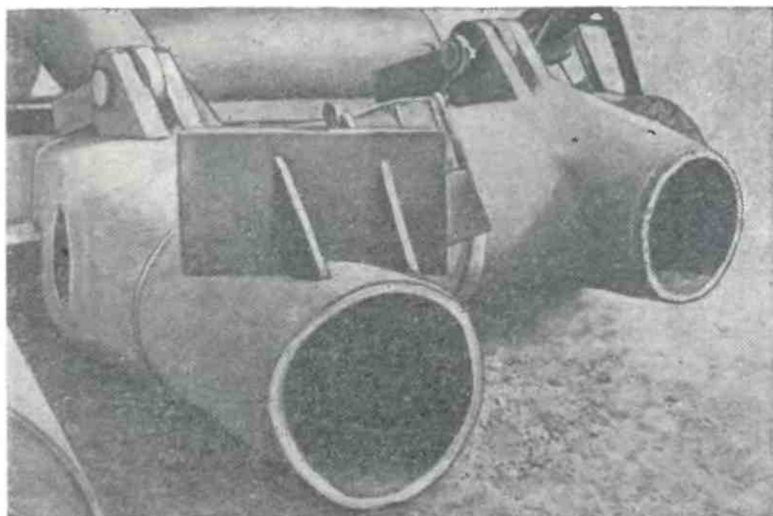
I: а — балка рукояти; б — стрела; в — ковш; г — концевая отливка; II: а, б — рукоять; в, г — ковш; д — стрела. Данные а, в получены в Коршуновском ГОКе, б, г — в Норильском ГМК.

передней стенки, которую усиливают, как правило, приваркой стальной полосы; часто происходит отрыв проушин днища ковша по шву приварки. Относительно высокий уровень ударной вязкости основного металла узлов и деталей, подверженных разрушению в интервале температур, в котором относительная частота поломок достаточно высока (рис. 8, I), свидетельствует о том, что причинами разрушений служат ослабление материала в зоне термического влия-



ния сварки, а также наличие концентраторов напряжений.

**Экскаваторы ЭКГ-8, ЭКГ-8И.** Полноповоротный, электрический карьерный экскаватор на гусеничном ходу ЭКГ-8 предназначен для разработки полезных ископаемых и вскрышных работ, а также их погрузки в транспортные средства большой емкости. Анализ разрушений по этим машинам



*Рис. 9.* Внешний вид разрушенной балки рукояти экскаватора ЭКГ-8.

позволил уточнить и отработать все основные положения методики сбора, систематизации и обработки исходной информации, так как на карьерах горных предприятий установлен круглогодичный непрерывный цикл работ. Исходная информация в этом случае намного качественнее, чем та, которая имеется в строительных организациях.

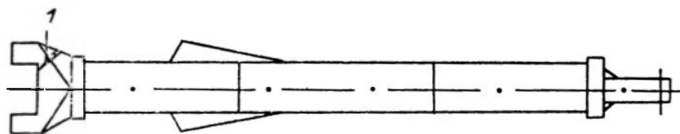
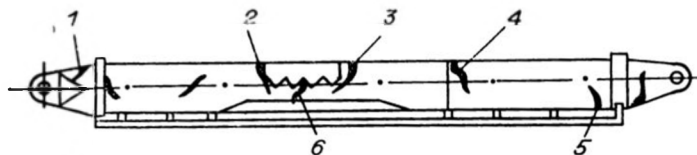
Балка рукояти ковша экскаватора разрушается чаще других узлов при низких температурах (85%). При этом максимум аварийности приходится на температурный интервал от  $-15$  до  $-25^{\circ}\text{C}$  (данные по Коршуновскому ГОКу и Норильскому ГМК). Относительная частота поломок при температуре  $-50^{\circ}\text{C}$  в 10 раз выше, чем при температуре  $0^{\circ}\text{C}$  (рис. 8, II, а).

Разрушение балки рукояти, как правило, начинается в сварном шве, соединяющем балку с концевой отливкой (рис. 9). В данном случае, хотя требования существующей

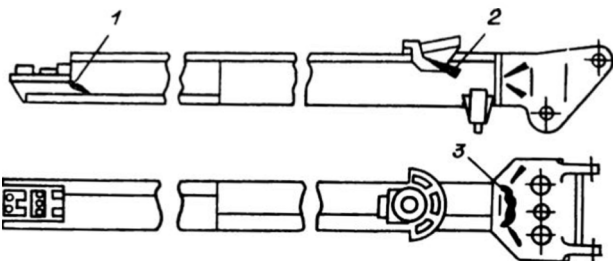
*Рис. 10.* Места возникновения трещин в корпусе стрелы и ковша экскаваторов ЭКГ-8 (I, II) и ЭКГ-8И (III, IV).

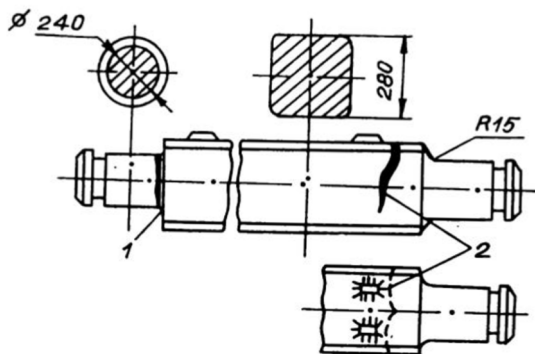
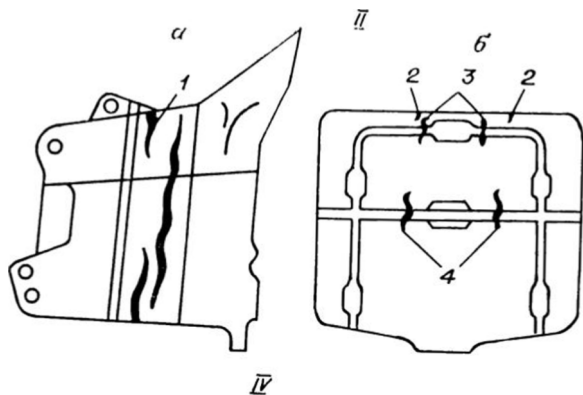
I — корпус стрелы ЭКГ-8; 1 — пита стрелы; 2, 3 — прикрепления напорной плиты в сварных швах и в зоне термического влияния сварки; 4 — место первого стыкового шва корпуса; 5 — места приварки бруса крепления амортизаторов (сварные швы, ЗТВ); 6 — у круглого отверстия в корпусе (выход трубки слива масла из редуктора напорного механизма); II — ковш экскаватора ЭКГ-8: а — корпус; б — днище; III — корпус рукояти экскаватора ЭКГ-8И; IV — его на-  
тяжная ось.

I



III





технологии сварки не были нарушены, происходит разупрочнение материала в участках сварного соединения (металл шва и ЗТВ), что ведет к разрушению. Кроме того, наблюдаются разрушения крепления кремальерной рейки, начинающиеся в сварных швах. В концевой отливке трещины возникают в месте приварки боковых заглушек, где появляется дополнительная концентрация напряжений. Ремонт рукояти очень трудоемок и требует больших затрат. Так, в среднем для замены рукояти, вышедшей из строя, нужно около 2 сут (35 ч). Общий убыток единичного ремонта на одну машину, как правило, составляет 10—15 тыс. руб.

Наиболее слабыми местами корпуса стрелы экскаватора ЭКГ-8 являются сварные швы и зоны термического влияния сварки (рис. 10), прикрепления напорной плиты, бруса крепления амортизаторов и т. п. Трещины, возникающие в корпусе стрелы, часто переходят в напорную плиту. Ковш представляет собой сварной узел, состоящий из корпуса, днища, коромысла и зубьев. Корпус ковша сваривается встык из четырех отливок: передней, задней и двух боковых стенок ковша. Передняя стенка, подвергаемая износу, выполнена из высокомарганцовистой стали 110Г13Л, а задняя и боковая стенки — цельнолитые — из стали 35Л. Петля днища, коромысло ковша, засов и кронштейн отливаются из стали 110Г13Л. Таким образом, все основные детали ковша изготавливаются из высокопрочной стали (исключение составляют задняя и боковые стенки — из стали 35Л). Наиболее часто трещины возникают вдоль бокового сварного шва (рис. 10, II, 1). В этом месте толщина стенки, а также часто и технология сварки не позволяют получить необходимую структуру, поэтому наблюдаются дефекты сварки. Такие разрушения характерны для ковшей емкостью 8 м<sup>3</sup> и отсутствуют у ковшей емкостью 6 м<sup>3</sup>.

Около 60% разрушений приходится на днище ковша и петлю днища. Эти детали в наибольшей степени подвергаются динамическим нагрузкам и абразивному изнашиванию. Материал их обладает высокими механическими свойствами и высокой абразивной износостойкостью. На работоспособность данных деталей влияют конструктивные недостатки и условия эксплуатации. Относительная частота поломок (см. рис. 8, II, б) резко возрастает при температуре —30°C. Между тем ряд деталей ковша (60%) разрушается при температуре выше 30°C, т. е. когда ударная вязкость данного материала равна или больше 0,8 МДж/м<sup>2</sup>.

Около 20% разрушений приходится на заднюю стенку, которая в процессе работы испытывает наименьшие нагруз-

ки по сравнению с другими деталями ковша (исключение составляют боковые стенки). Применяемый в этом случае материал не обеспечивает необходимого запаса вязких свойств, что приводит к хрупкому разрушению. Места приварки направляющих засовов образуют ослабленные места с концентрацией напряжений, и трещины частот возникают по обеим сторонам этих направляющих засовов (см. рис. 10, II, 3, 4). Поскольку ковш наиболее подвержен динамическим нагрузкам, трещины при низких температурах возникают в местах локального приложения нагрузок по периферии днища ковша. Стрела экскаватора ЭКГ-8 разрушается в основном по сварному шву средней секции, а также по проушинам пяты, по месту сварки пяты с металлоконструкцией, а также возле крепления головных блоков. Причинами разрушения при низких температурах являются концентраторы напряжений, низкая хладостойкость применяемого материала и его разупрочнение в зоне термического влияния сварки. Следует отметить, что хладостойкость применяемого материала уже при температуре  $-10^{\circ}\text{C}$  не удовлетворяет требованиям эксплуатации. Ударная вязкость в этом случае составляет  $0,2 \text{ МДж/м}^2$  (см. рис. 8, II, 6). Снижение ударной вязкости происходит в том же температурном интервале, что и рост относительной частоты разрушений (от 0 до  $-20^{\circ}\text{C}$ ), т.е. основная ответственность за повышение аварийности данного узла ложится на низкие механические свойства применяемого материала.

В корпусе рукояти экскаватора ЭКГ-8И (см. рис. 10, III) трещины возникают в местах резкого изменения сечения рукояти, расположенных у узлов крепления напорного 1 и возвратного 2 полублоков, а также в месте сопряжения 3 балки рукояти с концевой отливкой. Малый радиус закругления (1 и 2) вызывает резкую концентрацию напряжений. Заварка трещин с усилением накладными пластинами не дает должного эффекта. В последних выпусках ЭКГ-8И конструкция рукояти изменена, что дало существенный производственный эффект.

В стреле экскаватора ЭКГ-8И трещины возникают в месте перехода вертикального листа к горизонтальному. Острая кромка в месте перехода является концентратором напряжения. Для устранения трещин коробку заваривают дополнительными накладными листами. В верхней части стрелы трещины появляются в месте стыковки соединительного листа с основными трубами. Место концентрации напряжений устраняется путем удлинения соединительного листа до концевой отливки.

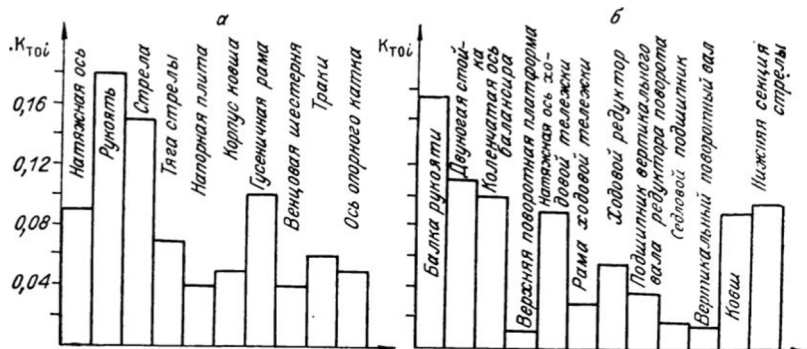


Рис. 11. Гистограммы распределения коэффициентов тяжести, отказов наименее надежных узлов и деталей экскаваторов ЭКГ-8 (а) и ЭКГ-12,5 (б).

Натяжная ось экскаватора ЭКГ-8 склонна к возникновению трещин в местах перехода круглой цапфы в тело оси с квадратным сечением (см. рис. 10, IV, 1). Приварки к телу оси с квадратным сечением вспомогательных деталей образуют слабые места, в которых зарождаются трещины.

По гистограмме распределения коэффициента тяжести отказов  $K_{от}$  наименее надежных узлов и деталей экскаватора ЭКГ-8 (рис. 11, а) можно наглядно убедиться в том, что работоспособность экскаватора в наибольшей степени лимитируют отказы балок рукоятей, стрелы, гусеничной рамы, натяжной оси. Относительная частота отказов этих узлов и агрегатов сопоставима или меньше относительной частоты отказов других деталей и элементов экскаватора ЭКГ-8. Убытки, связанные с отказами этих четырех узлов, составляют более 50% всех убытков вследствие отказов механического оборудования. Поэтому особое внимание следует уделять выбору материалов, конструктивному оформлению и разработке оптимальной технологии сварки при изготовлении и ремонте именно этих узлов и деталей.

**Экскаваторы ЭКГ-12,5.** По данным, получаемым на предприятии горно-добывающей промышленности, можно определить величину ущерба вследствие аварийных отказов отдельной детали (узла, агрегата), а также суммарную величину ущерба вследствие отказов всех наименее надежных ответственных узлов и деталей в течение фиксируемого време-

ни эксплуатации  $\tau$  (месяц, год):  $\tau = \sum_{i=1}^N Q_i$ . Поделив эту ве-



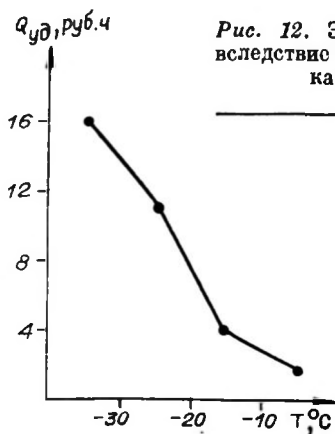


Рис. 12. Зависимость удельного ущерба поломок вследствие отказов механического оборудования экскаватора ЭКГ-12,5 от температуры.

личину на время работы  $T_{\text{раб}}$  экскаватора в пределах рассматриваемого периода времени  $\tau$ , устанавливают удельную величину ущерба вследствие отказов механического оборудования экскаватора:

$$Q_{уд} = \sum_{i=1}^N Q_i / T_{\text{раб}}, \text{ руб./ч.}$$

По аварийным отказам механического оборудования экскаваторов ЭКГ-12,5 за 1982 г. в карьере «Удачный» производственного объединения Якуталмаз удельный ущерб составил  $Q_{уд} = 5,98$  руб./ч. Величина удельного ущерба  $Q_{уд}$  в зимнее время в 7–8 раз выше по сравнению с летним периодом (рис. 12). Из гистограммы распределения коэффициента тяжести отказов деталей и узлов (см. рис. 11, б) следует, что из агрегатов, имеющих сварные соединения, наибольший ущерб причиняют отказы балки рукояти, двуногой стойки, натяжной оси ходовой тележки, нижней секции стрелы, ковша экскаватора ЭКГ-12,5, на которые приходится более 60% ущерба вследствие отказов всего механического оборудования. У экскаватора ЭКГ-12,5 до 40% отказов от общего количества разрушений происходит при температурах ниже  $-35^{\circ}\text{C}$ .

Балка рукояти представляет собой сварную конструкцию, состоящую из обечайки и головки отливки, подвергаемую действию ударных и циклических нагрузок. Разрушения передней обечайки наиболее часто происходят в участках термического влияния сварки шва, соединяющего головную отливку с обечайкой, и по шву присоединения корпуса блока к обечайке. Изучение излома разрушения стыка головной отливки с обечайкой показало, что зародышем трещины служат неметаллические включения.

Химический состав стали балки рукояти: [C — 0,19; Si — 0,35; Mn — 1,0; Cr < 0,30; Ni — 1,0; Mo — 0,22; V < 0,11; Ti — следы]. Для определения механических свойств балки рукояти из нее вырезались образцы по двум

**Т а б л и ц а 8. Прочностные характеристики материала балки рукояти ЭКГ-12,5**

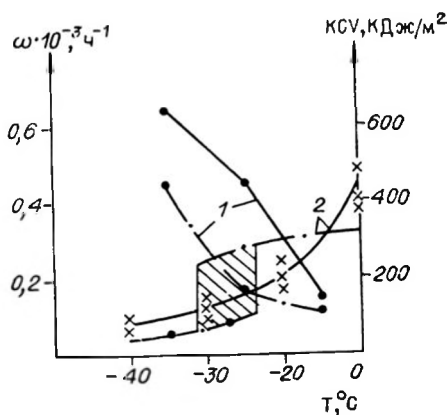
| Маркировка образца | Температура испытания, °С | Предел текучести $\sigma_{0,2}$ , МПа | Временное сопротивление $\sigma_B$ , МПа | Относительное удлинение $\delta$ , % | Относительное сужение $\psi$ , % |
|--------------------|---------------------------|---------------------------------------|------------------------------------------|--------------------------------------|----------------------------------|
| В                  | +20                       | 489                                   | 684                                      | 22,3                                 | 55,3                             |
| В                  | -60                       | 533                                   | 737                                      | 21,3                                 | 55,2                             |
| П                  | +20                       | 471                                   | 647                                      | 22,6                                 | 57,7                             |
| П                  | -60                       | 484                                   | 724                                      | 22,8                                 | 53,2                             |

направлениям: вдоль оси балки рукояти (маркировка В) и перпендикулярно к оси трубы (маркировка П). Установлено, что изменение направления вырезки образцов не влияет на прочностные характеристики стали (табл. 8). Хотя размер зерен стали по стандартной шкале соответствует баллу 9 и ферритно-перлитная структура имеет глобулярное строение, вследствие неудачно выбранной технологии сварки при наличии легирующих элементов [Mn, Si, Ni и Cr] в зоне термического влияния сварки развивается отпускная хрупкость. Поэтому характерны низкие значения ударной вязкости при температурах ниже  $-10^{\circ}\text{C}$  и не случаен высокий уровень относительной частоты разрушений балки рукояти (рис. 13). При ликвидации одного аварийного отказа балки рукояти экономический ущерб составляет в среднем 9360 руб.; экскаватор ЭКГ-12,5 при этом простаивает 56 ч.

Двуногая стойка экскаватора ЭКГ-12,5 изготавливается из стали 20. Характерные места появления трещин и разрушений двуногой стойки — сварные швы у головки стоек, а также зона термического влияния сварки при приварке поперечной трубы к стойке. Размер зерен материала двуногой стойки соответствует баллу 4—5, сталь 20 имеет ферритно-перлитную структуру с тонкопластинчатым перлитом, по границам ферритных зерен выделились карбиды. Материал обладает низкой ударной вязкостью с характерным порогом хладноломкости, поэтому и высок уровень относительной частоты поломок двуногой стойки (см. рис. 13). При ликвидации одного отказа двуногой стойки ущерб составляет в среднем 6070 руб., при этом экскаватор простаивает около 90 ч.

Резкий рост относительной частоты поломок узлов, как правило, имеет место в области температур резкого падения значений ударной вязкости сварного соединения. Наибольшее число разрушений деталей и элементов конструкций

Рис. 13. Зависимости относительной частоты разрушений (1) и ударной вязкости материала (2) балки рукояти (сплошные линии) и двупной стойки (штриховые) экскаватора ЭКГ-12,5.



приходится на зимние месяцы с отрицательными среднемесячными температурами. Эта тенденция особенно характерна для зоны очень холодного климата с наиболее низкими температурами.

Однако достаточно высокий уровень аварийности экскаваторных конструкций наблюдается и при положительных температурах, что свидетельствует о значительной роли динамического характера нагружения. Номинальные разрушающие напряжения для различных сварных конструкций экскаваторов составляют 25—55% расчетных. Вместе с тем наличие остаточных напряжений и дефектов сварки, деформационное старение конструкционного материала в околошовной зоне, в ряде случаев неравнопрочность сварного соединения, в особенности если сварка осуществляется при низких температурах, а также наличие периодических нагрузок, оказывающих существенное влияние на физико-механические свойства сварного соединения, обуславливают возникновение разрушения на любой стадии изготовления, монтажа, ремонта и эксплуатации экскаватора.

Обследование показало, что наиболее часто причинами разрушений сварных конструкций экскаваторов является несоответствие основного конструкционного материала по хладостойкости (около 29%), а также использование технологий и сварочных материалов, не обеспечивающих хладостойкость соединения (около 24%). В среднем по районам Крайнего Севера страны каждый карьерный экскаватор простаивает 70—90 дней в году вследствие непригодности к работе при низких температурах. В целом убытки, вызванные непригодностью экскаваторов к работе при низких климатических температурах, достигают около 100 млн. руб. в год.

## Разрушения сварной поперечины рамы автомобиля БелАЗ-549

Автомобиль-самосвал БелАЗ-549 грузоподъемностью 75 тонн — широко применяемый вид технологического транспорта при добыче полезных ископаемых в Западной Сибири и Якутии. Анализ разрушений одной из базовых деталей — поперечины № 3 рамы автосамосвала БелАЗ-549 — показал, что, как правило, ее аварийный отказ влечет за собой разрушение и других элементов рамы. Рама автомобиля БелАЗ-549 состоит из лонжеронов коробчатого сечения переменной высоты, соединенных четырьмя поперечинами.

Поперечина № 3 представляет из себя трубу с шестью кольцами, прикрепленными к трубе при помощи сварки. Кольца являются посадочными местами под рычаги задней подвески (рис. 14, 15). Согласно заводской технологии изготовления поперечины, кольца привариваются автоматической сваркой под слоем флюса на стенде ОС-143. Используются сварочная проволока Св08ГА (ГОСТ 2246-70) диаметром 4 мм и флюс АН-348 (ГОСТ 9087-69). После сварки поперечина подвергается нормализации в печи Ц-105 при

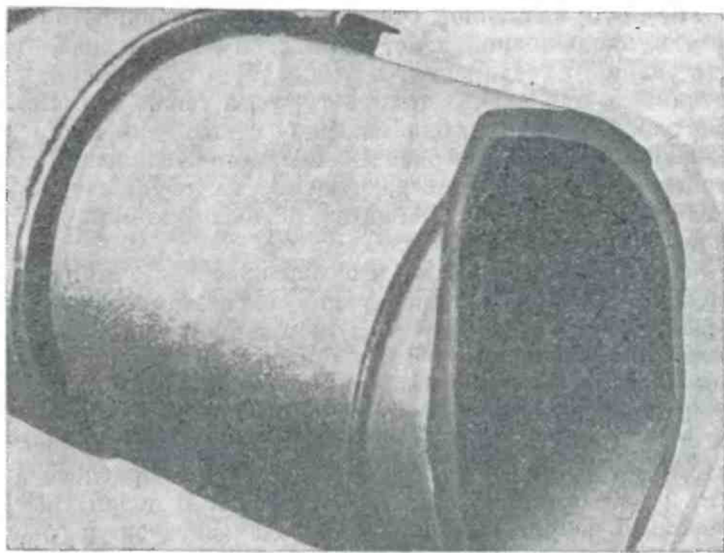


Рис. 14. Внешний вид разрушенной поперечины № 3 рамы автосамосвала БелАЗ-549.

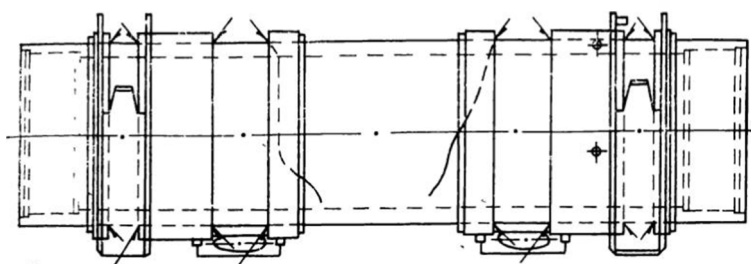


Рис. 15. Схема и места разрушения поперечины № 3 рамы автосамосвала БелАЗ-549 (сварные швы показаны стрелками).

температуре  $860^{\circ}\text{C} \pm 10^{\circ}\text{C}$ , при этом время от сварки до термообработки не регламентируется.

Визуальный осмотр разрушившихся поперечин № 3 во всех случаях показывает однотипность разрушений. Очагом разрушений служат, как правило, усталостные трещины, которые зарождаются на границе сплавления основного металла и сварного шва (см. рис. 15). Все разрушения происходят по наиболее нагруженному участку поперечины на расстоянии 700—800 мм от ее торца (см. рис. 14, 15). На большинстве изломов можно четко выделить три участка трещины: зарождение, распространение и полом.

Зарождение трещины и рост ее до критических размеров происходит в течение некоторого периода времени. Установлено, что при аналогичных условиях нагрузки усталостная трещина за цикл проходит примерно 0,2 мк. Зная, что при эксплуатации в условиях горных карьеров, например в Западной Якутии, подвеска автомобиля, как правило, испытывает 100—120 колебаний на 1 км пути [98], можно определить, что от начала зарождения усталостной трещины до ее критических размеров автомобиль в среднем проходит около 15—20 тыс. км.

Химический состав основного металла поперечины № 3: [C — 0,39%; Mn — 0,76%; Si — 0,26%; Cr — 1,05%; Ni — 0,04%; Cu — 0,02%; P < 0,02%; S < 0,02%].

Механические характеристики материала поперечины № 3 рамы:  $\sigma_{\text{т}} = 325$  МПа;  $\sigma_{\text{вр}} = 700$  МПа;  $\delta = 53,3\%$ ;  $\psi = 20,6\%$ . Ударная вязкость материала определена по ГОСТу 9454-78 на образцах типа I и IV при запасе энергии 0,22 кДж на маятниковом копре МК-30.

Испытания показали, что образцы с острым надрезом имеют верхний порог хладноломкости при температуре  $-20^{\circ}\text{C}$  и нижний порог хладноломкости — минус  $30^{\circ}\text{C}$ .

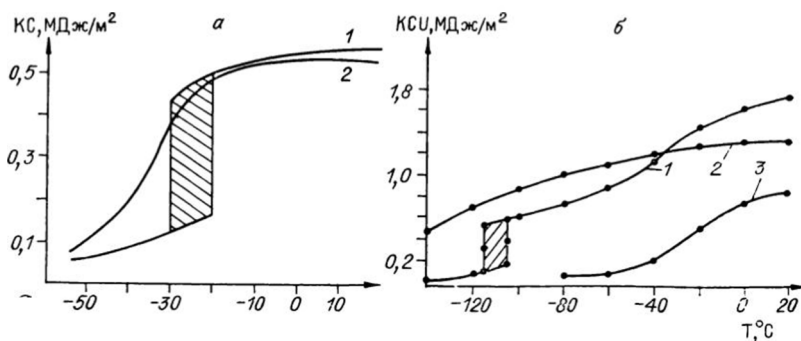


Рис. 16. Зависимость ударной вязкости материала поперечины № 3 рамы автосамосвала БелАЗ-549 от температуры.

а) сталь 40X; 1 — образцы типа IV (с острым надрезом), 2 — типа I (с круглым надрезом мснже); б) сталь 40X с термообработкой; 1 — закалка в воде с 850 $^{\circ}\text{C}$ , отпуск при 600 $^{\circ}\text{C}$ ; 2 — закалка в масле с 850 $^{\circ}\text{C}$ , отпуск при 600 $^{\circ}\text{C}$ ; 3 — нормализация при 850 $^{\circ}\text{C}$ .

(рис. 16, а). Образцы с круглым надрезом без заметного порога хладноломкости при температуре  $-40^{\circ}\text{C}$  имеют значения ударной вязкости ниже 0,2 МДж/м $^2$ . Установлено, что материал поперечины № 3 чувствителен к ударным испытаниям, к концентраторам напряжений и обнаруживает недостаточную хладостойкость при низких температурах. Для сравнения с материалом поперечины нами проведена термическая обработка по режимам улучшения и нормализации образцов из стали 40X и исследованы их механические свойства (см. рис. 16, б). Твердость после термического улучшения повышается и составляет 270 НВ, а после нормализации — 235 НВ. Ударная вязкость имеет также высокие значения во всем диапазоне низких климатических температур (см. рис 16, б).

На основе этих результатов, а также по данным химического анализа и механических характеристик материал исследованной поперечины № 3 соответствует стали марки 40X по ГОСТу 4543-71 с термической обработкой по режиму нормализации.

В результате исследования микроструктуры материала вдоль оси поперечины № 3, начиная от места разрушения к торцу, выяснено, что в зоне термического влияния сварного соединения структура ферритно-перлитная, однако она отличается от ферритно-перлитной структуры основного металла степенью неоднородности и дисперсности. Для нее характерно скопление перлитных участков в одних местах и малое количество в других. Различие в структурном состоя-

нии основного металла и зоны термического влияния сказывается на прочностных свойствах изделия, что подтверждается значениями микротвердости ( $H_{50} = 192$  кгс/мм<sup>2</sup> для основного металла,  $H_{50} = 210$  кгс/мм<sup>2</sup> — для зоны термического влияния). В тонкой структуре участков зоны термического влияния сварки характерно наличие микротрещин.

На поверхности излома исследуемой поперечины № 3 имеются несколько достаточно резко разграниченных, макроскопически различных по строению зон, что свидетельствует о протекании разрушения во времени. Разрушение началось в поверхности детали в зоне термического влияния сварки в приграничных участках зерен из-за зарождения и роста усталостной трещины и закончилось поломкой всей детали. Металлургических дефектов во всем сечении излома не обнаружено. Зона начального разрушения характеризуется грубыми усталостными бороздками. В конце усталостной зоны наблюдаются участки хрупкого проскальзывания — ярко выраженные серповидные площадки. Эта зона составляет около 25% поверхности излома. Затем следует зона развития трещины, представляющая собой преимущественно кристаллический излом (приблизительно 35% поверхности разрушения).

Для зоны постепенного разрушения типичен шевронный излом, причем линии шеврона постепенно поворачиваются до угла 60—90° к поверхности, что свидетельствует о нагружении в режиме малоциклового усталости [106]. В зоне окончательного долома поверхность разрушения характеризуется бугорчатым, грубозернистым строением.

Исследование микротопографических особенностей рельефа излома показало, что инициирование трещины происходит в приграничных участках зерен. Области зернограничного растрескивания встречаются в изломе и на последующих стадиях развития трещины, что свидетельствует о пониженном уровне межзеренного сцепления в сварном соединении [107, 108].

Таким образом, поверхность разрушения поперечины № 3 по характеру силового воздействия представляет собой усталостный излом, неоднородный по макрогеометрии (имеется несколько зон, отличающихся по макрорельефу). Трещина зарождается в результате разрушения локальных объемов материала, прилегающих непосредственно к поверхности детали. Инициирование усталостной трещины происходит в зоне термического влияния сварного соединения в приграничных участках зерен. Для микрорельефа поверхности разрушения характерно наличие областей зернограничного

растрескивания, что свидетельствует о пониженном уровне межзеренного сцепления в участках зоны термического влияния сварки и является одним из факторов, ответственных за разрушение данной детали. Предусмотренная технологией изготовления поперечины № 3 термообработка не приводит к равновесной структуре, а технология сварки не обеспечивает получения равнопрочного сварного соединения, хотя требования существующих нормативов не нарушались.

На основе изучения изменения механических свойств стали 40X после различных режимов термической обработки установлено, что наиболее оптимальной для данной стали является термообработка по режиму улучшения: закалка в масле при температуре 850°C с последующим отпуском при температуре 600°C, которая и должна быть рекомендована для материала поперечины № 3 после сварки. Технология сварки термоупрочненной стали 40X должна быть разработана специально.

Анализ случаев разрушений сварной поперечины № 3 рамы автомобиля БелАЗ-549, которые происходили при низких температурах эксплуатации, показывает, что нужно выбрать основной конструкционный материал и вид его термической обработки, обеспечивающей высокую хладостойкость основного металла. При изготовлении сварного изделия в северном исполнении необходимо оптимизировать технологию сварки с позиций соблюдения требований комплексного критерия. По данному комплексному критерию должны быть обеспечены необходимый уровень сопротивляемости в целом сварного соединения к хрупкому разрушению, возникновению холодных трещин и усталости при температуре, соответствующей самым низким температурам при эксплуатации.

### **Разрушения металлических конструкций ферм перекрытий зданий, корпусов судов и трубопроводов**

Особенность металлических конструкций состоит в том, что наступление предельного состояния и разрушения хотя бы одного конструктивного элемента вызывает, как правило, аварию всего сложного, иногда значительных масштабов сооружения.

Анализ аварий металлических конструкций приводится в работах [20, 116, 141, 145, 148, 149, 161, 186, 189, 211, 239, 242, 256, 278, 279, 315, 337, 364 и др.]. Показано [306], что, изменяя порядок очередности сварочных операций, можно



управлять развитием сварочных и образованием остаточных напряжений, что может оказывать существенное влияние на склонность сварного соединения к хрупкому разрушению.

При неправильном порядке наложения швов остаточные напряжения возрастают в несколько раз и могут служить причиной аварии. Так, в качестве основной причины разрушения моста в Хассельте (Бельгия) указывались остаточные напряжения, достигшие весьма высоких значений вследствие большой ширины шва в месте присоединения накладки [20]. Сварной шов, присоединивший накладку к криволинейной полке, был последним в порядке очередности сварочных операций. Благодаря этому нижняя часть стойки в безраскосной ферме начала работать фактически как подвеска. Повреждение этой подвески повлекло за собой динамическое деформирование нижнего пояса, что привело к разрушению пояса и моста в целом.

В г. Норильске были изготовлены сварные стальные фермы перекрытия производственного здания. Верхние пояса фермы представляют собой два уголка ( $140 \times 140 \times 10$  мм), соединенных сверху полосовыми накладками, привариваемыми к уголкам. Полосовые накладки верхних поясов ферм выполнены составными (рис. 17). Каждая накладка имеет длину 4,5 м, приваривается к уголкам продольным швом. Накладки соединялись между собой V-образным швом без подварки корня шва. Сварка выполнялась при низких температурах электродами с кислым покрытием. Продольные швы, соединяющие полосы с уголками, не прерывались в местах пересечения с поперечными стыковыми швами, что вызывало в этих местах дополнительные напряжения. Ферма была изготовлена из стали ВСт. 3сп. По результатам испытаний на ударную вязкость порог хладноломкости стали наступает при  $-35^{\circ}\text{C}$ , сварного соединения — при  $-20^{\circ}\text{C}$ .

При транспортировке ферм к месту монтажа при температуре от  $-40^{\circ}$  до  $-45^{\circ}\text{C}$  на восьми фермах в верхних поясах были обнаружены трещины. Трещины возникли главным образом на участках пересечений продольных швов приварки полосовых накладок к уголкам с поперечными стыковыми швами между накладками. Трещины начинались как в металле продольных и стыковых швов, так и в участках зон термического влияния сварки. Трещины распространялись по полосовой накладке и полкам уголков, как правило, до радиуса закругления уголков у обушка. При возникновении трещин значительную роль сыграло наличие объемных остаточных напряжений в месте скопления швов в условиях низких климатических температур.

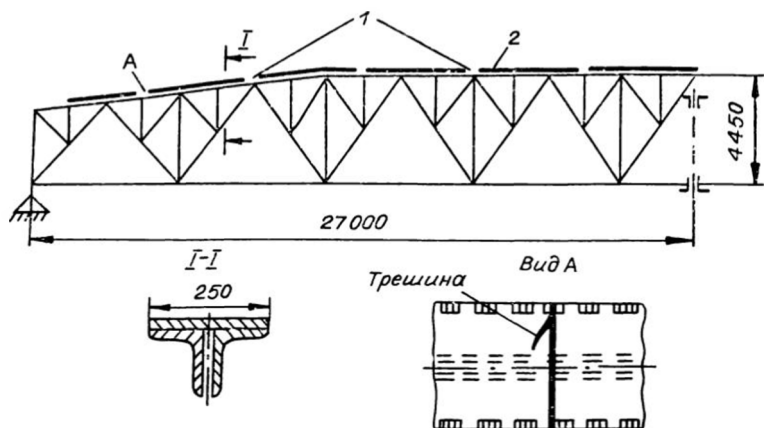


Рис. 17. Схема фермы перекрытия.

Вид по А — трещина в сварном шве приварки накладок к уголкам в пересечении со стыковым поперечным швом между накладками; 1 — стыковой шов соединения накладок; 2 — полосовая накладка.

В работе [20] приведен подробный анализ двух случаев обрушения пролетного строения транспортной галереи вследствие главным образом низкого качества стали, которая в результате термического влияния сварки становится склонной к хрупким разрушениям при понижении температуры эксплуатации конструкции. Расчет главных напряжений упавшего пролетного строения на фактические нагрузки к моменту аварии показал, что напряжение в элементах не превышало 50—75% расчетных. Установлено, что сталь, использованная в уголках  $200 \times 200 \times 16$  мм,  $200 \times 200 \times 24$  мм, в вертикальных листах сечением  $450 \times 12$  мм,  $450 \times 10$  мм, а также для полос толщиной 30 мм нижних поясов главных ферм галерей, отличается значительной неравномерностью по объему углерода, фосфора и серы. При этом содержание углерода составило 0,22—0,35%, достигая 0,38% вблизи места разрушения; содержание серы — 0,055%, достигая 0,063—0,077%. На шлифе образца, взятого из средней части сечения полос толщиной 30 мм вблизи места разрыва, площадь, занятая перлитом, составила более половины общей площади, и, следовательно, содержание углерода в этом месте превышало 0,4%. Изучение распределения серы путем снятия отпечатков по методу Баумана подтвердило наличие высокого содержания в стали серы и ее неравномерное распределение по сечению полос (большое скопление серы в средней части сечения).

Возникновение трещин и разрушения корпусов судов имели место в период зимнего отстоя судов. Трещины появились по бортам и днищу, а также на палубах судов. Наблюдались случаи полного разрушения корпусов судов в поперечном сечении. Длина трещин составляла 0,5—27 м. Раскрытие трещин достигало от 3 до 130 мм, смещение кромок — до 60 мм. В большинстве случаев материал корпусов судов — сталь КСт4сп1 (47,7%) и ВСтЗсп2 (42,8%); лишь в двух случаях — сталь 09Г2.

Разрушения происходили в основном при низких температурах:  $-50^{\circ}\text{C}$  — 14 случаев, ниже  $-40^{\circ}\text{C}$  — 12, ниже  $-30^{\circ}\text{C}$  — 5, при  $-20^{\circ}\text{C}$  — 2, при  $-10^{\circ}\text{C}$  — 2 случая. Зародыши трещин, как правило, располагались в разупрочненных участках термического влияния сварки в зонах концентрации напряжений; очагами разрушения часто служат места приварки продольными швами второстепенных деталей без зазоров и заварки щелей. Отрицательно сказывается плохое качество сварочных работ прикрепления вспомогательных элементов корпуса судна (например, лапки и полосы привального бруса, стойки мерного ограждения, проушины, рюмы, являющиеся не силовыми элементами). Как правило, их приваривают прерывистыми швами, без полного проплавления стыкуемых элементов, накладки не обваривают по контуру; допускается близкое расположение швов, их перекрещивание и т. д. В случае таких прикреплений для разрушения несущих элементов из низкоуглеродистых сталей достаточны номинальные напряжения величиной лишь 20—30 МПа. При этом чем толще несущий элемент, тем ниже становится его прочность при понижении температуры.

Возникновению трещин способствовали также значительные напряжения, возникающие в средней части судов в поперечном сечении в результате неравномерного промерзания льда под корпусом и последующего спада уровня речной воды.

Таким образом, трещины в корпусах судов возникают в результате воздействия высоких напряжений при наличии факторов, способствующих склонности к хрупкости: концентрация напряжений; технология сварки, обуславливающая возникновение участков, склонных к хрупким разрушениям; низкое качество сварки вспомогательных элементов; применение нехладостойких материалов; воздействие низких температур. Очагом зарождения трещины зачастую служит незначительная трещинка в зоне термического влияния сварки, вокруг которой развивается локальная концентрация напряжений, в особенности когда удельное тепловложение

при изготовлении сварного соединения отличается от оптимального уровня.

К. Винтертон [392] описал случай, когда очагом трещины хрупкого разрушения корпуса судна послужил пережог металла в месте зажигания сварочной дуги. В работе [390] им описан случай, когда трещина зародилась в зоне термического влияния приварки накладки к трубопроводу, которая устраняла утечку газа. Автор подчеркнул, что трещина возникла в участке со структурой, полученной при недостаточном уровне погонной энергии, которая применялась при сварке накладки. Наблюдались случаи лавинного распространения трещин в магистральных газопроводах на несколько десятков километров [391].

Наиболее характерный вид разрушения газопровода — сквозная трещина кольцевых швов. Как правило, такая трещина проходит на определенную длину по оси кольцевого сечения и имеет сравнительно небольшое раскрытие кромок (1—3 мм). Трещины начинаются от первичного дефекта (подрез, непровар, скопление пор и шлаковых включений), располагающегося преимущественно в корневом слое или к границам его сплавления [229, 262, 296, 357, 362, 375].

Процесс зарождения и замедленное распространение трещин по периметру стыка происходит в течение нескольких часов или суток [9, 10, 262, 296, 297, 357, 362, 363]. Вероятность образования трещин повышается с увеличением толщины свариваемых изделий, при использовании сталей повышенной и высокой прочности, а также при выполнении сварочных работ при низких климатических температурах [9, 10, 52, 115, 148, 149, 180, 390, 391]. При сварке в условиях низких температур в сварных соединениях характерны повышенные остаточные напряжения и значительное количество газов (кислорода, азота, водорода), растворенных в металле шва. В трубопроводах, корневые швы которых сварены при температуре ниже  $-30^{\circ}\text{C}$  газозащитными электродами, трещины обычно распространяются по всему периметру стыка [262].

Холодные трещины, образовавшиеся в корневом шве, при определенной нагрузке развиваются в последующие слои и образуют сквозной разрыв — свищ. Утечка газа через свищ может вызвать воспламенение, что приводит к нагреву металла, его локальному разупрочнению и последующему разрушению [262]. Б. Е. Патон и А. Е. Аснис [229] показали, что утечка газа вызывает охлаждение металла, причем охлаждение возможно до температуры, соответствующей переходу металла в хрупкое состояние, что способствует

склонности сварного соединения к хрупкому разрушению. При сварке труб из сталей, микролегированных ванадием, ниобием, азотом или титаном, на образование холодных трещин в сварных соединениях существенную роль играет водород [296, 297, 375].

Авторами [290] предложен эффективный метод формирования корня шва с применением специального сварочного флюса. Темп сварочно-монтажных работ можно значительно увеличить путем применения электрода с целлюлозным покрытием при сварке кольцевых швов. Однако содержание водорода в швах, выполненных этими электродами, весьма значительно: от 54 до 62 мл/100 г [296, 362, 363], поэтому при сварке трубопроводов из высокопрочных сталей (класса X-60, X-65) электродами с целлюлозным покрытием возникают холодные трещины большой протяженности [362].

В работах [178, 339] установлено, что при сварке низколегированных сталей повышенной прочности образование холодных трещин возможно при скорости охлаждения  $W_{500}^{600} = 12 - 30$  град/с, что характерно для ручной электродуговой сварки в условиях пониженных температур воздуха. По данным работ [52, 391], наблюдается образование холодных трещин при сварке в условиях отрицательных температур, хотя, судя по микроструктурам различных зон сварных соединений, закалочные структуры отсутствуют.

Возможные пути предотвращения образования холодных трещин при сварке труб — предварительный подогрев стыков и непрерывное последовательное наложение швов. При этом обеспечивается снижение твердости в зоне термического влияния и достигается уменьшение содержания диффузионного водорода до безопасного уровня в интервале времени задержанного зарождения трещин [362]. Между тем пока отсутствуют эффективные решения по обоснованному назначению режимов предварительного подогрева с позиций исключения возникновения холодных трещин и снижения склонности сварных соединений к хрупким разрушениям при низких климатических температурах.

Анализ аварий металлических конструкций показал, что хрупкие разрушения сварных соединений в условиях низких климатических температур возникают по следующим причинам.

1. Для стропильных и подстропильных ферм, прогонов, связей металлических конструкций наиболее опасными местами вероятности разрушения являются: пересечение стыковых швов стенки балки со швами, прикрепляющими ребра жесткости; сближение этих швов со стыковым швом стенки

на расстояние менее 40 мм; примыкание сварных швов в местах пересечения вертикальных и горизонтальных ребер жесткости при отсутствии скосов у одного из ребер в месте их пересечения; отсутствие подварки корня шва в стыковых соединениях элементов; несплавления по кромкам угловых швов; образование швов, не имеющих гладкой или мелкошершуватой поверхности без плавного перехода к основному металлу; с наплывами, сужениями, перерывами; приварка к поясам подкрановых балок горизонтальных связей внахлестку без обварки по контуру или встык без полного провара.

2. При разрушении и возникновении трещин в корпусах судов основными причинами аварий при низких климатических температурах являются: недостаточная хладостойкость сварного соединения; конструктивные недостатки — обрывы связей, уступы с острыми углами на несущих связях, а также наличие неподкрепленных вырезов; наличие незаваренных участков или швов, имеющих на конце кратеры; сосредоточение, сближение сварных швов; нарушения правил хранения судна в отстое в затоне при низких климатических температурах.

3. Трубопроводы проявляют склонность к хрупким разрушениям при понижении температуры вследствие появления участков термомеханического старения и холодных трещин при неправильном сочетании основных и сварочных материалов, при использовании необоснованных режимов сварки, а также при выборе дополнительных технологических приемов (предварительный и сопутствующий подогревы) без обоснованного назначения их режимов.

При разработке технологии сварки конструкций, предназначенных для эксплуатации при низких климатических температурах, в особенности если сварочные работы выполняются в условиях низких температур, должны быть учтены явления, вызывающие их склонность к хрупким разрушениям при понижении температуры, в том числе влияние остаточных напряжений на хладостойкость сварных соединений.

### **Обобщенный анализ фактических случаев разрушения сварных соединений**

Анализ работоспособности машин и случаев разрушения деталей и сварных соединений в условиях низких температур позволяет сделать вывод о закономерностях низкотемпературных отказов основных видов техники и конструкций.

**Автомобили, тракторы, бульдозеры.** Параметр потока отказов деталей и узлов в зимнее время по сравнению с летним увеличивается в 4—6 раз. Производительность обычных машин при среднемесячных температурах (от  $-35$  до  $-40^{\circ}\text{C}$ ) понижается до 40%, а продолжительность работы в зоне среднегодовых отрицательных температур сокращается в 1,5 раза. Среднемесячная выработка на один бульдозер в зимнее время по сравнению с летним снижается от 2,7 до 7 раз.

**Экскаваторы.** Из общего числа зарегистрированных случаев отказов сварных базовых узлов и деталей экскаваторов в зимний период (октябрь — март) происходит более 75% разрушений. Возникновению хрупкого разрушения сварных соединений при низких температурах содействуют повышенные динамические и циклические нагрузки рабочих органов экскаваторов.

**Драги.** Усталостные повреждения накапливаются в элементах конструкций драг в течение длительного периода работы при повторных нагрузках. Среднегодовое количество разрушений папильонажных свай и черпаковых рам существенно зависит от продолжительности эксплуатации. Относительная частота хрупких разрушений сварных деталей базовых узлов драг резко возрастает при понижении температур эксплуатации ниже  $-30^{\circ}\text{C}$ .

**Металлоконструкции.** При понижении температуры наблюдаются аварии трубопроводов, мостов, несущих ферм, резервуаров, нефтехранилищ и сосудов высокого давления. Разрушения связаны как с недостатками конструктивного и технологического характера, так и с применением материалов, образующих сварное соединение недостаточной хладостойкости.

Обобщение многочисленных данных литературных источников и наших наблюдений за разрушениями металлоконструкций показывает, что возникновение хрупких трещин в подавляющем большинстве случаев происходит при низких климатических температурах эксплуатации. Многие разрушения, которые случаются при положительных температурах, являются лишь следствием накопления повреждений, полученных при отрицательных температурах. Распределение разрушений сварных соединений по месяцам года зависит от вида металлоконструкций и условий их нагружения (см. рис. 15). Вместе с тем при рассмотрении влияния температуры на возникновение разрушений более объективной будет зависимость между числом разрушений и температурой, а не с показателями по месяцам года (см. рис. 15).

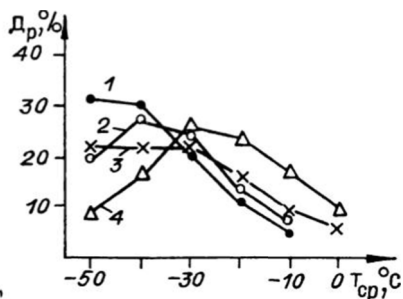


Рис. 18. Распределение разрушений сварных соединений по десятиградусному интервалу температур эксплуатации конструкции.

$T_{ср}$  — средние величины десятиградусного интервала температур;  $D_p$  — доля разрушений от общего количества зарегистрированных случаев, 1 — трубопроводы; 2 — экскаваторы; 3 — строительные конструкции; 4 — бульдозеры.

Для сварных соединений различных типов конструкций существуют диапазоны температур, при которых хрупкие разрушения происходят наиболее часто (рис. 18). Так, для трубопроводов это температуры ниже  $-35^\circ C$ , для экскаваторов — ниже  $-30^\circ C$ , для строительных конструкций — ниже  $-25^\circ C$ , для бульдозеров — при  $-20^\circ C$ . Такой эффект следует объяснить технологией изготовления техники и конструкций. Разные отрасли имеют различные возможности с позиций применения конструкционных и сварочных материалов, реализации жестких требований к технологии сварки, уровню контроля выполняемых сварных соединений. Снижение доли количества разрушений при более низких температурах в общем количестве отказов у бульдозеров и экскаваторов объясняется резким сокращением машинодней в работе этих машин в наиболее холодные периоды года.

Для каждой группы машин и конструкций были сопоставлены данные о напряжениях, действующих в момент разрушения сварного соединения, с уровнем предела текучести основного конструкционного материала, определенного испытаниями образцов из проб, отобранных при сборе фактического материала. Установлено, что в подавляющем большинстве случаев хрупкие разрушения сварных соединений при низких климатических температурах происходят при действующих номинальных напряжениях ниже предела текучести основного материала (рис. 19, а, б). Этот факт свидетельствует о недостаточности применительно к сварным конструкциям северного исполнения подходов классических расчетов упругого или пластического состояний материалов. Особенно опасно возникновение усталостных трещин, которые при глубине 3—4 мм и более могут переходить в хрупкие при номинальных напряжениях, намного меньших предела текучести материала, уже при температурах от  $-30$  до  $-40^\circ C$  [230].



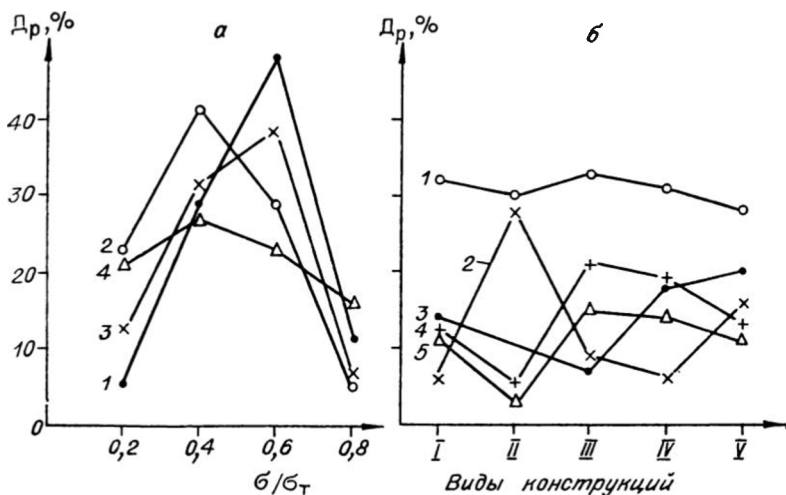


Рис. 19. Распределение хрупких разрушений сварных соединений по уровням действующих номинальных напряжений (а) и причинам аварий (б).

а) 1 — трубопроводы; 2 — строительные конструкции; 3 — экскаваторы; 4 — бульдозеры; б) I — корпуса судов; II — трубопроводы; III — строительные конструкции; IV — бульдозеры; V — экскаваторы; 1 — материалы и технология сварки, обуславливающие склонность сварного соединения к хрупкому разрушению; 2, 3 — холодные и усталостные трещины соответственно; 4 — конструктивные недостатки; 5 — недопустимые дефекты сварки.

Все случаи разрушений, зарегистрированные в период исследований по видам техники и конструкций, были классифицированы по наиболее характерным причинам, ответственным за конкретный случай отказа изделий. Обобщение этих причин отказов сварных соединений позволило выделить наиболее главные из них по каждому виду машин и конструкций.

Среди причин хрупких разрушений сварных соединений при низких температурах преобладающее место занимает неудачный выбор основных и сварочных материалов, а также технологии сварки. В результате неоптимальной технологии и неудачно выбранных материалов образуются участки с повышенной склонностью к хрупкости, к возникновению холодных усталостных трещин (см. рис. 19, б). Обобщение анализа случаев хрупких разрушений конструкций показывает, что процесс разрушения представляет собой критическое событие, продолжительность и условия протекания которого зависят от комплекса факторов (металлургических, конструктивных, технологических), а также от

влияния среды и температуры при конкретном виде и уровне нагрузок на конструкцию.

Разрушения возникают вследствие причин, которые в основном можно подразделить на две большие группы:

а) причины, обусловленные нарушениями существующих технических требований или недостаточным применением достигнутого уровня знаний при изготовлении, сборке и эксплуатации конструкций, а также при выборе и использовании основных конструктивных и сварочных материалов, конструктивных и технологических решений;

б) причины, заложенные в технические условия создания конструкции вследствие недостаточного уровня знаний с позиций обеспечения надежности и долговечности данной конкретной конструкции при низких климатических температурах. Вопросы, вытекающие из необходимости устранения именно этого рода причин, являются предметом специальных научных исследований.

Неправильный выбор технологии сварки и погрешности проведения сварочных работ при низких температурах во многих реальных случаях являются главными причинами разрушений сварных соединений в процессе эксплуатации конструкций на Северо-Востоке страны. На основе выполненного анализа намечены главные пути разработки технологических мероприятий по повышению долговечности сварных конструкций и выполнены первоочередные исследования, результаты которых имеют существенное значение для решения данного вопроса.

# ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИИ СВАРКИ НА СВОЙСТВА СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ НИЗКОЛЕГИРОВАННЫХ СТАЛЕЙ



### 2.1. ОСНОВОПОЛАГАЮЩИЕ РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ПРОЧНОСТИ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

Статистический анализ фактических случаев разрушений сварных соединений показывает, что в числе причин их отказов, выделенных Б. Е. Патоном в работе [227], главными оказываются неправильный выбор конструкционных и сварочных материалов, а также сама технология процесса сборки, сварки, а в ряде случаев и изготовления конструкций без учета требований эксплуатации при низких температурах. В настоящее время по этим причинам происходит более половины отказов, причем процесс имеет тенденцию к росту. Кроме этих причин отказов в работе [227] указаны следующие: неправильный выбор конструктивных форм и размеров сварных узлов и соединений; несоответствие принимаемых при проектировании данных, характеризующих условия нагружения и эксплуатации конструкций; низкое качество изготовления конструктивных элементов на этапах обработки деталей, узлов, а также их сборки и сварки, нарушение правил эксплуатации и испытаний сварных конструкций. Накопление опыта изготовления сварных конструкций, учет результатов научных исследований, повышение культуры производства — все это ведет к существенным сдвигам в решении проблемы электродуговой сварки конструкций в условиях холодной климатической зоны.

Самыми сложными для выявления пока остаются технологические факторы, совершенствуя которые, можно достичь значительного повышения надежности и долговечности сварных соединений при эксплуатации в условиях Севера.

Совокупность технологических характеристик основного конструкционного материала, определяющих его реакцию на изменения, которые происходят при сварке, и способность обеспечивать при эксплуатации надежность сварного соединения понимают как свариваемость [303]. Свариваемость

оценивается не по абсолютным величинам механических свойств шва и характерных участков соединения, а по их относительным значениям по сравнению с механическими свойствами основного металла. На свариваемость влияют следующие основные технологические факторы: процессы в сварочной дуге; плавление, металлургические процессы, кристаллизация, а также взаимная кристаллизация металлов в шве и в зоне сплавления; термокинетические процессы, происходящие под тепловым воздействием в металле шва и в околошовных участках; термомодеформационные процессы.

Технологическую свариваемость оценивают прямыми способами (на сварных образцах определенной формы), а также косвенными способами, когда сварочный процесс заменяют другими процессами, имитирующими сварку. Количество показателей, характеризующих свариваемость, возрастает с ростом класса прочности стали и сложности условий эксплуатации сварной конструкции [303].

Один из важнейших показателей свариваемости, в особенности для конструкций, предназначенных для эксплуатации в экстремальных климатических условиях Северо-Востока СССР,— сопротивляемость хрупким разрушениям. Хрупкость не является постоянным свойством материала [74]. Хрупкость в сварном соединении может быть вызвана: резким отличием химического состава и структуры участков сварного соединения от химического состава и структуры основного металла; изменением дисперсности структуры и ее однородности в различных зонах сварного соединения; возникновением значительных напряжений, способствующих в ряде случаев образованию трещин на различных стадиях изготовления и эксплуатации конструкций; сложного напряженно-деформированного состояния; усталостных повреждений и усталостных трещин, которые в процессе эксплуатации конструкции могут переходить в хрупкое состояние. При наличии указанных факторов, обуславливающих хрупкое состояние, хрупкость проявляется при понижении температуры эксплуатации как хладноломкость.

Впервые классические представления о хладноломкости были сформулированы А. Ф. Иоффе [97]. Свое всестороннее развитие они получили в трудах школы Н. Н. Давиденкова [72—74, 344]. Большое значение для расширения этого направления исследований имели труды Е. М. Шевандина [332—335], В. Д. Кузнецова [136], Я. Б. Фридмана [320], Г. В. Ужика [317, 318], Б. А. Дроздовского [83]. Фундаментальная трактовка хладноломкости с позиций механики

деформируемого твердого тела дана в трудах академиков Ю. П. Работнова [254, 255] и Л. И. Седова [274].

В области исследования механических свойств материалов в широком диапазоне температур в случаях различного напряженного состояния широко известны работы Г. С. Писаренко с сотрудниками [233—235], Н. П. Мельникова с сотрудниками [188—190], Н. В. Новикова [209, 210], А. А. Лебедева [162, 163], П. Ф. Кошелева [126, 127]. Металловедческие аспекты повышения хладостойкости сталей исследовались А. П. Гуляевым [67, 68], Д. А. Литвиненко [168], Ю. А. Шульте [342]. Металлофизические подходы при рассмотрении механизмов хрупкого разрушения сталей и путей повышения их хладостойкости разработаны в трудах В. И. Саррака [270], В. Д. Ярошевича [344], Л. К. Гордиенко [56], А. Я. Красовского [128, 129], В. А. Павлова [222], В. Е. Панина [225].

Наиболее реальные перспективы в области разработки критериев, на основе которых можно решать конкретные задачи повышения надежности и долговечности конструкций при низких температурах, просматриваются по пути усовершенствования подходов линейной механики разрушения и механики разрушения в условиях общей текучести. Теоретические аспекты и прикладные вопросы применения механики разрушения при решении инженерных задач, связанных с надежностью и долговечностью конструкций в условиях низких температур, решаются В. В. Панасюком с сотрудниками [223, 224], Н. А. Махутовым [186, 187], Е. М. Морозовым [198, 226], Н. Д. Соболевым с сотрудниками [288] и другими.

Применительно к сварным соединениям вопросы хрупкой прочности исследованы в работах Г. А. Николаева [206, 207], Н. О. Окерблома [217, 218], Н. П. Щапова [343], С. А. Куркина [137, 138], В. Н. Земзина [91, 92], О. А. Бакши с сотрудниками [15, 16], В. И. Махненко [184], А. Н. Моношкова [196, 197], Л. А. Копельмана [116], И. П. Трочуна, В. М. Прохоренко, И. М. Жданова [307]. Взаимосвязь термомеханических процессов в сталях с вопросами прочности сварных соединений получила широкое освещение в работах В. И. Махненко [182, 183], М. Х. Шоршорова [338—340], Н. Н. Прохорова [249—251], Л. С. Лившица [167], Г. Л. Петрова [231], В. В. Фролова [321]. основополагающие работы, имеющие большое значение при решении задач повышения хладостойкости сварных соединений, выполнены В. В. Шеверницким [336], В. А. Винокуровым [31—36], Г. В. Жемчужниковым, В. С. Гиренко [46—47, 89],

А. В. Сильвестровым с сотрудниками [278, 279]. Микромеханизм хрупкого разрушения стали и вопросы повышения хрупкой прочности сварных соединений с учетом этого микромеханизма впервые всесторонне исследованы Б. С. Касаткиным [104—111].

Технологические мероприятия по повышению хладостойкости сварных конструкций разрабатывались С. А. Островской [219—221], А. Г. Мазеля с сотрудниками [172—175], В. Н. Матхановым с сотрудниками [180], А. Я. Воловиком [37], А. А. Чекановым [326], М. П. Анучкиным [9, 10], Б. А. Гололобовым и К. Г. Николаевым [52], М. Н. Гапченко [43].

Из зарубежных авторов, занимающихся исследованиями хрупкой прочности конструкций, следует указать на результаты работ А. Котрелла [353], В. Паркера [377], Г. Бойда [347], В. Пеллини [378], Х. Кихара [331], Т. Екобори [85, 386], Т. Каназава [368], В. Зута [331, 383], А. Гриффитса [360], Е. Орована [376], Г. Ирвина [365, 366], Д. Дагдейла [355], А. Уэллса [331, 388, 389], Д. Райса [260, 379], Д. Нотта [212] и др.

При разработке технологии сварки сталей для изготовления конструкций, предназначенных для эксплуатации в холодной климатической зоне, следует учитывать достижения науки в области повышения хрупкой прочности материалов и конструкций, а также пластичности сварных соединений при низких климатических температурах. Анализ фактических случаев хрупких разрушений сварных соединений, а также специальные экспериментальные исследования показывают, что при неблагоприятном сочетании структурного и напряженно-деформированного состояний, а также при наличии дефектов сварки и концентрации технологических пластических деформаций с «помощью» сварки можно получить крайне низкий уровень пластичности элементов сварных соединений и конструкций, несмотря на вполне удовлетворительное исходное состояние основного металла.

Технология сварки определяется режимами, техникой исполнения и способом («на проход», «от середины к концам», «обратноступенчатый», «двойного слоя», «горкой», «каскадом» и т. д.). Применение при сварке способов отвода тепла и предупреждения прожогов (медные подкладки, временные или остающиеся подкладки и т. п.), использование различных дополнительных приемов (предварительный подогрев, сопутствующий подогрев и т. п.) обуславливает получение той или иной структуры в металле шва и околошовной зоне, а также формирование напряженно-деформированного со-

стояния. Режим сварки, определяемый совокупностью параметров сварочного процесса (напряжение дуги, величина сварочного тока или его плотность, последовательность и направление проходов, скорость сварки, род и полярность сварочного тока, эффективный КПД теплового действия дуги и т. п.), во многом влияет на формирование механических свойств сварного соединения.

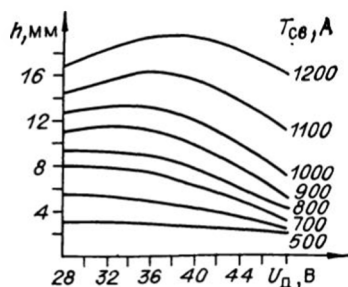
## 2.2. ВЛИЯНИЕ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ СВАРКИ НА СВОЙСТВА СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

Получение швов требуемого размера, формы и качества — одно из необходимых условий обеспечения хладостойкости и сопротивления усталости сварных соединений.

Влияние параметров режима электродуговой сварки на размеры и форму швов исследовались достаточно широко [4, 14, 80, 81, 86, 178, 207, 218, 231, 303, 321]. С увеличением силы тока дуги возрастает длина, ширина и особенно глубина проплавления сварочной ванны (рис. 20). С увеличением напряжения дуги глубина провара несколько снижается (см. рис. 20), при этом интенсивно возрастает ширина и длина ванны [4]. В работе [80] указаны средние значения напряжения на дуге при различной силе сварочного тока (рис. 21). На глубину провара скорость сварки в различных диапазонах температур оказывает неодинаковое влияние (рис. 22). Так, с увеличением скорости сварки ширина сварочной ванны уменьшается (см. рис. 22).

При постоянной величине сварочного тока в зависимости от диаметра электрода изменяется плотность энергии в пятне нагрева и подвижность дуги. При увеличении диаметра электрода усиливается блуждание активного пятна по

Рис. 20. Характер влияния силы тока и напряжения дуги на глубину проплавления ( $h$ ).



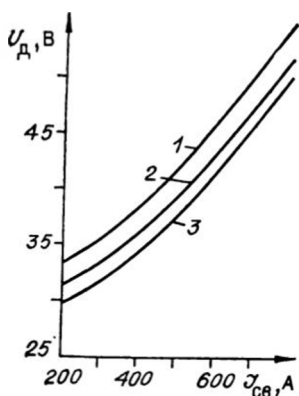


Рис. 21. Зависимость средних значений напряжения дуги при механизированной сварке под флюсом электродной проволокой с диаметром 2 мм от величины сварочного тока. 1 — постоянный ток, прямая полярность; 2 — переменный ток; 3 — постоянный ток, обратная полярность.

поверхности ванны, тепло дуги распределяется по большей площади. В результате этого ширина шва увеличивается, а глубина провара и высота валика уменьшаются [4]. Уменьшение высоты валика ведет к снижению коэффициента расплавления и соответственно к уменьшению количества расплавленного электродного металла.

Род и полярность тока оказывают влияние на количество теплоты, выделяемой на изделие при сварке. При сварке на прямой полярности глубина проплавления оказывается меньше, чем при обратной. Если электродуговая сварка осуществляется переменным током, формы и размеры шва достигают средних величин по сравнению с формами и размерами при использовании постоянного тока противоположных полярностей [80]. На размеры и форму шва существенно влияет наклон электрода в плоскости продольной оси шва. Если вершина угла, образованного электродом и изделием, обращена в сторону направления сварки, то глубина проплавления основного металла и высота валика шва снижаются, а ширина шва увеличивается. При скоростях сварки свыше 60—80 м/ч образование подрезов и зон несплавлений можно предотвратить изменением угла наклона электрода, выполняя сварку «углом вперед» [4, 80]. При увеличении вылета электрода усиливается его предварительный подогрев и соответственно повышается коэффициент расплавления, а также количество наплавленного металла и снижается глубина провара. При механизированных способах сварки на размеры и форму шва влияют состав защитной атмосферы и марка флюса [81].

С. А. Островской [221] установлено, что при строгом соблюдении идентичности условий сварки (величины вылета,



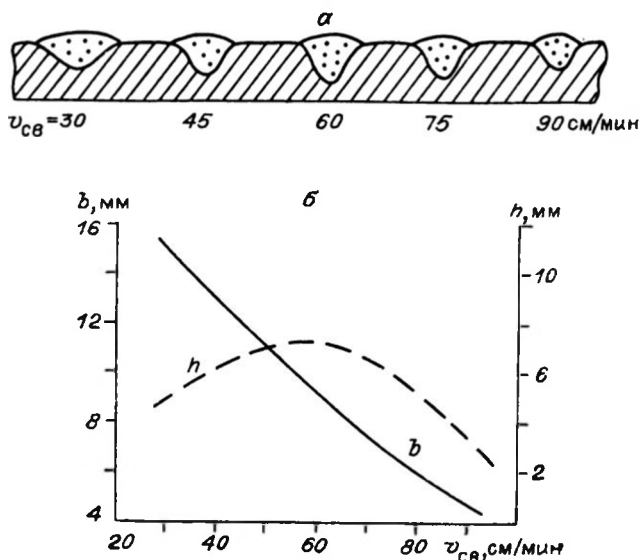


Рис. 22. Влияние скорости сварки на глубину провара ( $h$ ) и ширину шва ( $b$ ).

$a$  — схема шва при разных скоростях сварки;  $b$  — зависимости  $h$  и  $b$  от скорости сварки [80].

диаметра проволоки, электрических параметров сварки, скорости сварки и др.) глубина и ширина провара, его очертания, высота валика, размеры и форма зоны термического влияния практически не зависят от типа защиты (изменение этих величин не превышает  $5 + 10\%$ ). Коэффициент расплавления в углекислом газе при одинаковых режимах проведения сварки всего на 5% выше, чем при сварке под флюсом. Из результатов, полученных С. А. Островской, вытекает важный вывод о возможности использования общей методики расчета режимов сварки и определении размеров швов по заданному режиму как при автоматической сварке под флюсом, так и полуавтоматической сварке в среде углекислого газа.

В работах [19, 86 и др.] исследовано влияние некоторых параметров режима сварки на величину воздействия газов столба дуги на расплавленный металл и установлена квадратичная связь между сварочным током и давлением дуги, приводящим к увеличению глубины проплавления.

Строгих методов расчета основных размеров сварочной ванны и шва после затвердевания ванны пока нет. В основе

приближенных методов расчета, имеющих достаточную точность для решения практических задач, лежит оценка эффективной тепловой мощности дуги. В частности, в работе [231] на основе экспериментальных данных Н. Н. Рыкалина и К. В. Любавского показано, что

$$h = q/4\pi\lambda T_{\text{пл}} \cdot \varphi, \quad (2.1)$$

т. е. глубина проплавления пропорциональна тепловой мощности. В. П. Демянцевич [80] предложил для случаев ручной электродуговой сварки приближенную формулу зависимости площади поперечного сечения металла, наплавленного за данный проход  $F_n$ , от погонной энергии (отношения эффективной тепловой мощности дуги  $q$  к скорости сварки  $v_{\text{св}}$ ):

$$q_n = \frac{q_{\text{эф}}}{v_{\text{св}}} = 6075,5. \quad (2.2)$$

Таким образом, выбор режимов сварки для решения практических задач можно осуществить на основе оптимизации параметров эффективной тепловой мощности дуги, в частности погонной энергии сварки.

При электродуговой сварке сталей плавлением ввиду локального введения теплоты, неравномерного теплового поля, малого объема сварочной ванны, специфичности атмосферы над сварочной ванной имеют место изменения фазового и структурного состояния металла, процессы развития физической (рост зерна, нарушение дисперсности структуры) и химической (макро- и микроскопическая ликвация в металле шва, сегрегация легирующих элементов и примесей в металле зоны термического влияния, диффузионное перераспределение их и т. д.) неоднородностей [4, 14, 86, 167, 207, 214, 231, 250, 252, 303, 321, 338, 339].

В связи с ресурсосберегающей политикой, особенно остро выдвинутой на XXVII съезде КПСС, с целью снижения материалоемкости конструкций и оборудования широко начинают применять низколегированные термоупрочненные стали повышенной и высокой прочности, удачно сочетающие высокие показатели пределов текучести и прочности с достаточной пластичностью, вязкостью и обрабатываемостью [87, 107, 108, 125, 134, 169, 190, 265, 271, 293, 299, 304]. При сварке этих сталей кроме фазовых превращений имеют место процессы возврата, полигонизации и рекристаллизации, сопровождающиеся разупрочнением участков зон термического влияния (ЗТВ), которые в ряде случаев не позволяют полностью использовать преимущества этих перспективных сталей.

Основным фактором, определяющим после окончания сварки конечную структуру металла в отдельных участках металла шва и зоны термического влияния, является термический цикл, которому подвергается металл на конкретном участке при сварке. Ширина и конечная структура различных участков сварного соединения зависит от способа и режима сварки, состава основного и сварочного материала, размеров свариваемых элементов.

Считается, что обеспечение равнопрочности сварного соединения при дуговой сварке низкоуглеродистых и низколегированных сталей обычно не вызывает затруднений [4]. Между тем имеют место многочисленные случаи разрушений сварных соединений из этих деталей, в особенности при эксплуатации конструкций в условиях низких климатических температур Северо-Востока страны, хотя в большинстве случаев нарушений технологии сварки, регламентируемой существующими нормативами, не зафиксировано. Регулирование процессов, обуславливающих структурно-механическую неоднородность в сварных соединениях, должно осуществляться на основе управления термическим циклом с учетом марки стали, ее толщины, параметров сварочного процесса.

Как правило, выделяют четыре основных характерных участка неоднородности, ответственных за сопротивляемость сварных соединений хрупкому разрушению:

1. Участок околошовной зоны, нагретый в интервале температур  $A_{сз} — T_{пл}$ ; на этом участке аустенитное зерно даже при незначительной продолжительности пребывания при высоких температурах успевает вырасти до значительных размеров. Задача выбора оптимальной технологии сварки сводится к обеспечению наименьшего снижения свойств на этом участке [60].

2. Участок неполной перекристаллизации, нагреваемый в интервале температур  $A_{с1} — A_{сз}$ . Заметим, что особенно при сварке термоупрочненных сталей на этом участке может иметь место разупрочнение.

3. Рекристаллизованный участок металла околошовной зоны характеризуется некоторым разупрочнением и снижением твердости по сравнению с исходным состоянием; рекристаллизация приводит к значительному росту зерен металла, подвергнутого перед сваркой холодной пластической деформации.

4. Участок металлоконструкции, нагреваемый в интервале температур  $100—300^{\circ}\text{C}$ . Хотя этот участок и не претерпевает видимых структурных превращений, при сварке низко-

углеродистых сталей с повышенным содержанием газов на этом участке наблюдается снижение ударной вязкости [60].

Участок основного металла, примыкающий к линии плавления, нагревается выше температуры начала интенсивного роста зерна аустенита  $T_{\text{нпр}}$ . В околошовной зоне происходят частичное сплавление границ зерен, образование нескольких рядов крупных зерен [339]. В этих областях, как правило, развивается химическая неоднородность. Если основной и присадочный металлы существенно различаются в композициях или чистоте по вредным примесям, то химическая неоднородность на этом участке может сыграть решающую роль в разрушении сварного соединения при низких климатических температурах [338].

Процессы, происходящие в околошовной зоне, изменения структуры и свойств участков зависят как от скоростей нагрева в интервале температур  $A_{c1} - T_{\text{max}}$ , так и от общего времени выдержки от начала интенсивного роста зерна  $T_{\text{нпр}}$ , являющегося суммой времен длительностей пребывания металла выше температуры конца фазового превращения при нагреве ( $t'$ ) и охлаждении ( $t''$ ).

Взаимодействие карбидов с аустенитом происходит с разной степенью полноты в зависимости от скорости нагрева  $\omega_n$  в процессе перекристаллизации стали при сварке. При повышении скорости нагрева  $\omega_n$  из-за недостатка времени растворение карбидов запаздывает, а это приводит к повышению температуры конца превращения аустенита. При сварке доэвтектоидных и заэвтектоидных сталей с высокой скоростью нагрева в аустените остается значительное количество нерастворенных карбидов. При температурах, намного превышающих критическую точку аустенитных превращений  $A_{c3}$ , оставшиеся карбиды растворяются полностью. Легирование доэвтектоидных сталей сильными карбидообразующими элементами [Mo, W, V, Ti, Nb] приводит к тому, что при их непрерывном нагреве даже до весьма высоких температур карбиды не растворяются полностью. Образование аустенита смещается в район высоких температур тем заметнее, чем более стойкими карбидообразующими элементами легирована сталь. Это обстоятельство затрудняет гомогенизацию аустенита и препятствует последующему росту зерна. Скорость нагрева  $\omega_n$  является основным параметром термического цикла сварки, определяющим температуру начала интенсивного роста зерна  $T_{\text{нпр}}$ .

Для углеродистых и низколегированных сталей с увеличением  $\omega_n$  происходит последовательное повышение  $A_{c3}$  и  $T_{\text{нпр}}$ , причем характерно одновременное расширение ин-

тервала между этими температурами; интервал приблизительно соответствует температурному интервалу первого периода гомогенизации аустенита.

Для сталей указанного класса размеры зерна начинают увеличиваться при нагреве до  $T_{\max} = 1000-1050^{\circ}\text{C}$ : интенсивный рост зерна начинается в участках зоны перекристаллизации, нагреваемых до  $T_{\max} = 1200-1300^{\circ}\text{C}$ , и особенно энергично развивается в зоне с  $T_{\max} = 1350-1450^{\circ}\text{C}$ .

При сварке ширина участка зоны перекристаллизации с зерном определенного размера зависит прежде всего от погонной энергии, а также от индивидуальных особенностей (наследственных свойств) стали в отношении склонности к росту зерна [339].

С увеличением скорости нагрева  $\omega_n$  выше определенного уровня существенно повышается температура начала заметного превращения перлита в аустенит, а также значительно расширяется температурный интервал  $A_{c1} - A_{c3}$ . В углеродистых и низколегированных сталях, не содержащих сильных карбидообразующих элементов, с увеличением скорости нагрева до  $1400-1700$  град/с температуры критических точек  $A_{c1}$  и  $A_{c3}$  в сравнении с равновесными условиями повышаются соответственно на  $110-95$  и  $180-130^{\circ}$ ; при этом температурный интервал  $A_{c1} - A_{c3}$  расширяется на  $70-35^{\circ}$  [340]. При скоростях нагрева  $\omega_n = 50$  град/с повышению температур критических точек для этих сталей значительно меньше. М. Х. Шоршоров, В. В. Белов [339] пришли к выводу, что рост температуры точек  $A_{c1}$  и  $A_{c3}$  для большинства углеродистых и низколегированных сталей, применяемых для сварки, находится в указанных пределах. Резкое повышение температур критических точек наблюдается не только при наличии в стали элементов, образующих устойчивые карбиды, но и в случае грубой ферритно-перлитной или ферритно-карбидной исходной структуры.

Увеличение скорости нагрева  $\omega_n$  характерно при снижении погонной энергии [339]. При этом снижается степень гомогенизации аустенита, повышается структурно-механическая неоднородность сварного соединения и, начиная с определенных уровней снижения погонной энергии, возрастает склонность сварного соединения к хрупкому разрушению. Таким образом, с позиций обеспечения несущей способности сварного соединения при низких температурах управление скоростью нагрева  $\omega_n$ , регулирующей полноту взаимодействия карбидов с аустенитом, степенью гомогенизации последнего и структурно-механической неоднородностью соединения, имеет существенное значение. Влияние

неполной гомогенизации аустенита на его устойчивость в околошовной зоне значительно сказывается особенно в тех случаях, когда исходная структура обладает существенной степенью неоднородности.

Важное значение при формировании свойств сварного соединения имеет длительность пребывания металла участков соединения при температуре выше температуры начала интенсивного роста зерна  $T_{\text{нир}}$ , зависящая от максимальных температур нагрева. При длительности пребывания участка металла более 1—3 с при максимальных температурах нагрева, характерных для околошовной зоны (1300—1400°C), интенсивный рост зерна начинается во всех стадиях [339]. Индивидуальные особенности сталей в отношении их склонности к росту зерна в околошовной зоне проявляются при длительности выше 3—4 с [338, 339]. Существенное значение при этом имеет соотношение длительности пребывания металла выше температуры конца фазового превращения в ходе нагрева  $t'$  к длительности пребывания металла при температуре выше  $A_{c3}$  в ходе охлаждения  $t''$ . Для режимов однопроходной сварки листов толщиной до 8 мм и наплавки на малых погонных энергиях основное влияние на размер зерна оказывает  $t'$  (или  $\omega_n$ ). При  $t' + t'' \gg 10$  с и  $t''/t' \gg 4$ , соответствующим различным случаям сварки и наплавки с общим высоким предварительным подогревом или в условиях резко выраженного краевого эффекта, связанного с ограниченностью размеров свариваемых изделий, определяющее влияние на размер зерна может оказывать  $t''$ .

При температурах подогрева от 500 до 300°C при сварке листов толщиной от 1 до 5 мм, а также при подогреве от 700 до 300°C при наплавке на листы толщиной от 10—14 до 30—50 мм при погонной энергии  $q/v_{\text{св}}$  в пределах 1—2,5 МДж/м  $t''$  становится больше 20—30 с и  $t''/t' > 10—20$ . Для этих случаев определяющее влияние на конечный размер зерна оказывает  $t''$ . Поэтому для сталей, склонных к росту зерна, температуру предварительного подогрева, используемого с целью ограничения закалочных явлений и предупреждения холодных трещин, следует выбирать по возможности невысокой.

Рост зерна разных сталей имеет индивидуальные особенности при однопроходной автоматической сварке листов толщиной 10—30 мм и наплавке на листы средней (15—30 мм) и большой ( $\geq 30$  мм) толщины при средних и высоких значениях погонной энергии 3—7,5 МДж/м и  $t' + t''$  в пределах 20—150 с. При этом в сталях с карбидообразующими

элементами на конечный размер зерна влияют в основном  $t'$  и скорость нагрева  $\omega_n$ . В углеродистых сталях и в сталях, не содержащих карбидообразующие элементы, основную роль играет длительность  $t''$ .

При регулировании структур и механических свойств сварных соединений важное значение имеет кинетика превращения аустенита при непрерывном охлаждении. Процессы распада аустенита в условиях непрерывного охлаждения значительно отличаются от распада в изотермических условиях [60, 303, 339].

При анизотермическом превращении степень устойчивости переохлажденного аустенита определяется длительностью охлаждения от  $A_{сз}$  до температуры начала превращения и, следовательно, скоростью охлаждения в интервале температур наименьшей устойчивости аустенита. При этом важно знать скорости охлаждения, которые соответствуют:  $\omega_f$  — началу появления избыточного феррита,  $\omega_n$  — началу появления перлита,  $\omega_1$  — началу появления мартенсита,  $\omega_2$  — образованию 100% мартенсита [339]. Значения скоростей охлаждения получают по анизотермическим диаграммам превращения аустенита, построенным в координатах температура превращения — скорость охлаждения либо в координатах температура превращения — время [60].

Регулировать структуру и механические свойства сварного соединения можно только при комплексном учете взаимосвязи характера превращения аустенита при охлаждении с изменениями, происходящими в металле при температуре выше температуры конца фазового превращения. Было показано [134], что влияние скорости охлаждения  $\omega_0$  на кинетику распада аустенита можно усилить или ослабить в зависимости от скорости нагрева и длительности пребывания металла при температуре выше  $A_{сз}$ . При высоких скоростях нагрева и незначительном времени пребывания металла при температуре выше  $A_{сз}$  повышенные скорости охлаждения в участке околосварной зоны, нагретом в интервале температур  $A_{сз} - T_{пл}$ , ведут к получению наиболее дисперсной структуры и обеспечивают повышение пластичности. Установлено [109], что для обеспечения необходимых значений ударной вязкости околосварного участка сварных соединений термоупрочненных сталей 14Х2ГМР и 14ХМНДФР скорость охлаждения для этих сталей должна находиться в интервалах 13,5—3,5 град/с.

Повышение скорости охлаждения в зоне термического влияния сварного соединения стали 10Г2ФР до 10—15 град/с

снижает степень разупрочнения на участке неполной перекристаллизации. Снижение степени разупрочнения при этом авторы [133, 135] объясняют уменьшением количества феррита, а также возрастанием содержания перлита и бейнита и увеличением дисперсности продуктов распада аустенита в этом участке.

Скорость охлаждения при сварке термоупрочненной стали 17ГС влияет на ударную вязкость KCU и удельную работу распространения трещин KCV. Установлено [288], что равнопрочность сварного соединения с основным термоупрочненным металлом по исследуемым характеристикам достигается при скорости охлаждения в участке около линии сплавления  $\omega_0' = 10-30$  град/с; при значениях  $\omega_0'$  ниже или выше указанных пределов скоростей охлаждения KCU и KCV снижаются; снижение этих величин при  $\omega_0' \geq 30$  град/с авторы объясняют повышением содержания в структуре мартенситной составляющей; снижение указанных характеристик при уменьшении  $\omega_0' < 10^\circ\text{C}/\text{с}$  объясняется ростом зерна и уменьшением дисперсности структуры. В работах [134, 135] показано, что для стали 15ХГ при  $\omega_0' = 1$  град/с наблюдается крупнозернистый перлит. С увеличением  $\omega_0'$  до 15 град/с в структуре околошовного участка исчезают выделения избыточного феррита, располагающегося по границам бывшего аустенитного зерна, увеличивается дисперсность структуры и ее однородность. Соответственно повышаются пластические свойства сварного соединения. Скорости охлаждения могут колебаться от 0,25 до 60 град/с при  $600^\circ\text{C}$  и от 0,8 до 240 град/с при  $900^\circ\text{C}$  [167].

Считается [135], что для каждого конкретного класса стали существует предельно допустимая скорость охлаждения, гарантирующая отсутствие трещин в околошовной зоне и обуславливающая, в частности, для сталей перлитного класса допустимое содержание мартенсита в околошовной зоне. Принимая, что наиболее благоприятные механические свойства (пластичность, вязкость и прочность) в сочетании с высоким сопротивлением образованию холодных трещин достигаются при содержании мартенсита в стали не более 30%, в работе [125] из анализа структурной диаграммы показано, что скорость охлаждения для стали 10Г2ФР не должна превышать 36 град/с. Для термически упрочненных сталей оптимальные значения скоростей охлаждения существенно зависят от температуры отпуска при термическом упрочнении [200]. Чем ниже температура отпуска и выше исходная твердость, тем должна быть выше скорость охлаж-



дения в высокотемпературной околосшовной зоне. Для обеспечения равнопрочности различных участков термического влияния сварки соотношение скоростей охлаждения в высокотемпературной околосшовной зоне и участке неполной перекристаллизации должно быть равно 1 : 3. При сварке, например, стали 17ГС оптимальными диапазонами скоростей охлаждения являются:  $\omega'_0 = 40\text{—}50$  град/с и  $\omega' = 12\text{—}15$  град/с.

В работе [134] подчеркнуто, что при рекомендациях программы охлаждения участка неполной перекристаллизации необходимо учитывать скорость охлаждения в интервале температур выделения структурно-свободного феррита. Таким образом, характер структурно-фазовых превращений, однородность и дисперсность конечной структуры в различных участках сварного соединения зависят от параметров термического цикла сварки.

Управление термическим циклом в зависимости от класса стали и конструктивных характеристик свариваемого изделия можно осуществить регулированием различных параметров сварочного процесса, определяющих эффективную тепловую мощность дуги и, следовательно, погонной энергии сварки. Регулирование этих параметров должно обеспечивать оптимальные диапазоны длительностей пребывания металла участков сварного соединения выше температуры начала интенсивного роста зерна, а также скоростей охлаждения в интервале температур наименьшей устойчивости, обеспечивающих распад аустенита в области промежуточного и мартенситного превращений.

Эффективной следует считать технологию сварки, которая позволяет регулировать независимо параметры скоростей нагрева и скоростей охлаждения. Основой для эффективного регулирования термического цикла сварки с учетом температуры окружающего воздуха, при которой выполняется сварка, является расчет тепловых полей при сварке.

### 2.3. РАСЧЕТ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ ПРИ ВЫБОРЕ ТЕХНОЛОГИИ СВАРКИ

Теория тепловых процессов при сварке, разработанная Н. Н. Рыкалинным [86, 182, 266—268, 321], основана на методе источников. Предполагается, что распространение теп-

ла в сварном соединении реализуется главным образом за счет теплопроводности. Конвективный перенос тепла в объеме жидкого металла при оценке температурных полей в зонах термического влияния сварного соединения не учитывается. Сведения об эффективной тепловой мощности источников, скорости и траектории их перемещения, распределении эффективной тепловой мощности в зоне сварки получаются экспериментальным путем. Н. Н. Рыкалин получил сравнительно простые аналитические решения, которые с достаточной для многих важных практических случаев точностью выражены в элементарных или хорошо известных, табулированных функциях.

Н. В. Дилигенский [82] показал, что формулы, полученные Н. Н. Рыкалиным на уровне физической гипотезы описания температурных полей, соответствуют первым членам асимптотических разложений точных решений при  $re \rightarrow \infty$ . Он построил последующие члены асимптотических разложений и доказал возможность построения иных разложений, справедливых в других пространственных областях, расширив тем самым границы области справедливых асимптотических решений.

Распределение теплового потока сварочной ванны приближенно описано [268] законами нормального распределения. При этом принимаются, что тепловой поток дуги распределен по пятну нагрева, представляющему собой круг с радиальной симметрией относительно оси, причем распределение линейной интенсивности потока по радиусу пропорционально распределению температуры:

$$q(r) = c\rho sT_0(y), \quad (2.3)$$

где  $c\rho$  — объемная теплоемкость. Это предположение, принятое в работах [267, 268], справедливо в случаях, когда не учитываются зависимости теплофизических свойств металла от температуры, конечные размеры сварочной ванны, выравнивание температуры в металле путем теплопроводности и ее неравномерное распределение по толщине металла.

В. И. Махненко и Л. А. Егорова [183] предложили характерную диаграмму оценки области применения схемы мощного быстродвижущегося источника, по которой определенная область, где ошибка превышает 10% (малые скорости движения источника, большая теплопроводность), может охватывать значительную часть практически интересной зоны температур. В этих случаях применение схемы мощного быстродвижущегося источника связано с возможностью получения больших погрешностей.

Некоторые оптимизации технологического процесса сварки и наплавки решены на основе аналитического и расчетного определения термических циклов при сварке трехфазной дугой [277]. При этом использована теория распространения тепла от подвижных сосредоточенных источников с учетом их местного нормального влияния. Однако заметим, что этот подход не учитывает реальных размеров тела и теплового источника, а также его положения относительно свариваемого изделия и теплоотвода в нем. Данная методика расчета термических циклов также не учитывает зависимость теплофизических свойств материала от температуры, что в ряде случаев приводит к значительным расхождениям с экспериментальными данными.

Расчет температурного поля при нагреве пластины линейным источником тепла (сварка встык) с учетом зависимости теплофизических коэффициентов  $\kappa$  и  $\lambda$  от температуры показал [99], что в случае наплавки валика на пластину из сплава АМгб получается более точное значение в области 200—600 град/с с превышением над экспериментальными не более 50—60 град/с, а без учета зависимости  $\lambda$  и  $\kappa$  от температуры — с превышением на 100 град/с и более.

В работе [181] разработан комбинированный расчетно-экспериментальный метод, позволяющий учитывать переменность теплофизических коэффициентов материала и более точно оценивать температурное поле вблизи сварочной ванны. Полученные расчетным путем значения градиентов температур и скоростей охлаждения вдоль контура сварочной ванны в общем хорошо согласуются с экспериментальными данными. В работе [251] построена математическая модель процесса распространения тепла с учетом поглощения и выделения скрытой теплоты плавления и кристаллизации. Численные расчеты на основе этой модели показали, в частности, что выделение скрытой теплоты кристаллизации приводит к удлинению и заострению сварочной ванны, т. е. к изменению ее размеров и формы.

Наиболее общий случай постановки и решения температурной задачи сварки описан в работе [252], где излагается численный метод решения задачи применительно к сварке пластин постоянной толщины, ограниченной ширины и неограниченной длины и приводится решение задачи при одновременном учете выделения (поглощения) скрытой теплоты кристаллизации (плавления), а также температурной зависимости теплофизических свойств и коэффициента поверхностной теплоотдачи.

Уравнение теплопроводности с зависящими от температуры коэффициентами  $\kappa$ ,  $\lambda$ ,  $\alpha$  и подвижной межфазной границей решается методом сеток на ЭВМ. Положение межфазной границы определяется с учетом заданного закона распределения сварочного источника тепла, а скрытая теплота кристаллизации (плавления) учитывается с помощью изменения энтальпии. Показано, что скрытая теплота кристаллизации существенно влияет на распределение температур в высокотемпературной области хвостовой части сварочной ванны, градиенты температуры вблизи межфазной границы как со стороны твердой, так и жидкой фазы металла, а также на формирование макро- и субструктуры металла шва. Причем выделение скрытой теплоты кристаллизации приводит к изменению и размеров, и формы сварочной ванны.

В монографии [252] численно исследованы погрешности температуры, обусловленные неучетом выделения (поглощения) скрытой теплоты кристаллизации (плавления) и температурной зависимости теплофизических коэффициентов. Эти погрешности имеют максимум при температуре плавления и достаточно быстро уменьшаются по мере удаления от сварочной ванны. Однако примененный в работе метод сеток на ЭВМ за счет накопления вычислительных погрешностей может давать сильно искаженный результат.

Скрытую теплоту кристаллизации (плавления) предпочтительнее учитывать с использованием условий Стефана. Такая постановка позволяет при решении математической модели воспользоваться хорошо разработанным методом сглаживания с привлечением локально-одномерного метода, при котором каждая полученная одномерная задача решается неявной разностной схемой. Последняя исключает опасность накопления вычислительных погрешностей. При тепловых расчетах сварочных процессов такая постановка была предложена нами в работах [156—158].

Приведенный краткий обзор данных исследования температурных полей сварки позволяет сделать вывод о существенном влиянии выделения (поглощения) скрытой теплоты кристаллизации (плавления) и зависимости теплофизических коэффициентов от температуры на распределение температурного поля при сварке в высокотемпературной области. Отсюда следует, что при разработке оптимальной технологии сварки нужно по возможности точно учитывать указанные факторы, поскольку они оказывают определяющее влияние на формирование структуры металла шва и околошовной зоны.

## 2.4. ОБРАЗОВАНИЕ ГОРЯЧИХ И ХОЛОДНЫХ ТРЕЩИН И ИХ ПРЕДОТВРАЩЕНИЕ

На процесс образования горячих трещин влияют: химический состав стали и металла шва, характер кристаллизации, общая геометрия сварного соединения и сварочной ванны. Образование при кристаллизации пленок из неметаллических включений (в частности, сульфидов) по границам зерен [237, 238] повышает склонность к образованию горячих трещин.

При сварке возникают сложные условия деформирования металла при кристаллизации и его нахождении в области высоких температур. Жесткость свариваемого изделия и режим сварки наряду с температурным коэффициентом линейного расширения определяют фактические деформации металла в температурном интервале хрупкости. При этом существенное значение может иметь знак дополнительной деформации металла кристаллизующейся ванны (сжатия или растяжения), определяемой деформациями участков зон термического влияния сварки в различные моменты прохождения рассматриваемого сечения сварного соединения сварочным источником тепла. Поэтому весьма важное значение приобретают исследования кинетики деформаций в процессе сварки.

В работе [322] с помощью деформометров с вольфрамовыми иглами, погружаемыми в хвостовую часть сварочной ванны, были измерены деформация и температура при сварке и наплавке низкоуглеродистой и высокохромистой сталей. Показано, что если деформации растяжения в металле шва появляются позже, когда температура снижается, горячая трещина не возникает; если же деформации растяжения начинаются сразу и достигают предельной для металла величины при высокой температуре, то образуется горячая трещина. Деформации в околошовной зоне могут достигать значительных величин — до 5% [110].

Заметим, что зависимость возникновения горячих трещин от кинетики деформаций в зонах термического влияния сварки изучена пока весьма слабо.

Для того чтобы исключить горячие трещины, прежде всего нужно выбрать такие металлы и присадочный материал, которые обладают повышенной деформационной способностью в области температур возможного возникновения трещин, либо обеспечивают «залечивание» возникающих трещин при достаточном количестве подвижной жидкой фазы. Предпочтение отдается материалам, содержащим пониженные

концентрации вредных примесей, создающих опасное количество легкоплавких эвтектик, либо обладающим способностью связывать легкоплавкие эвтектики в тугоплавкие прочные соединения [237, 238]. Например, при дуговой сварке низкоуглеродистой стали углерод усиливает вредное воздействие серы, а марганец его ослабляет, связывая серу в тугоплавкое соединение  $MnS$  и уменьшая количество легкоплавких эвтектик  $Fe-FeS$  [231].

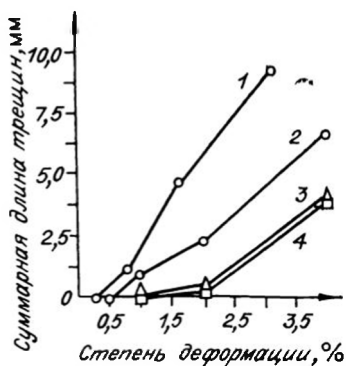
По данным К. Коттрелла [119] в свариваемой стали суммарное содержание серы и фосфора не должно превышать величины  $0,007/C$ , где  $0,007$  — постоянный коэффициент,  $C$  — содержание углерода, %. Он установил также, что с ростом произведения процентного содержания фосфора и углерода ( $P \times C$ ) склонность стали к образованию горячих трещин при сварке увеличивается. Многие исследователи пришли к выводу, что карбидообразующие элементы — хром, молибден, ванадий — уменьшают склонность стали к образованию горячих трещин, в то время как никель, углерод, кремний, фосфор и сера ее усиливают. Достаточно высокую сопротивляемость образованию горячих трещин показали низколегированные нормализованные трубные стали 17Г1С и 15Г1АФД толщиной 10 и 20 мм, а также термоулучшенные высокопрочные стали 14Х2ГМР и 12ГН2МФАЮ толщиной 40 мм (рис. 23). По стойкости к образованию горячих трещин высокопрочные стали 14Х2ГМР и 12ГН2МФАЮ превосходят низколегированные стали повышенной прочности 17Г1С и 15Г2АФД [201, 202]. Соблюдая определенные технологические режимы сварки и применяя правильно подобранные основные и сварочные материалы, обеспечивающие ограниченное содержание в металле шва углерода, серы, фосфора и никеля, с успехом можно получать сварные соединения низколегированных и низкоуглеродистых сталей без горячих трещин.

Холодные трещины в сварных соединениях по характеру разрушения могут быть отнесены к хрупкому разрушению. В районе холодной трещины, как правило, не наблюдается микроскопически заметной пластической деформации. В связи с этим при изучении механизма образования холодных трещин использовались положения теории хрупкого разрушения стали. Например, была привлечена схема Зинера в сочетании с вакансионным механизмом зарождения и развития микрополостей по границам зерен [339].

Представления о природе холодных трещин основываются на закалочной и водородной гипотезах [115, 118, 119, 177, 355]. Согласно закалочной гипотезе, холодные трещины

Рис. 23. Зависимость суммарной длины трещин сварных соединений сталей разных марок от степени деформации (по методике Varestain).

1) сталь 17Г1С; 2) 15Г2АФД; 3) 14Х2ГМР;  
4) 12ГН2МФАЮ.



в металле зоны термического влияния возникают вследствие низкотемпературных превращений аустенита бейнито-мартенситного и мартенситного типа и растягивающих сварочных напряжений, неизбежно возникающих при термической усадке при охлаждении и суммирующихся с растягивающимися напряжениями, связанными с жесткостью закрепления сварного соединения [177]. В участке перегрева зоны термического влияния наблюдается рост зерна, снижение пластичности и вязкости металла. Вследствие динамического воздействия пластин игл мартенсита в момент остановки их роста на границах первичных аустенитных зерен образуются микротрещины [171], которые развиваются в макротрещины под действием сварочных напряжений [177].

Согласно водородной гипотезе [115, 119], образование холодных трещин связано с процессами водородной хрупкости при наличии мартенсита. Давление молекулярного водорода, накопившегося в микропустотах металла, способствует межзеренному разрушению при деформации. В результате направленной диффузии водорода к границам зерен и областям решетки, находящимся в состоянии объемного растяжения, возникает локализация водорода, способствующая возникновению трещины. Ввиду этого степень водородного охрупчивания определяется диффузионной подвижностью водорода в кристаллической решетке и скоростью деформации металла. Обобщение и связывание закалочной и водородной гипотез образования холодных трещин стало возможным на основе рассмотрения процесса ее образования как замедленного разрушения закаленной стали [34, 177, 249, 253, 303, 338, 339].

Процесс замедленного разрушения сварных соединений высокопрочной стали 14Х2ГМР был исследован с помощью

акустического метода в сочетании с другими методами [108]. Получена наглядная картина развития процесса замедленного разрушения сварных соединений, сопровождающегося перераспределением накопленной упругой энергии. В. Ф. Мусяченко [202] процесс формирования замедленного разрушения (холодных трещин) сварных соединений сталей подразделяет на несколько стадий.

1. Подготовительная стадия включает низкотемпературную и последующую высокотемпературную пластическую деформацию аустенитных зерен, которая сопровождается рекристаллизацией и ростом зерен. При этом происходит образование высокой плотности подвижных дислокаций и значительное увеличение упругой энергии искажений структуры. Для предупреждения холодных трещин необходимо обеспечивать условия сварки с ограниченными возможностями для развития высокотемпературной деформации и рекристаллизации с ростом зерен. Развитию процесса возврата и значительному уменьшению плотности подвижных дислокаций и запасенной энергии может способствовать изотермическая выдержка при сравнительно невысоких температурах (500—600°C).

2. На инкубационной стадии, при которой начинается разрушение, связанное с мартенситным превращением, возникают полости и субмикротрещины на границах мартенситных зерен. Образование полостей и субмикротрещин существенно зависит от особенностей охлаждения: если оно происходит достаточно медленно или металл выдерживается некоторое время при постоянной температуре (например, предварительный или сопутствующий подогрев), то вероятность образования ступенек и полостей из-за сокращения доли мартенситной составляющей уменьшается. При очень больших скоростях охлаждения перемещение водорода к полостям затруднено, поэтому его влияние на образование трещин уменьшается.

3. Стадия спонтанного развития включает образование макротрещин путем развития и суммирования субмикротрещин, возникающих в ограниченных микрообъемах металла в период инкубационной стадии. Развитие трещин существенно зависит от размера зерен, поскольку с ним связана вероятность достижения критической длины и критической скорости развития трещин. Измельченные зерна и снижение величины растягивающих микронапряжений (например, проковка сварного соединения или его послесварочный нагрев) может резко уменьшить вероятность образования макроскопических трещин.



При выполнении сварки в условиях низких климатических температур вероятность образования трещин повышается [9, 174, 204, 239, 262]. Суммарное воздействие различных факторов (некоторые обусловлены именно низкой температурой воздуха в процессе сварки) приводит к возникновению трещин [115, 173, 296, 297]. При отрицательных температурах резко снижается скорость диффузии водорода в металле шва. Атомы водорода сосредотачиваются в скоплениях дислокаций, возникающих в сварном соединении под влиянием сварочных пластических деформаций, в результате чего развиваются необратимые процессы водородного охрупчивания металла [52].

Чем выше содержание водорода в сварном шве, тем больше опасность возникновения холодных трещин. При выборе технологии сварки снижение количества водорода можно достигнуть ограничением его начального содержания для данного сварочного материала, обеспечением диффундирования водорода в атмосферу перед охлаждением сварного шва и в процессе вылеживания.

Таким образом, процесс образования холодных трещин при сварке нужно рассматривать как один из видов замедленного разрушения свежезакаленной стали в результате микропластического течения по границам раздела и дислокационного механизма зарождения и роста микротрещин под действием сварочных напряжений. Водород снижает поверхностную энергию металла из-за хемосорбции его на поверхности трещин, облегчает пластическое течение, способствует разрушению микрообъемов металла в вершине трещины при пониженных напряжениях и выходу дислокаций на поверхность трещины.

При выполнении сварки в условиях низких климатических температур замедленное разрушение сварных соединений вследствие образования холодных трещин в значительной степени определяется дислокационным механизмом водородного охрупчивания в процессе микропластического течения свежезакаленного мартенсита по границам зерен.

Оценки склонности стали к образованию холодных трещин различными методами [29, 34, 178, 253, 295, 303, 324, 341, 367, 381] позволяют разработать технологию сварки, предупреждающую их возникновение.

Допустимые значения максимальной твердости металла зоны термического влияния, при которых холодные трещины отсутствуют [178, 179, 324], находятся в широких пределах ( $HV_{\max \text{ доп}} \leq 240-480$ ) и не дают надежных результатов по предупреждению образования трещин [109, 107].

В зависимости от погонной энергии сварки изменяется содержание углерода и его эквивалента в металле шва и околошовной зоне. Причем нет однозначной связи между максимальной твердостью и эквивалентом углерода, определенным химическим анализом состава стали и присадочных материалов. Поэтому прогнозировать стойкость материалов к образованию холодных трещин только по химическому составу стали и присадочных материалов является недостаточно корректным. Для разработки критериев выбора технологического варианта сварки, обеспечивающих достаточную технологическую прочность сварных соединений, наиболее пригодны методы количественной оценки сопротивляемости сталей образованию холодных трещин [62, 107, 179, 287, 324].

Один из основных способов предотвращения образования трещин — использование предварительного нагрева [107, 195, 324, 352, 354, 357, 381, 387]. С точки зрения уменьшения склонности сварного соединения стали к образованию холодных трещин положительное влияние подогрева связано с интенсификацией удаления водорода из металла зоны термического влияния и металла шва. Режим подогрева, исключая появление трещин при сварке низколегированных сталей, японские исследователи [367, 387] рассчитывают с помощью параметров трещинообразования  $P_w$  и  $P_c$ , по структуре аналогичных эквиваленту углерода. Режим подогрева выбирают также с помощью регулирования низкотемпературных параметров термического цикла сварки, подбора необходимых длительности охлаждения металла шва от 300 до 100°C [367] или скорости охлаждения при 300°C [352]. Температуру предварительного подогрева (°C), необходимого для предотвращения холодных трещин, рассчитывают по формулам

$$T_n = 1440 P_c - 392 \quad (2.3)$$

для случая  $0,25 \leq P_w \leq 0,40$  при  $q_n = 1,38$  МДж/м [367] и

$$T_n = 350 \{1 - \exp[-5/P_c - 0,27]\} \quad (2.4)$$

для случая  $0,27 \leq P_c \leq 0,50$  [111].

Новый обобщающий параметр  $P_n$  [29] оценивает эквивалентную жесткость пробы Теккена при погонной энергии 1,7 МДж/м, а также влияние водорода как функции жесткости. Имеющиеся параметры оценки склонности сталей к образованию холодных трещин не учитывают в комплексе влияние таких факторов, как тип наплавленного металла,

метод сварки, и они справедливы только для жестких проб [283].

В заключение заметим, что пока процесс образования холодных трещин исследован далеко недостаточно, отсутствуют расчетные формулы для выбора температуры подогрева стыков при сварке в условиях низких климатических температур; отсутствуют обоснованные критерии, гарантирующие стойкость сварных соединений к образованию холодных трещин. Сварка при низких температурах, как показали эксперименты [159, 160], увеличивает скорость охлаждения сварного соединения  $W_{500}^{600}$  в среднем на 40%, что может привести к образованию закалочных структур, склонных к замедленному разрушению. Система критериев оценки технологической прочности сварных соединений, позволяющая оптимизировать технологию сварки сталей при низких температурах, разработанная под руководством автора, изложена в монографии О. И. Слепцова [286].

## 2.5. СОПРОТИВЛЕНИЕ УСТАЛОСТИ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

Изучению влияния различных факторов на сопротивление усталости сталей деталей машин и конструкций, а также исследованию физической природы их воздействия и разработке расчетных методов прогнозирования поведения изделий посвящены многочисленные экспериментальные и теоретические работы [28, 57, 73, 93, 95, 124, 132, 240, 259, 275, 308, 319 и др.]. Вопросы сопротивления усталости сварных соединений всесторонне разрабатываются в трудах научной школы, созданной В. И. Труфяковым [194, 309—312, 314]. Технологическим методам повышения сопротивления усталости сварных металлоконструкций посвящены работы [12, 13, 19, 131, 132]. Эти же вопросы интенсивно разрабатываются зарубежными авторами [350, 358, 359, 374, 380 и др.].

Несмотря на многочисленность работ, исследований влияния циклического нагружения и технологии сварки на хладостойкость сварных соединений, работающих при переменных нагрузках, далеко недостаточно.

Технологический процесс сварки в условиях низких климатических температур оказывает влияние на эксплуатационную прочность сварных соединений вследствие возникновения остаточных сварочных напряжений, физической и геометрической неоднородности зоны сварных соединений из-за изменения физических свойств материала при воздействиях

термокинетического и термомодеформационного циклов сварки, а также вследствие конструктивных и технологических концентраторов напряжений в зоне сварного шва. Причем сварные соединения создают более резкую концентрацию напряжений по сравнению с обычными геометрическими конструктивными концентраторами; прочность соединений, в том числе сопротивление усталости, определяется не только концентрацией напряжений, но и другими факторами, влияние которых не получило еще достаточно полной оценки [310].

Анализ случаев хрупких разрушений сварных конструкций показывает, что во многих случаях разрушений сначала появляется медленно распространяющаяся усталостная трещина. При достижении ею критической длины возникает хрупкое разрушение, которое происходит практически мгновенно. Оценка влияния степени усталостного повреждения на склонность сварных соединений к хрупкому разрушению при низких климатических температурах практически отсутствует. В этой связи особую актуальность приобретает исследование влияния циклического нагружения на хладостойкость сварного соединения при низких климатических температурах. Оно включает в себя вопросы изучения влияния переменных нагрузок на сдвиг критической температуры хрупкости как основных конструкционных сталей; так металла шва и участков термического влияния сварки. При этом нужно иметь в виду, что сварные изделия подвергаются переменным нагрузкам в условиях как положительных, так и отрицательных температур.

Вполне очевидно, что при понижении температуры различные факторы и условия периодического нагружения по-разному будут влиять на процесс изменения прочностных свойств конструкционных сталей и сварных соединений. Назовем их: способ деформирования (изгиб, растяжение — сжатие, кручение); величина напряжения цикла; количество циклов напряжений; частота и период циклов; амплитуда и размах напряжений и деформаций цикла; разновидности циклов напряжений (деформаций).

При исследовании влияния переменных нагрузок на прочностные свойства сварных конструкций при низких температурах необходимо учитывать также масштабный фактор, концентраторы напряжений, остаточные напряжения, перераспределение напряжений в процессе деформирования, что представляет собой чрезвычайно сложную задачу. Эксперименты, связанные с испытаниями на усталость, в особенности при отрицательных температурах и на больших образцах,

являются самыми трудоемкими и продолжительными по сравнению со всеми остальными видами испытаний.

Общепризнанно, что критическая температура хрупкости стали повышается тем больше, чем выше напряжения цикла и больше число циклов нагружения [28, 95, 216, 358]. По вопросу о влиянии уровня напряжения цикла при постоянном числе циклов нагружения на переход стали в хрупкое состояние были получены неоднозначные результаты. Так, было показано [73], что предварительное циклическое нагружение при напряжениях, меньших предела выносливости, не оказывает влияния на хладостойкость стали. И лишь при напряжениях, превышающих этот предел, происходит изменение склонности стали к хладноломкости. В других же работах [240, 380] указывается, что повышение критической температуры хрупкости имеет место уже в случае предварительного циклического нагружения при напряжениях, меньших предела выносливости.

Было установлено [94, 240, 241], что критическая температура хрупкости различных металлов зависит от величины напряжений сварного соединения при постоянных числах циклов нагружения, а именно: она нарастает с увеличением уровня напряжения. О величине и характере изменения критической температуры хрупкости в зависимости от числа циклов нагружения пока нет единого мнения, хотя исследований довольно много [93, 94, 216, 240, 241, 259]. Авторами [94, 216, 241] показано, что с нарастанием числа циклов нагружения при постоянном напряжении порог хладноломкости мало меняется. В других работах [94, 216, 241] утверждается, что изменение критической температуры хрупкости с ростом числа циклов нагружения весьма существенно и достигает 40—60°C. Например, в [216] приводятся такие данные: при  $150 \cdot 10^3$  циклов и напряжении, превышающем предел выносливости на 22%, критическая температура хрупкости углеродистой стали с 0,68% С и 0,68% Мп повысилась на 100°C по сравнению с исходным состоянием.

Весьма противоречивы сведения и о характере изменения критической температуры хрупкости под воздействием циклического нагружения. Так, показано [94, 241], что на начальной стадии циклическое нагружение оказывает положительное влияние на хладостойкость стали, и лишь при дальнейшем нагружении критическая температура хрупкости повышается. Это явление было объяснено выравниванием местных напряжений на начальных стадиях циклического деформирования и последующим дроблением мозаичных блоков. В других работах [216, 380] вывод о сложном характере из-

менения критической температуры хрупкости под воздействием циклического нагружения не подтвердился. Было установлено, что критическая температура хрупкости непрерывно повышается с ростом числа циклов нагружения при постоянном уровне напряжений. Обобщение результатов исследований о влиянии циклического нагружения на хладостойкость стали позволяет сделать вывод о том, что уровень напряжения цикла нагружения сильнее влияет на повышение склонности сталей к хладноломкости, чем повышение числа циклов.

В работах [259, 319] показано, что усталостные трещины существенно влияют на положение порога хладноломкости, а при достижении ими критической величины могут мгновенно перейти в хрупкую сквозную трещину [94, 309, 310, 319]. При выборе марки стали для конструкций, работающих при переменных нагрузках, авторы [242] предлагают учитывать повышение  $T_{кр}$  под влиянием циклического нагружения. Причем даже при сравнительно небольших размерах площади усталостной трещины, составляющей всего 3—5% от всей площади сечения, уже имеется опасность внезапного перехода усталостной трещины в хрупкую [319]. Степень влияния усталостных трещин на хладостойкость стали зависит от размеров трещины и от ее расположения в момент нагружения [94, 309]. В работах [230, 309, 319] показано, что усталостные трещины начинают оказывать свое влияние на характеристики хрупкого разрушения при достижении определенной критической величины.

В объяснении механизма влияния циклического нагружения на переход сталей в хрупкое состояние также нет единства мнений. К. Мак-Грегор и Н. Гроссман [374], первыми исследовавшие изменение критической температуры хрупкости под воздействием периодического нагружения, объяснили это явление старением и наклепом. Однако этот вывод не нашел подтверждения в более поздних исследованиях [93, 216], так как подобное явление наблюдалось и на нестареющей стали с 0,15% С и 0,74% Мп. Ряд исследователей [13, 216] связывает повышение критической температуры хрупкости с возрастанием предела текучести и снижением сопротивления отрыву в процессе циклического нагружения.

В работах [94, 216] повышение хрупкости сталей под действием циклического нагружения объясняется с точки зрения теории дислокаций. При динамическом нагружении дислокации перемещаются, образуя в плоскости скольжения скопления у препятствий. При этом у авангардной дислокации возникают высокие локальные напряжения, которые могут

привести к хрупкому разрушению [215]. Однако происходит микропластическая деформация, при которой скопления дислокаций могут рассасываться под действием температурных флуктуаций. С понижением температуры уменьшается возможность температурных флуктуаций и растет сопротивление движению дислокаций. Поэтому скорость рассасывания скоплений дислокаций с понижением температуры уменьшается [94]. При дальнейшем понижении температуры скорость рассасывания дислокаций начнет отставать от роста напряжения у авангардной дислокации, что вызовет хрупкое разрушение.

Температура, при которой произойдет хрупкое разрушение, и будет критической температурой хрупкости. Под действием ударной нагрузки в циклически деформированной стали сразу может быть достигнуто разрушающее напряжение, так как вследствие увеличения плотности дислокаций число задержанных у препятствий дислокаций будет достаточным для этого. Кроме того, сами дислокации могут стать препятствиями, тормозящими движение других дислокаций. В результате этого хрупкое разрушение наступает при более высокой температуре.

Исследователи [94, 240, 241] показали, что циклическое нагружение оказывает влияние не на процесс скопления дислокаций у препятствий при последующем динамическом нагружении, а прежде всего на условия блокировки пластического течения в циклически деформированных металлах. Взаимодействие при ударном нагружении дислокаций, порожденных циклическим деформированием, приводит к затруднению пластической деформации и тем самым способствует хрупкому разрушению. Этот механизм имеет место лишь при отсутствии усталостной трещины. При наличии таковой последняя играет основную роль в возникновении хрупкой трещины.

До сих пор не разработаны достаточно эффективные и надежные методы, позволяющие устранить или уменьшить неблагоприятное влияние циклических нагрузок на хладостойкость стали. Рекомендуемые методы [216, 240, 241] — первые попытки в решении указанной проблемы, однако и они не позволяют полностью разрешить ее. Одним из них является метод количественного учета влияния предварительного периодического нагружения на повышение критической температуры хрупкости, который мог бы позволить рассчитать ожидаемое смещение критической температуры хрупкости под воздействием периодических нагрузок и в соответствии с этим при проектировании конструкции по-

добрать такой материал, который бы обеспечил надежную работу изделия на весь период эксплуатации.

Впервые попытка установить количественную связь между усталостью и хладноломкостью была сделана К. Мак-Греггором и Н. Гроссманом [374]. Они исходили из предположения, что критическая температура хрупкости и число циклов нагружения при данном уровне напряжения связаны между собой простой гиперболической зависимостью типа

$$xy = K, \quad (2.5)$$

в которой

$$x = \lg \frac{G_i N_\sigma}{N_\pi}, \quad (2.6)$$

$$y = \left( \frac{1}{T_0} \right) - \left( \frac{1}{T} \right), \quad (2.7)$$

где  $G_i$  — параметр, величина которого зависит от уровня напряжения и скорости статического изгиба;  $N_\sigma$  — долговечность на выбранном уровне напряжения;  $N_\pi$  — число циклов нагружения;  $T_0$  — критическая температура хрупкости исходного металла;  $T$  — критическая температура хрупкости циклически деформированного металла. Уравнение (2.7) связывает изменение критической температуры хрупкости металла с режимом периодического нагружения:

$$\lg G_i = \left[ \frac{(1/T_0) - (1/T)}{(1/T_0) - (1/T_1)} \right] \lg \frac{N_\sigma}{N_\pi}. \quad (2.8)$$

Из-за сложности и громоздкости это уравнение неудобно для практического использования. Кроме того, для расчета коэффициента необходимо иметь большое количество экспериментальных точек.

Более универсальную формулу получили К. В. Попов и Ю. В. Киселев [246]:

$$T = T_0 \exp \{q_{нр}(1 - p)\}. \quad (2.9)$$

Здесь  $T$  и  $T_0$  имеют то же значение, что и в уравнении (2.8);  $q_{нр} = (N_\sigma - N_\pi)/N_\sigma$  — неиспользованный ресурс долговечности на уровне действующего напряжения цикла;  $p = (\sigma - \sigma_0)/\sigma_0$  — относительное превышение действующего напряжения цикла над уровнем предела упругости.

Исследованиями влияния циклических нагрузок на хладостойкость сталей Ст.Зкп, Ст.Зсп и 40 нами было показано, что при понижении температуры испытаний предел выносливости возрастает лишь при отсутствии концентратора на-



пряжения [64]; при наличии последнего предел выносливости, как правило, снижается, особенно при остром надрезах. Существенно повышается и склонность сталей к хладноломкости после предварительного циклического нагружения. Периодическое нагружение, осуществляемое в условиях низких температур, делает данное явление еще более заметным.

Авторами [57] установлено, что в сталях, испытываемых ниже критической температуры хрупкости, отмечается изменение типа усталостных микрополос: усталостные микрополосы, характерные для пластического состояния, сменяются хрупкими, включающими разрушение металла по механизму хрупкого транскристаллитного скола. Появление фасеток транскристаллитного скола при распространении усталостной трещины в крупнозернистой стали в интервале температур ниже  $T_{кр}$  обусловлено тем, что максимальные растягивающие напряжения в ограниченной пластической зоне впереди трещины достигают критического значения. Трещины скола зарождаются впереди вершины трещины у части карбидов, располагающихся по границам зерен.

А. Е. Аснис и Г. А. Иващенко [13] обобщили наиболее перспективные пути повышения сопротивления усталости сварных соединений. Показано, что применением способов сварки, при которых достигается высокая концентрация теплоты, можно обеспечить сужение зоны, подвергающейся пластическим деформациям, и уменьшить деформацию конструкций. Так, благодаря вытянутости изотермы и сдвинутой в область, уже пройденную дугой вследствие повышенной скорости перемещения дуги, при автоматической сварке под флюсом обеспечивается большее снижение остаточных деформаций, чем при ручной дуговой сварке. Применение полуавтоматической сварки в углекислом газе благодаря значительному уменьшению остаточных деформаций позволило упростить технологию изготовления ряда тонколистовых конструкций. При этом предпочтительнее использовать обратноступенчатую сварку; применительно к низкоуглеродистым сталям необходимо применять повышенные скорости охлаждения, а также выполнять угловые швы уменьшенного сечения. Для предотвращения или снижения сварочных напряжений и деформаций рекомендуются предварительный изгиб свариваемых деталей, проковка металла шва и околошовной зоны, предварительный и сопутствующий подогревы и др. Большое внимание уделяется аргонодуговой обработке сварных соединений, позволяющей значительно повысить их работоспособность.

Из методов повышения сопротивления усталости, основанных на регулировании остаточных напряжений, наиболее надежным считается метод высокого отпуска [13, 132], если он не вызывает разупрочнения металла шва и околошовной зоны. Однако в ряде случаев этот метод нельзя использовать как средство повышения прочности соединений [31, 207]. Для создания благоприятных сжимающих остаточных напряжений предложено поверхностное пластическое деформирование металла шва и околошовной зоны [17, 130, 131, 203].

Для определенных видов соединений, типов шва, способов сварки и материалов наиболее производительным и дешевым по сравнению с другими методами является метод импульсивной обработки, предложенный в Институте электросварки им. Е. О. Патона [194, 314]. Установлено [314], что импульсивная обработка практически не снижает стойкости сварных соединений против хрупких разрушений.

Значительного положительного эффекта в деле повышения сопротивления усталости сварных соединений можно достичь путем подбора основных и сварочных материалов [36, 64], а также оптимизацией режимов сварки [12]. Плавного перехода от шва к основному металлу можно добиться, повышая напряжения сварочного тока, выполняя сварку углом вперед, на спуск, применяя для сварки расщепленный электрод и т. д. [12].

Таким образом, при разработке технологии сварки соединений конструкций, предназначенных для эксплуатации в условиях низких климатических температур, следует учитывать возможность использования наиболее доступных и эффективных технологических решений, направленных на повышение сопротивления усталости сварных соединений.

## **2.6. ОЦЕНКА СКЛОННОСТИ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ К ХРУПКОМУ РАЗРУШЕНИЮ , ПРИ ПОНИЖЕННЫХ ТЕМПЕРАТУРАХ**

Выбор технологии сварки металла конструкций должен основываться (наряду с удовлетворением требований принятых прочностных расчетов) на критериях оценки хладноустойчивости материала и сварных соединений. Несмотря на наличие достаточно большого круга различных характеристик и методов испытаний, сварное соединение как таковое оценивается лишь несколькими специальными характерис-

тиками, устанавливаемыми с применением сварных проб либо натуральных объектов (табл. 9).

В последние годы широкий круг исследований [26, 35, 36, 67—69, 186] посвящен оценке влияния дефектов сварки и концентрации технологических пластических деформаций на хрупкость сварных соединений и достоверность методов оценки хрупкости. Выделены неблагоприятные факторы и случаи, ответственные за аварийные разрушения сварных конструкций. Дефекты, места пластических деформаций и старения металлов при сварке носят локальный характер, но часто свойства и поведение всей конструкции решающим образом зависят именно от участков, ослабленных сваркой, хотя качество основного металла остается высоким.

При расчете и конструировании деталей машин и сварных конструкций по показателям прочности и жесткости основными параметрами являются предел текучести ( $\sigma_{0,2}$ ) и модуль нормальной упругости ( $E$ ). Однако только правильным выбором допустимых напряжений (по показателям  $\sigma_{0,2}$ ,  $E$  или аналогичных величин) надежность деталей машин и элементов конструкций не обеспечивается, так как при этом не учитываются изменения температуры эксплуатации изделий, циклический и динамический характеры нагружения, коррозионное воздействие среды и т. д.

Оценка хладостойкости металлов по критической температуре хрупкости остается наиболее распространенным методом вследствие того, что испытания на ударную вязкость не требуют применения сложного и дорогостоящего оборудования, какое необходимо, например, для испытаний на вязкость разрушения или натуральных испытаний сварных конструкций. Кроме того, испытания на малых образцах позволяют выполнять их большими сериями, что необходимо для учета разброса экспериментальных данных. Испытания на ударную вязкость проводятся по ГОСТу 9454-78 на призматических образцах  $10 \times 10 \times 55$  мм с надрезами различной формы. Применяются также образцы с дополнительно нанесенной усталостной трещиной. Надежность работы материала при этом определяется по назначаемой минимальной величине ударной вязкости или по значению критической температуры хрупкости. Сочетание высокой скорости деформирования и надреза настолько усложняет напряженное и деформированное состояние материала, что теоретический анализ ударной вязкости до сих пор не осуществлен.

С понижением вязкости материала изменяется тип разрушения: от высокоэнергетического сдвига до низкоэнергетического скола или отрыва. Поэтому резкое падение значе-

Таблица 9.

Характеристики для оценки

| Исследуемый объект                             | Разрушающая сила<br>(временное сопротивление $\sigma_B$ ) | Типовые характеристики                     |                                   |                                 |                                  |                              |                      |                          |                        |
|------------------------------------------------|-----------------------------------------------------------|--------------------------------------------|-----------------------------------|---------------------------------|----------------------------------|------------------------------|----------------------|--------------------------|------------------------|
|                                                |                                                           | Работа разрушения<br>(ударная вязкость КС) | Предел выносливости $\sigma_{-1}$ | Предел текучести $\sigma_{0,2}$ | Относительное удлинение $\delta$ | Относительное сужение $\psi$ | Угол изгиба $\alpha$ | Волокнистость в изломе В | Сопротивление отрыву S |
| Основной или наплавленный металл               | +                                                         | +                                          | +                                 | +                               | +                                | +                            | +                    | +                        | +                      |
| Участок термического влияния сварки            | +                                                         | +                                          | +                                 | +                               | +                                | +                            | +                    | +                        | +                      |
| Естественный концентратор напряжения           | +                                                         | +                                          | +                                 | —                               | —                                | —                            | —                    | —                        | —                      |
| Дефект или специальный концентратор напряжения | +                                                         | +                                          | +                                 |                                 |                                  |                              |                      |                          |                        |

Примечание. (+) — характеристика применима, (—) — непри

ний ударной вязкости свидетельствует о наступлении разрушения материала сколом, т. е. об охрупчивании материала при данных условиях испытания. При понижении температуры разрушение сколом характерно для распространенных низкоуглеродистых и низколегированных сталей. Поэтому критическая температура хрупкости, установленная по резкому снижению величин ударной вязкости, пригодна для сопоставительной оценки хладноломкости сталей, а также как сравнительная характеристика при выборе технологии сварки.

Метод ударной вязкости подвергается справедливой критике вследствие разброса значений энергии удара, особенно в области перехода, где вязкость быстро изменяется. Этот разброс обусловлен неоднородностью состава, структуры материала и величин остаточных напряжений в образцах. Поэтому возникает необходимость испытывать большее число образцов для получения статистически достоверных результатов. Полная ударная вязкость КС является интегральной характеристикой, включающей энергию зарождения КС<sub>з</sub>.

поведения различных зон сварного соединения

| Специальные характеристики          |                                          |                                             |                                 |                                       |                                  |                                          |                                                                   |                                                  |                                                  |                                                   |                      |
|-------------------------------------|------------------------------------------|---------------------------------------------|---------------------------------|---------------------------------------|----------------------------------|------------------------------------------|-------------------------------------------------------------------|--------------------------------------------------|--------------------------------------------------|---------------------------------------------------|----------------------|
| Работа зарождения трещины $K_{C_2}$ | Работа распространения трещины $K_{C_p}$ | Критерии линейной механики разрушения $K_G$ | Раскрытие трещины $\delta(COD)$ | Критическая температура по Робертсону | Скорость распространения трещины | Коэффициент интенсивности информации $Y$ | Равномерная деформация основного металла до разрушения $\epsilon$ | Среднее удлинение в пределах соединения $\Delta$ | Среднее удлинение в ослабленном сечении $E_{sp}$ | Разрушающее напряжение образца с ребром при ударе | Деформация у надреза |
| +                                   | +                                        | +                                           | +                               | +                                     | +                                | +                                        | -                                                                 | -                                                | -                                                | -                                                 | -                    |
| -                                   | -                                        | -                                           | -                               | -                                     | -                                | +                                        | +                                                                 | +                                                | +                                                | -                                                 | -                    |
|                                     |                                          |                                             |                                 |                                       |                                  | +                                        | -                                                                 | -                                                | -                                                | -                                                 | -                    |
|                                     |                                          |                                             |                                 |                                       |                                  |                                          |                                                                   |                                                  |                                                  |                                                   |                      |
|                                     |                                          |                                             |                                 |                                       |                                  |                                          |                                                                   |                                                  |                                                  |                                                   |                      |
|                                     |                                          |                                             |                                 |                                       |                                  |                                          |                                                                   |                                                  |                                                  |                                                   |                      |
|                                     |                                          |                                             |                                 |                                       |                                  |                                          |                                                                   |                                                  |                                                  |                                                   |                      |
|                                     |                                          |                                             |                                 |                                       |                                  |                                          |                                                                   |                                                  |                                                  |                                                   |                      |
|                                     |                                          |                                             |                                 |                                       |                                  |                                          |                                                                   |                                                  |                                                  |                                                   |                      |
|                                     |                                          |                                             |                                 |                                       |                                  |                                          |                                                                   |                                                  |                                                  |                                                   |                      |
|                                     |                                          |                                             |                                 |                                       |                                  |                                          |                                                                   |                                                  |                                                  |                                                   |                      |

ментна.

п распространения трещины  $K_{C_p}$ . Величина  $K_{C_2}$  не связана с видом излома, поскольку эта работа затрачивается до образования и распространения трещины. Изменение  $K_{C_2}$  в зависимости от остроты надреза характеризует чувствительность материала к концентрации напряжений. Если известна работа распространения трещины из суммарной величины полной ударной вязкости, то достаточно надежно можно оценить склонность материала к хрупкому разрушению и сопоставить методы повышения вязких свойств конструкционных сталей. С началом снижения работы развития трещины ( $K_{C_p}$ ) и появлением кристаллических участков в изломе связана верхняя температура порога хладноломкости. Снижение работы развития до нулевого значения и получение почти полностью хрупкого излома характеризует нижнюю границу порога хладноломкости. Характер излома образца при этом отражает второй этап разрушения, т. е. именно развитие трещины. Чем больше процент вязкой составляющей в изломе (В), тем сильнее сопротивляется металл распространению разрушения.

Вид излома надрезанных образцов в качестве показателя вязкости стали используется давно. Впервые этот показатель применен Е. М. Шевандиным [334] при разработке методики оценки склонности стали к хрупкому разрушению с определением критической температуры хрупкости. За критическую температуру хрупкости он предложил принимать ту минимальную температуру, при которой сохраняется еще не менее 65—70% волокна в изломе. Показано [67, 68], что только вид излома дает возможность объективно выявить качество стали, будучи более четким показателем склонности материала к хрупкому разрушению сколом, чем энергия, поглощаемая при ударном испытании. Если доля кристаллической составляющей на поверхности излома Шарпи составляет менее 70%, то хрупкое разрушение сколом данной стали в эксплуатационных условиях мало вероятно, если только приложенные напряжения не превосходят половины предела текучести [30]. Критерий установления  $T_{кр}$  при 70% кристаллического излома является одним из самых жестких. К нему близко стоит определение критической температуры хрупкости  $T_{кр}$ , соответствующей уровню работы распространения трещины  $KC_p = 0,2$  МДж/м<sup>2</sup>. Из стандартных методик к ним приближается оценка критической температуры хрупкости на образце типа IV (ГОСТ 9454-78) при уровне  $KC_{IV} = 0,25$  МДж/м<sup>2</sup>. Следует подчеркнуть, что оценка хладноломкости материала по критериям вида изломов образца (процент кристаллической составляющей излома, сужение дна надреза, вид поверхности разрушения непосредственно вблизи дна надреза) не исключает субъективности подхода разных исследователей. По виду излома нельзя установить количество энергии, поглощенной при развитии разрушения. Поэтому при определении склонности стали к хрупким разрушениям по результатам ударных испытаний следует отдать предпочтение методам оценки критической температуры хрупкости по величине работы распространения трещины в образце [16, 45, 138].

Высокие значения полной ударной вязкости не исключают возможность хрупкого разрушения в том случае, если работа распространения трещины близка к нулю. Из практики эксплуатации трубопроводов известны случаи хрупкого разрушения труб, изготовленных из сталей, имевших  $KC = 1,0$  МДж/м<sup>2</sup>. При этом последующие испытания материала на ударную вязкость с разделением на составляющие показали, что  $KC$  на 80—90% состоит из  $KC_s$  и только 20—10% приходится на  $KC_p$  [261]. При обследовании хруп-

ких разрушений железобетонных балок при температуре  $-35^{\circ}\text{C}$  было установлено [90], что арматурная сталь 16ГС при достаточно высокой ударной вязкости  $KC = 0,65 \text{ МДж/м}^2$  имеет низкие значения работы распространения трещин  $KC_p = 0$  уже при  $-20^{\circ}\text{C}$ . Высокая величина работы зарождения трещины сводилась на нет в соединениях арматуры, выполненных встык с наплавом, который служил исходной трещиной.

В связи с тем, что вид разрушения в основном определяется работой распространения трещины, к методике ударных испытаний предъявляется требование о выделении работы распространения трещины из суммарной величины полной ударной вязкости. При этом условии метод ударных испытаний с разделением ударной вязкости на составляющие приобретает практическую ценность для качественного анализа пластичности, оценки влияния охрупчивающих факторов и сопоставления методов повышения вязких свойств материалов.

Серьезным возражением против использования метода ударной вязкости для оценки склонности металла к хрупкому разрушению является также и то, что он не учитывает влияния масштабного фактора; малые размеры образца не обеспечивают развитие разрушения в наиболее опасных для конструкции условиях плоской деформации. Исследования, выполненные проф. С. А. Куркиным с сотрудниками [138] показали, что на сварных соединениях из стали СтЗкп условия плоской деформации реализуются при толщине 10—12 мм при двухосном статическом растяжении в условиях отрицательных температур ниже  $-20^{\circ}\text{C}$ . Таким образом, совместное действие охрупчивающих факторов сварки (деформационное старение, рост зерна, внутренние напряжения), переменных нагрузок и отрицательной температуры может вызвать хрупкое разрушение сварного соединения и при малых толщинах.

Скорость распространения трещины измеряется по диаграмме усилие — время. Средняя скорость распространения трещины определяется как отношение времени под ниспадающей кривой усилия к времени пути, пройденному трещиной. Метод тензометрирования ЧИИ [15, 16], основанный на расчете составляющих ударной вязкости, исходит из диаграммы усилие — время. Его преимущество в сравнении с методом осциллографирования диаграммы усилие — деформация заключается в том, что дополнительно можно определить среднюю скорость зарождения и распространения трещины.

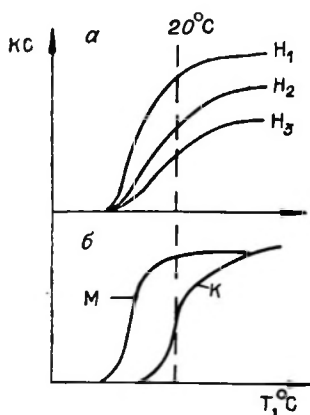


Рис. 24. Схема сериальных кривых зависимости ударной вязкости КС от температуры Т.

а — общее упрочнение  $H_3 > H_2 > H_1$  (Н — твердость); б — влияние зернограницных эффектов (М — мелкое, К — крупное зерно).

Общим недостатком методов осциллографирования и тензометрирования является то, что за момент появления трещины принимается максимум нагрузки. На пластичных материалах нагрузка может возрастать после появления трещины вследствие эффекта упрочнения, и по достижении критической длины трещины происходит спад нагрузки.

Таким образом, в этом случае действительная величина работы распространения трещины с момента ее зарождения будет больше регистрируемой величины  $(КС)_p$  с момента спада нагрузки, что идет в запас прочности. В методах осциллографирования запись диаграмм ведется непрерывно, что исключает завышение  $(КС)_p$  за счет части энергии, затрачиваемой на страгивание трещины.

Порог хладноломкости и уровень ударной вязкости, устанавливаемые при сериальных испытаниях с осциллографированием, реагируют на структурные изменения (рис. 24). Общее упрочнение стали, достигаемое закалкой, наклепом, легированием некоторыми элементами, т. е. упрочнение всего объема зерна, ведет к снижению ударной вязкости за счет величины  $КС_a$ , но не влияет на положение порога хладноломкости [67]. Эти структурные факторы действуют аналогично увеличению остроты надреза. Зернограницные эффекты, т. е. укрупнение размеров зерна, наличие горофильных элементов (фосфор, кислород и др.), способствуют повышению порога хладноломкости из-за ослабления межзеренных границ, но не влияют на ударную вязкость выше порога хладноломкости, когда разрушение происходит по телу зерна.

Влияние зоны термического влияния сварки А. П. Гуляев [67] предложил оценивать путем испытания ударных образцов, подвергнутых термической обработке, в результате которой должна быть получена структура, отличающаяся наиболее крупным зерном, характерным наиболее худшему участку сварного шва. Без учета влияния сварки данных



о вязкости и хладноломкости стали той или иной марки, в особенности термоупрочненных сталей, далеко недостаточно.

В последнее десятилетие для оценки склонности сварного соединения к хрупкому разрушению начинают привлекаться методы механики разрушения, так как около 90% случаев разрушений сварных конструкций связано с геометрическими или физическими неоднородностями конструктивного либо технологического происхождения, которые можно рассматривать (привести через соответствующую корректировку) как трещиноподобные дефекты. В этом случае наиболее распространенными критериями сопротивления хрупкому разрушению являются: силовые (критические значения коэффициента интенсивности напряжений  $K_{Ic}$ ; критические напряжения  $\sigma_c$ ; пределы трещиностойкости  $I_c$ ); деформационные (критическое раскрытие кончика трещины  $\delta_{Ic}$ , критические деформации в вершине трещины  $l_c$  и критические значения коэффициентов интенсивности деформаций  $K_{ec}$ ); энергетические (энергия продвижения трещины  $G_{Ic}$ , критические значения  $J$ -интеграла  $J_{Ic}$ , удельная энергия разрушения  $\gamma_{Ic}$ ).

Расчет прочности по этим критериям сводится к проверке следующих основных неравенств:

$$\sigma^3 \leq [\sigma_d] = \sigma_c/n_c; \quad (2.10)$$

$$K_I^3 \leq [K_I] = K_{Ic}/n_K; \quad (2.11)$$

$$t^3 \geq [t_K] = t_K + [\Delta t]. \quad (2.12)$$

Здесь  $\sigma^3$ ,  $K_I^3$ ,  $t^3$  — напряжения, коэффициенты интенсивности напряжений и температуры в элементе конструкции при эксплуатации;  $[\sigma_d]$ ,  $[K_I]$ ,  $[t_K]$  — те же характеристики в допустимом диапазоне;  $\sigma_c$ ,  $K_{Ic}$ ,  $t_K + \Delta t$  — критические значения этих же характеристик разрушения, оцениваемые на лабораторных образцах;  $n_c$ ,  $n_K$ ,  $[\Delta t]$  — запасы по критическим напряжениям, коэффициентам интенсивности и температурам.

При этом важное значение имеет установление зависимостей характеристик разрушения типа  $K_{Ic}$  при заданных значениях абсолютных размеров  $L$  элементов конструкций от длины трещины  $l$  и температуры  $T_B$ :

$$K_{Ic} = f(h, l, T_B). \quad (2.13)$$

Уравнение типа (2.13) для различных конструкционных материалов в настоящее время имеет только полуэмпирический

характер и справедливо при

$$\{\sigma_c \leq (0,6 \div 0,8)\sigma_{0,2}, \quad [(2.14)$$

где  $\sigma_{0,2}$  — предел текучести материала для заданной температуры. Такие напряжения обычно в конструкции возникают вне зоны концентрации напряжений, т. е. там, где еще имеется возможность существования условий невысокой деформации при срабатывании трещины.

Использование неравенств типа (2.10)—(2.12) для оценки несущей способности сварных соединений имеет ряд специфических трудностей. Главное из них — неоднородность механических свойств материала различных участков сварного соединения при наличии остаточных напряжений. В настоящее время Методической комиссией Госстандарта СССР по прикладным вопросам механики разрушения разрабатываются руководящие материалы по применению механики разрушения для оценки статической и динамической прочности сварных соединений [191].

Явление хрупкого разрушения с позиций теорий механики разрушения вызывается сочетанием макро- и микрофакторов. Выводы механики разрушения должны следовать из учета влияния на макроповедение тела всевозможных дефектов на микроуровне [85]. Г. Ирвином [365] и Е. Орованом [376] введены понятия коэффициента интенсивности напряжений  $K_{Ic}$  и работы пластической деформации  $\gamma_{пл}$ . При этом

$$K_{Ic} = \sigma_{\infty} \sqrt{\pi l} = \sqrt{2E(\gamma_p + \gamma_{пл})}, \quad (2.15)$$

где  $\sigma_{\infty}$  — напряжение растяжения на бесконечности пластины с трещиной длиной  $2l$ . Используя энергетическое условие разрушения, можно определить критическую величину коэффициента интенсивности напряжения  $K_c$ :

$$K_c = \sqrt{2\pi\gamma_{пл}}. \quad (2.16)$$

Увеличение нагрузки вызывает рост  $K_I$  и при достижении величины  $K_c$  происходит развитие трещины. Поэтому разрушение материала можно описать неравенством

$$K_I \geq K_c. \quad (2.17)$$

$K_I$  рассчитывается из уравнения

$$K_I = f\sigma_{\infty} \sqrt{\pi l}, \quad (2.18)$$

где  $f$  — коэффициент, характеризующий влияние геометрических размеров образца.

В настоящее время в теоретическом плане решения упругопластической задачи поля пластических деформаций не существует.

Для расчета упругопластической области конструкций служат критерии раскрытия трещины  $\delta_c$  и  $J$ -интеграл [47, 113, 327, 379]. Величина критического раскрытия трещины равна предельной величине расхождения берегов трещины у ее вершины в момент разрушения [223]. Модель критического раскрытия трещины основана на постоянстве взаимодействия между берегами трещины при ее раскрытии [113, 223]:

$$\delta_c = -\frac{8\sigma_0 l}{\pi E} \ln \cos \frac{\pi \sigma_{кр}}{2\sigma_0}. \quad (2.19)$$

Здесь  $\sigma_{кр}$  — критическое напряжение разрушения;  $2l$  — длина трещины.

При низких уровнях напряжения разрушения выражение для (2.19) приобретает вид

$$\delta_c = \frac{\pi \sigma_{кр}^2 l}{\sigma_0 E}. \quad (2.20)$$

Энергетический линейный  $J$ -интеграл как критерий разрушения введен И. Райсом [379] и Г. П. Черепановым [327]. При этом энергетический поток вдоль кривой  $\Gamma$ , окружающей вершину трещины, принимается равным

$$\int_{\Gamma} \mathbf{T} \frac{\partial \mathbf{U}}{\partial x} dx ds, \quad (2.21)$$

где  $\mathbf{T}$  — вектор напряжения;  $\mathbf{U}$  — вектор смещения на кривой  $\Gamma$ ;  $s$  — длина кривой  $\Gamma$ . Изменение энергии деформации внутри контура  $\Gamma$  определяется выражением

$$\int_A \frac{\partial W}{\partial t} dl dA. \quad (2.22)$$

Здесь  $A$  — площадь внутри контура;  $dA = dx dy$ . Отсюда [379] интеграл

$$J_c = \int W dy - \int \vec{T} \frac{dU}{dx} ds. \quad (2.23)$$

С помощью  $J$ -интеграла можно теоретически оценивать податливость образца к росту трещины при упругопластическом поведении образца с трещиной. Однако заметим, что имеются существенные ограничения области применимости этого интеграла, в которых необходимо разобраться. Многими исследователями показано, что применение  $J$ -интеграла

ограничивается нелинейной упругостью и деформационной пластичностью; это ограничение исключает большие пластические деформации, так как субкритический рост трещины обычно связан со значительной пластичностью у кончика трещины. Так как  $J$ -интеграл есть двумерный линейный интеграл, его приложение ограничивается задачами плоской деформации, исключаются смешанные случаи и задачи плоского напряженного состояния.

Трещины в сварных соединениях условно можно разделить на три группы [184]. Первая — «конструктивные трещины», т. е. обусловленные конструктивными решениями геометрические концентраторы. Вторая — технологические трещины, связанные с нарушением технологической прочности либо с дефектами формирования сварного шва. Обычно эти дефекты не допускаются. Тем не менее имеется определенная вероятность их пропуска из-за несовершенства системы контроля. Третья группа — трещины, возникшие в процессе эксплуатации под воздействием циклических нагрузок, высоких температур, агрессивных сред и т. д.

Используя фундаментальные положения механики разрушения, а также допущение, что номинальные напряжения в рассматриваемых соединениях не превышают предел текучести, условие обеспечения равновесия рассматриваемых трещин (отсутствие спонтанного их роста — разрушения) можно записать в виде [349, 388]

$$K + K_T < K_c/n_k; \quad (2.24)$$

$$2U < \delta_c/n_\delta. \quad (2.25)$$

Здесь  $K$  — коэффициент интенсивности напряжений у основания трещины при действии рассматриваемой нагрузки;  $K_T$  — то же, от остаточных сварочных напряжений;  $K_c$  — критическое значение величины  $K$  для материала у основания трещины;  $2U$  — раскрытие берегов трещины под действием нагрузки и остаточных напряжений;  $\delta_c$  — критическое раскрытие для материала у основания трещины;  $n_k$ ,  $n_\delta$  — коэффициенты запаса, учитывающие погрешности измерения  $K_c$ ,  $\delta_c$ , а также  $K + K_T$  и  $2U$ . Соотношение (2.24) рекомендуется применять в основном в случае хрупкого поведения материала, а (2.25) — при наличии заметных следов пластической деформации [129].

Расчет величины  $K$  либо  $2U$  для конкретных случаев сварного соединения и характера нагружения в общем случае требует специальных подходов, основанных на численных методах [358]. Авторы [184] в первом приближении

предложили использовать аналитические зависимости линейной механики разрушения, определяя  $K$  через соответствующие значения  $K_I$ ,  $K_{II}$ ,  $K_{III}$  с помощью зависимостей [372].

Для плоского напряженного состояния

$$K = \sqrt{K_I^2 + K_{II}^2 + (1 + \nu)K_{III}^2} \operatorname{sign} K; \quad (2.26)$$

для плоской деформации

$$K = \sqrt{K_I^2 + K_{II}^2 + K_{III}^2/(1 - \nu)} \operatorname{sign} K. \quad (2.27)$$

Назовем основные достижения, полученные к настоящему времени в области механики разрушения: 1) разработаны требования по выбору материала для различных ответственных конструкций; 2) методы оценки уровня действующих напряжений для некоторых тел с трещинами простейшей формы; 3) методы неразрушающего контроля конструкций в период эксплуатации.

Одной из основных трудностей в проблеме оценки склонности сварных соединений к хрупкому разрушению является учет влияния остаточных напряжений. Исследования влияния остаточных напряжений на возникновение хрупких разрушений были начаты Кеннеди и Грином [331]. Ими было установлено, что в случае вязкого разрушения влияние остаточных напряжений минимально, однако если пластическая деформация перед разрушением мала, то это влияние становится существенным. Было показано, что хрупкие разрушения сварных соединений могут возникнуть в условиях низких температур под действием только остаточных напряжений при наличии острого концентратора напряжений.

В последующие годы многие авторы исследовали влияние остаточных напряжений не только на хрупкие разрушения, но и на образование усталостных трещин, водородное охрупчивание, на рост холодных и горячих трещин. Результаты этих работ направлены на то, чтобы путем выбора оптимальной технологии сварки или применением специальных технологических приемов уменьшить влияние остаточных напряжений на несущую способность конструкций. В. А. Винокуров [34—36] для оценки вязкости разрушения сварных соединений предложил понятие коэффициента интенсивности деформаций, характеризующего среднюю приведенную деформацию в момент наступления разрушения. При этом на некоторой стандартной базе измеряются полное удлинение сварного шва в момент его разрушения, а также

величина абсолютного удлинения этой стандартной базы при нагрузке, соответствующей моменту наступления текучести в металле сварного шва. Запас прочности по пластичности металла сварного шва оценивается простым отношением этих величин. Идея общей податливости и понятие, выраженное через коэффициент интенсивности деформаций  $\epsilon$ , позволяет в определенной мере комплексно характеризовать свойства металла сварного шва в зоне концентратора и влияние его остроты.

В. А. Винокуров предложил измерять среднюю деформацию удлинения  $\epsilon_{\text{ср. удл}}$  или среднюю деформацию  $\epsilon_{\text{ср}}$ , считая, что они характеризуют пластичность опасного сечения в целом. Такими сечениями в сварных соединениях являются места расположения зон сплавления, участки резкого изменения сечений, швы с непроваром. Регистрация деформаций ведется на характерных базах. Количественно деформированное состояние выражается при этом через коэффициент интенсивности деформаций  $V$ . Метод оценки  $V$  состоит в испытании пары однотипных образцов, один из которых разрушается, а второй является носителем информации о возникающей к моменту разрушения пластической деформации. Величина  $V$  может быть использована для определения запаса пластичности сварного шва.

Пути практического применения понятия податливости образцов с трещиной в сварном шве рассмотрены Л. А. Копельманом [116]. Автор считает, что если пластическая податливость превышает на порядок упругую, то сварная конструкция надежна. Если же эти величины близки друг к другу, то требуется провести уточненный анализ, либо изменить конструктивное решение или технологию сварки.

Таким образом, существуют разнообразные методы оценки склонности сварных соединений к хрупкому разрушению при низких температурах. Традиционные способы оценки хладостойкости сварных соединений по усовершенствованной методике определения ударной вязкости в широком температурном интервале пригодны для сравнительного анализа причин отказов сварных соединений при низких климатических температурах, а также для ускоренного выбора материалов и технологических вариантов сварки. Перспективы прогнозирования хрупкого разрушения конструкционного материала и сварного соединения связываются многими авторами с развитием и распространением методов механики разрушения, особенно при условиях общей текучести.

## Глава 3

### ИССЛЕДОВАНИЕ ОСОБЕННОСТЕЙ ТЕХНОЛОГИИ СВАРКИ КОНСТРУКЦИЙ В СЕВЕРНОМ ИСПОЛНЕНИИ



Технология электродуговой сварки конструкций определяет особенности протекания всех стадий сварочного процесса: процессов в дуге, расплавления электродного и основного материалов с образованием ванны, остывания и кристаллизации металла сварочной ванны, охлаждения зон термического влияния сварки. Эти процессы формирования сварного соединения обуславливают его низкотемпературную прочность. Технологические факторы в деле обеспечения хладостойкости сварных соединений играют существенную роль, особенно при сборочной, монтажной и ремонтной сварках конструкций, выполняемых при низких климатических температурах.

Заметим, что методически исследования особенностей технологии сварки конструкций при положительных и при отрицательных температурах принципиальной разницы не имеют, если не считать трудностей, которые вызывают низкие температуры при выполнении отдельных операций сварки. Температура, при которой выполняется сварка, несмотря на незначительные интервалы колебания по сравнению с абсолютными величинами температур дуги и тепловых процессов при сварке, оказывает значительное влияние на протекание процессов в сварочной дуге, термокинетических процессов в металле шва и зонах термического влияния. В следующих разделах речь пойдет о некоторых особенностях протекания тепловых процессов в сварочных ванне и дуге при низких климатических температурах.

#### 3.1. ОПТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ЭЛЕКТРОСВАРОЧНОЙ ДУГИ

Изучению поведения электрической сварочной дуги в зависимости от плавящихся электродов в атмосфере воздуха посвящены работы М. Я. Броуна, И. В. Кирдо, Г. И. Леско-

ва и И. Л. Лапина [324, 325]. В их трудах приводятся экспериментальные основы термической теории электросварочной дуги, распределение плотности излучения, температуры дуги, спектроскопические исследования мощной сварочной дуги. Так, М. Я. Броун и И. Л. Лапин в качестве электродов использовали железные прутки диаметром от 8 до 12 мм, заточенные на конус, т. е. они имитировали сварочную дугу дугой Fe — Fe.

Определение температуры дуги при сварке покрытыми электродами выполнено Г. Хиршфельдом и Г. Вайншенком [325]. Установлено, что с увеличением тока от 115 до 280 А при диаметрах электродов 3,25—5,00 мм температура дуги изменяется незначительно — от 5400 до 6040°C. И. Л. Лапин [325] показал, что с увеличением сварочного тока от 20 до 400 А температура дуги повышается от 5600 до 6800°C, при этом диаметр среднего сечения дуги медленно растет, а плотность тока в этом сечении медленно убывает. Дуга все больше приближается к черному излучателю с преимущественными потерями энергии на излучение. Следовательно, спектроскопический метод можно использовать для исследования сварочных дуг малых и средних мощностей, спектров черного излучателя с существенным превышением интенсивности анализируемых спектральных линий.

А. Г. Мазель [172] заметил, что дугу при сварке электродами из проволоки с тонким и толстым покрытием, а также из проволоки с загрязненной поверхностью нельзя рассматривать как дугу железо — железо. В этих случаях необходимо учитывать вторичную эмиссию электронов из пленок шлака. Поэтому картину, близкую к реальной, можно получить только при фиксации спектра дуги при сварке покрытыми электродами.

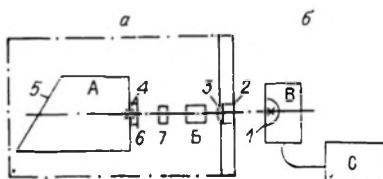
Нами исследовалась маломощная электрическая сварочная дуга на переменном токе (60, 80, 100А, 20В), горящая в условиях естественной конвекции. Использовались два типа электродов: 1) электрод с рутиловым покрытием типа ОЗС, диаметром 2 мм; 2) сварочная проволока Св-08 диаметром 3 мм с меловой обмазкой, которую получали разведением в жидком стекле ( $\text{Na}_2\text{O} \cdot \text{SiO}_2$ ) чистого мела ( $\text{CaCO}_3$ ). В состав обмазки вводилось 0,4% меди и 20%  $\text{CaCO}_3$ .

Для фиксирования спектра сварочной дуги в широком интервале климатических температур (от 20° до —50°C) собрана экспериментальная установка, разработанная на базе дифракционного спектрографа ДФС-8-2 и источника питания (рис. 25). Установка позволяет: 1) сварку производить на холоде, а спектр дуги фиксировать из помещения; 2) одно-



**Рис. 25.** Принципиальная схема для фиксации спектра сварочной дуги в условиях низких температур.

а)  $T = 18-20$ ; б)  $T = \text{от } -40 \text{ до } -50^\circ\text{C}$ ; 1 — сварочная дуга; 2 — стеклянная пластина; 3 — конденсор с  $f = 275 \text{ мм}$ ; 4 — щель спектрографа; 5 — фотопластинка; 6 — экран перед щелью; 7 — центральный затвор; А — спектрограф; С — сварочный аппарат; В — штатив для зажигания сварочной дуги.



временно снимать геометрические параметры столба на скоростной кинокамере СКС-1М и электрические характеристики сварочной дуги на осциллографе К-12-22. Установка состоит из дифракционного спектрографа ДФС-8-2 (А), сварочного аппарата С и штатива для зажигания сварочной дуги В.

В штативе В предусмотрены микрометрические устройства с электродвигателями для одновременного перемещения электрода по вертикали и столика, на котором установлена пластина из тонколистовой стали перпендикулярно направляющему рельсу спектрографа по горизонтали. Скорости перемещения электрода и столика штатива рассчитаны так, чтобы обеспечивалось стабильное горение дуги.

Вся оптическая часть системы — спектрограф, конденсоры — находятся в помещении, где температура воздуха положительная, а штатив с источником питания дуги располагаются вне помещения в условиях естественных температур (до  $-50^\circ\text{C}$ ). Эти две части системы сообщаются друг с другом через отверстие в перегородке Б, где закрепляются кварцевая пластинка 2 и конденсор 3. При определении объемного распределения интенсивности дуга должна быть отражена на щель спектрографа так, чтобы ось ее и направление щели были взаимно перпендикулярны. Для получения на щели горизонтального изображения вертикально горящей дуги применялась система из трех зеркал. С учетом хода луча в системе зеркал расстояние от щели 4 до конденсора 3 устанавливалось равным 45 см, расстояние от конденсора до источника света — 22 см.

Такая установка конденсора, источника света и щели спектрографа обеспечивает получение резкого изображения дуги на экране 6 и исключает виньетирование. Изображение дугового промежутка 1 поворачивается с помощью зеркальной системы на  $90^\circ$  и проектируется на щель спектрографа, проходя через щель и оптическую систему спектрографа, свет падает на фотопластинку 5. Наличие экрана 6 перед

щелью позволяет от опыта к опыту проектировать на щель тот или иной участок дугового промежутка, что дает возможность снимать объемные параметры плазмы сварочной дуги. Постоянство дугового промежутка проверяется по рискам, наносимым на экране.

Спектры фотографируются на фотопластинку «спектрографические» тип 1 с экспозицией от 1/2 до 1 с. Для осуществления выдержки между спектрографом и конденсором помещается центральный затвор. Поперечные снимки дуги проектировались через конденсор с  $f_0 = 275$ , который фокусирует резкое изображение дуги на щель в соотношении 1:1. Ширина щели спектрографа равнялась 0,015 мм. Экспозиция съемок составляла  $0,5 \div 1,0$  с. Спектрограммы фотометрировались на двухлучевом регистрирующем микрофотометре ИФО-451, имеющем 20-кратное увеличение. Исследуемые линии делились на зоны от центра к краям, т. е. на регистрограммах получали контуры линий по зонам.

Экспериментальная сварка проводилась в условиях естественной конвекции при температурах окружающей среды —  $(45 \div 50)$  и  $16 \div 20^\circ\text{C}$ . При этом режим сварки и условия фотографирования спектра сохранялись идентичными. Исследовалось центральное сечение сварочной дуги, которое выделялось с помощью щели спектрографа. Температура сварочной дуги определялась по методу Орнштейна из относительных интенсивностей атомных линий меди CuI 510,5 и 521,8 нм; цинка ZnI 307,6 и 328,2 нм; титана TiI 320,4 и 314,2 нм. Большая разность между энергиями возбуждения верхних уровней сравниваемых линий и отсутствие самопоглощения линий при содержании в обмазке электрода не более 0,4% меди позволила вычислить температуру сварочной дуги с относительной погрешностью, не превышающей 5%. Рабочая формула для определения температуры:

$$T_d = (E_1 - E_2)/K \left( \ln \frac{I_2}{I_1} + \ln \frac{A_1 g_1 v_1}{A_2 g_2 v_2} \right), \quad (3.1)$$

где  $E_1, E_2$  — энергии верхних уровней;  $v_1, v_2$  и  $I_1, I_2$  — частоты и интенсивности сравниваемых линий;  $A_1, A_2, g_1, g_2$  — вероятности переходов и статистические веса.

Осевая температура сварочной дуги, измеренная по (3.1), при токе 100 А оказалась равной: 1)  $5930^\circ\text{C}$  (электрод ОЗС диаметром 2 мм по линиям TiI),  $5530^\circ\text{C}$  (по линии ZnI); 2)  $4380^\circ\text{C}$  (проволока СВ-08 диаметром 3 мм, в парах Na и Ca по линиям CuI). Относительная погрешность определения температуры дуги по этим парам линий не превышает 5%.

Результаты обработки киноплёнки, полученной скоростной кинокамерой, и осциллограммы показали, что за время экспонирования исследуемой сварочной дуги ее геометрические параметры и электрические характеристики подвержены незначительным изменениям. Фотоснимки ее спектров в области 500 нм при температурах воздуха 20° и —45°С показывают, что с увеличением сварочного тока повышается общая интенсивность спектральных линий, усиливается фон.

Так называемая каналовая модель сварочной дуги, включающая уравнения баланса энергии, уравнения Саха и «принцип минимума» Штеенбека, наиболее близко описывает реальную ситуацию [166]. Теория столба сварочной дуги, развитая на основе этой модели Энгелем и Штеенбеком, К. К. Хреновым, Г. И. Лесковым, В. В. Фроловым дает представление о дуге как о токопроводящем шнуре высокоионизированной плазмы, который по своей геометрической форме в вертикальных коротких дугах близок к цилиндру и заметно деформируется лишь вблизи электродов.

Сравнение спектрограмм, снятых при одних и тех же силах тока, показывает, что при отрицательных температурах окружающей среды столб сварочной дуги немного сжимается и его диаметр становится меньше диаметра той же дуги, горящей при положительных температурах.

А уменьшение диаметра токопроводящего канала сварочной дуги вызывает рост температуры столба, так как в меньшем сечении при постоянной мощности дуги выделяется больше тепла.

Радиальное распределение температуры столба исследуемой сва-

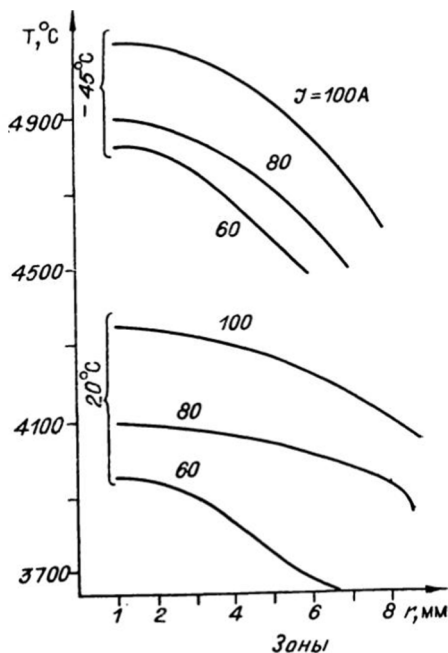


Рис. 26. Радиальное распределение температуры столба сварочной дуги по атомным линиям меди.

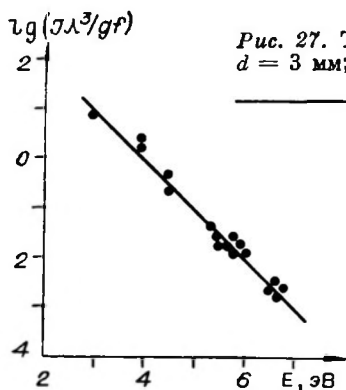


Рис. 27. Типичная зависимость  $\lg(I\lambda^3/gf) = f(E)$ ;  $d = 3$  мм;  $T_c = -45^\circ\text{C}$ ;  $I_{\text{св}} = 60\text{A}$ ;  $T_d = 4760^\circ\text{C}$ .

рочной дуги по центральному сечению разряда при токах 60, 80, 100 А в условиях температур среды 20 и  $-45^\circ\text{C}$  (рис. 26) определено посредством усреднения 6—8 измерений. Доверительные интервалы, вычисленные с вероятностью 0,95, на всех кривых радиального распределения

температуры не пересекаются, что говорит о корректности полученного эффекта повышения температуры столба сварочной дуги с понижением температуры окружающей среды. В нашем случае, т. е. при разности температур воздуха около  $80^\circ\text{C}$ , осевое повышение температуры оказалось равным  $\sim 800^\circ$ . В периферийных областях дуги эта разница уменьшается.

Чтобы убедиться в достоверности полученных результатов, нами выполнен сопоставительный анализ по методике, разработанной Н. Г. Морозовой и Г. П. Старцевым [199].

При этом строится кривая зависимости  $\lg \frac{I\lambda_i^3}{gf}$  от энергии верхнего уровня  $E_i$ . Здесь  $\lambda_i$  — длина волны линии;  $I$  — интенсивность в дуге между электродами;  $gf$  — силы осцилляторов. Температура определяется по углу наклона прямой согласно рабочей формуле:

$$\lg \frac{I\lambda_i^3}{gf} = -\frac{5040}{T_d} \cdot E_{i\alpha} \quad (3.2)$$

где угол наклона  $\alpha_i = 5040/T_d$ , откуда

$$T_d = 5040/\alpha_i. \quad (3.3)$$

Согласно результатам работ [199, 336], выбор линий ограничен следующими условиями: а) достаточная интенсивность; б) линия должна быть изолированной; в) более достоверное значение сил осцилляторов; г) постоянство чувствительности и контрастности применяемых фотопластинок;

д) линии должны хорошо ложиться на прямую  $\lg \frac{I\lambda_i^3}{gf} = f(E_i)$ .

Т а б л и ц а 10. Значения температуры дуги, найденные различными методами

| Методы определения температуры     | $\mathcal{T}_{\text{св}} = 60 \text{ А}$ |        | $\mathcal{T}_{\text{св}} = 80 \text{ А}$ |        | $\mathcal{T}_{\text{св}} = 100 \text{ А}$ |        |
|------------------------------------|------------------------------------------|--------|------------------------------------------|--------|-------------------------------------------|--------|
|                                    | -40°C                                    | 20°C   | -45°C                                    | 20°C   | -45°C                                     | 20°C   |
| По Орнштейну, по л. CuI            | 4840°C                                   | 4000°C | 4910°C                                   | 4130°C | 5130°C                                    | 4350°C |
| По Морозовой — Старцеву, по л. FeI | 4790°C                                   | 4010°C | 5020°C                                   | 4350°C | 5200°C                                    | 4550°C |

Нами были выбраны такие линии железа: FeI 426,78; 424,74; 424,53; 422,22; 422,03; 421,75; 421,62; 421,03; 418,49; 417,76; 417,49; 415,39; 414,77; 51,413,70; 412,20; 412,02 нм. На спектрографе ДФС-8-2 все линии разрешаются достаточно четко. Результаты получены при усреднении почернений по десяти спектрограммам. Точки, характеризующие зависимость  $\lg(I\lambda_i^3/gf) = f(E_i)$  для выбранных линий, хорошо ложатся на прямой (рис. 27).

Было выполнено сопоставление значений температуры дуги, найденных по методу Орнштейна по атомным линиям меди и методу Морозовой — Старцева по линиям железа. В пределах ошибки эксперимента полученные данные совпадают между собой (табл. 10), что подтверждает установленный нами эффект повышения температуры сварочной дуги с понижением температуры воздуха.

В работе [350] температура газа определена по доплеровскому уширению спектральных линий. Для железа как переходного элемента со сложной структурой термов следует ожидать перехода внутри оболочки с квантовым числом 3, которая экранируется от ударов двумя электронами 4s-оболочки; ударное уширение (эффект давления) линий при этом незначительно, так что им можно пренебречь. Полуширина линии  $\Delta\lambda_D$  при этом обусловлена эффектом Доплера.

Типичная регистрограмма линии FeI 434,65 нм, полученная при температурах окружающей среды — 45 и 20°C (рис. 28), показывает, что при отрицательных температурах полуширина  $\Delta\lambda_D$  линии больше полуширины, полученной в условиях положительных температур (табл. 11). Так как  $\Delta\lambda_D \sim \sqrt{T_D}$ , следует, что в условиях отрицательных температур среды температура дуги выше, чем при положительных температурах.

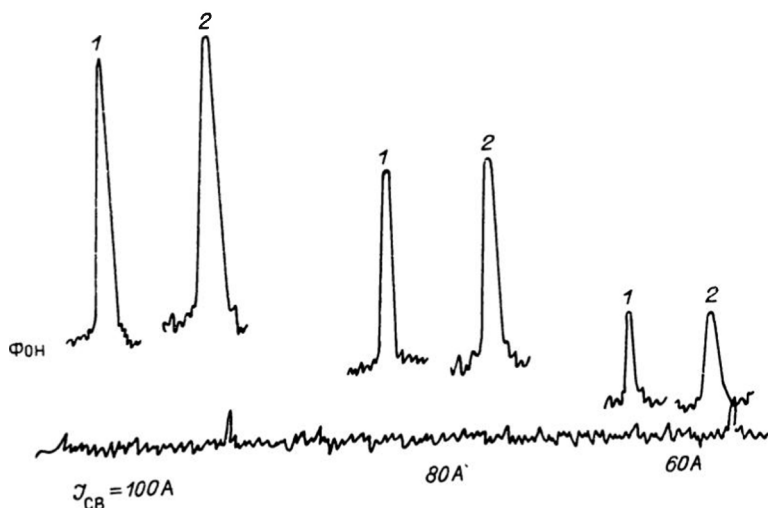


Рис. 28. Регистрограмма линии FeI 434,65 нм при разных значениях сварочного тока.

1 — сварка при 20; 2 — при  $-45^{\circ}\text{C}$ .

При рассмотрении аксиального распределения температуры сварочной дуги осевое повышение температуры столба оказалось равным около  $1000^{\circ}\text{K}$ . При этом абсолютное значение температуры вдоль столба от электрода до изделия остается в пределах погрешности эксперимента постоянным.

Эффект повышения температуры дуги объясняется изменением значения электропроводности дугового газа, которая задает абсолютные значения температуры плазмы. В. С. Гвоздецкий [44] доказал, что даже при радиальном распределении электропроводности в столбе сварочной дуги сохраняется модельное представление о существовании токового канала ( $\sigma > 0$ ) и нагретой бестоковой зоны. Используя экспериментальные данные, полученные в сварочных дугах, автор показал, что радиус  $r_1$  токового канала и осевая температура  $T_{\text{од}}$  столба зависят от теплообмена между зонами накачки энергии и теплопередачи, который обуславливается градиентом температуры:

$$\left. \frac{dT_d}{dr} \right|_{r_1} = -2n_c (b_d r)^{2n_c} \frac{T_d(r_1)}{r_1} \approx -0,66n_c \frac{T_{\text{од}}}{r_1}. \quad (3.4)$$

Здесь  $b$  — функциональный коэффициент, зависящий от режима сварки и среды;  $n_c$  — коэффициент, который согласно

Т а б л и ц а 11. Полуширина линии железа, установленная в экспериментах

| Полуширина, нм               | $\begin{matrix} \mathcal{I}_{\text{св. А}} \\ t, ^\circ\text{C} \end{matrix}$ | 60     | 80     | 100    |
|------------------------------|-------------------------------------------------------------------------------|--------|--------|--------|
|                              |                                                                               |        |        |        |
| $\Delta\lambda_{\text{экс}}$ | 20                                                                            | 0,0126 | 0,0180 | 0,0215 |
| $\Delta\lambda_{\text{экс}}$ | —45                                                                           | 0,0145 | 0,0206 | 0,0237 |

цилиндрической модели может принимать целые значения. Как видно из формулы (3.4), большему градиенту температуры, который имеет место при интенсивном охлаждении столба дуги, соответствует более высокая температура на оси и меньший радиус токового канала положительного столба.

Таким образом, высокой температуре на оси и меньшему радиусу токового канала соответствует больший градиент температуры столба. В этих условиях следует также ожидать усиления выноса заряженных частиц и диссоциированных атомов из плазмы в окружающую среду.

В случае сварочной дуги от покрытых электродов из-за сложного состава дугового газа невозможно вычислить концентрацию заряженных частиц на основе термоионизационного уравнения Саха, как это принято делать с дугами малой мощности. В связи с этим нами была определена концентрация электронов  $N_e$  в плазме исследуемой сварочной дуги по уширению спектральной линии, обладающей квадратичным эффектом Штарка [176]. Согласно нестационарной теории Л. А. Вайнштейна и Н. И. Собельмана [289], дисперсионный контур спектральной линии, подверженной квадратичному эффекту Штарка, равен:

$$\gamma = 11,4 \cdot c_4^{2/3} \cdot v_e^{1/3} \cdot N_e \left[ J'(\beta) + \left( \frac{2\tilde{m}Z^2}{M} \right)^{1/6} \right]. \quad (3.5)$$

Здесь  $C_4$  — постоянная квадратичного штарк-эффекта;  $J'(\beta)$  — параметр неадиабатичности возмущения при электронном ударе;  $v_e$  — скорость электронов при температуре столба  $T_d$ ;  $Z$ ,  $M$  — заряд и масса иона.

Зная постоянные величины для исследуемой линии и экспериментально определяя штарковскую полуширину  $\Delta\lambda_{\text{шт}}$ , из дисперсионного распределения можно найти  $N_e$ . При этом нами использовалась линия кальция  $\text{CaI } 442,5 \text{ нм}$ , выбор которой обусловлен требованиями, приведенными в работе [176]. Расчеты по этой методике показали, что с по-

Т а б л и ц а 12. Химический состав и механические свойства ис

| Марка стали   | Элементы, % |           |      |           |      |
|---------------|-------------|-----------|------|-----------|------|
|               | C           | Mn        | Si   | Cr        | Ni   |
| 10ХСНД        | 0,10        | 0,59—0,62 | 1,0  | 0,81      | 0,53 |
| 10Г2С1        | 0,12        | 1,5       | 1,1  | 0,3       | —    |
| 17Г1С         | 0,19        | 1,6—1,66  | 0,42 | 0,17—0,18 | Сл.  |
| X60 (Франция) | 0,12        | 1,65      | 0,5  | 0,4       | —    |
| X60 (Италия)  | 0,15        | 1,38      | 0,24 | 0,25      | —    |
| 14Г2САФ       | 0,18        | 1,44—1,49 | 0,35 | 0,46—0,48 | Сл.  |
| 14Х2ГМР       | 0,15        | 1,35—1,41 | 0,34 | 1,5       | Сл.  |

нижением температуры среды концентрация электронов в плазме сварочной дуги уменьшается. При этом осевая разность  $N_e(O)$  при  $I_{св} = 100$  А достигает 20%. Абсолютные значения  $N_e$  в столбе исследуемой дуги в условиях положительных температур среды составляют на оси разряда  $2,2 \times 10^{16} \text{ см}^{-3}$  при 60 А и  $40 \cdot 10^{16} \text{ см}^{-3}$  при 100 А. Осевое значение  $N_e$  в плазме Fe-дуго, вычисленное по уравнению Саха, равно  $3,0 \cdot 10^{16} \text{ см}^{-3}$  [139], т. е. результаты вполне сопоставимы с нашими.

Таким образом, при горении сварочной дуги в условиях естественной конвекции при низких климатических температурах происходит повышение температуры плазмы дуги на оси разряда, а также усиление выноса компонентов из плазмы в окружающую среду вследствие повышения градиента концентрации возбужденных атомов по радиусу разряда. Эти эффекты вызывают изменение эффективной тепловой мощности дуги и распределение компонентов в металле шва и расплавленной зоне сварного соединения, что следует учитывать при разработке технологии сварки сталей при низких климатических температурах.

### 3.2. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИЗУЧЕНИЕ ТЕРМИЧЕСКИХ ЦИКЛОВ СВАРКИ

Режим сварки, определяемый совокупностью параметров сварочного процесса (напряжение дуги, величина сварочного тока или его плотность, последовательность и направление проходов, скорость сварки, род и полярность сварочного тока, эффективный КПД теплового действия дуги), а также температура, при которой выполняется сварка, определяют особенности кинетики протекания термического и термодес-



**исследованных низколегированных сталей**

| Элементы, % |      |      | $\sigma_{\text{д}}$ ,<br>МПа | $\sigma_{\text{т}}$ ,<br>МПа | $\delta$ , % |
|-------------|------|------|------------------------------|------------------------------|--------------|
| V           | Mo   | Cu   |                              |                              |              |
| —           | —    | 0,34 | 560                          | 400                          | 27           |
| —           | —    | —    | 520                          | 360                          | 30           |
| 0,04        | —    | —    | 580                          | 400                          | 27           |
| 0,08        | 0,30 | —    | 570                          | 460                          | 17           |
| —           | —    | —    | 580                          | 470                          | 30           |
| 0,11        | —    | —    | 650                          | 470                          | 29           |
| —           | 0,51 | —    | 720                          | 650                          | 15           |

формационного циклов сварки. Особенности технологии сварки нами изучались применительно к низколегированным сталям, которые начинают широко использоваться и перспективны для изготовления конструкций в северном исполнении. Химический состав и механические свойства

исследованных сталей представлены в табл. 12.

Получение металла шва с низким содержанием серы, фосфора, неметаллических включений и газов обеспечивают электроды основного типа с фтористо-кальциевым покрытием. Металл шва, выполненный этими электродами, обладает достаточно высокой пластичностью и вязкостью при отрицательных температурах. Поэтому для исследований особенностей технологии сварки конструкций, предназначенных для эксплуатации в зоне холодного климата, выбраны электроды УОНИ 13/55, УОНИ 13/45, АНО-7, АНП-2, ЖАНП-5.

Для определения вклада в процесс формирования свойств сварного соединения различных технологических вариантов сварки необходимо точно фиксировать параметры процессов и измерять различные величины, изменяющиеся во времени. С этой целью нами выполнялось осциллографирование параметров электрической дуги, фиксировались скорости сварки и регистрировался термический цикл [6, 142]. При осциллографировании электрических параметров сварочной дуги милливольты, пропорциональные значению тока, снимались от шунта и записывались на осциллографе Н117. При градуировке гальванометров осциллографа по току имитация разности потенциалов до 75 мВ, возникающей на концах шунта, осуществлялась с помощью источника регулируемого напряжения ИРН-64. Градуировка гальванометров осциллографа по напряжению осуществлена с использованием универсального источника питания УИП-2 и вольтметра *EvIz*. Значения  $\mathcal{I}_{\text{св}}$  и  $U_{\text{св}}$  рассчитывались по результатам планиметрирования соответствующих осциллограмм и градуировочным кривым сварочного тока  $\mathcal{I}_{\text{св}}$  и напряжения  $U_{\text{св}}$ , имеющих линейную зависимость с отклонением шлейфа гальванометров на экране осциллографа.

Для регистрации термических циклов сварки использованы дифференциальные термопары с эталоном на  $0^{\circ}\text{C}$ . Дифференциальные термопары были изготовлены из хромелевой и алюмелевой проволоки с диаметрами 0,2 и 0,5 мм. Чтобы избежать влияния наклепа и неоднородности на ЭДС термопар, термопары отжигались при температуре  $700\text{--}750^{\circ}\text{C}$  в течение 30 мин. Градуировку термопар производили путем сравнения показаний проверяемых термопар с показаниями термометра и по реперным точкам заведомо известных температур фазовых превращений: таяния льда  $0^{\circ}\text{C}$ , кипения воды  $100^{\circ}\text{C}$ , затвердевания и плавления цинка, хлористого натрия  $419$  и  $800^{\circ}\text{C}$  соответственно [21]. Последующая корректировка градуировочной кривой осуществлялась по ЭДС хромель-алюмелевых термопар заводского изготовления. Для измерения термических циклов сварки в высокотемпературной области использованы платино-платинородневые термопары типа ПП-1.

Для измерения термических циклов сварки в условиях низких климатических температур измерительные кабели и термопары располагали при температуре среды. Как известно, с понижением температуры уменьшается их электрическое сопротивление. Для исключения температурной погрешности на работу системы измерения к гальванометру последовательно подключены переменные сопротивления  $R_t$  с плавными регулировками.

Термопары в свариваемых пластинах устанавливали по схеме Борнефельда [27, 266] и по схеме перпендикулярного расположения системы термопар к шву. Для измерения термических циклов сварки на пластинах толщиной до 12 мм термопары располагали с нижней поверхности, а на пластинах толщиной 16 и 20 мм — с обеих сторон. Температурное поле при сварке регистрировалось на пластинах с кромками под сварку, подготовленными по ГОСТу 5264-69. Действительные значения температур, изменяющиеся по времени, определяли по преобразованным градуировочным кривым ЭДС термопар. Время отсчитывали по отметчику времени осциллографа. Точное расположение места приварки рабочих спаев термопар от линии сплавления на образцах устанавливали после вырезки темплетов с последующей шлифовкой и травлением их поверхности.

Пластины из стали 17Г1С размером  $200 \times 150 \times 10$  мм сваривались встык. Сварку вели электродами УОНИ 13/45 с диаметром 4 мм при постоянном токе обратной полярности. При этом термические циклы сварки записывали в точках,

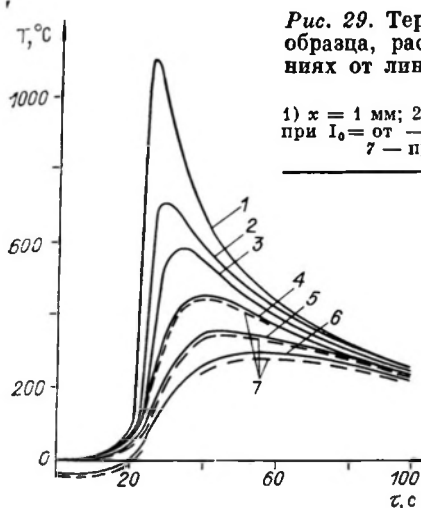


Рис. 29. Термические циклы сварки в точках образца, расположенных на разных расстояниях от линии сплавления и при различных температурах.

1)  $x = 1$  мм; 2) 3; 3) 5; 4) 9; 5) 13; 6) 17 мм; 1—3 — при  $T_0 =$  от  $-20$  до  $-38^\circ\text{C}$ ; 4—6 — при  $T_0 = 20^\circ$ ; 7 — при  $-38^\circ\text{C}$ ;  $q_n = 1,09$  МДж/м.

находящихся на расстояниях 1, 3, 5, 9, 13, 17, 47 мм от линии сплавления. По данным экспериментов построены термические циклы точек (рис. 29) образца, расположенных в направлении, перпендикулярном оси шва (линии сплавления), а также распределение максимальных температур в этом же направлении (рис. 30).

Данные экспериментов показывают, что в зоне сварного соединения, непосредственно прилегающей к шву, термические циклы почти совпадают (наблюдаются расхождения в пределах погрешности измерения), несмотря на понижение температуры среды. Заметные расхождения в термических циклах сварки начинаются с тех точек, где максимальная температура достигает около  $600^\circ\text{C}$ . По мере удаления от линии сплавления разность в максимальных температурах возрастает, достигая  $50\text{--}60^\circ\text{C}$  на расстоянии примерно 45 мм.

При понижении температуры, при которой выполняется сварка, наблюдается различие в кинетике распределения температурного поля в изделии в низкотемпературной области. Размеры зоны термического влияния сварки, нагретой выше температуры  $600^\circ\text{C}$ , при сварке в условиях положительных и отрицательных температур ( $-45^\circ\text{C}$ ) практически совпадают. Ширина области, нагретой в интервале температур от  $500^\circ\text{C}$  до температуры окружающей среды, при сварке в условиях низких климатических температур сужается по сравнению с размерами зоны, полученной при сварке в условиях положительных температур. Степень сужения зависит от температуры точки, где рассматривается термический цикл сварки. В данном случае различие ширины зоны от оси шва до точки, нагретой до  $600^\circ\text{C}$ , равно 0; до  $400^\circ\text{C}$  — 1,0 мм; до  $300^\circ\text{C}$  — 2,5 мм; до  $200^\circ\text{C}$  — 8,0 мм.

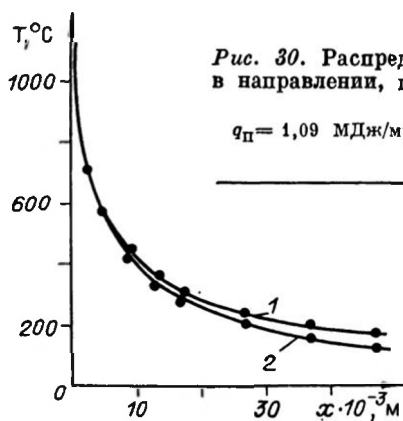


Рис. 30. Распределение максимальных температур в направлении, перпендикулярном линии сплавления.

$q_{\text{п}} = 1,09$  МДж/м; 1) сварка при  $T_0 = 20$ ; 2)  $-38^\circ\text{C}$ .

Нами рассмотрены термические циклы также при многопроходной сварке пластин из стали 17Г1С с размерами  $350 \times 250$  мм толщиной 16 и 20 мм. Сварка производилась элект-

родами УОНИ 13/55 диаметром 4 мм при постоянном токе обратной полярности. Пластины толщиной 16 мм сваривались в три, а толщиной 20 мм — в четыре прохода.

Увеличение толщины свариваемых пластин и снижение погонной энергии сварки при наложении первого слоя в условиях положительных температур оказывает заметное влияние на процесс термического цикла. Скорость охлаждения в интервале температур наименьшей устойчивости аустенита ( $600^\circ\text{C} - 500^\circ\text{C}$ ) возрастает с увеличением толщины свариваемой пластины и уменьшением погонной энергии. При сварке пластины толщиной 16 мм при погонной энергии 2,6 МДж/м скорость охлаждения  $W_{500}^{600}$  равна 8 град/с, а при сварке пластины толщиной 20 мм при погонной энергии 2,5 МДж/м — 18 град/с. С другой стороны, увеличение погонной энергии только на 0,095 МДж/м уменьшает различия в термических циклах сварки и скоростях охлаждения пластины толщиной 16 мм при положительной и отрицательной температурах.

При сварке пластины толщиной 16 мм при температуре среды  $-40^\circ\text{C}$  при погонной энергии 3,01 МДж/м скорость охлаждения  $W_{500}^{600}$  равна 7 град/с, а при сварке пластины толщиной 20 мм при температуре среды  $-25^\circ\text{C}$  с погонной энергией 2,8 МДж/м  $W_{500}^{600}$  соответствует 11 град/с. Следовательно, различия в скоростях охлаждения в интервале температур  $500 - 600^\circ\text{C}$  при сварке в условиях низких климатических температур с увеличением толщи свариваемых пластин проявляются более заметно, чем при сварке в условиях положительных температур. Это связано со снижением на-

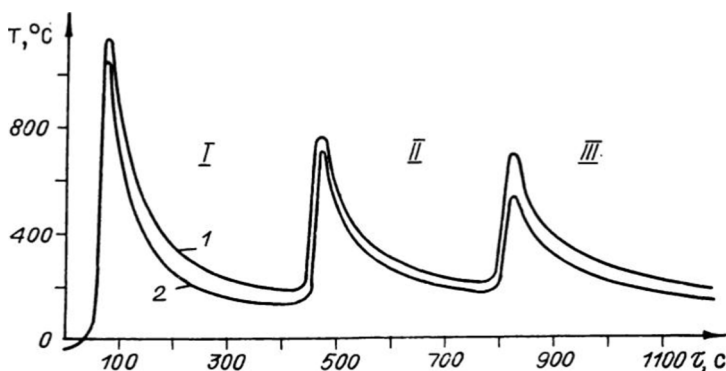
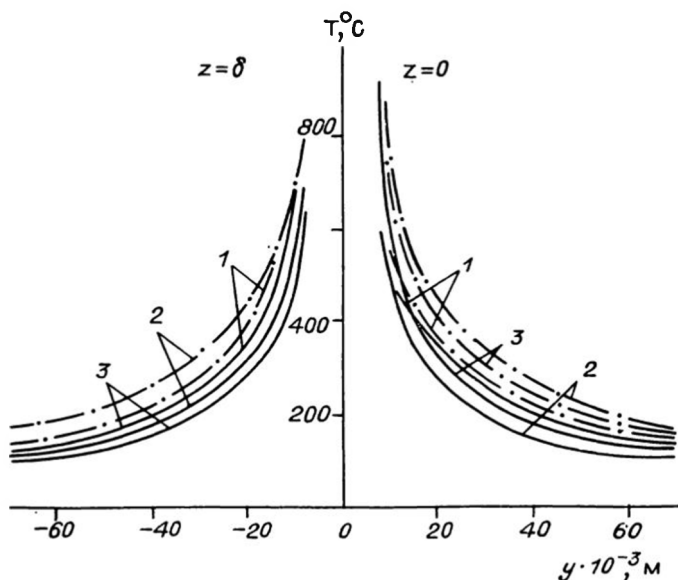


Рис. 31. Термические циклы сварки в точках пластины, находящихся на расстоянии  $1,25 \pm 0,05$  мм от линии сплавления в условиях климатически низких температур.

1)  $\delta = 16$  мм,  $T_c = -40^\circ\text{C}$ ; 2) 20 мм,  $-40^\circ\text{C}$  с использованием удельной погонной энергии: I — первый проход, 1 — 3130 кДж/м; 2 — 2950; II — второй проход, 1 — 2400 кДж/м, 2 — 2780; III — третий проход, 1 — 2250 кДж/м; 2 — 2360.

чальной температуры свариваемого изделия и увеличением его теплоотдачи. Увеличение погонной энергии на 0,37 МДж/м при сварке пластин толщиной 20 мм в условиях низких климатических температур, приводит к уменьшению скорости охлаждения в диапазоне температур наименьшей устойчивости аустенита на 7 град/с.

Таким образом, при сварке пластин многослойными швами в условиях низких климатических температур регулирование скорости охлаждения зоны термического влияния первого слоя шва можно достичь изменением погонной энергии сварки. Характер различия термического цикла при укладке последующих слоев практически сохраняется при сварке пластин толщиной 16 и 20 мм (рис. 31). С увеличением толщины пластины длительность ( $\tau_d$ ) пребывания металла шва выше температуры начала и конца аустенитных превращений уменьшается. Это создает дополнительные требования для определения длины свариваемого участка, при которой металл в околошовной зоне после сварки первого или последующих слоев не успевает охладиться ниже допустимой величины температуры до прихода тепловой волны от каждого последующего слоя. Допустимая величина  $T_b$  определяется из характера распада аустенита и особенностей реакции термическому циклу конкретной марки конструкционной стали.



**Рис. 32.** Распределение максимальных температур при сварке на плоскостях  $z = 0$ ,  $z = \delta$ .

Сплошными линиями отмечены  $T_{\text{с}} = 20$ , штриховыми —  $T_{\text{с}} = -40^\circ\text{C}$ ;  $z = 0$ : 1)  $q_{\text{п}} = 2,73$  МДж/м; 2) 3,28;  $T_{\text{с}} = -40^\circ\text{C}$ ; 3) 3,57 МДж/м;  $z = \delta$ : 1)  $q_{\text{п}} = 2,66$  МДж/м; 2) 2,20; 3) 2,19 МДж/м; 1)–3) — порядок проходов сварки.

На рис. 32 представлено распределение максимальных температур на плоскостях  $z = 0$  и  $z = \delta_{\text{п}}$  при сварке пластин толщиной 16 мм в условиях положительных и отрицательных температур. При многопроходной сварке токами до 200 А области перекристаллизации и рекристаллизации ограничены и занимают примерно  $2,5 \pm 0,2$  мм. Тепловое воздействие сварочного источника при ручной сварке пластин толщиной 16 мм локализуется в любых температурных условиях сварки. Увеличение погонной энергии при сварке в условиях низких климатических температур незначительно расширяет зоны термического влияния каждого последующего слоя, но локальность в распространении тепла сохраняется. Таким образом, при многопроходной сварке в условиях низких климатических температур локальность в распространении тепла проявляется более явно, нежели при сварке в условиях положительных температур.

### 3.3. ЧИСЛЕННО-АНАЛИТИЧЕСКИЙ МЕТОД РАСЧЕТА ТЕРМИЧЕСКОГО ЦИКЛА СВАРКИ

При расчете тепловых процессов при сварке на основе теории мгновенных источников [266, 267] тепловые характеристики материала принимают независимыми от температуры, а также пренебрегают теплотой фазовых переходов, связанных с плавлением и затвердеванием сварного шва. При этом получают существенные расхождения с экспериментом в высокотемпературной области термического влияния сварки. С целью более точного описания температурного поля задача должна быть поставлена и решена с учетом зависимости теплофизических коэффициентов от температуры и скрытой теплоты фазового перехода. В такой постановке нами [156] исследовано температурное поле при сварке встык тонких пластин постоянной толщины и ограниченных размеров. В отличие от [252] математическая модель расчета термического цикла сварки в нашей работе имеет вид двухфазной задачи Стефана для случая двумерной области, т. е. уравнения теплопроводности с зависящими от температуры коэффициентами записываются для области жидкой и твердой фаз, а скрытая теплота кристаллизации (плавления) учитывается с помощью условия Стефана на межфазной поверхности.

Система координат выбирается таким образом, чтобы ее начало находилось на кромке пластины, ось  $ox_1$  направлена вдоль шва, ось  $ox_2$  — по кромке пластины перпендикулярно оси  $ox_1$ . Учитывая симметрию задачи относительно оси  $ox_1$ , рассматривается одна пластина. Тогда задачу об определении температурного поля и положения контура сварочной ванны можно сформулировать следующим образом.

Необходимо найти функции  $T_i(x_1, x_2, t)$ ,  $i = 1, 2$ ;  $\Phi(x_1, x_2, t)$ , удовлетворяющие уравнениям:

$$c_1 \rho_1 \frac{\partial T_i}{\partial t} = \sum_{k=1}^2 \frac{\partial}{\partial x_k} \left( \lambda \frac{\partial T_{1x}}{\partial x_k} \right) - \frac{2\alpha}{\delta_{\Pi}} (T_{1x} - T_b) + f_v, \quad T_{1x} < T^*; \quad (3.4)$$

$$c_2 \rho_2 \frac{\partial T_{2x}}{\partial t} = \sum_{k=1}^2 \frac{\partial}{\partial x_k} \left( \lambda_2 \frac{\partial T_{2x}}{\partial x_k} \right) - \frac{3\alpha}{\delta_{\Pi}} (T_{2x} - T_b) + f_v, \quad T_{2x} > T^*; \quad (3.5)$$

$$\lambda_i \frac{\partial T_i}{\partial x_1} = \alpha (T_i - T_b), \quad x_1 = 0; \quad (3.6)$$

$$-\lambda_i \frac{\partial T_i}{\partial x_1} = \alpha (T_i - T_b), \quad x_1 = l_1; \quad (3.7)$$

$$\frac{\partial T_i}{\partial x_2} = 0, \quad x_2 = 0; \quad (3.8)$$

$$-\lambda_2 \frac{\partial T_i}{\partial x_2} = \alpha (T_i - T_b), \quad x_2 = l_2; \quad (3.9)$$

$$T_i(x_1, x_2, 0) = T_b = \text{Const}; \quad (3.10)$$

$$T_i = T^* = \text{Const}, \quad P(x_1, x_2, t) \in \\ \in \Phi(x_1, x_2, t) = 0; \quad (3.11)$$

$$\lambda_1 \left( \frac{\partial T_i}{\partial x_1} \frac{\partial \Phi}{\partial x_1} + \frac{\partial T_i}{\partial x_2} \frac{\partial \Phi}{\partial x_2} \right) - \lambda_2 \left( \frac{\partial T_i}{\partial x_1} \frac{\partial \Phi}{\partial x_1} + \frac{\partial T_i}{\partial x_2} \frac{\partial \Phi}{\partial x_2} \right) + L_{\text{yт}} \rho \frac{\partial \Phi}{\partial t} = 0. \quad (3.12)$$

Здесь  $c_i$ ,  $\lambda_i$ ,  $\rho_i$ ,  $T_i$  — соответственно коэффициенты теплоемкости, теплопроводности, плотность и температура  $i$ -й фазы;  $\alpha$  — коэффициент полной теплоотдачи (в уравнениях (3.4), (3.5); член  $2\alpha(T_i - T_b)/\delta_n$  учитывает теплоотдачу с обеих поверхностей пластин);  $T_b$  — температура окружающей среды;  $T^*$  — температура плавления металла;  $L_{\text{yт}}$  — удельная теплота фазовых превращений при плавлении и затвердевании;  $\Phi(x_1, x_2, t) = 0$  — уравнение контура сварочной ванны;  $f_v$  — внутренний объемный источник тепла.

Сварочная дуга рассматривается как объемный источник тепла, нормально распределенный по кругу и движущийся со скоростью  $v$ :

$$f_v = \frac{q_k}{\pi \delta_n} \cdot \exp \{ -\kappa [(x_1 - vt)^2 + x_2^2] \}, \quad (3.13)$$

где  $q$  — эффективная мощность сварочной дуги, равная  $q = \eta U \mathcal{I}$ ;  $\eta$  — эффективный КПД процесса нагрева изделия;  $U, \mathcal{I}$  — соответственно напряжение и сила тока;  $\kappa$  — коэффициент сосредоточенности теплового потока дуги.

Условия (3.6), (3.7), (3.9) учитывают теплообмен контура пластин с окружающей средой. Задача (3.4)–(3.12) решена численно разностным методом со сглаживанием коэффициентов, разработанным в работе [24]. Уравнения (3.4), (3.5) и условие (3.12) с помощью функции

$$H(T_i) = \int_0^{T_{i0}} [c(\xi) \rho(\xi) + L_{\text{yт}} \rho(\xi) \delta_n (\xi - T^*)] d\xi$$



заменяются одним уравнением

$$\frac{\partial H(T_i)}{\partial t} = \sum_{k=1}^2 \frac{\partial}{\partial x_k} \left( \lambda \frac{\partial T_i}{\partial x_k} \right) - \frac{2\alpha}{\delta_{\Pi}} (T_i - T_B) + f_v. \quad (3.14)$$

Непосредственное применение разностного метода к уравнению (3.14) не дает хороших результатов [24]. Поэтому производится сглаживание функций  $H(T_i)$  и  $\lambda(T_i)$ . Нами использовано сглаживание нулевого порядка, т. е. функция  $H(T_i)$  на отрезке  $[T^* - \Delta_1, T^* + \Delta_2]$  заменяется линейной — уравнением прямолинейного отрезка, соединяющего точки с координатами  $\{(T^* - \Delta_1)_1 H(T^* - \Delta_1)\}$ ,  $\{(T^* + \Delta_2)_1 H(T^* + \Delta_2)\}$ . Аналогично производится сглаживание функции  $\lambda(T_i)$ . Таким образом, вместо функций  $H(T_i)$ ,  $\lambda(T_i)$  имеем непрерывные функции  $\tilde{H}(T_i)$ ,  $\tilde{\lambda}(T_i)$  и вместо исходной задачи (3.4)–(3.12) численно будем решать следующую задачу:

$$B \frac{\partial T_i}{\partial t} = \sum_{k=1}^2 \frac{\partial}{\partial x_k} \left( \tilde{\lambda} \frac{\partial T_i}{\partial x_k} \right) - \frac{2\alpha}{\delta_{\Pi}} (T_i - T_B) + f_v, \quad 0 < x_k < l_k; \quad (3.15)$$

$$\tilde{\lambda} \frac{\partial T_i}{\partial x_1} = \alpha (T_i - T_B), \quad x_1 = 0; \quad (3.16)$$

$$-\tilde{\lambda} \frac{\partial T_i}{\partial x_1} = \alpha (T_i - T_B), \quad x_1 = l_1; \quad (3.17)$$

$$\frac{\partial T_i}{\partial x_2} = 0, \quad x_2 = 0; \quad (3.18)$$

$$-\tilde{\lambda} \frac{\partial T_i}{\partial x_2} = \alpha (T_i - T_B), \quad x_2 = l_2; \quad (3.19)$$

$$T_i(x_1, x_2, 0) = T_B, \quad (3.20)$$

$$B = \frac{\partial \tilde{H}}{\partial T_i} = \begin{cases} c_1 \rho_1, & T_i \leq T^* - \Delta_1 \\ \frac{\Delta_1}{\Delta_1 + \Delta_2} c_1 \rho_1 \Big|_{T^* - \Delta_1} - \frac{\Delta_2}{\Delta_1 + \Delta_2} c_2 \rho_2 \Big|_{T^* + \Delta_2} - \frac{L_{yT} \rho}{\Delta_1 + \Delta_2}, & T^* - \Delta_1 < T_i < T^* + \Delta_2 \\ c_2 \rho_2, & T_i \geq T^* + \Delta_2. \end{cases} \quad (3.21)$$

Задача (3.15)–(3.20) решалась локально-одномерным методом [269]. Разностная сетка выбиралась неравномерной по переменным  $x_1, x_2$ . Разностная задача на интервале  $t_i \leq t \leq t_{j+1}$  вычислялась путем решения серии одномерных

**Т а б л и ц а 13. Теплофизические характеристики исследованной стали**

| $T, ^\circ\text{C}$ | $\lambda,$<br>Вт/м·град | $c,$<br>кДж/кг·град | $\rho \cdot 10^{-3}$ кг/м <sup>3</sup> | $\alpha,$<br>Дж/м <sup>2</sup> ·с·град |
|---------------------|-------------------------|---------------------|----------------------------------------|----------------------------------------|
| -50                 | 49,74                   | 0,439               | 7,90                                   | 10,06                                  |
| 0                   | 48,07                   | 0,460               | 7,90                                   | 10,06                                  |
| 50                  | Не опр.                 | 0,481               | 7,82                                   | Не опр.                                |
| 100                 | 46,40                   | 0,493               | 7,80                                   | 15,97                                  |
| 200                 | 43,89                   | 0,527               | 7,77                                   | 19,94                                  |
| 300                 | 42,22                   | 0,560               | 7,74                                   | 29,93                                  |
| 400                 | 38,04                   | 0,606               | 7,70                                   | 39,92                                  |
| 500                 | 35,53                   | 0,685               | 7,67                                   | 54,47                                  |
| 600                 | 31,77                   | 0,761               | 7,63                                   | 61,90                                  |
| 650                 | Не опр.                 | 0,865               | Не опр.                                | Не опр.                                |
| 700                 | 29,26                   | 0,936               | 7,61                                   | 79,88                                  |
| 750                 | Не опр.                 | 0,786               | Не опр.                                | Не опр.                                |
| 800                 | 25,50                   | 0,685               | 7,59                                   | 97,81                                  |
| 850                 | Не опр.                 | 0,606               | Не опр.                                | Не опр.                                |
| 900                 | 26,33                   | 0,610               | 7,56                                   | 119,97                                 |
| 950                 | Не опр.                 | 0,619               | Не опр.                                | Не опр.                                |
| 1000                | 28,01                   | 0,618               | 7,51                                   | 149,64                                 |
| 1100                | 29,96                   | 0,627               | 7,47                                   | 179,74                                 |
| 1200                | 30,10                   | 0,639               | 7,43                                   | 214,85                                 |
| 1300                | 31,35                   | 0,644               | 7,40                                   | 249,55                                 |
| 1400                | 31,77                   | 0,648               | 7,36                                   | 294,69                                 |
| 1500                | 34,28                   | 0,656               | 7,30                                   | 339,42                                 |
| 1530                | 34,28                   | 0,840               | 7,10                                   | 399,19                                 |

задач по каждому направлению. При решении по направлению  $ox$ , использовались разностные аналоги граничных условий (3.16), (3.17), по направлению  $ox_2$  — аналоги условий (3.18), (3.19). Решение каждой из одномерных задач реализовалось методом прогонки [269]. Расчеты по данному алгоритму проводились для оценки температурного поля на этапах нагрева и охлаждения, сопоставления его с результатами, получаемыми расчетными схемами акад. Н. Н. Рыкалина.

Принимались следующие постоянные:  $q = 1$  кВт;  $v_{\text{св}} = 1,25, 2,5$  и  $3$  мм/с;  $\delta_{\text{п}} = 0,5$  см;  $T_{i0} = 1530^\circ\text{C}$ ;  $L_{\text{ут}} = 315$  кДж/кг;  $T_{\text{в}} =$  от  $20$  до  $-40^\circ\text{C}$ . Расчеты выполнялись для случая сварки встык двух тонких пластин с размерами  $100 \times 50$  мм, изготовленных из низкоуглеродистой стали, теплофизические характеристики которой представлены в табл. 13. По результатам численного решения строились термические циклы точки А, лежащей на оси шва и отстоящей от левой кромки пластины на расстоянии 3 см при температурах среды  $20^\circ\text{C}$  и  $-20^\circ\text{C}$ . Результаты решения показывают,

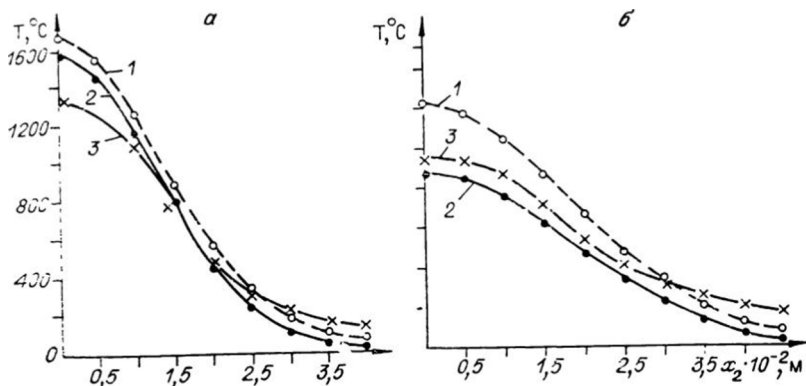


Рис. 33. Распределение температуры вдоль перпендикулярной сварному шву прямой  $x_1 = 20$  мм через 10 с (а) и 20 с (б) после прохождения центра сварочной дуги.

1 — расчет по формулам (3.22); 2 — по (3.23); 3 — численный метод; длина ванны 25, ширина 17 мм.

что стадия нагрева протекает одинаково как при положительных, так и при отрицательных температурах среды; некоторое различие имеется в значениях максимальных температур и в значениях температур на стадиях охлаждения.

Численное решение сравнивалось с решениями, найденными по формулам, приведенным в работах [266, 267], описывающим процесс распространения тепла при нагреве пластины:

подвижным линейным источником

$$T_i - T_b = \int_0^{T_{i0}} \frac{q dt}{\delta_{\pi} c \gamma 4 \pi a (t - \tau)} \exp \left[ -\frac{(x_1 - v\tau)^2 + x_2^2}{4a(t - \tau)} - v(t - \tau) \right]; \quad (3.22)$$

мощным быстро движущимся линейным источником

$$T_i - T_b = \frac{q}{v \delta_{\pi} \sqrt{4 \pi \lambda c \gamma t}} \exp \left( -\frac{x_2^2}{4at} - vt \right). \quad (3.23)$$

По результатам расчетов построены графики зависимости температуры от расстояния вдоль прямой  $x_1 = 20$  мм, перпендикулярной оси шва (рис. 33). Из представленных кривых температур следует, что скорость охлаждения для численного решения несколько меньше, чем ее значение, полученное по формулам (3.22), (3.23). По найденному численным

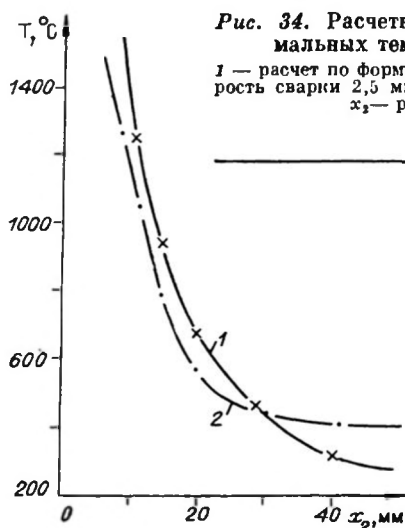


Рис. 34. Расчетные данные распределения максимальных температур при сварке пластины.

1 — расчет по формуле (3.22); 2 — численное решение. Скорость сварки 2,5 мм/с, удельная погонная энергия 1 кВт;  $x_2$  — расстояние от центра шва.

методом температурному полю вычислена длина сварочной ванны, она равна 25 мм. По истечении 10с источник находился от прямой  $x_1 = 20$  мм на расстоянии 25 мм, т. е. точка с координатами  $x_1 = 20$  мм,  $x_2 = 0$  лежит позади сварочной ванны. Отсюда следует, что температура в этой точке долж-

жна быть меньше температуры плавления материала ( $1530^\circ\text{C}$ ). Это хорошо согласуется с результатами численного решения (см. рис. 33, кривая 3). Вместе с тем температуры, вычисленные в этой точке по формулам (3.22), (3.23), оказываются выше данной температуры. Таким образом, разработанный алгоритм лучше характеризует действительное распределение температуры в области высоких температур.

Сравнивались расчетные данные распределения максимальных температур, полученные по формуле (3.22) и численным решением по разработанному алгоритму с применением ЭВМ (рис. 34). При этом установлено расхождение результатов в высокотемпературной области вблизи шва ( $\Delta T$  при  $x_2 = 10$  мм равно  $180^\circ$ ). Данные совпадают в плоскости на расстоянии 29 мм от оси шва. Для удаленных от оси шва участков сварного соединения решение (3.22) дает заниженные результаты ( $\Delta T$  при  $x_2 = 50$  мм равно  $120^\circ$ ), так как теплоемкость металла с понижением температуры уменьшается (см. табл. 13) и для  $x_2 = 50$  мм ( $T = 400^\circ\text{C}$ )  $C(400^\circ\text{C}) < C(600^\circ\text{C})$ , т. е. теплоемкость меньше принятой в расчете по формуле (3.22) примерно в 1,25 раза.

Согласно расчетам по формуле (3.22), в участках сварного соединения, находящихся вблизи линии сплавления, скорость нагрева и охлаждения получается больше по сравнению с результатами численного решения (рис. 35). Обе схемы расчета в участках, имеющих максимальную темпера-

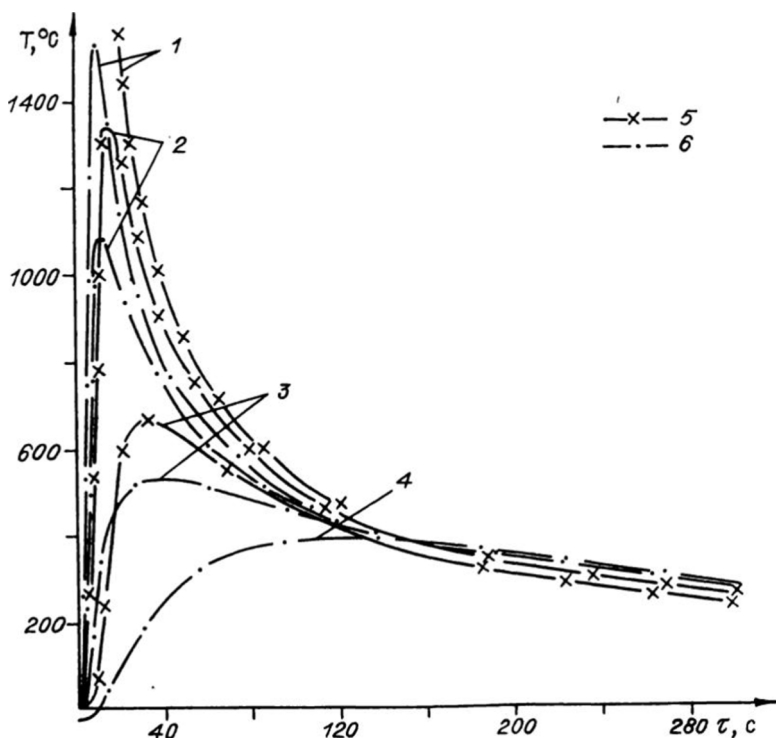


Рис. 35. Термические циклы сварки в точках пластины, находящихся на разных расстояниях от центра шва в плоскости  $x_1 = 20$  мм.

1)  $x_2 = 5$  мм; 2) 10; 3) 20; 4) 50 мм; 5) расчет по формуле (3.22); 6) численное решение;  $V_{CB} = 2,5$  мм/с;  $q = 1$  кВт;  $\delta = 5$  мм;  $\eta = 0,7$ .

туру ниже  $500^\circ\text{C}$ , дают одинаковую картину термического цикла.

Разные схемы расчетов дают различные результаты в распределении мгновенных температур (рис. 36) в сечении хвостовой части сварочной ванны ( $t = 16$  с) в высокотемпературной области ( $x_2 = 0-10$  мм); в участках сварного соединения с температурой ниже  $800^\circ\text{C}$  рассматриваемые схемы расчета дают близкие результаты. Разница в распределении мгновенных температур для удаленных от оси шва точек  $x_2 > 20$  мм объясняется различием в теплофизических характеристиках, принятых в расчете по формуле (3.22). С течением времени мгновенное распределение температур

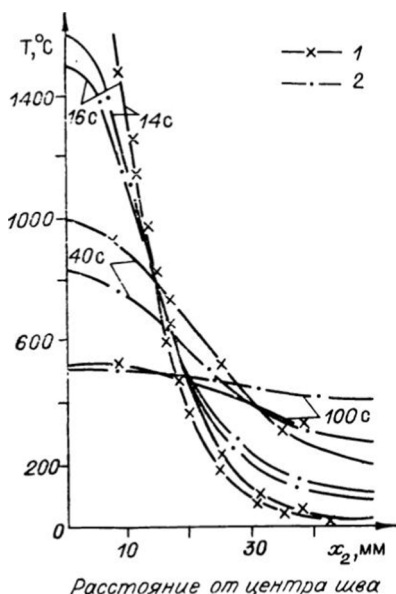


Рис. 36. Мгновенное распределение температур в плоскости  $x_1 = 20$  мм в различные моменты времени.

1) расчет по формулам (3.22);  
2) численное решение;  $V_{св} = 2,5$  мм/с;  $q = 1$  кВт;  $\delta = 5$  мм;  $\eta = 0,7$ .

$t = 100$  с), определяемое по обеим схемам, совпадает для точек околошовной зоны.

В заключение отметим, что для оценки температурного поля при сварке, наряду с другими расчетными и экспериментальными методами, необходимо рекомендовать численно-аналитический метод, который состоит в использо-

вании численных методов в области высоких температур, а также расчетных схем, предложенных в работах акад. Н. Н. Рыкалина для области средних и низких температур.

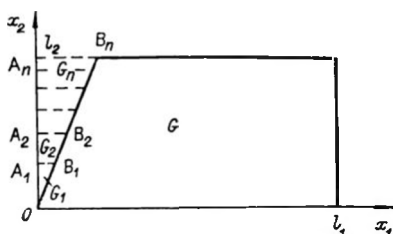
Нами рассмотрены возможности применимости предложенной методики численного определения температурного поля и для случая многослойной сварки [157]. Математическая модель процесса распространения тепла при выполнении стыкового соединения с V-образной разделкой пластин была построена при следующих допущениях:

а) каждый проход (слой) выполняется с достаточно большой скоростью, так что можно не учитывать неодновременность наложения слоя по длине; это допущение позволяет пренебречь потоком тепла в направлении движения источника и ограничиться рассмотрением температурного поля в поперечном сечении пластин, с учетом формы разделки;

б) теплота сварочного нагрева и жидкой ванны мгновенно не успевает распространиться на значительную глубину; градиент температуры имеет значительную величину лишь в очень малой области, прилегающей к источнику и жидкой прослойке под дугой [266, 267];

в) средняя температура сварочной ванны, определяемая удельной погонной мощностью источника тепла, составляет

Рис. 37. Область решения задачи, изменяющиеся после каждого прохода при многослойной сварке.



1932—2280°C [2]; при этом глубина проплавления при сварке пластин встык может достигать 1,5—3 мм [266];

г) теплофизические свойства присадочного материала не отличаются от свойств основного.

При этих допущениях задача определения температурного поля при многослойной сварке пластин с V-образной разделкой кромок сводится к двухфазной задаче Стефана в области, соответствующей по форме и размерам сечению пластины плоскостью, перпендикулярной продольной оси шва (рис. 37). Одной из особенностей данной задачи является изменение области ее решения после каждого прохода с учетом заполнения части разделки. Температурное поле определяется после каждого прохода, при этом в качестве начальных условий берутся результаты предыдущего расчета во всей области, за исключением объема металла, нанесенного за данный проход. Для этого объема начальная температура задается равной средней температуре ванны.

После каждого прохода температурное поле в пластине определяется решением плоской двухфазной задачи типа Стефана, при этом на границе области, за исключением части  $x_1 = 0$ , задается условие теплообмена по закону Ньютона, а при  $x_1 = 0$  — условие симметрии. На границе фазового перехода задается условие теплового баланса (условие Стефана). Как и для случая тонких пластин задача сводится к решению уравнения

$$B \frac{\partial T^{(s)}}{\partial t} = \sum_{p=1}^2 \frac{\partial}{\partial x_p} \left( \lambda \frac{\partial T^{(s)}}{\partial x_p} \right), \quad 0 < x_p < l_p, \quad s = 1, 2, \dots, n, \quad (3.24)$$

с соответствующими начальными и граничными условиями. Затем численное решение ее проводится локально-одномерным методом.

Разностная сетка строится во всей области  $G + \sum_{j=1}^n G_j$  и не меняется в процессе решения задачи независимо от того, в какой области в данный момент ищут ее решение. При этом необходимо соблюдать следующие условия: а) границы  $s$ -го прохода  $A_s B_s$  входят в семейство горизонтальных линий сетки; б) между нижней и верхней границами данного слоя проходит хотя бы одна линия сетки; в) верхняя граница первого слоя содержит не менее трех узлов сетки. Первое условие позволяет находить решение задачи после каждого прохода с уточненным учетом формы области, а два последних — аппроксимировать одномерные уравнения по каждому направлению в области, занятой данным слоем. Граничное условие конвективного теплообмена, заданное на наклонной части границы области  $G$ , аппроксимируется на разностной сетке методом баланса.

По разработанному алгоритму проведены численные расчеты для случая двухпроходной и четырехпроходной сварки встык, при этом для теплофизических характеристик  $\lambda$ ,  $c$ ,  $\rho$ ,  $\alpha$  использованы их значения, приведенные в табл. 13, а средняя температура ванны принята  $2000^\circ\text{C}$ . Численное решение, найденное по данному алгоритму, сравнивалось с экспериментальными данными. Термические циклы регистрировались хромель-алюмелевыми термопарами с диаметром проволок 0,2 мм, приваренными контактной сваркой к нижней поверхности пластин  $450 \times 300 \times 10$  мм на расстоянии 2, 5, 10, 15, 20, 40 мм от оси шва.

Сварка пластин встык с разделкой по ГОСТу 5264-69 производилась вручную прокаленными электродами УОНИ 13/45 диаметром 4 мм при температуре окружающей среды  $-40^\circ\text{C}$  в два прохода. Скорость сварки была постоянной (2,5 мм/с). Погонную энергию сварки поддерживали постоянной и равной 12,8 и 15,2 кДж/см для первого и второго проходов соответственно. По результатам численного решения при  $n = 2$  и по экспериментальным данным построены (рис. 38) термические циклы точек, лежащих на расстоянии  $1,5 \pm 0,5$  мм от зоны сплавления. Термические циклы указанных точек при наложении первого и второго слоев несколько отличаются. Это обусловлено тем, что скорости нагрева металла зоны термического влияния при наложении последующих слоев различаются.

Распределения максимальных температур на нижней поверхности пластин, установленные расчетным и экспериментальным путем, при сварке первого слоя в области высоких



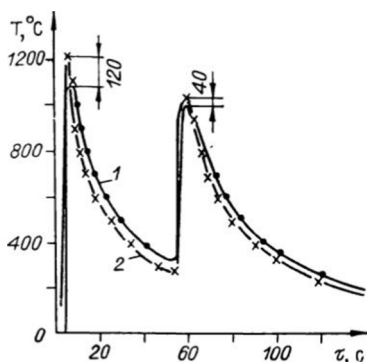


Рис. 38. Термические циклы точки А, расположенной на расстоянии 1,5 мм от зоны сплавления. 1 — результаты эксперимента; 2 — расчет.

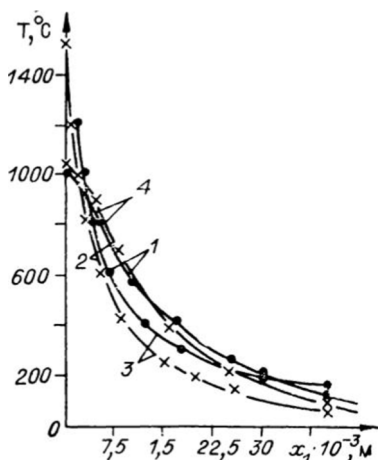


Рис. 39. Распределение максимальных температур на поверхности  $x_2 = 0$ . 1 — результаты эксперимента; 2 — расчет; 3 — первый проход; 4 — второй.

температур практически совпадают, но с увеличением расстояния от оси шва (в области средних и низких температур) начинают различаться (рис. 39). При наложении второго слоя распределения максимальных температур на этой поверхности практически совпадают.

Таким образом, разработанный численный метод дает достаточно точное описание температурного поля многослойной сварки в области высоких температур и может быть рекомендован для использования в сочетании с расчетными схемами акад. Н. Н. Рыкалина.

### 3.4. ТЕРМИЧЕСКИЕ ЦИКЛЫ И КИНЕТИКА РАСПАДА АУСТЕНИТА В РАЗЛИЧНЫХ УЧАСТКАХ СВАРНОГО СОЕДИНЕНИЯ

Для качественного анализа распада аустенита в различных участках сварного соединения с учетом изменения первоначальной температуры пробы и характера тепловложения при сварке в условиях низких климатических температур нами собрана деформетрическая установка [143]. Данная установка состоит из двух деформетрических приспособле-

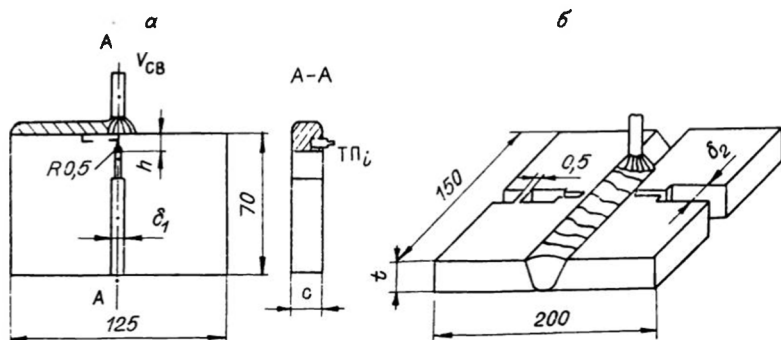


Рис. 40. Виды образцов для опытов по анализу распада аустенита.  
а — для сварки на кромку; б — для сварки в разделку.

ний (ДУ) с датчиками смещения (ДС) берегов надреза ( $\delta_{1,2}$ ) и блоков, одновременно регистрирующих температуру участков пробы, смещение берегов надреза образца и изменение электрических характеристик ( $\mathcal{E}_{св}$ ,  $U_{св}$ ) сварочной дуги.

На кромку или в подготовленную разделку образца (рис. 40), движущегося поступательно с заданной постоянной скоростью, производится сварка. Для идентификации условий деформирования в области образца с ослабленной жесткостью кончик надреза закруглен радиусом 0,5 мм. Суммарные температурные и структурные деформации в шве и околошовной зоне приводят к изменению расстояния между берегами надрезов ( $\delta_1$  или  $\delta_2$ ) образца. Изменения перемещений между берегами надреза  $\Delta\delta_1(\tau)$  преобразуются в электрический сигнал с помощью скобового датчика ДС<sub>1</sub>, усиливаются полупроводниковым тензоусилителем ТУП-12 и поступают в шлейфовый осциллограф Н-117, туда же поступают сигналы  $\Delta\delta_2(\tau)$  от датчиков ДС<sub>2</sub>, пропорциональные деформации шва.

Скобовые датчики смещения ДС<sub>1</sub>, ДС<sub>2</sub> представляют собой тонкую изогнутую пластинку из пружинной стали, работающую на изгиб при перемещении штока 5. На обе стороны пластинки 2 наклеены проволоочные тензодатчики 3 базой 20 мм, сопротивлением по 200 Ом, включенные в смежные плечи мостовой схемы тензоусилителя ТУП-12. Такое включение тензодатчиков позволяет свести к минимуму влияние их температурных деформаций и почти в два раза усиливает чувствительность мостовой схемы [41]. Чтобы исключить влияние действия пружины на изменение раскрытия  $\Delta\delta(\tau)$  в период пребывания металла ослабленного сечения в наиболее

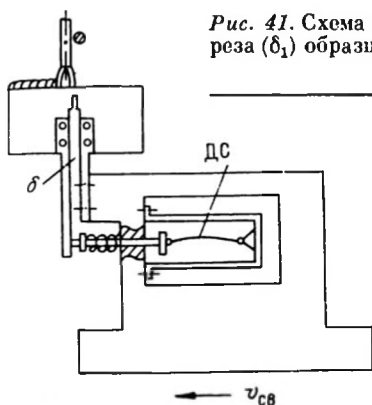


Рис. 41. Схема измерений перемещения берегов надреза ( $\delta_1$ ) образца с помощью датчика смещения (ДС).

нагретом состоянии линии действия пружины 6 и реакцией опоры 4 совмещены в отличие от установки, описанной в [253].

В состоянии, которая имеет возможность двигаться поступательно с заданной скоростью сварки, закрепляется корпус деформометра

ра (рис. 41). К этой же станине прикрепляется кронштейн, на другом конце которого привинчивается образец в положении, которое фиксирует неподвижно по отношению к корпусу деформометра один из берегов надреза образца. Кронштейн, привинченный на другой стороне надреза образца, контактирует со штоком, соединенным со скобовым датчиком, и передает перемещения берега надреза образца деформометру.

Термические циклы зоны термического влияния в ослабленном сечении регистрировались термопарами типа хромель-алюмель с диаметрами проволок 0,2 мм. Термопары приваривались по методике [27] на дне отверстия диаметром 2 мм и глубиной 3 мм. Сигналы, пропорциональные ЭДС термопар  $E_{тп\ i_1}$ ,  $E_{тп\ i_2}$ , поступали в осциллограф Н—117. Для устранения погрешностей измерений, вводимых изменением температуры среды, где расположены измерительные кабели и термопары, и изменением длины термоэлектродов термопар, подключался мост постоянного тока МО-62 с переключателями  $\Pi_1$  и  $\Pi_2$ . Перед каждым замером температуры с помощью МО-62 подбирали соответствующие значения дополнительных сопротивлений через  $R_4$  и  $R_5$ ; регистрировались термические циклы точек, расположенных на расстоянии 4 и 6 мм от кромки образца, а также на нижней поверхности свариваемых пластин со специальной разделкой. Синхронно с ними записывалось изменение величин зазоров  $\Delta\delta_1(\tau)$  и  $\Delta\delta_2(\tau)$  по времени. Максимальная регистрируемая температура во всех опытах достигала 1250—1300°C.

Метод основан на регистрации объемных деформаций, вызванных изменением температурного поля в образце во

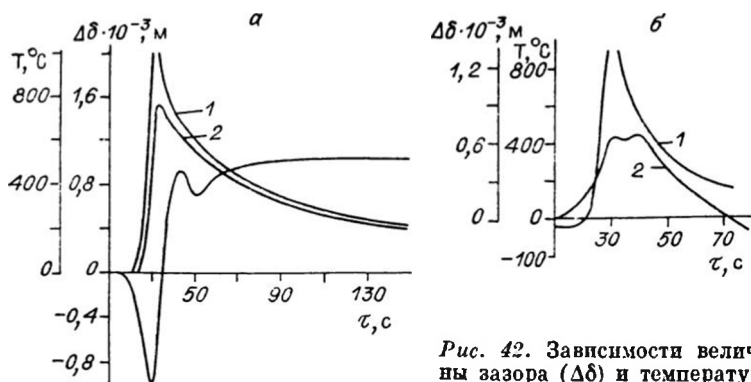


Рис. 42. Зависимости величины зазора ( $\Delta\delta$ ) и температуры ( $T$ ) зоны термического влияния от времени.

а — наплавка на кромку (1 —  $4 \cdot 10^{-3}$  м; 2 —  $6 \cdot 10^{-3}$  м); б — при сварке встык (1 —  $T = f(\tau)$ ; 2 —  $\delta = \varphi(\tau)$ ).

времени, а также протеканием структурных превращений в шве и околошовной зоне, нагретой выше температуры  $A_{cs}$ . Изменение раскрытия берегов надреза по времени или температуре  $\Delta\delta(\tau)$  по мере продвижения сварочной дуги по кромке (или по разделке) образца характеризует интегральную деформацию перемычки, имеющей величину  $h$  при соответствующей погонной энергии сварки.

Момент начала и интенсивного протекания структурных превращений сопровождался относительно резким изменением направления касательной к кривой  $\Delta\delta = f(\tau)$  (рис. 42). По окончании протекания фазовых превращений кривая зависимости  $\Delta\delta = f(\tau)$  изменялась монотонно, подчиняясь квазистационарному изменению температурного поля в ослабленном сечении образца. Получаемые зависимости перемещения ( $\delta_{1,2}$ ) и температуры по времени (см. рис. 42) позволяют судить о кинетике превращения аустенита.

От выбора размера перемычки  $h$  зависят величины перемещений берегов надреза. Вместе с тем при одной и той же величине погонной энергии сварки положения точек деформирования, характеризующие переходные температуры структурных превращений, остаются практически одними и теми же. При изменении погонной энергии сварки изменяется положение кривой деформирования по температуре. В данном случае процесс превращения фиксируется прямым образом в свариваемом образце, что позволяет сразу оценить влияние всех сварочных условий (температуру, при которой выполняется сварка, скорость сварки, тепловложение, тепло-

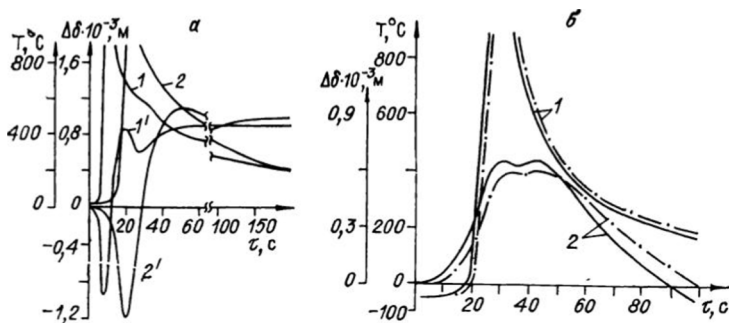


Рис. 43. Зависимость изменения величины зазора ( $\Delta\delta$ ) и температуры ( $T$ ) зоны шва от времени охлаждения.

физические, физико-химические свойства стали, применяемые электроды и др.) и оценить специфику реакции стали на сварочный цикл с учетом всех тонкостей сварочного процесса.

С помощью деформометрической установки нами выполнена оценка структурных превращений в наплавленном металле при сварке различными электродами в условиях низких климатических температур. Пластины размерами  $200 \times 150 \times 9$  мм из стали 17Г1С (см. рис. 40, б) сваривали при температуре окружающей среды  $-40^\circ\text{C}$  прокаленными электродами марок АНВ-70, УОНИ 13/55К, ОЗС-18 с диаметрами 4 мм постоянным током обратной полярности, поддерживая силу тока и напряжение в пределах  $150 \pm 13\text{A}$  и  $25 \pm 1\text{B}$  с постоянной скоростью, равной 2,5 мм/с. Максимальная температура термического цикла во всех опытах в точке измерения была не ниже  $1300^\circ\text{C}$ .

Вследствие термического расширения объема нагретого металла в процессе сварки происходит увеличение зазора  $\delta_2$  (рис. 43). При охлаждении наплавленного металла по мере понижения температуры шва начинается уменьшение  $\delta_2$ . Однако в области температур полиморфных превращений (см. рис. 43, б), несмотря на непрерывное охлаждение наплавленного металла, изменение перемещения берегов надреза задерживается, в определенный момент обнаруживая даже тенденцию к увеличению. Такое явление связано с достаточно большими объемными изменениями, характерными при интенсивном распаде аустенита в наплавленном металле. При дальнейшем охлаждении шва структурные превращения в нем заканчиваются, по мере понижения температуры сварного соединения величина  $\delta_2$  уменьшается.

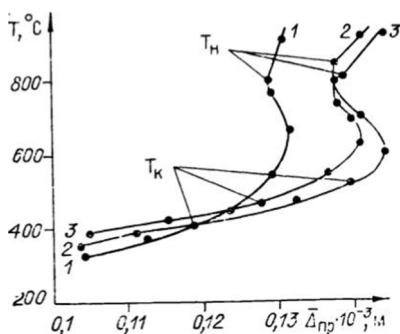


Рис. 44. Зависимость средних перемещений  $\bar{\Delta}_{пр}$  от температуры металла шва при сварке разными электродами.

$q_{п} = 1,4$  МДж/м;  $T_c = -40^\circ\text{C}$ ; 1) АНВ; 2) УОНИ 13/55К; 3) ОЗС-18.  
а) 1, 2 —  $T = f(\tau)$ ; 1', 2' —  $\Delta\delta = f(\tau)$ ; 1, 1' — сталь 17Г1С ( $q_{п} = 0,75$  МДж/м); 2, 2' — сталь 14Х2ГМР ( $q_{п} = 1,60$  МДж/м);  $T_c = 20^\circ\text{C}$ ; б)  $q_{п} = 1,4$  МДж/м;  $T_c = -40^\circ\text{C}$ ; сварка электродами УОНИ 13/55К (сплошные линии), АНВ-70 (штриховые); 1 —  $T = f(\tau)$ ; 2 —  $\delta = \Phi(\tau)$ .

В металле шва интенсивный распад аустенита при ручной дуговой сварке электродами марки АНВ-70, УОНИ 13/55К, ОЗС-18 протекает соответственно в интервалах температур (в среднем)  $800-400$ ;  $850-500$ ;  $810-450^\circ\text{C}$  (рис. 44). Особенно широкий диапазон температур охватывают структурные превращения в наплавленном металле при сварке электродами марки АНВ-70. Это вызывается высоким содержанием в наплавленном металле Mn, Cr, Mo, Ni, понижающими критическую точку распада аустенита. Хотя в данном случае оценка продольных деформаций несколько условна, но общую картину влияния структурных превращений на ее кинетику можно оценить из зависимости среднего перемещения шва  $\bar{\Delta}_{пр}$  от температуры остывания наплавленного металла (см. рис. 44). В частности, изменение направления протекания продольных деформаций в металле шва, выполненного электродами АНВ-70, УОНИ 13/55, ОЗС-18, при остывании происходило в интервале температур  $\gamma - \alpha$ .

В заключение можно сделать вывод о том, что: а) при ручной сварке в условиях низких климатических температур температура конца распада аустенита соответствует для электрода АНВ-70  $400$ , для УОНИ 13/55К —  $500$ , для ОЗС-18 —  $450^\circ\text{C}$ ; б) при сварке в условиях низких температур характер временных структурных продольных деформаций существенно зависит от марки применяемого электрода, химического состава и интенсивности охлаждения наплавленного металла.

Оценка полиморфных превращений в различных сталях при изменении температуры сварки от комнатной до низких климатических температур выполнена также с использованием этой же деформометрической установки. При этом варьировали величиной удельной погонной энергии сварки.

Образцы с уменьшенной жесткостью (см. рис. 40) имели следующие размеры (мм): Ст.3 —  $125 \times 70 \times 10$ , 17Г1С —  $125 \times 68 \times 12$ ; 14Г2САФ —  $125 \times 68 \times 11$ ; 14Х2ГМР —  $125 \times 68 \times 16$  мм, а  $h$  принимали равными 7,3; 7,0; 6,0 мм соответственно. Для исследованных сталей оптимальные значения  $h$  были предварительно экспериментально подобраны в соответствии с погонной энергией сварки. Радиус закругления на вершине надреза составлял 0,5—0,75 мм. Скорость сварки выбиралась таким образом, чтобы обеспечить равномерную укладку валика на торец образца; подбиралась и соответствующая скорость охлаждения в области температур наименьшей устойчивости аустенита. Сварка выполнена электродами марки УОНИ 13/45А и УОНИ 13/55К с диаметрами 4 мм с предварительной прокалкой. Сила тока и напряжение менялись в пределах 165—200А и 23—28В, а скорость сварки для сталей Ст.3 и 17Г1С поддерживалась в пределах 4,5—5,5 мм/с, для сталей 14Г2САФ и 14Х2ГМР скорость сварки во всех случаях была постоянной — 2,5 мм/с. Условия и режим сварки основных экспериментов приведены в табл. 14.

Объемные эффекты, обусловленные структурными превращениями в зоне термического влияния, имеют характерные особенности в зависимости от марки свариваемых сталей, их прочностных характеристик и погонной энергии сварки (см. рис. 43, а). Выбор оптимальных размеров  $h$  в образцах сделан с учетом особенностей протекания деформаций в различных зонах сварного соединения, связанных с полиморфными превращениями.

В диапазоне температур фазового превращения второго рода наблюдается изменение хода кривой и зависимость  $\Delta\delta$  от  $T_i$  (рис. 45). Точками  $T_1$ ,  $T_2$ ,  $T_3$ ,  $T_4$  обозначены характерные измерения в процессе охлаждения сварного соединения. Путем сопоставления изменения градиента температуры по времени вдоль  $h$  с изменением  $\Delta\delta$  установлено, что распад аустенита в зоне шва (наплавленный металл) и в зоне термического влияния основного металла протекает в разное время в зависимости от марки свариваемой стали, применяемого электрода и их химического состава.

Характер изменения деформометрических кривых позволяет установить интервалы температур наибольшей интенсивности распада аустенита при конкретном сочетании основных и сварочных материалов. Такие интервалы при сварке электродами УОНИ 13/45А для превращений в металле шва соответствуют для стали 17Г1С температурам 740—500, для стали 14Х2ГМР — температурам 600—450°С; для превращений в зоне термического влияния стали 17Г1С —

Т а б л и ц а 14. Условия и режимы сварки при изучении структурных превращений в различных участках сварных соединений с помощью деформометрической установки

| Марка стали | Размеры образцов, м |        |         | Марка электрода | Разделка кромок    | Скорость сварки, м/с  | Погонная энергия, МДж/м | Температура среды, °С |
|-------------|---------------------|--------|---------|-----------------|--------------------|-----------------------|-------------------------|-----------------------|
|             | Длина               | Ширина | Толщина |                 |                    |                       |                         |                       |
| 17Т1С       | 0,300               | 0,250  | 0,020   | УОНИ 13/55      | V-образная         | $1,45 \times 10^{-3}$ | 2,66                    | 20                    |
|             |                     |        |         |                 |                    | $1,0 \times 10^{-3}$  | 3,86                    | 20                    |
|             | 0,125               | 0,068  | 0,012   | УОНИ 13/45А     | Наплавка на кромку | $4,6 \times 10^{-3}$  | 0,75                    | 20                    |
|             |                     |        |         |                 |                    | $5,26 \times 10^{-3}$ | 0,81                    | 20                    |
|             |                     |        |         |                 |                    |                       | 0,77                    | -40                   |
|             |                     |        |         |                 |                    |                       | 0,83                    | -40                   |
|             | 0,300               | 0,250  | 0,016   | УОНИ 13/55      | V-образная         | $1,21 \times 10^{-3}$ | 3,19                    | 20                    |
|             |                     |        |         |                 |                    | $1,42 \times 10^{-3}$ | 2,75                    | 20                    |
|             |                     |        |         |                 |                    | $1,28 \times 10^{-3}$ | 3,07                    | -40                   |
| 14Х2ГМР     | 0,125 *             | 0,068  | 0,016   | УОНИ 13/45А     | Наплавка на кромку | $2,5 \times 10^{-3}$  | 1,45                    | 20                    |
|             |                     |        |         |                 |                    |                       | 1,60                    | 20                    |
|             |                     |        |         |                 |                    |                       | 1,53                    | -40                   |
|             |                     |        |         |                 |                    |                       | 1,65                    | -40                   |

\* Образцы с уменьшенной жесткостью.



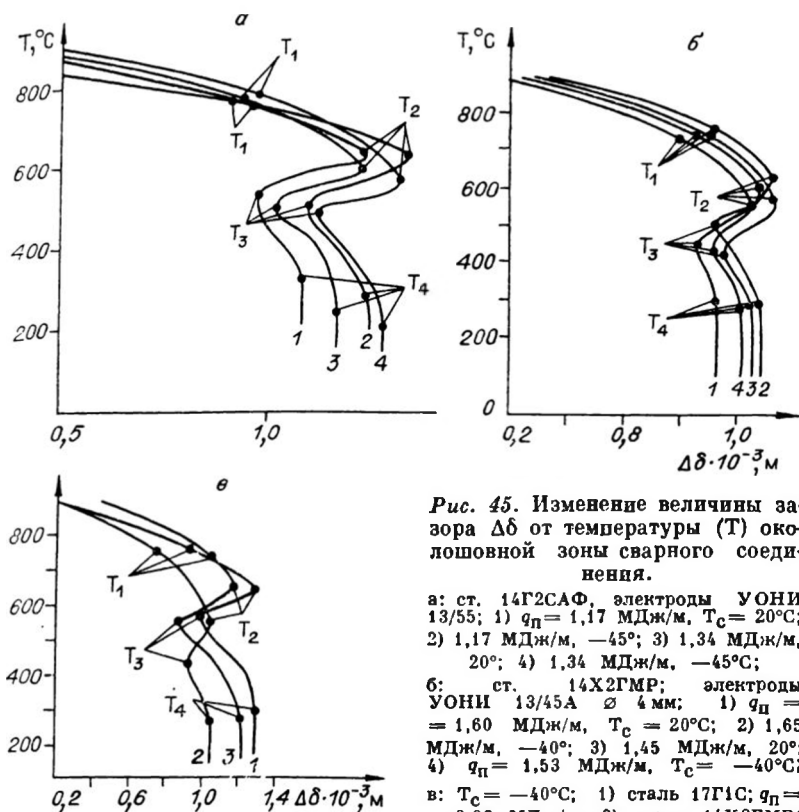


Рис. 45. Изменение величины зазора  $\Delta\delta$  от температуры ( $T$ ) околошовной зоны сварного соединения.

а: ст. 14Г2САФ; электроды УОНИ 13/55; 1)  $q_{\text{п}} = 1,17$  МДж/м,  $T_{\text{с}} = 20^{\circ}\text{C}$ ; 2)  $1,17$  МДж/м,  $-45^{\circ}\text{C}$ ; 3)  $1,34$  МДж/м,  $20^{\circ}\text{C}$ ; 4)  $1,34$  МДж/м,  $-45^{\circ}\text{C}$ ;  
 б: ст. 14Х2ГМР; электроды УОНИ 13/45А  $\varnothing 4$  мм; 1)  $q_{\text{п}} = 1,60$  МДж/м,  $T_{\text{с}} = 20^{\circ}\text{C}$ ; 2)  $1,65$  МДж/м,  $-40^{\circ}\text{C}$ ; 3)  $1,45$  МДж/м,  $20^{\circ}\text{C}$ ; 4)  $q_{\text{п}} = 1,53$  МДж/м,  $T_{\text{с}} = -40^{\circ}\text{C}$ ;  
 в:  $T_{\text{с}} = -40^{\circ}\text{C}$ ; 1) сталь 17Г1С;  $q_{\text{п}} = 0,83$  МДж/м; 2) сталь 14Х2ГМР;  $1,53$ ; 3) сталь Ст.3сп;  $0,75$  МДж/м.

температурам 600—450; для стали 14Х2ГМР — температурам 500—300°C. При сварке электродами УОНИ 13/55К стали 14Г2САФ интенсивный распад аустенита происходит в металле шва в интервале температур 720—490, а в основном металле — в интервале 600—300°C.

Металлографический анализ показал, что структуры зон сварного соединения, полученные при выполнении сварки в условиях положительных и низких климатических температур при одних и тех же режимах и той же марки стали, имеют незначительную разницу. Различие в количестве состава бейнита и мартенсита наблюдается и в шве, и в наплавленном металле, т. е. количество мартенсита незначительно растет в зонах шва, сваренных в условиях низких климатических температур до  $-45^{\circ}\text{C}$ . Повышение погонной энергии

при сварке в условиях низких климатических температур приводит к увеличению количества феррита в структуре металла шва и околошовной зоны. Такое увеличение феррита в структуре объясняется увеличением времени пребывания металла шва и околошовной зоны при температуре выше критической и уменьшением скорости охлаждения с увеличением погонной энергии сварки.

В зависимости от химического состава наплавленного и основного металла структурные превращения в различных зонах сварного соединения протекают в разное время. Деформометрический метод, использованный нами, позволяет установить временную и температурную зависимость изменения объемных дефектов, вызывающих перераспределение напряжений в результате распада аустенита в процессе охлаждения сварного соединения из различных марок сталей.

### 3.5. ДОПУСТИМЫЕ ПАРАМЕТРЫ НАГРЕВА И ОХЛАЖДЕНИЯ ПРИ СВАРКЕ СТАЛЕЙ

Для анализа распада аустенита в зонах термического влияния сварного соединения мы использовали быстродействующий дилатометр, разработанный В. Г. Васильевым и Ю. Б. Малевским [25]. Принцип его работы основан на измерении изменения поперечного сечения модельного образца при имитации термического цикла сварки. Расширение образца в поперечном сечении приводит к перемещению ползуна относительно корпуса, в результате чего индукционный датчик фиксирует перемещение и преобразует механическое перемещение в электрический сигнал. Основные характеристики, необходимые для изучения распада аустенита, — температуры начала и конца распада.

Методика определения критических температур основана на том, что при структурных превращениях наблюдается резкое изменение коэффициента линейного расширения металла, т. е. на дилатометрической кривой наблюдается резкое отклонение. За температуры начала и конца распада аустенита принято считать точку отклонения дилатометрической кривой от прямолинейности ( $T_n$ ,  $T_k$ ) [25, 339, 341]. В дальнейшем из анализа дилатометрических кривых определяется конечная структура металла после имитации конкретного термического цикла сварки, а также по известной методике [25, 339, 341] проводится количественная оценка получаемой конечной структуры с небольшим упрощением (рис. 46), где (*ab*) представляет распад аустенита в бейнитной области,

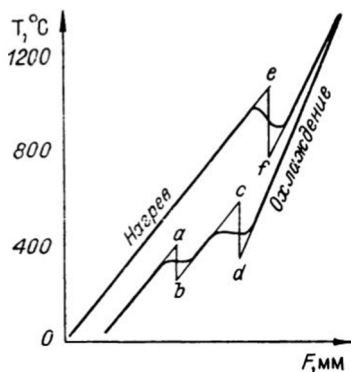
Рис. 46. Определение  $T_n$ ,  $T_k$  и структурных составляющих по дилатометрическим кривым.

а (cd) — в мартенситной. На быстродействующем дилатометре имитация термических циклов нагрев — охлаждение производится с помощью подбора различных размеров образца и программирующего устройства, которое управляет величиной тока, проходящего через образец.

Одним из основных преимуществ при дилатометрических исследованиях является точное измерение температуры образца. Температура образца измеряется хромель-алюмелевой термопарой в том же сечении образца, что и удлинение. В процессе исследования возникает необходимость защиты образца от окисления, так как появление окалины на поверхности образца может привести к случайным погрешностям изменения кривой. Для регулировки скорости охлаждения в соответствии со сварочным термическим циклом производится обдув образца аргоном.

Данный метод быстродействующего дилатометрического анализа позволяет наиболее точно судить о продуктах распада аустенита в околошовной зоне при имитации реальных термических циклов сварки. На основе получаемых дилатометрических кривых возможна количественная и качественная оценка продуктов распада аустенита.

Образцы нагревались до температуры  $1300^{\circ}\text{C}$  со скоростью  $150^{\circ}\text{C}/\text{с}$ , а затем охлаждались в соответствии со сварочным термическим циклом. Сварочные термические циклы записывались при различных режимах сварки температуры среды и толщины свариваемого образца. При анализе методом быстродействующей дилатометрии конструкционной стали обработка экспериментальных дилатометрических кривых проводилась в следующем порядке: средняя скорость охлаждения вычислялась в интервале температур  $600\text{—}500^{\circ}\text{C}$ , где наблюдалась наименьшая устойчивость аустенита; температура начала и конца распада аустенита определялась как точка отхода касательной линии от дилатометрической кривой. В соответствии с методикой определения структурных составляющих по дилатометрической кривой был проведен ко-



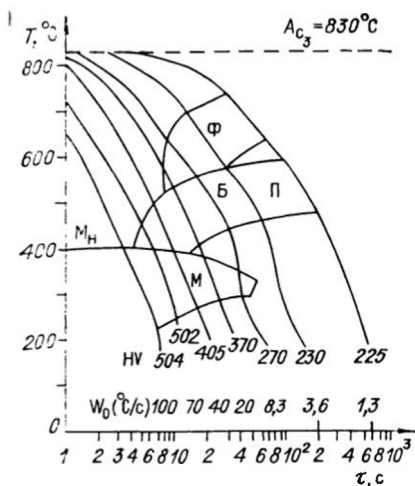
**Т а б л и ц а 15. Результаты количественного анализа продуктов распада аустенита в участках сварного соединения**

| Марка стали | Марка применимого электрода | Потенциал энергии сварки, МДж/м | Температура среды, °С | Структура шва, % |        |        |           | Структура околошовной зоны, % |        |        |           |
|-------------|-----------------------------|---------------------------------|-----------------------|------------------|--------|--------|-----------|-------------------------------|--------|--------|-----------|
|             |                             |                                 |                       | феррит           | перлит | бейнит | мартенсит | феррит                        | перлит | бейнит | мартенсит |
| 17Г1С       | УОНИ 13/45А                 | 0,81                            | 20                    | 18               | —      | 82     | —         | 15                            | —      | 70     | 15        |
| 14Х2ГМР     | УОНИ 13/45А                 | 0,83                            | —40                   | 15               | —      | 85     | —         | 15                            | —      | 60     | 20        |
|             | УОНИ 13/45А                 | 1,45                            | 20                    | 10               | —      | 90     | —         | 5                             | —      | 60     | 35        |
| 14Г2САФ     | УОНИ 13/45А                 | 1,53                            | —40                   | 2                | —      | 98     | —         | —                             | —      | 60     | 40        |
|             | УОНИ 13/55                  | 1,17                            | —45                   | 20               | —      | 80     | —         | 15                            | —      | 70     | 15        |

личественный анализ продуктов распада аустенита (табл. 15). На образцах, претерпевших действие термического цикла сварки, измерялась твердость по Виккерсу при нагрузке 588, 6Н; проводился металлографический анализ образовавшейся структуры; образцы полировались алмазной пастой до получения необходимой поверхности с дополировкой окисью брома; травление производилось 4% раствором азотной кислоты в этиловом спирте. Исходные данные  $A_{сз}$  для обработки данных определены на dilatометре Шевенара при скорости охлаждения 2 град/с.

В качестве конкретного примера приведем результаты dilatометрических исследований стали 14Г2САФ, которые представлены на термокинетической диаграмме (рис. 47) и в табл. 16. Из анализа полученной термокинетической диаграммы следует, что в интервале скоростей охлаждения  $W_0 = 100$  град/с до 3,6 град/с аустенит претерпевает превращение в бейнитной и мартенситной областях. При  $W_0 = 100$  град/с превращения аустенита начинаются при температуре 400 и заканчиваются при 230°C.

Микроструктурным анализом установлено, что структурной составляющей при этой скорости является мартенсит (М); твердость HV (514). При скорости охлаждения 70 град/с распад аустенита начинается при температуре 450 и заканчивается при 260°C, структура представляет собой 90% мартенсита и 10% бейнита (Б), твердость HV (502). С уменьшением скорости охлаждения до 40 град/с температура начала распада аустенита повышается до 500°C и заканчивается при температуре 270°C, состав структурных составляющих меняется: 40% Б и 60% М, твердость HV (405). Мартенситное



Т а б л и ц а 16. Результаты дилатометрического анализа стали 14Г2САФ

| W <sub>0</sub> , град/с | Микроструктура, % |    |    |     | Твердость по Виккерсу (HV) |
|-------------------------|-------------------|----|----|-----|----------------------------|
|                         | Ф                 | П  | Б  | М   |                            |
| 1,6                     | 30                | 21 | 49 | —   | 224                        |
| 3,6                     | 35                | —  | 65 | —   | 230                        |
| 8,3                     | 20                | —  | 60 | 20  | 270                        |
| 20,0                    | 10                | —  | 40 | 50  | 370                        |
| 40                      | —                 | —  | 40 | 60  | 405                        |
| 70                      | —                 | —  | 10 | 90  | 502                        |
| 80                      | —                 | —  | —  | 100 | 514                        |

Рис. 47. Термокинетическая диаграмма ст. 14Г2САФ.

превращение постепенно подавляется — точка  $M_n$  снижается, а точка  $M_k$  повышается. Получает развитие бейнитное превращение. При скорости охлаждения  $W_0 = 20$  град/с в структуре уже преобладает бейнитное превращение аустенита (Б — 40%), мартенсита (50%) и появляется небольшое количество избыточного феррита (10%), твердость HV (370). Превращение протекает в интервале температур от 580 до 290°C. При скорости охлаждения  $W_0 = 8,3$  град/с превращение также протекает в ферритной, бейнитной и мартенситной областях.

Состав структуры: феррит — 20%, бейнит — 60, мартенсит — 20%. Превращение протекает в интервале температур от 640 до 300°C. При скорости охлаждения  $W_0 = 3,6$  град/с аустенит претерпевает превращение в ферритной и бейнитной областях, т. е. в интервале температур от 700 до 470°C. Мартенситное превращение отсутствует. В структуре 35% феррита и 65% бейнита, твердость HV (230). При скорости охлаждения  $W_0 = 1,6$  град/с аустенит распадается в ферритной, перлитной и бейнитной областях в интервале температур от 740 до 470°C. Количество свободного феррита в структуре уменьшается до 30%, а бейнита — до 49% и появляется новая фаза — перлит (21%). Появление в структуре перлита и феррита и сокращение доли бейнита в конечной структуре вызывает падение твердости до HV (224).

По термокинетическим диаграммам распада аустенита можно определить интервал допустимых скоростей охлаждения  $W_g$ , где наблюдается повышенная хладостойкость и устойчивость сварных соединений против холодных трещин. При выборе интервала допустимых скоростей охлаждения  $W_g$  по термокинетической диаграмме учитывались следующие положения.

1. Для сохранения достаточной пластичности необходимо, чтобы содержание мартенсита в структуре не превышало 45—55 % [339]. С дальнейшим увеличением содержания мартенсита пластичность резко снижается, прочность повышается, а при содержании мартенсита 50 % сталь оказывается способной к релаксации напряжений.

2. Распад аустенита должен заканчиваться при температуре выше 290°C и твердость должна быть не выше 370 HV. В этом случае также наблюдается способность стали к релаксации напряжений.

3. Величина зерна получаемой структуры в околошовной зоне должна быть не ниже 4 баллов по ГОСТу 5639-65.

4. Нижний предел допустимой скорости охлаждения устанавливается по выделению небольшого количества избыточного феррита, и твердость должна быть не ниже твердости основного металла.

В соответствии с таким подходом был определен следующий интервал допустимых скоростей охлаждения  $W_g$  для стали 14Г2САФ: верхний предел 19,0, нижний — 1,6 град/с. Аналогично были проанализированы термокинетические диаграммы сталей 09Г2С, 10ХСНД, 17Г1С и 14Х2ГМР [79, 109, 232, 510].

Для стали 17Г1С (рис. 48, а) в интервале скоростей 120—88 град/с структура представляет собой мартенсит. При скорости охлаждения 50 град/с структура состоит из 5 % перлита, 35 % бейнита и 60 % мартенсита, а при скорости охлаждения 42 град/с количество перлита и бейнита увеличивается, т. е. перлит составляет уже 10 %, бейнит — 50 %, а содержание мартенсита уменьшается до 40 %. В интервале скоростей охлаждения от 42 до 19 град/с в конечной структуре распада аустенита появляется феррит, и его количество растет от 2 до 5 %. Процентное содержание перлита также увеличивается от 10 до 30 %, бейнита становится 63 %, а количество мартенсита заметно уменьшается (от 40 до 2 %). При скорости охлаждения 2,2 и 0,8 град/с распад аустенита протекает в ферритной и перлитной области (феррита 35 и 50 % соответственно). Таким образом, интервал допустимых скоростей для стали 17Г1С равен 42—1,9 град/с.

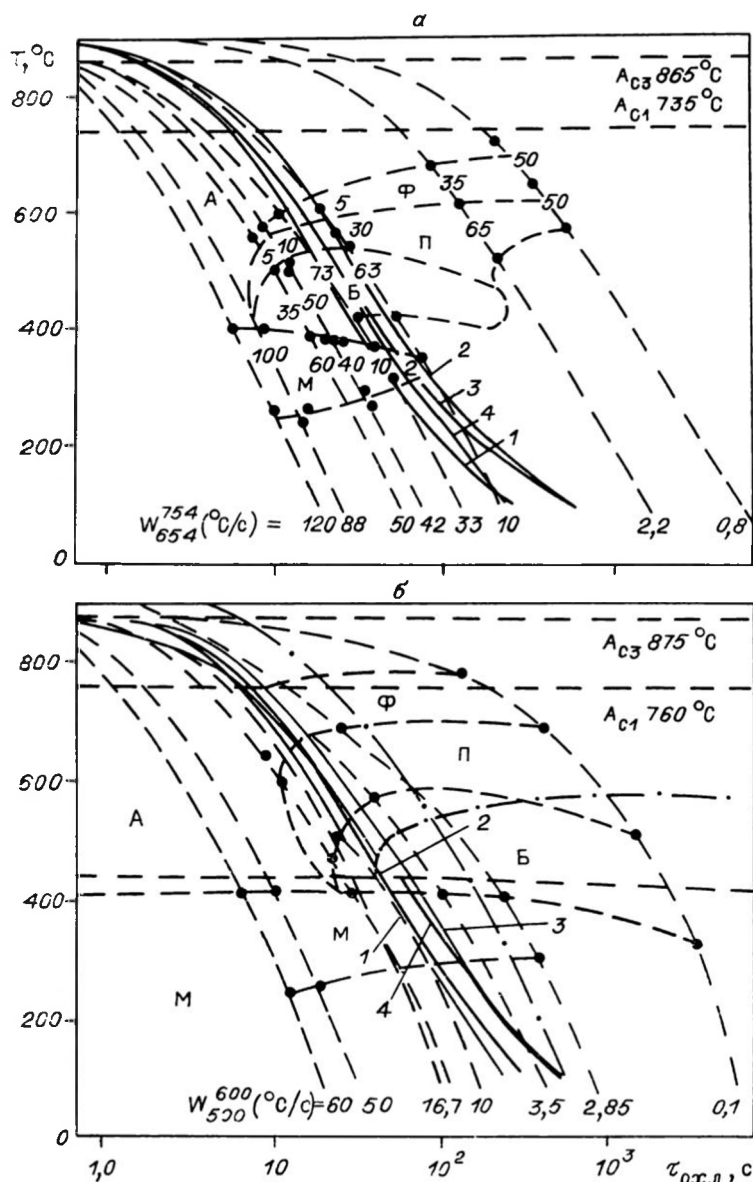


Рис. 48. Кривые анизотермического распада аустенита сталей 17Г1С (а), 14Х2ГМР (б).

Сплошная линия — реальный термический цикл 1—4; штриховые и штрихпунктирные — экспериментальные данные.

Для стали 14X2ГМР (см. рис. 48, б) распад аустенита протекает в основном в бейнитной и мартенситной областях. При этом в интервале скоростей охлаждения от  $W_0 = 100$  до 36 град/с мартенсита в структуре содержится больше 50%. В интервале скоростей охлаждения от 2,7 до 0,5 град/с структура, образующаяся в результате распада аустенита, представляет собой бейнит. Твердость по Виккерсу изменяется от 275 до 400 НВ. Интервал допустимых скоростей охлаждения для стали 14X2ГМР приблизительно равен от 20 до 0,3 град/с.

Для сталей 10ХСНД и 09Г2С в широком диапазоне режимов сварки и скоростей охлаждения характерно уменьшение количества мартенсита и увеличение количества феррита в структуре, что обуславливает их более высокие показатели пластичности, чем у азотсодержащих и высокопрочных низколегированных сталей. Допустимые интервалы скоростей охлаждения, определенные с помощью метода скоростной дилатометрии, составляют для стали 09Г2С 100—4,5 град/с, а для стали 10ХСНД — 66—2,7 град/с.

Таким образом, в числе мер, необходимых для обеспечения сопротивляемости сварных соединений хрупкому и замедленному разрушениям применительно к конкретному сочетанию основных и сварочных материалов необходимо выдерживать такие режимы сварки, которые создают условия охлаждения участков соединения в пределах допустимых скоростей, устанавливаемых при помощи быстродействующей дилатометрии.



# Глава 4

## ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ НА НИЗКОТЕМПЕРАТУРНУЮ РАБОТОСПОСОБНОСТЬ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

---

### 4.1. ЗАВИСИМОСТЬ ХЛАДОСТОЙКОСТИ СВАРНОГО СОЕДИНЕНИЯ ОТ ТЕХНОЛОГИИ СВАРКИ

При выборе оптимальных режимов технологии сварки конструкций, предназначенных для эксплуатации в условиях низких климатических температур, необходимо прежде всего выполнить требования получения равнопрочных и хладостойких сварных соединений.

Экспериментальные работы проводились с применением полосовых сталей толщиной 10 и 14 мм. Для каждого исследуемого режима сварки при определенной температуре окружающего воздуха из брусков размером  $10 \times 10 \times 150$  мм собирались составные пластины для наплавки валиков. На концах составной пластины устанавливались приставные планки. Валик экспериментальной сварки наплавлялся по продольной оси симметрии. При наплавлении валик имел показатели, характеризующие условия получения однослойного, одностороннего стыкового шва в нижнем положении. При этом были обеспечены условия полного провара и высокой производительности в случае V-образной подготовки кромок, металл шва после снятия усиления имел достаточное сечение для испытания на ударную вязкость.

До сварки после сборки брусков в кондуктор по месту наплавления валика делался надрез, имитирующий V-образную подготовку кромки с разделкой в  $60^\circ$ . Для определения размеров надреза пользовались упрощенной формулой площади поперечного сечения последнего слоя:

$$F = bh + 0,7 b_1^2 \quad (4.1)$$

где  $b$ ,  $h$ ,  $b_1$  взяты в соответствии с [303]. За величину  $F$  можно условно принять площадь наплавки металла:

$$F_n = k_n \cdot \mathcal{I} / (7,85 \cdot v). \quad (4.2)$$

Здесь  $F_n$  — площадь наплавки,  $\text{м}^2$ ;  $k_n$  — коэффициент наплавки,  $\text{кг/А} \cdot \text{с}$ ;  $\mathcal{I}$  — величина сварочного тока,  $\text{А}$ ;  $v$  — скорость сварки,  $\text{м/с}$ ;  $7,85 \cdot 10^3$  — масса  $1 \text{ м}^3$  наплавленного металла,  $\text{кг}$ . Принимая  $b_1 = 1,3b$  [303] и учитывая (4.1), формулу (4.2) можно записать в виде

$$k_n \cdot \mathcal{I} / (7,85 \cdot v) = 1,12b^2. \quad (4.3)$$

Поскольку  $b = h$ , получаем

$$h = b = \sqrt{k_n \cdot \mathcal{I} / (8,8 \cdot v)}. \quad (4.4)$$

В зависимости от марки применяемого электрода и задаваемых режимов сварки по месту сварки на пробе предварительно фрезеровался надрез глубиной равной  $h$  с углом раскрытия кромок  $\alpha = 60^\circ$ . Экспериментальная сварка составной пластины выполнялась по подготовленной канавке. Пластина после сварки оставалась в кондукторе до получения во всех точках температуры не выше  $100^\circ\text{C}$ . После снятия усиления шва из валиковой пробы изготавливались образцы на ударную вязкость с расположением вершины надреза в металле шва и в исследуемых участках термического влияния сварки.

Экспериментально установлено, что наиболее «ослабленным» участком зоны термического влияния по хладостойкости является участок рекристаллизации, для которого характерно сращивание раздробленных при пластической деформации зерен основного металла. По месту расположения и ширине зоны рекристаллизации по микрошлифам двух брусков для серии одной и той же составной пластины определялся участок металла, по которому для каждого режима сварки устанавливалась переходная температура хрупкости для наиболее «ослабленной» зоны данной серии образцов. Часть брусков использовалась для нахождения порога хладноломкости металла шва и других участков термического влияния сварки.

Для определения прочностных характеристик соединения на сплошной пластине из стали такой же толщины наплавлялся валик. Из сплошной пластины с валиковой пробой вырезались образцы на растяжение и загиб. Помимо этого, из сталей такой же толщины при идентичных условиях выполнялось сварное соединение встык с предварительной разделкой кромок. Из такого соединения изготавливались также стандартные образцы на растяжение и загиб.

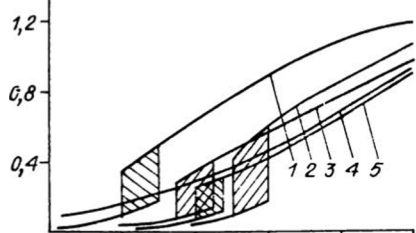
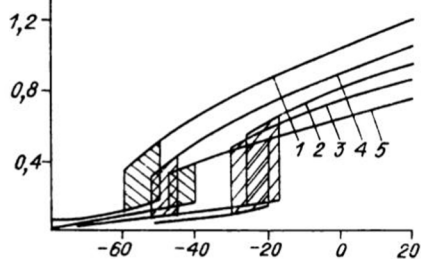
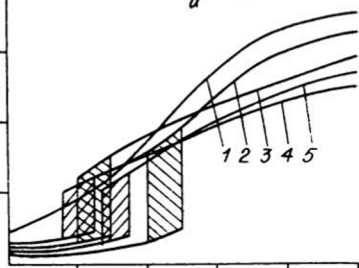
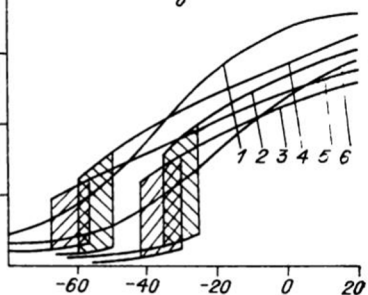
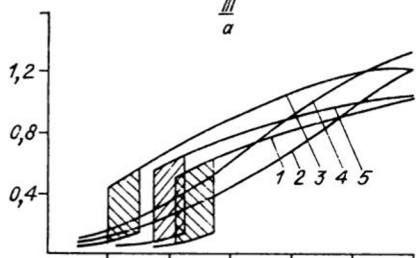
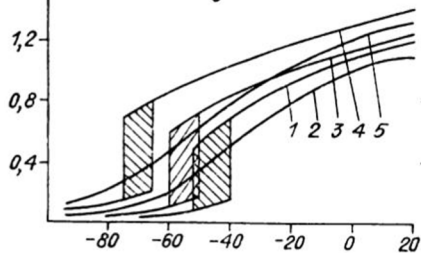
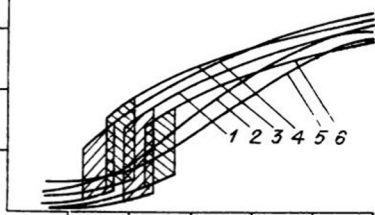
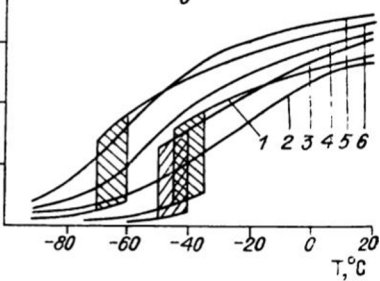
Основной объем сварочных работ на Севере выполняется электродами диаметром 3—6 мм при токе 160—350 А и на-

пряжении 18—28 В. Необходимо было на основе изучения влияния изменений тепловложения на хладостойкость сварного соединения выявить режим сварки, наиболее благоприятный в точки зрения обеспечения прочности и работоспособности сварного соединения при низких температурах, в том числе при выполнении работ в условиях температур ниже  $-30^{\circ}\text{C}$ . Результаты исследований влияния вариаций тепловложения на хладостойкость сварного соединения проверялись также при механизированных и автоматизированных способах сварки.

Нами сравнивалась хладостойкость сварных соединений из сталей ВСт.Зсп, 10Г2С1, изготовленных при температурах  $+20$  и  $-45^{\circ}\text{C}$  при различных технологических режимах [316]. Результаты проверялись также на сталях 20 и 09Г2С. Сварка велась при постоянном токе обратной полярности электродами УОНИ 13/55, УОНИ 13/45, МР-3, ОЗС-4, ОЗС-6, АНО-7 и АНП-1 диаметром 3—6 мм. В зависимости от диаметра применяемых электродов варьировали силу сварочного тока в пределах 120—300 А, напряжение дуги — в пределах 21—27 В.

Для каждого рассматриваемого случая режима сварки изготавливались составные валиковые пробы и сварные соединения для определения механических характеристик. В результате последующих испытаний получено большое количество температурных зависимостей ударной вязкости различных участков сварного соединения, исполненного по конкретному режиму сварки. Имея такую зависимость, можно определять критическую температуру хрупкости для каждого случая. В качестве критической температуры принимался верхний порог хладноломкости (максимальная температура, при которой начинается резкое падение значений составляющей ударной вязкости на распространение трещины, или ее значение  $0,2 \text{ МДж/м}^2$ ). Установленные при этом верхние пороги хладноломкости различных участков сварных соединений, изготовленных при разных режимах, сопоставлялись с соответствующими значениями погонной энергии сварки, приведенными к одинаковой толщине проб. Такой подход позволяет более четко выявить в конкретных случаях наиболее оптимальные режимы сварки, обеспечивающие требуемую хладостойкость сварного соединения (рис. 49, I—IX).

Распространение теплоты в изделии в процессе сварки происходит преимущественно по законам теплопроводности, при этом определенное влияние на перенос теплоты вблизи сварочной ванны оказывают конвективные потоки в жидком

$KC_p, \text{МДж/м}^2$  $\bar{I}$   
 $a$  $b$  $KC_p, \text{МДж/м}^2$  $\bar{II}$   
 $a$  $b$  $\bar{III}$   
 $a$  $b$  $\bar{IV}$   
 $a$  $b$  $T, ^\circ\text{C}$

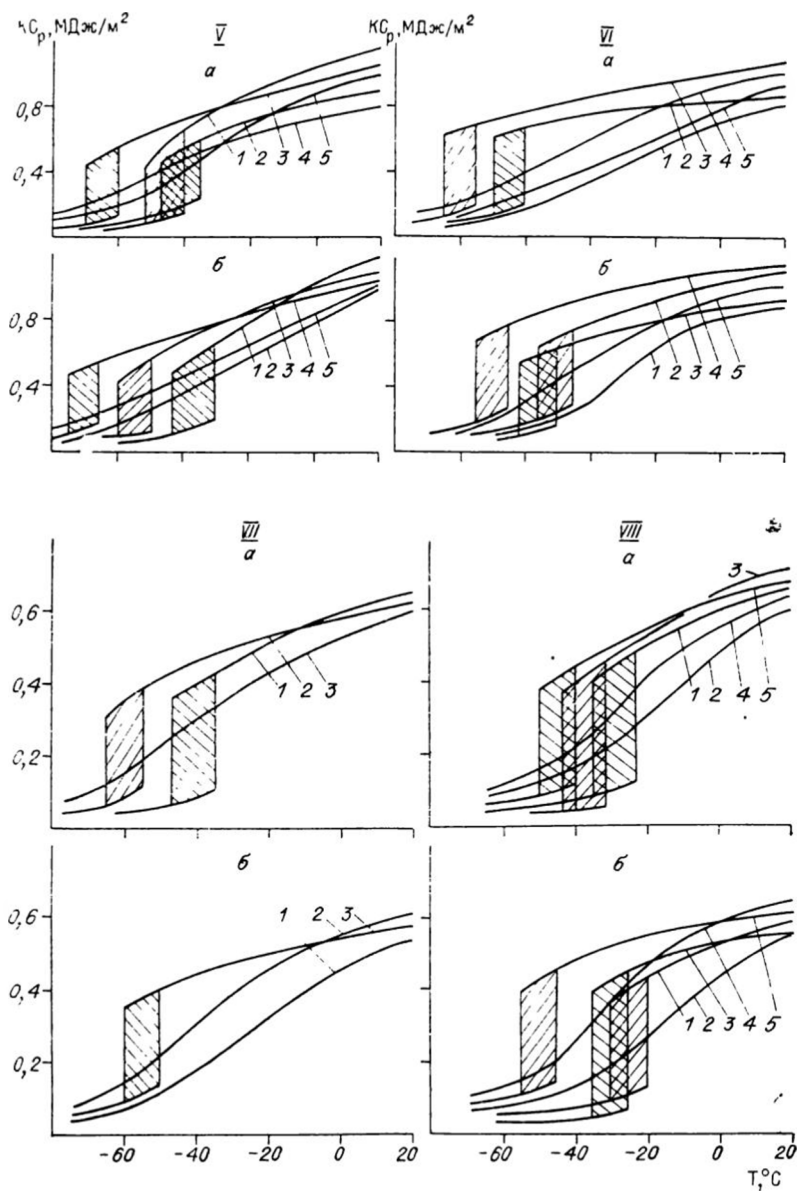
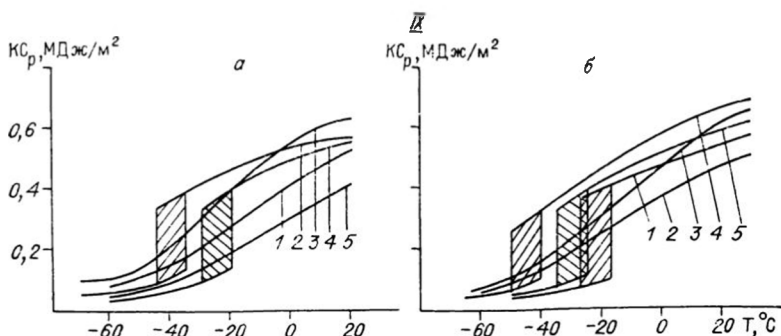


Рис. 49. Зависимости ударной вязкости ( $K_{Cr}$ ) металла шва соединений от температуры в зоне термического влияния.  
I: сталь ВСт.3сп; а)  $T_{св} = 20^\circ\text{C}$ ;  $q_{уд}$ : 1) 1410 кДж/м, 2) 1870, 3) 2410, 4) 2910.



- 5) 3320; 6)  $T_{св} = -45^{\circ}\text{C}$ ;  $q_{уд}$ : 1) 1410 кДж/м; 2) 1870; 3) 2270; 4) 2780; 5) 3240.  
 II: сталь 17Г2С1; а)  $T_{св} = 20^{\circ}\text{C}$ ;  $q_{уд}$ : 1) 1080 кДж/м; 2) 1250, 3) 1870, 4) 2500, 5) 3120; 6)  $T_{св} = -45^{\circ}\text{C}$ ;  $q_{уд}$ : 1) 1030 кДж/м, 2) 1460, 3) 1870, 4) 2410, 5) 2910, 6) 3320.  
 III: сталь 10Г2С1; электроды УОНИ 13/45; а)  $T_{св} = 20^{\circ}\text{C}$ ;  $q_{уд}$ : 1) 1120 кДж/м, 2) 1410, 3) 1990, 4) 2470, 5) 2820; 6)  $T_{св} = -45^{\circ}\text{C}$ ;  $q_{уд}$ : 1) 1090 кДж/м, 2) 1450, 3) 1970, 4) 2420, 5) 2870.  
 IV: сталь 10Г2С1; электрод УОНИ 13/55; а)  $T_{св} = 20^{\circ}\text{C}$ ;  $q_{уд}$ : 1) 1040 кДж/м, 2) 1290, 3) 1740, 4) 2080, 5) 2700, 6) 3120; 6)  $T_{св} = -45^{\circ}\text{C}$ ;  $q_{уд}$ : 1) 1110 кДж/м, 2) 1310, 3) 1660, 4) 1660, 5) 2620, 6) 3110.  
 V: сталь 10Г2С1; электрод АНО-7; а)  $T_{св} = 20^{\circ}\text{C}$ ;  $q_{уд}$ : 1) 1850 кДж/м, 2) 2200, 3) 2540, 4) 2870, 5) 3160; 6)  $T_{св} = -45^{\circ}\text{C}$ ;  $q_{уд}$ : 1) 1920 кДж/м, 2) 2250, 3) 2480, 4) 2850, 5) 3250.  
 VI: сталь 10Г2С1; электрод АНП-1; а)  $T_{св} = 20^{\circ}\text{C}$ ;  $q_{уд}$ : 1) 1620 кДж/м, 2) 1910, 3) 2240, 4) 2780, 5) 3120 кДж/м; 6)  $T_{св} = -45^{\circ}\text{C}$ ;  $q_{уд}$ : 1) 1700 кДж/м, 2) 1950, 3) 2320, 4) 2700, 5) 3200.  
 VII: сталь 10Г2С1; электрод ОЗС-4; а)  $T_{св} = 20^{\circ}\text{C}$ ;  $q_{уд}$ : 1) 1780 кДж/м, 2) 2120, 3) 2700, 6)  $T_{св} = -45^{\circ}\text{C}$ ;  $q_{уд}$ : 1) 1870 кДж/м, 2) 2320, 3) 2790.  
 VIII: сталь ВСт.3сп; электрод ОЗС-6; а)  $T_{св} = 20^{\circ}\text{C}$ ;  $q_{уд}$ : 1) 1740 кДж/м, 2) 2010, 3) 2320, 4) 2660, 5) 3040; 6)  $T_{св} = -45^{\circ}\text{C}$ ;  $q_{уд}$ : 1) 1700 кДж/м, 2) 2040, 3) 2280, 4) 2700, 5) 3078.  
 IX: сталь ВСт.3сп; электрод МР-3; а)  $T_{св} = 20^{\circ}\text{C}$ ;  $q_{уд}$ : 1) 1610 кДж/м, 2) 1870, 3) 2210, 4) 2530, 5) 2990; 6)  $T_{св} = -45^{\circ}\text{C}$ ;  $q_{уд}$ : 1) 1620 кДж/м, 2) 1950, 3) 2320, 4) 2620, 5) 3120.

металле [266]. На основе принципов местного и временного влияния металлургических процессов при сварке плавлением, а также зон термического влияния и термомеханических процессов вблизи мгновенного положения сварочной ванны параметры распространения теплоты определяются удельной эффективной тепловой мощностью сварки, которую можно рассматривать как удельное тепловложение в изделие. Учитывая изменения верхних порогов хладноломкости металла шва и наиболее ослабленной зоны термического влияния сварки в зависимости от изменения удельной эффективной тепловой мощности (удельного тепловложения), можно установить диапазоны уровней тепловложения, которые

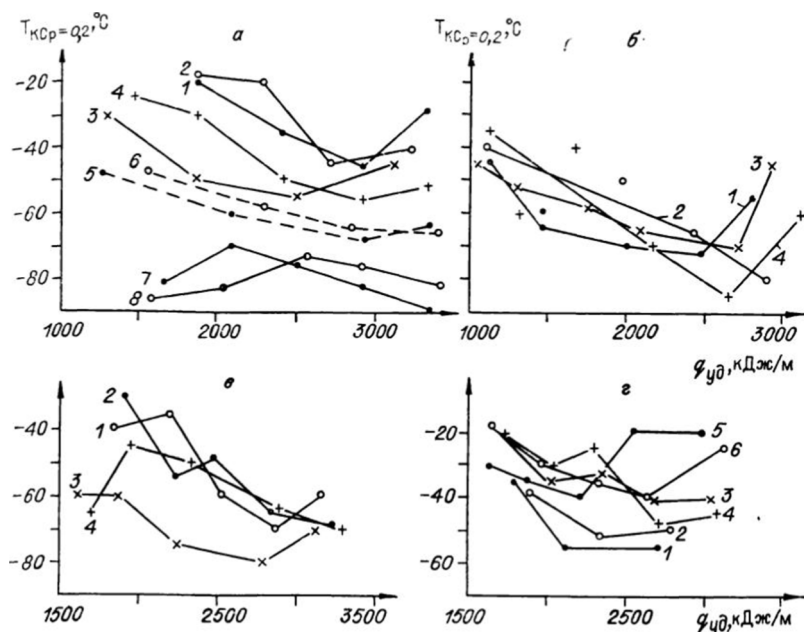


Рис. 50. Зависимости верхних порогов хладноломкости (или  $T_{KCP}$  при  $0,2 \text{ МДж/м}^2$ ) металла в зоне термического влияния сварки от величин удельного тепловложения.

а: 1) ст. ВСт.3сп,  $20^\circ\text{C}$ ; 2) стали ВСт.3сп,  $-45^\circ\text{C}$ ; 3) стали 10Г2С1,  $20^\circ\text{C}$ ; 4) стали 10Г2С1,  $-25^\circ\text{C}$ ; 5) стали 20,  $20^\circ\text{C}$ ; 6) стали 20,  $-45^\circ\text{C}$ ; 7) стали 09Г2С,  $20^\circ\text{C}$ ; 8) стали 09Г2С,  $-45^\circ\text{C}$ ; б: 1) электрод УОНИ 13/45, сталь 10Г2С1,  $20^\circ\text{C}$ ; 2) то же,  $-45^\circ\text{C}$ ; 3) электрод УОНИ 13/55, сталь 10Г2С1,  $20^\circ\text{C}$ ; 4) то же,  $-45^\circ\text{C}$ ; в: 1) электрод АНО-7, сталь 10Г2С1,  $20^\circ\text{C}$ ; 2) то же,  $-45^\circ\text{C}$ ; 3) электрод АНП-1, сталь 10Г2С1,  $20^\circ\text{C}$ ; 4) то же,  $-45^\circ\text{C}$ ; г: 1) электрод ОЗС-4, сталь 10Г2С1,  $20^\circ\text{C}$ ; 2) то же,  $-45^\circ\text{C}$ ; 3) электрод ОЗС-6, сталь ВСт.3сп,  $20^\circ\text{C}$ ; 4) то же,  $-45^\circ\text{C}$ ; 5) электрод МР-3, сталь ВСт.3сп,  $20^\circ\text{C}$ ; 6) то же,  $-45^\circ\text{C}$ .

обеспечивают наиболее благоприятную хладостойкость соединения при конкретных сочетаниях основного и присадочного материалов (рис. 50, а—г).

Требуемая хладостойкость сварного соединения как при положительных, так и при отрицательных температурах достигается в случае применения стали 09Г2С (см. рис. 50, а, 7 и 8). При использовании стали 20 достаточно высокая хладостойкость сварного соединения достигается при удельном тепловложении, равном 2200—3400 кДж (кривые 5, 6). Порог хладноломкости ниже температур  $-50^\circ\text{C}$  достигается для сварного соединения из стали 10Г21С при тепловложении 1900—2800 кДж/м при положительных температурах и при тепловложении 2400—3300 кДж/м в условиях низких кли-

матических температур (кривые 3, 4). Относительно лучшие свойства разупрочненного участка стали ВСт.Зсп по хладостойкости достигаются при тепловложении 2600—3200 кДж/м (кривые 1 и 2).

Для обеспечения разноточности сварного соединения с позиций хладостойкости электроды нужно выбирать именно с учетом уровней тепловложения, обеспечивающих для данной марки присадочного материала лучшие свойства металла шва. Из распространенных марок электродов лучшие свойства металла шва с позиций хладостойкости достигаются в случае выполнения сварки в условиях положительных температур при использовании электродов УОНИ 13/45 с тепловложением 1400—2700 кДж/м (см. рис. 50, б, 1) и электродов УОНИ 13/55 при уровнях тепловложения 1900—2700 кДж/м (кривая 3). При выполнении сварки в условиях отрицательных температур оптимальные диапазоны удельного тепловложения составляют: для электродов УОНИ 13/45—2000—3000 кДж/м (кривая 2), а для электродов УОНИ 13/55—1900—3100 кДж/м (кривая 4).

Достаточно высокие хладостойкие свойства металла шва при выполнении сварки в условиях положительных температур достигаются при сварке электродами АНП-1 (см. рис. 50, а, 3). Близкие к этому результаты с использованием электродов АНП-1 в случае сварки при низких климатических температурах получены при уровнях тепловложения менее 1800 кДж/м и более 2700 кДж/м (кривая 4). При сварке электродами АНО-7 как в условиях положительных, так и отрицательных температур получены благоприятные результаты по хладостойкости металла шва при уровнях тепловложения 2600—3200 кДж/м (кривые 1, 2).

При использовании электродов МР-3, ОЗС-4, ОЗС-6 для сварных соединений конструкций, эксплуатируемых при самых низких климатических температурах Северо-Востока СССР получается недостаточная хладостойкость металла шва. Заметим, что именно эти электроды наиболее широко распространены на предприятиях и в хозяйствах региона. Поэтому очень важно уметь определять уровни тепловложения, которые обеспечивают относительно низкие температуры порога хладноломкости металла шва при применении этих электродов.

Достаточно низкие температуры порога хладноломкости обнаруживает металл шва, полученный при сварке электродами ОЗС-4 при тепловложении 2100—2800 кДж/м (см. рис. 50, а, 1, 2). При применении электродов ОЗС-6 относительно лучшие результаты по хладостойкости металла шва



достигаются при уровнях тепловложения 2500—3100 кДж/м (см. рис. 50, 2, 3, 4). Относительно лучшая хладостойкость металла шва получается при сварке электродами МР-3 в условиях положительных температур при уровнях тепловложения 1700—2300 кДж/м; в условиях низких климатических температур — при уровнях тепловложения 2000—2800 кДж/м (см. рис. 50, 2, 5, 6).

Таким образом, для каждого конкретного сочетания основного и присадочного материалов имеют место оптимальные диапазоны уровней удельной эффективной тепловой мощности, при которых обеспечивается получение лучших свойств сварного соединения по хладостойкости по сравнению со случаями использования других величин удельной эффективной тепловой мощности (удельного тепловложения). Для уменьшения склонности сварного соединения к хрупкости при низких температурах следует использовать дозирование эффективной тепловой мощности сварки применительно к конкретному сочетанию основного и присадочного материалов.

#### **4.2. СОПРОТИВЛЯЕМОСТЬ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ОБРАЗОВАНИЮ ХОЛОДНЫХ ТРЕЩИН**

Стойкость сварных соединений к образованию холодных трещин обусловлена совокупностью металлургических, технологических и конструктивных факторов, таких как структура металла, степень развития химической неоднородности, концентрация и характер распределения водорода в сварном соединении, величина и характер распределения первого рода в сварных конструкциях [178].

Для оценки влияния сварки низколегированных сталей в зимнее время на их технологическую прочность нами выбрана методика ЛТП-2-3, разработанная в МВТУ им. Н. Э. Баумана [178]. Метод основан на нагружении сварных образцов непосредственно после сварки длительными, постоянно действующими нагрузками. Образование трещин при испытании происходит под воздействием напряжений от нагрузки и сварочных напряжений. Критерием сопротивляемости образованию холодных трещин служат минимальные условные растягивающие напряжения в околошовной зоне, вызывающие появление трещины или разрушение образца.

Образец ЛТП-2-3 позволяет локализовать процесс образования трещин в зоне термического влияния или по ли-

нии сплавления испытуемой стали со швом. Сварку образцов и последующее их нагружение на машине ЛТП-2-3 производили в естественных условиях на открытой площадке. Образцы собирали и сваривали в приспособлении, обеспечивающем правильность сборки и теплоотвод определенной интенсивности. Термический цикл сварки в околосшовной зоне записывали с помощью хромель-алюмелевой термопары диаметром 0,5 мм и осциллографа Н-117. Образцы под нагрузкой выдерживали в соответствии со временем полного выделения водорода из наплавленного металла при низких температурах воздуха; продолжительность выдержки образцов под нагрузкой при понижении температуры воздуха от комнатной до  $-50^{\circ}\text{C}$  увеличивается от 20 до 200 ч.

Для оценки склонности низколегированных сталей к образованию холодных трещин применяли также жесткие пробы [107, 324]. По каждому исследованному варианту сваривали не менее трех образцов с фиксацией термического цикла сварки околосшовной зоны. Из каждого образца изготавливали по 5 микрошлифов для выявления трещин. При этом исследовали склонность сварных соединений к образованию холодных трещин в зависимости от температуры воздуха, при которой выполнялась сварка, и от содержания водорода в металле шва.

Методы определения содержания диффузионного водорода основаны на определении газа, выделяющегося из образца, помещенного в вакуум или в эвдиометр, заполненный жидкостью. В качестве образцов использовались однослойный сварной шов, направленный на стальную пластинку, и сварной шов, получаемый в V-образной канавке медных охлаждаемых пластин [115] на стальной пластине размером  $100 \times 20 \times 12$ . При сварке обеспечивалась постоянная скорость, равная 2,5 мм/с. Образцы под вакуумом выдерживали в течение 50 ч при комнатной температуре. При хранении образцов в вакууме получали наиболее стабильные (по определению свободно выделяющегося водорода) результаты, особенно в случае малого содержания водорода [285].

Использование эвдиометрических методов дает заниженные данные при значительных отклонениях результатов. Это связано с растворением части водорода в органических жидкостях при хранении образцов. Содержание остаточного водорода в образцах, содержащихся в спирте или глицерине, определяемое с помощью вакуум-нагрева при  $600^{\circ}\text{C}$ , составило величину порядка 0,5 мл/100 г. Сравнение ре-

результатов определения содержания водорода с помощью «карандашных» проб и однослойного валика, напавленного на стальную пластинку, показало, что содержание водорода в «карандашных» пробах ниже на 8—13%. Это связано с различными способами подготовки взятых для анализа образцов и участием доли расплавляемого основного металла в поглощении водорода из атмосферы сварочной дуги. Заметим, что при определении малых количеств свободно выделяющегося водорода дифвакуумным и эвдиометрическим способом разница в получаемых значениях увеличивается.

Содержание водорода в металле шва при низких температурах без учета доли участия расплавляемого основного металла в поглощении водорода из атмосферы сварочной дуги определялось по методу «карандашных» проб в спиртовых эвдиометрах. При этом изучалось влияние отрицательных температур при сварке на скорость диффузии водорода из напавленного металла и на содержание диффузионного водорода [160, 281—286]. Заниженные значения диффузионного водорода, получаемые при этом, создают запас надежности при определении минимальных уровней критического количества водорода, вызывающего холодные трещины. Исследования показали [160, 282—284, 286], что сопротивляемость низколегированных сталей 10Г2С1, 10ХСНД и 17Г1С к образованию холодных трещин ( $\sigma_{pmin}$ ) уменьшается на 20—40% при сварке в условиях низких температур. При понижении температуры окружающей среды от комнатной до  $-40^{\circ}\text{C}$  для устранения образования холодных трещин при сварке жестких проб из этих сталей следует на  $50\text{—}60^{\circ}$  увеличить температуру предварительного подогрева. Сварка сталей 14Г2САФ и 14Х2ГМР в условиях низких температур снижает показатель  $\sigma_{pmin}$  на 10—20%. Температуру предварительного подогрева жестких проб из этих сталей, устраняющего образование холодных трещин, следует увеличить на  $70\text{—}80^{\circ}$  по сравнению со сваркой в обычных условиях.

При сварке в условиях низких температур (до  $-50^{\circ}\text{C}$ ) труб размером  $1220 \times 12$  мм из сталей 14Г2САФ наблюдалось образование холодных трещин в корневых швах. При этом сопротивляемость сталей  $\sigma_{pmin} = 250\text{—}300$  МПа. Сварка таких трубопроводов в обычных условиях приводит к образованию холодных трещин, если  $\sigma_{pmin}$  понижается ниже 200 МПа. Следовательно, склонность сварных соединений трубопроводов к образованию холодных тре-

щин при сварке в условиях низких температур повышается примерно на 20—40%, причем минимальная сопротивляемость низколегированных сталей 10Г2С1, 10ХСНД, 17Г1С, 14Г2САФ и 14Х2ГМР к образованию холодных трещин наблюдается при сварке в интервале температур —(20—40)°С. Причем заметим, что именно в этом интервале температур проявляется отрицательное влияние водорода на замедленное разрушение сварных соединений.

Определяющее влияние на сопротивляемость сталей к образованию холодных трещин оказывает содержание диффузионного водорода в сварном шве. При снижении количества водорода в наплавленном металле от 8 до 5 мл/100 г сопротивляемость сталей 10Г2С1, 10ХСНД и 17Г1С к образованию холодных трещин  $\sigma_{pmin}$  возрастает примерно на 10—25%, при снижении от 5 до 2 мл/100 г — на 50—60%. Наиболее сильное влияние водорода зафиксировано при сварке сталей 14Г2САФ и 14Х2ГМР. Снижение содержания водорода в наплавленном металле с 5 до 3 мл/100 г повышает сопротивляемость стали 14Г2САФ к образованию холодных трещин с 200 до 350 МПа, а стали 14Х2ГМР — в 3 раза. Установлено, что если содержание водорода в металле шва превышает 3 мл/100 г, то предварительный подогрев до 200°С не повышает  $\sigma_{pmin}$  стали 14Х2ГМР и не предотвращает образования холодных трещин при сварке жестких проб.

При сварке сталей класса С52/40 и С60/45 образования холодных трещин не происходит, если в шве содержание  $[H]_d < 3$  мл/100 г. Сварка жестких проб из сталей 10ХСНД и 17Г1С ведет к образованию холодных трещин только при низких температурах, если  $[H]_d = 5$  мл/100 г [126, 127]. Предварительный нагрев до 50°С сталей 10ХСНД, 17Г1С и до 100°С стали 14Г2САФ снижает содержание водорода в сварных соединениях и предотвращает образование холодных трещин при сварке сталей в условиях низких температур. Разрушение сварных соединений при низких температурах происходит в течение 10—100 и более часов, а при комнатной температуре — 1—3 ч, т. е. наблюдается замедление процесса образования холодных трещин примерно в 20—50 раз.

Образование и распространение холодных трещин при сварке жестких проб в условиях низких температур происходит на протяжении 7—20 дней. Замедление процесса образования и развития холодных трещин связано с увеличением времени достижения критического содержания

водорода и совпадает с кинетикой выделения водорода из металла шва при низких температурах [160]. Для распространения трещин концентрация водорода в зоне термического влияния должна достичь какого-либо критического значения. Путем моделирования на ЭВМ установлено, что при перераспределении водорода в сварных соединениях максимальное содержание его в зоне образования холодных трещин в условиях низких температур на 30—40% выше, чем в соединениях, сваренных при комнатной температуре, и сохраняется после сварки в течение более 100 ч. Поэтому повышение вероятности образования и развития холодных трещин при сварке в условиях низких температур связано с увеличением содержания водорода в металле шва и длительным сохранением его в сварном соединении.

По современным представлениям, образование холодных трещин есть замедленное разрушение свежезакаленной стали в результате микропластического течения по границам раздела, дислокационного механизма зарождения и роста микротрещин под действием сварочных напряжений [160, 286]. Значение энергии активации диффузии водорода в стали составляет 0,2 эВ, что в 5 раз ниже энергии активации микропластической деформации (1 эВ). Поэтому уменьшение скорости диффузии водорода при низких температурах значительно меньше снижения скорости микропластической деформации. При низких температурах —(20—50°C) с учетом малой сопротивляемости мартенсита микропластическому течению по границам раздела процесс замедленного разрушения и образования холодных трещин происходит по механизму ползучести.

Влияние водорода на склонность к образованию холодных трещин при сварке рассматривается как механико-химический эффект избирательного микропластифицирования металла, вызванного хемосорбцией водорода, активированной напряжениями. Исходя из совпадения кинетики замедленного разрушения сварного соединения и скорости выделения водорода из шва, можно предположить, что основным фактором, определяющим увеличение вероятности образования холодных трещин при низких температурах воздуха (до —50°C), является повышенное содержание водорода в шве.

При выборе критериев для расчетного определения режимов сварки необходим дифференцированный подход. Выбор режимов и технологии сварки сталей определяется типом конструкции и условиями ее эксплуатации. При

сварке низколегированных сталей наиболее важно устранить возможность образования холодных трещин и разупрочнения металла в зоне термического влияния.

Исследование особенностей тепловых процессов сварки при низких температурах воздуха показало, что скорость охлаждения металла шва ( $W_{500}^{600}$ ) от 600 до 500°C увеличивается в среднем на 40%,  $W_{300}$  — в 2 раза, а длительность охлаждения металла шва от 300 до 100°C уменьшается в среднем в 3 раза. Изменение погонной энергии позволяет регулировать скорость охлаждения металла шва выше 500°C, но действие ее в низкотемпературной области не существенно. Подогрев позволяет регулировать низкотемпературную область термического цикла. В качестве определяющего параметра сравнения термических циклов сварки при различных температурах воздуха и критерия выбора режима предварительного подогрева целесообразно использовать длительность охлаждения околошовной зоны в интервале от 300 до 100°C.

Склонность сварных соединений жестких проб к образованию холодных трещин при низких температурах уменьшается пропорционально длительности охлаждения металла шва от 300 до 100°C ( $t_{100}^{300}$ ) [160, 286]. Это связано с тем, что при увеличении  $t_{100}^{300}$  содержание водорода в сварных соединениях снижается. Поэтому при выборе режима предварительного подогрева сталей, достаточного для удаления водорода и предотвращения образования холодных трещин в условиях низких температур, следует регулировать продолжительность охлаждения металла шва от 300 до 100°C. Статистическая обработка результатов испытаний показала, что между технологическим вариантом сварки, оцениваемым показателем  $\sigma_{pmin}$  и критической длительностью охлаждения металла шва жестких проб  $(t_{100}^{300})_{кр}$  в интервале 300—100°C, существует логарифмическая зависимость.

Для высокопрочной стали типа 14X2ГМР толщиной 15—25 мм соотношение между  $\sigma_{pmin}$  и  $(t_{100}^{300})_{кр}$  выражается формулой

$$(t_{100}^{300})_{кр} = 700 - 2500 \lg \sigma_{pmin} \quad (4.27)$$

а для сталей класса С 52/40 и С 60/45 толщиной 10—20 мм — формулой

$$(t_{100}^{300})_{кр} = 5200 - 2000 \lg \sigma_{pmin} \quad (4.28)$$

В результате исследований нами была установлена взаимо-

связь между длительностью охлаждения металла шва от 300 до 100°C и такими факторами, как толщина листа, длина сварного шва, температура предварительного нагрева, мощность нагревателя и температура воздуха при сварке. Получена формула для расчета температуры предварительного нагрева  $T_n$  в зависимости от технологической прочности сварных соединений. Для высокопрочной стали 14Х2ГМР толщиной 15—25 мм

$$T_n = 2000 - 700 \lg \sigma_{p\min}; \quad (4.29)$$

для сталей класса С 52/40 и С 60/45 (10Г2С1, 17Г1С, 10ХСНД, 14Г2САФ и Х-60) толщиной 10—20 мм

$$T_n = 1700 - 660 \lg \sigma_{p\min}. \quad (4.30)$$

Формулы (4.29) и (4.30) позволяют по известной величине  $\sigma_{p\min}$  определить необходимость и режим предварительного подогрева, который исключает образование трещин при сварке сталей в условиях низких температур. Соотношения (4.29) и (4.30) можно применять для выбора температуры подогрева конструкций при сварке в условиях низких температур: (4.29) — для высокопрочной стали ( $[H]_d \leq 3$  мл/100 г,  $s = 10-25$  мм,  $g_{\text{пор}} = 1,2-2,1$  МДж/м); (4.30) — для сталей повышенной прочности ( $[H]_d \leq 5$  мл/100 г).

Таким образом, для получения сварных соединений без холодных трещин необходимо применять низководородистые сварочные материалы, оптимальные уровни плотной энергии и соответствующие режимы предварительного подогрева.

#### **4.3. ВЛИЯНИЕ ПРЕДВАРИТЕЛЬНОГО ПОДОГРЕВА НА ХЛАДОСТОЙКОСТЬ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ**

Предварительный подогрев — наиболее эффективное средство повышения технологической прочности сварных соединений. Однако для уменьшения величины остаточных напряжений при плоском напряженном состоянии и пластичном материале он не дает достаточного эффекта. Подогрев от 100 до 300°C с последующим нагревом и выдержка в течение 1 ч при 250°C практически не изменяют остаточных напряжений [149].

Для выяснения влияния предварительного подогрева на прочность и хладостойкость сварных соединений были

исследованы сварные соединения труб магистральных трубопроводов и труб систем газоснабжения, сваренные как с подогревом, так и без него. Механические свойства металла сварных соединений определялись согласно ГОСТу 6996-66. Испытания на статическое растяжение и статический изгиб проводились на универсальной машине типа «Инстрон». Была выполнена опытная сварка труб диаметром  $426 \times 9$  и  $529 \times 5$  мм из сталей М20 ( $\sigma_{вр} = 51 \text{ кгс/мм}^2$ ;  $\sigma_{т} = 38 \text{ кгс/мм}^2$ ;  $\delta = 29\%$ ) и 09Г2С ( $\sigma_{вр} = 56 \text{ кгс/мм}^2$ ;  $\sigma_{т} = 39 \text{ кгс/мм}^2$ ;  $\delta = 24\%$ ); применялась автоматическая и ручная электродуговые сварки. Сварка стыков осуществлялась автоматическим и ручным способом на подкладных кольцах. Разделка кромок V-образная. Каждая труба и подкладное кольцо зачищались с внутренней и внешней сторон на расстоянии 30 мм от соединяемого конца. Кольцо устанавливалось в одной из труб с плотным прилеганием к внутренней стенке и приваривалось к ней в 6—8 местах швами протяженностью 50—60 мм. Затем на кольцо насаживалась вторая трубка. Концы труб зажимались в центраторе, между ними устанавливался зазор 2—3 мм. Прихватки накладывались в 6—8 местах по периметру и были выполнены электродами марки УОНИ 13/55 диаметром 3 мм.

Сварка вручную осуществлялась электродами УОНИ 13/55. Для обеспечения полного провара корня шва первый слой выполнялся электродами диаметром 3 мм, а два последующих — 4 мм. Ручная дуговая сварка проводилась при следующем токе: 100 А — при диаметре электрода 3 мм; 160 А — при 4 мм. Каждый слой сваривался после зачистки предыдущего слоя от шлака. Автоматическая сварка выполнялась также в 3 слоя под флюсом АН-348А с использованием сварочной проволоки Св-10Г2 диаметром 2 мм. Усиление шва при его ширине 18—20 мм составляло 1—3 мм с плавным переходом к основному металлу. Режимы автоматической сварки приведены в табл. 17.

Каждый вид автоматической сварки под флюсом и ручная электродуговая сварка выполнялись в следующих режимах: летом при температуре 18—20°C, зимой — ниже —30°C с применением предварительного подогрева стыков на 150°C и без него.

При проведении эксперимента стыковались трубы длиной 9 м. После остывания стыка из трубы вырезалось кольцо шириной 300 мм со сварным швом посередине, из которого изготавливались образцы для механических испытаний и металлографических анализов. Контроль выполненных



**Т а б л и ц а 17. Режимы автоматической сварки стыков труб**

| Режим сварки<br>Слой прохода | Сварочный ток, А | Напряжение на дуге, В | Скорость сварки, м/ч |
|------------------------------|------------------|-----------------------|----------------------|
| Первый                       | 420—430          | 35—38                 | 30—35                |
| Второй                       | 440—500          | 38—42                 | 38—40                |
| Третий                       | 440—500          | 38—42                 | 38—40                |

опытных соединений показал удовлетворительное качество сварочных работ (отсутствие подрезов, трещин, шлаковых включений, газовых пор и др.). Испытания показали, что на механические свойства соединений предварительный подогрев не оказывает существенного влияния (табл. 18).

На поверхности шва и в изломе образцов, испытанных на разрыв, признаков горячих трещин не наблюдалось. Металлографический анализ показал отсутствие в металле шва и в зоне термического влияния закаленных структур. Это подтвердилось также результатами замера твердости (табл. 19). Причем твердость металла шва в случае сварки без подогрева несколько выше, чем при подогреве (см. табл. 19). Наибольшая разница твердостей наблюдается при автоматической сварке проволокой Св-10Г2 под флюсом АН-348А.

Результаты испытания на ударную вязкость показывают, что в случае сварки с применением предварительного подогрева по сравнению со сваркой без подогрева порог хладноломкости металла шва смещается в сторону положительных температур (табл. 20). Сравнительная оценка хладностойкости участков термического влияния сварки показывает, что порог хладноломкости наиболее «ослабленного» участка смещается в сторону более низких температур при сварке без подогрева, а подогрев способствует повышению температуры порога хладноломкости.

При сварке в условиях положительных температур (20°C) в структуре металла шва и околошовной зоны из аустенита выделяются феррит и продукты промежуточного распада. Металл шва имеет мелкозернистую равноосную структуру, в которой наблюдаются участки перлита. В случае сварки при низких температурах с применением предварительного подогрева стыков до температуры 150°C перлитная составляющая структуры отличается тонким

Т а б л и ц а 18. Среднее значение временного сопротивления и предела текучести сварных соединений, выполненных при температуре —45°С

| Способ сварки                                    | Основной металл<br>(сталь)                             | Сварочный материал | Временное сопротивление,<br>×10 МДж/м <sup>2</sup> |                     | Предел текучести,<br>×10 МДж/м <sup>2</sup> |                     |
|--------------------------------------------------|--------------------------------------------------------|--------------------|----------------------------------------------------|---------------------|---------------------------------------------|---------------------|
|                                                  |                                                        |                    | без подогрева                                      | подогрев<br>+150 °С | без подогрева                               | подогрев<br>+150 °С |
| Автоматическая, про-<br>волокой Ø 2 мм           | 09Г2С<br>09Г2С                                         | Св-08ГА под флюсом | 56                                                 | 54                  | 39                                          | 37                  |
|                                                  |                                                        | АН-348А            |                                                    |                     |                                             |                     |
|                                                  |                                                        | Св-10Г2 под флюсом | 58                                                 | 54                  | 40                                          | 38                  |
|                                                  |                                                        | АН-348А            |                                                    |                     |                                             |                     |
| Ручная, с примениени-<br>ем электродов<br>Ø 4 мм | Ст. 3кп после<br>термического упр-<br>очнения<br>20 сп | УОНИ 13/55         | 50                                                 | 47                  | 36                                          | 34                  |
|                                                  |                                                        | ВН-48              |                                                    |                     |                                             |                     |
| Ручная                                           |                                                        |                    | УОНИ 13/55                                         | 51                  | 49                                          | 38                  |
|                                                  |                                                        | МР-3               | 50                                                 | 46                  | 36                                          | 33                  |

Т а б л и ц а 19. Твердость металла шва и участков термического влияния при сварке при температуре —45°С

| Способ сварки                                 | Основной материал                   | Сварочный материал         | Металл шва    |                | На линии сплавления |                | На расстоянии 2 мм от линии сплавления |                |
|-----------------------------------------------|-------------------------------------|----------------------------|---------------|----------------|---------------------|----------------|----------------------------------------|----------------|
|                                               |                                     |                            | без подогрева | подогрев 150°С | без подогрева       | подогрев 150°С | без подогрева                          | подогрев 150°С |
|                                               |                                     |                            |               |                |                     |                |                                        |                |
| Автоматическая, проволокой $\varnothing 2$ мм | 09Г2С                               | Св-08ГА под флюсом АН-348А | 172           | 156            | 183                 | 181            | 180                                    | 176            |
|                                               | 09Г2С                               | Св-10Г2 под флюсом АН-348А | 181           | 158            | 177                 | 171            | 203                                    | 187            |
| Ручная, с применением электродов 4 мм         | Ст. 3кп после термической обработки | УОНИ 13/55                 | 161           | 146            | 160                 | 145            | 163                                    | 148            |
|                                               |                                     | ВН-48                      | 158           | 135            | 152                 | 143            | 151                                    | 147            |

Т а б л и ц а 20. Ударная вязкость сварного соединения

| Способ сварки         | Сварочные материалы (сталь 09Г2С) | Температура испытаний образцов, °С | Ударная вязкость не менее $\times 10$ МДж/м <sup>2</sup> |               |              |               |
|-----------------------|-----------------------------------|------------------------------------|----------------------------------------------------------|---------------|--------------|---------------|
|                       |                                   |                                    | Сварное соединение                                       |               | Металл ЗТВ   |               |
|                       |                                   |                                    | с подогревом                                             | без подогрева | с подогревом | без подогрева |
| Ручная сварка         | УОНИ 13/55                        | +20                                | 15                                                       | 17            | 18           | 12            |
|                       |                                   | 0                                  | 14                                                       | 16            | 15           | 11            |
|                       |                                   | -20                                | 10                                                       | 12            | 12           | 10            |
|                       |                                   | -40                                | 6                                                        | 8             | 10           | 8             |
|                       |                                   | -60                                | 1                                                        | 4             | 2            | 4             |
| То же                 | Гарант                            | +20                                | 12                                                       | 12            | 16           | 16            |
|                       |                                   | 0                                  | 11                                                       | 12            | 14           | 14            |
|                       |                                   | -20                                | 8                                                        | 11            | 10           | 10            |
|                       |                                   | -40                                | 5                                                        | 8             | 8            | 8             |
|                       |                                   | -60                                | 4                                                        | 6             | 5            | 6             |
| »                     | Велер Фокс-50                     | +20                                | 13                                                       | 13            | 14           | 12            |
|                       |                                   | 0                                  | 11                                                       | 10            | 12           | 10            |
|                       |                                   | -20                                | 10                                                       | 8             | 10           | 10            |
|                       |                                   | -40                                | 9                                                        | 6             | 8            | 8             |
|                       |                                   | -60                                | 2                                                        | 3             | 6            | 7             |
| »                     | ВН-48                             | +20                                | 14                                                       | 14            |              |               |
|                       |                                   | 0                                  | 13                                                       | 13            |              |               |
|                       |                                   | -20                                | 10                                                       | 12            |              |               |
|                       |                                   | -40                                | 4                                                        | 8             |              |               |
|                       |                                   | -60                                | 1                                                        | 5             |              |               |
| Автоматическая сварка | Св-10ХМ<br>Флюс АН-22             | +20                                | 8                                                        | 10            |              |               |
|                       |                                   | 0                                  | 6                                                        | 8             |              |               |
|                       |                                   | -20                                | 3                                                        | 7             |              |               |
|                       |                                   | -40                                | 4                                                        | 6             |              |               |
|                       |                                   | -60                                | 1                                                        | 5             |              |               |

строением и располагается между зернами феррита, ферритно-перлитное строение шва в этом случае неоднородно. При сварке при  $-50^{\circ}\text{C}$  без предварительного подогрева скорость охлаждения металла шва увеличивается, что способствует измельчению зерен и получению мелкодисперсной структуры. Известно, что чем дисперснее структура металла, тем выше его хладостойкость. Узкие прослойки пластинчатого перлита между участками феррита, которые получаются при сварке с подогревом, способствуют понижению вязких свойств сварного соединения. В первичной структуре сварных швов имеется значительное число дефектов, по своему характеру напоминающих диффузионную пористость. При достаточно медленной скорости охлаждения

**Т а б л и ц а 21. Положение верхних порогов хладноломкости (°С) сварных швов трубопроводов**

| Электрод      | Сварка с подогревом до 200° | Сварка без подогрева |
|---------------|-----------------------------|----------------------|
| УОНИ 13/55    | —55                         | —70                  |
| Гарант        | —60                         | —90                  |
| Велер Фокс-50 | —55                         | —60                  |

дения вакантные узлы сосредотачиваются на поверхностях кристаллов и плоскостях скольжения, способствуя образованию мельчайших пор. Вследствие этого увеличивается склонность металла к хрупкому разрушению.

Именно этими процессами следует объяснить то, что предварительный подогрев до +150°С при ручной электро-

дуговой сварке с применением электродов типа УОНИ и при автоматической сварке проволокой Св-10ГС под флюсом АН-348А в условиях низких температур приводит к усилению склонности металла шва к хрупкому разрушению по сравнению со случаями сварки без предварительного подогрева. Исследуя влияние предварительного подогрева на хладостойкость сварных соединений трубопроводов, мы установили, что подогрев способствует повышению температуры порога хладноломкости (табл. 21) и в ряде случаев может снизить хладостойкость сварных соединений низколегированных сталей, выполненных в условиях низких температур. Поэтому для предотвращения разупрочнения сварных соединений низколегированных сталей при низких температурах следует дифференцировать применение предварительного подогрева сталей в зависимости от химического состава стали. Оптимальный режим предварительного подогрева следует назначать, исходя из условий предотвращения образования трещин при сварке конструкций в условиях низких температур. При строительстве газопровода Таас Тумус — Якутск — Покровск для повышения хладостойкости сварных соединений из сталей 09Г2С и 14ХГС отказались от применения предварительного подогрева. Более чем десятилетний опыт эксплуатации этого газопровода в условиях холодного климата показал его высокую надежность и работоспособность.

#### **4.4. ВЫБОР ТЕХНОЛОГИИ СВАРКИ НА ОСНОВЕ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ЗАПАСА ПРОЧНОСТИ КОНСТРУКЦИЙ С ПРИВЛЕЧЕНИЕМ КРИТЕРИЕВ МЕХАНИКИ РАЗРУШЕНИЯ**

Конечной целью оптимизации технологии сварки является создание надежных и долговечных сварных конструкций. Самые ответственные и металлоемкие сварные конст-

рукции, сооружаемые и эксплуатируемые в условиях холодного климата страны — магистральные трубопроводы. Один из путей повышения их надежности и долговечности — выбор конструкционных материалов и технологии сварки на основе расчетных методов, основанных на подходах механики разрушения.

Для оценки возможности лавинного разрушения трубопроводов большого диаметра А. Н. Моношков с сотрудниками [196, 197] предложили сопоставить зависимость энергии распространения трещины в материале от скорости ее распространения с конструктивной характеристикой трубопровода — с зависимостью эффективной энергии упругой деформации от скорости распространения трещины. Установлено, что если во всем возможном диапазоне скоростей распространения трещины характеристика материала будет количественно превышать конструктивную характеристику, то трещина в таком трубопроводе распространяться не будет. Условие предотвращения лавинного распространения трещины в трубопроводах, согласно [196, 197], является одним из самых жестких и не всегда полностью выполняется для большинства существующих марок сталей, используемых для изготовления трубопроводов больших диаметров.

Прочность трубопроводов обычно оценивается по максимальной величине внутреннего давления при разрушении. Такой подход для оценки прочности трубопроводов с дефектами типа трещин практически мало приемлем. Как показано в работе [76], с развитием механики разрушения наметились два подхода к оценке прочности труб при наличии трещины. Первый из них состоит в непосредственном вычислении критического окружного напряжения разрушения  $\sigma_{\text{вс}}$  трубы диаметром  $2R_T$  с толщиной стенки  $h$ , в которой имеется продольная трещина длиной  $2l$ , по формуле

$$\sigma_{\text{вс}} = \bar{\sigma} \left( 1 + 1,61 \frac{l^2}{R_T h} \right)^{-1/2}. \quad (4.32)$$

Напряжение пластического течения  $\bar{\sigma}$  должно быть  $\sigma_{0,2} < \bar{\sigma} < \sigma_{\text{в}}$ , а в первом приближении можно использовать выражение [77]

$$\bar{\sigma} = 1,23 \sigma_{0,2}. \quad (4.33)$$

Формула (4.32) применима только для предсказания величины  $\sigma_{\text{вс}}$  при разрушении труб из прочных материалов с короткими сквозными трещинами [77]. По результатам

испытаний труб с продольными поверхностными надрезами глубиной  $d$  типа трещин было получено эмпирическое соотношение для предсказания разрушающего напряжения [323]:

$$\sigma_{\text{вс}} = \bar{\sigma} \left[ \frac{(h/d)^{-1}}{(h/d) - (1 + 1,61 l^2/R_t h)^{-1/2}} \right], \quad (4.34)$$

Следующий подход к оценке прочности трубы по испытаниям образцов с трещинами основан на учете сингулярности, возникающей у кончика трещины. Этот подход более универсален, и в общем виде используется следующая формула для оценки прочности трубы с продольной трещиной [323]:

$$\sigma_{\text{вс}} = \frac{K_c}{\sqrt{\pi l \phi}} \cdot M_{\phi}^{-1}. \quad (4.35)$$

Здесь  $K_c$  — критический коэффициент интенсивности напряжений, условно связанный с обобщенной удельной энергией разрушения с помощью модуля упругости и оцениваемый по испытаниям плоских образцов с центральной трещиной;  $\phi$  — поправка на пластичность;  $M_{\phi}$  — конструктивный параметр (коэффициент Фолиаса), учитывающий повышение напряжения из-за кривизны цилиндрического сосуда с продольной трещиной длиной  $2l$ ,

$$M_{\text{ср}} = (1 + 1,61 l^2/R_t h)^{1/2}. \quad (4.36)$$

Для проверки применимости формул (4.34) и (4.35) в условиях низких температур г. Якутска нами были проведены натурные испытания труб диаметром 1220 мм из материалов 17Г1С и 14Г2САФ с толщиной стенки 15 и 11 мм соответственно. Трубы имели два продольных шва и приваренные днища. Усиления сварных швов не снимались. Для создания заданной степени концентрации напряжений в средней части трубы вне зоны влияния сварного шва был профрезерован надрез глубиной 0,5 толщины стенки и длиной 250 мм (рис. 51). Для сравнения характеристик материала была проведена сварка двух участков труб из разных материалов при низких климатических температурах.

Гидроиспытания труб проводились на испытательной площадке Института физико-технических проблем Севера Якутского филиала СО АН СССР. Стенд для испытания судов состоит из бассейна размером 3,0×12 м и глубиной 3 м

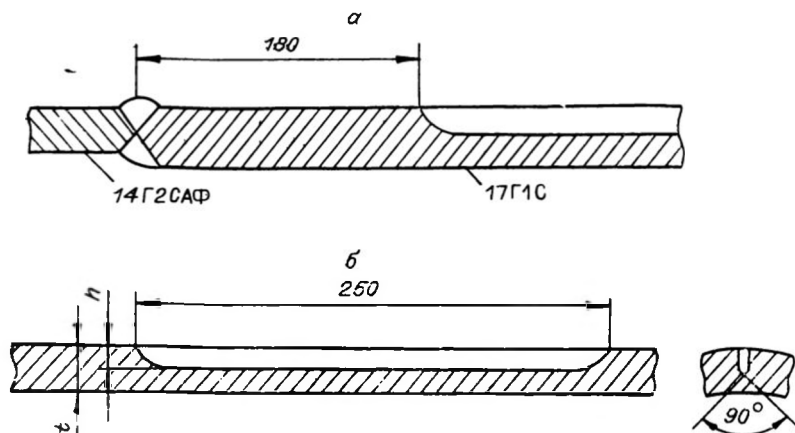


Рис. 51. Соединение труб из сталей 17Г1С и 14Г2САФ для разрушающих испытаний.

а — схема соединения труб и расположения надреза на сварной трубе; б — схема надреза для инициирования разрушения.

с моментами для установки участка трубопровода, устройств гидросистемы и коммуникаций. В качестве рабочего агента использовалось арктическое дизельное топливо. Результаты испытаний представлены в табл. 22.

Для сравнения натурных результатов с данными, полученными в [76, 77], проведена оценка величины критического коэффициента  $K_c$  с использованием формулы (4.35) (табл. 23). Коэффициент поправки на пластичность оцени-

Т а б л и ц а 22. Результаты испытания труб при низких температурах г. Якутска

| Номер | $T_{\text{исп}}, ^\circ\text{C}$ | Толщина стенки | Глубина надреза | Материал трубы                 | Р <sub>разр</sub> | Длина, мм; вид излома                              |
|-------|----------------------------------|----------------|-----------------|--------------------------------|-------------------|----------------------------------------------------|
| 1     | -48,5                            | 15,2           | 8,5             | 17Г1С                          | 80                | 2770; шевронный                                    |
| 2     | -25                              | 11,0           | 6,5             | 14Г2САФ                        | 62                | 1500; косой                                        |
| 3     | -24                              | 11+15          | 8,0             | Сварная 14Г2САФ;<br>17Г1С      | 75                | По 17Г1С; 1530; шевронный<br>По 14Г2САФ; 60; косой |
| 4     | -37                              | 15,2           | 8,5             | 17Г1С                          | 81                | 3550; шевронный                                    |
| 5     | -43                              | 14,2           | 8,5             | Сварная 17Г1С;<br>17Г1С бандаж | 75,5              | Разрушилась за-<br>глушка                          |
| 6     | -42                              | 11,0           | 6,0             | 17Г1С бандажированная          | 71                | 5650; косой                                        |

Таблица 23. Оценка величины критического коэффициента интенсивности напряжений по результатам натурных испытаний труб при низких температурах

| Марка стали<br>трубы | T, °C | d, мм | t/d  | $\frac{\sigma}{\sigma_{0,2}}$<br>кг/мм <sup>2</sup> | l/M   | $\sigma_{\theta c}$<br>кг/мм <sup>2</sup> | $\Phi$ | $K_c$<br>кг/мм <sup>3/2</sup> | $\left(\frac{K_c}{\sigma_{0,2}}\right)^2 \frac{1}{l}$ |
|----------------------|-------|-------|------|-----------------------------------------------------|-------|-------------------------------------------|--------|-------------------------------|-------------------------------------------------------|
| 17Г1С                | -48,5 | 8,5   | 1,79 | 53                                                  | 0,555 | 34                                        | 1,51   | 1390                          | 8,4                                                   |
| 17Г1С +<br>14Г2САФ   | -24   | 8,0   | 1,90 | 53                                                  | 0,555 | 35,5                                      | 1,57   | 1470                          | 9,7                                                   |
| 14Г2САФ              | -25   | 6,5   | 1,69 | 52,5                                                | 0,5   | 30,5                                      | 1,41   | 1330                          | 7,3                                                   |
| 17Г1С                | -37   | 8,5   | 1,79 | 53                                                  | 0,555 | 34                                        | 1,51   | 1390                          | 8,4                                                   |

вался по формуле [76]

$$\Phi = \left[ \frac{M \sigma_{\theta c} \pi}{2 \sigma} \right]^{-2} \ln \left[ \sec \frac{\pi \sigma_{\theta c} M}{2 \sigma} \right]. \quad (4.37)$$

Для анализа результатов испытаний труб формула (4.39) была преобразована следующим образом:

$$\left( \frac{\sigma_{\theta c}}{\sigma_{0,2}} \right)^2 = \left[ \left( \frac{K_c}{\sigma_{0,2}} \right)^2 \cdot \frac{1}{l} \right] \frac{2}{\pi \Phi M^2}. \quad (4.38)$$

Величина  $\left( \frac{K_c}{\sigma_{0,2}} \right)^2 \cdot \frac{1}{l}$  представляет собой параметр оценки сопротивления трубы разрушению с продольным разрезом длиной  $2l$ ;  $(\sigma_{\theta c}/\sigma_{0,2})_2$  — конструктивный параметр трубы с продольным надрезом. С учетом (4.38) по данным, приведенным с табл. 23, была построена зависимость величины  $\left( \frac{K_c}{\sigma_{0,2}} \right)^2 \cdot \frac{1}{l}$  от  $\left( \frac{\sigma_{\theta c}}{\sigma_{0,2}} \right)$  (рис. 52). На этом же рисунке приведены результаты испытаний полноразмерных труб, опубликованные в [76, 77].

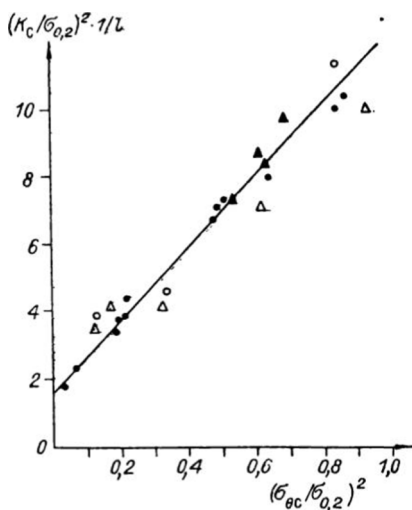
Таблица 24.

Результаты оценки величины  $\sigma_{\theta c}$  по

| T <sub>исп</sub> , °C | Исходные данные                      |                                    |                                       |                               |                                                         |          |
|-----------------------|--------------------------------------|------------------------------------|---------------------------------------|-------------------------------|---------------------------------------------------------|----------|
|                       | $\sigma_{0,2}$<br>кг/мм <sup>2</sup> | $\sigma_c^*$<br>кг/мм <sup>2</sup> | $\sigma_{co}^*$<br>кг/мм <sup>2</sup> | $K_c$<br>кг/мм <sup>3/2</sup> | $\left( \frac{K_c}{\sigma_{0,2}} \right)^2 \frac{1}{l}$ | $\Phi_1$ |
| +20                   | 54                                   | 30,4                               | 57,5                                  | 1380                          | 17,5                                                    | 1,42     |
| 0                     | 54,4                                 | 31                                 | 62                                    | 1220                          | 13,3                                                    | 1,58     |
| -20                   | 55                                   | 32                                 | 63                                    | 1000                          | 8,8                                                     | 1,76     |
| -30                   | 56                                   | 32,9                               | 63,5                                  | 960                           | 7,2                                                     | 1,9      |
| -50                   | 57                                   | 32                                 | 63                                    | 790                           | 5,1                                                     | 1,48     |
| -70                   | 58                                   | 31,2                               | 62                                    | 600                           | 2,9                                                     | 1,13     |



Рис. 52. Зависимость сопротивления материала трубы распространению трещины  $(K_c/\sigma_{0,2})^2 \cdot (1/l)$  от конструктивного параметра трубы  $(\sigma_{0c}/\sigma_{0,2})^2$ .



Номинальное напряжение разрушения образца с центральной трещиной в уравнении (4.37)  $\sigma_{сн}$  принималось по максимальной нагрузке при испытании по брутто-сечению  $\sigma_p^{0c}$  и нетто-сечению  $\sigma_p^0$  образца; получаемые при этом величины поправки на пластичность обозначались соответственно  $\varphi_1$  и  $\varphi_2$  (табл. 24). Кроме этого учитывалась поправка на пластичность, определяемая по формуле (4.35), которая в табл. 24 обозначена как  $\varphi_3 = \sqrt{\bar{c}}$ .

В работе [359] приведена зависимость раскрытия берегов центральной трещины по оси плоского образца  $v_c$  от раскрытия кончика трещины  $\delta_c$ :

$$\delta_c = v_c \left( \frac{\pi}{2} \cdot \frac{\sigma_c^*}{\sigma} \right) \cdot \frac{\varphi}{\varphi_4}, \quad (4.39)$$

$$\text{где } \varphi_4 = \ln \left[ \left( 1 + \sin \frac{\pi}{2} \cdot \frac{\sigma_c^*}{\sigma} \right) / \left( 1 - \sin \frac{\pi}{2} \cdot \frac{\sigma_c^*}{\sigma} \right) \right].$$

Были приведены экспериментальные измерения  $\delta_c$  и  $v_c$  на образцах с центральным надрезом из стали 16Г2САФ.

**испытаниям листового образца с центральным надрезом**

|             |             | $l = 37,5 \text{ мм}$                  |                                        |                                        | $l = 125 \text{ мм}$               |                                    |
|-------------|-------------|----------------------------------------|----------------------------------------|----------------------------------------|------------------------------------|------------------------------------|
| $\varphi_2$ | $\varphi_3$ | $(\sigma_{0c}/\sigma_{0,2})/\varphi_1$ | $(\sigma_{0c}/\sigma_{0,2})/\varphi_2$ | $(\sigma_{0c}/\sigma_{0,2})/\varphi_3$ | $(K_c/\sigma_{0,2})^2 \frac{1}{l}$ | $\frac{\sigma_{0c}}{\sigma_{0,2}}$ |
| 1,42        | 3,39        | 1,0                                    | 3,15                                   | 1,25                                   | 5,2                                | 0,42                               |
| 2,06        | 2,85        | 1,56                                   | 2,35                                   | 1,14                                   | 4                                  | 0,34                               |
| 2,05        | 2,5         | 1,1                                    | 1,65                                   | 0,86                                   | 2,6                                | 0,26                               |
| 2,05        | 2,25        | 0,84                                   | 1,25                                   | 0,77                                   | 2,4                                | 0,23                               |
| 1,84        | 2,15        | 0,65                                   | 1,04                                   | 0,56                                   | 1,54                               | 0,17                               |
| 1,68        | 2,08        | 0,41                                   | 0,62                                   | 0,32                                   | 0,84                               | 0,09                               |

Т а б л и ц а 25. Сравнение экспериментальных величин критического раскрытия трещин с данными, вычисленными по формуле (4.39)

| $T_{\text{исп.}}^{\circ}\text{C}$ | $v_c, \text{ мм}$ | $\delta_c^{\text{ЭК}}$ | $\delta_{\Psi_1}$ | $\delta_{\Psi_2}$ | $\delta_{\Psi_3}$ |
|-----------------------------------|-------------------|------------------------|-------------------|-------------------|-------------------|
| +20                               | 2,3               | 2,0                    | 1,22              | 1,22              | 2,3               |
| -30                               | 1,2               | 1,03                   | 0,89              | 0,96              | 1,05              |
| -70                               | 0,5               | 0,39                   | 0,21              | 0,30              | 0,39              |

П р и м е ч а н и е. Все  $\delta$  приводятся в мм.

Сравнение величины  $\delta_c$ , измеренной фотографическим методом, с ее вычисленными значениями по формуле (4.39) для различных поправок на пластичность  $\varphi$  (табл. 25) показывает, что применение поправок на пластичность из энергетического подхода  $\varphi_3 = \sqrt{\bar{c}}$  дает значения  $\delta_c$ , наиболее соответствующие экспериментальным данным. Исходя из данных табл. 25, можно заключить, что использование  $\varphi_3 = \sqrt{\bar{c}}$  дает более достоверные результаты при предсказании разрушения сварных труб из стали 16Г2САФ и одного с ней класса сталей при отношении радиуса трубы  $R_T$  к толщине стенки  $h$ , приблизительно равном 50.

Зависимость, приведенную на рис. 52 и представляющую собой усредненные результаты натурных испытаний отрезков трубопровода, можно аппроксимировать в виде равенства

$$\left(\frac{K_c}{\sigma_{0,2}}\right)^2 \frac{1}{l} = 1,7 + 8,75 \left(\frac{\sigma_{\theta c}}{\sigma_{0,2}}\right)^2. \quad (4.40)$$

Исходя из условия недопустимости разрушения трубы при заданных условиях эксплуатации, из уравнения (4.40) можно получить следующий критерий нижней границы несущей способности трубопровода:

$$\sigma_{\theta c} = \sigma_{0,2} \sqrt{0,114 \left(\frac{K_c}{\sigma_{0,2}}\right)^2 \frac{1}{l} - 0,194}. \quad (4.41)$$

Различные варианты сочетаний основных и сварочных материалов, технологии сварки обеспечивают различные уровни значений  $K_c$  и  $\sigma_{0,2}$ , определяемых на лабораторных образцах. Для расчета коэффициента интенсивности напря-

жений и коэффициента пластической поправки предложены разные подходы на основе различных моделей разрушения [69, 76, 77, 323]. В частности, имеются методические указания [191] для определения характеристик вязкости разрушения (трещиностойкости) сварных соединений при статическом нагружении. В соответствии с ними можно оценивать, например,  $K_{IC}$  для каждого выбираемого технологического варианта. При этом предпочтение должно быть отдано тому технологическому варианту сварки (применительно к трубопроводам), который при одном и том же заданном размере дефекта  $2l$  обеспечивает большую величину окружного разрушающего напряжения. Причем соотношение различных величин получаемых напряжений может служить количественной оценкой преимущества одного технологического варианта над другими.

Что касается размера дефекта  $l$  (см. (4.41)), то, исходя из требования недопустимости дефектов в сварных соединениях трубопроводов, его следует принимать равным минимальной величине дефекта, установление которого может быть обеспечено принятым в отрасли уровнем дефектоскопического контроля с учетом запаса обнаружения дефекта.

При заданной величине внутреннего давления  $p$ , действующего в создаваемом трубопроводе, окружное разрушающее напряжение можно подсчитать по уравнению [138]

$$\sigma_{0p} = P \cdot R_0 / t_0, \quad (4.42)$$

где  $R_0$  — начальный радиус;  $t_0$  — толщина стенки трубы. Определяя по формуле (4.41) окружное напряжение в трубе, которое получаем при конкретном технологическом варианте сварки трубопровода, можно найти коэффициент запаса надежности, обеспечиваемый выбранным вариантом сочетания основных и сварочных материалов, технологией сварки:

$$\alpha_n = \sigma_{ec} / \sigma_\theta. \quad (4.43)$$

Формулу (4.43) можно использовать для приближенной оценки надежности сварных соединений трубопроводов при упомянутых условиях допущений. Сопоставляя результаты натурных и лабораторных испытаний для широкого класса однотипных конструкций, можно определить коэффициенты запаса надежности и выполнить проверочные расчеты выбора оптимальной технологии сварки с позиций обеспечения прочности и долговечности конструкций.

#### 4.5. ВЛИЯНИЕ ПРЕДВАРИТЕЛЬНЫХ УСТАЛОСТНЫХ ПОВРЕЖДЕНИЙ НА ХЛАДОСТОЙКОСТЬ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

Зависимость сопротивления усталости соединений от температуры, при которой они выполнялись, а также от температуры, при которой они впоследствии эксплуатировались, изучалась в соответствии с рекомендациями по методике усталостных испытаний [310, 311] и с привлечением регрессионного анализа. Ввиду большой продолжительности и сложности испытаний сварных соединений на усталость при низких климатических температурах проводился сравнительный анализ результатов испытания однотипных образцов при идентичных условиях нагружения.

Образцы размером  $550 \times 100 \times 10$  мм изготавливались из листового проката стали 10Г2С1. В рабочей части образцов накладывалось по два стыковых шва с V-образной разделкой или со скосом одной из стыкуемых кромок (рис. 4.31). После снятия усиления шва травлением выявлялись границы швов. Затем в характерных зонах сварного соединения (по центру и в зоне термического влияния на расстоянии 3—6 мм от шва линии сплавления, т. е. в зоне термомодеформационного старения) наносились надрезы глубиной 2 мм и радиусом 1 мм. В образцах с V-образной разделкой кромок надрезы наносились по центру шва, а с односторонним скосом кромок — по линии сплавления и в зоне термического влияния.

Испытания на усталость проводились при чистом симметричном изгибе. Исследовалось сопротивление усталости сварных соединений стали 10Г2С1, выполненных электродами УОНИ 13/33. При сварке предварительно выбирались наиболее благоприятные режимы для конкретного сочетания основных и сварочных материалов с позиций обеспечения хладостойкости. На оптимальных для данного сочетания основного и сварочного материалов режимах образцы сваривались при температуре окружающей среды 20 и — 45°C. Затем те и другие образцы подвергались действию переменных нагрузок: при комнатной температуре и в зимнее время при температуре окружающей среды — 40°C. Для построения кривых усталости испытания велись до разрушения образца по одному из надрезов. Другое сварное соединение этой же пробы, оставшееся неразрушенным, использовалось, чтобы изготовить образцы для последующих испытаний на ударную вязкость.

Полученные экспериментальные данные обрабатывались методом наименьших квадратов [44] в полулогарифмиче-

ских координатах, а также с использованием экспоненциального уравнения кривой усталости, предложенного в [310]:

$$\sigma = \sigma_R / e^{m/N+B} \text{ или } \ln \sigma - \ln \sigma_R = m/(N_{\text{ц}} + B). \quad (4.44)$$

Здесь  $\sigma_R$  — предел выносливости;  $N_{\text{ц}}$  — число циклов до разрушения при напряжениях  $\sigma$ ;  $m$  и  $B$  — параметры уравнения кривой усталости.

В полулогарифмических координатах ( $\sigma$ ,  $\lg N_{\text{ц}}$ ) линии регрессии представлялись уравнением

$$\lg N_{\text{ц}} = A + B\sigma. \quad (4.45)$$

Параметры  $A$  и  $B$  уравнения (4.45), а также степень статистической взаимосвязи между действующим уровнем напряжений  $\sigma_i$  и средней долговечностью  $N_i$  образцов, испытанных на этом уровне, оценивались по следующим формулам.

Среднее значение переменных напряжений

$$\bar{y} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \sigma_i.$$

Здесь и далее  $n$  — число испытанных образцов.

Отклонения уровней нагрузок  $\Delta \sigma_i = \Delta y_i$  от среднего значения:

$$\Delta y_i = y_i - \bar{y}.$$

$$\text{дисперсия нагрузок: } S_y^2 = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (\Delta y_i)^2.$$

Среднее значение логарифма чисел циклов:

$$\bar{x} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \lg N_i,$$

их дисперсия:

$$S_x^2 = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n \Delta x_i^2.$$

Здесь  $\Delta x_i = x_i - \bar{x}$  — отклонения значений логарифмов чисел циклов  $N_i$  от среднего значения.

Смешанный момент:

$$m_{1/1} = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n \Delta x_i \Delta y_i.$$

Коэффициент корреляции:

$$r_{xy} = m_{1/1}/S_x \cdot S_y.$$

Параметры уравнения (4.45):

$$B = \frac{S_x}{S_y} r_{xy}; A = \bar{x} - B\bar{y}.$$

Отдельно по данным испытания сварных образцов при комнатной и низких климатических температурах для исследуемого сочетания основных и сварочных материалов составлялись таблицы статистической обработки результатов с разделением их по температуре, при которой изготавливались сварные соединения.

В табл. 4. 10 и 27 приведены примеры обработки экспериментальных данных, полученных при испытании образцов из стали 10Г2С1 соответственно при 20°C и — 40°C. Результаты аналогичной обработки экспериментальных данных испытаний на усталость сварных соединений при различных сочетаниях материалов и условий выполнения сварки обобщены в табл. 28 в виде регрессионных уравнений кривых усталости. На рис. 53 (а, б) представлены регрессии (кривые усталости) для различных участков сварного соединения и условий сварки.

Анализ регрессионных зависимостей уравнений (см. табл. 28, рис. 53, а, б), относящихся к применению электродов УОНИ 13/55 при сварке стали 10Г2С1, позволяет заключить следующее. Наибольшее отрицательное влияние на сопротивление усталости сварных соединений оказывает выполнение сварочных работ при — 45°C, если в последующем эти соединения эксплуатируются при температуре 20°C. В таком случае во всем диапазоне переменных напряжений долговечность зоны термического влияния (см. рис. 53, а, 2) в 2,5—3 раза ниже, чем долговечность основного металла, испытанного при комнатной температуре (кривая б). Еще большее снижение долговечности металла шва (примерно в 4 раза) иллюстрирует рис. 53, б, 4. Во всех остальных случаях сварка электродами УОНИ 13/55 обеспечивает вполне удовлетворительные результаты (по результатам сравнения с основным вариантом, когда сварка и эксплуатация осуществляются при положительных температурах, т. е. за основу для сравнения берется кривая 4 на рис. 53, а).

Для сравнительной оценки приближенные значения пределов выносливости рассчитываются по уравнению (4.44),

Т а б л и ц а 26. Статистическая обработка результатов испытаний на усталость стали 10Г2С1 (основной металл) при 20°C

| $\nu_i = \sigma_i$ | $\Delta \nu_i = \nu_i - \bar{\nu}$ | $(\Delta \nu)^2$ | $N_i$      | $x_i = \lg N_i$ | $\Delta x_i = x_i - \bar{x}$ | $(\Delta x_i)^2$ | $\Delta x_i \cdot \Delta \nu_i$ | Результаты статистической обработки |
|--------------------|------------------------------------|------------------|------------|-----------------|------------------------------|------------------|---------------------------------|-------------------------------------|
| 90                 | -35                                | 1225             | 1 804 000  | 6,257           | 0,308                        | 0,0948           | -10,78                          | $\bar{y} = 125$                     |
| 90                 | -35                                | 1225             | 1 615 000  | 6,208           | 0,259                        | 0,067            | -9,065                          | $\bar{x} = 5,949$                   |
| 90                 | -35                                | 1225             | 2 503 000  | 6,395           | 0,446                        | 0,1989           | -15,61                          | $S_y = 27,3566$                     |
| 90                 | -35                                | 1225             | 2 201 000  | 6,345           | 0,396                        | 0,1568           | -13,86                          | $S_x = 0,2771$                      |
| 110                | -15                                | 225              | 1 498 000  | 6,174           | 0,225                        | 0,0506           | -3,375                          | $m_{1/1} = 7,2577$                  |
| 110                | -15                                | 225              | 1 389 000  | 6,144           | 0,195                        | 0,038            | -2,925                          | $A = 7,15$                          |
| 110                | -15                                | 225              | 902 700    | 5,958           | 0,009                        | 0                | -0,135                          | $B = -0,0096$                       |
| 130                | 5                                  | 25               | 856 300    | 5,935           | -0,014                       | 0,0001           | -0,07                           |                                     |
| 130                | 5                                  | 25               | 898 100    | 5,953           | 0,004                        | 0                | 0,02                            |                                     |
| 130                | 5                                  | 25               | 629 200    | 5,798           | -0,151                       | 0,0228           | -0,755                          |                                     |
| 130                | 5                                  | 25               | 598 900    | 5,774           | -0,175                       | 0,0306           | -0,875                          |                                     |
| 150                | 25                                 | 625              | 701 000    | 5,844           | -0,105                       | 0,011            | -2,625                          |                                     |
| 150                | 25                                 | 625              | 476 100    | 5,678           | -0,271                       | 0,073            | -6,775                          |                                     |
| 150                | 25                                 | 625              | 502 300    | 5,701           | -0,248                       | 0,0615           | -6,2                            |                                     |
| 170                | 45                                 | 2025             | 304 500    | 5,485           | -0,464                       | 0,2152           | -20,88                          |                                     |
| 170                | 45                                 | 2025             | 339 400    | 5,536           | -0,413                       | 0,1705           | -18,585                         |                                     |
| 2000               | 0                                  | 11599,99         | 17 248 500 | 95185           | 0,001                        | 1,1908           | -112,495                        |                                     |

Т а б л и ц а 27. Статистическая обработка результатов испытаний на усталость стали 10Г2С1 (основной металл)  
при  $-40^{\circ}\text{C}$

| $\nu_i = \sigma_i$ | $\Delta \nu_i = \nu_i - \bar{\nu}$ | $(\Delta \nu)^2$ | $N_i$     | $x_i = l_g N_i$ | $\Delta x_i = x_i - \bar{x}$ | $(\Delta x_i)^2$ | $\Delta x_i \cdot \Delta \nu_i$ | Результаты статистической обработки |
|--------------------|------------------------------------|------------------|-----------|-----------------|------------------------------|------------------|---------------------------------|-------------------------------------|
| 90                 | -36,25                             | 1314,0625        | 3 985 000 | 6,60            | 0,4736                       | 0,2242           | -17,168                         | $\bar{y} = 126,25$                  |
| 90                 | -36,25                             | 1314,0625        | 2 804 000 | 6,448           | 0,3216                       | 0,1034           | -11,658                         | $\bar{x} = 6,126$                   |
| 90                 | -36,25                             | 1314,0625        | 2 609 000 | 6,414           | 0,2886                       | 0,0827           | -10,4255                        | $S_y = 28,626$                      |
| 90                 | -36,25                             | 1314,0625        | 4 410 000 | 6,645           | 0,5185                       | 0,2688           | -18,7956                        | $S_x = 0,3349$                      |
| 110                | -16,25                             | 264,0625         | 2 541 000 | 6,407           | 0,2806                       | 0,0787           | -4,5597                         | $m_{1/1} = 9,017$                   |
| 110                | -16,25                             | 264,0625         | 2 312 000 | 6,367           | 0,2406                       | 0,0578           | -3,9097                         | $A = 7,58$                          |
| 110                | -16,25                             | 264,0625         | 1 898 000 | 6,275           | 0,1480                       | 0,022            | -2,4147                         | $B = -0,0115$                       |
| 130                | 3,75                               | 14,0625          | 1 002 100 | 6,009           | -0,1174                      | 0,0187           | -0,4402                         |                                     |
| 130                | 3,75                               | 14,0625          | 919 300   | 5,967           | 0,1594                       | 0,025            | -0,5977                         |                                     |
| 130                | 3,75                               | 14,0625          | 1 349 500 | 6,13            | 0,0036                       | 0                | -0,0135                         |                                     |
| 150                | 23,75                              | 564,0625         | 1 105 600 | 6,045           | -0,0814                      | 0,0066           | -1,933                          |                                     |
| 150                | 23,75                              | 564,0625         | 984 500   | 5,947           | -0,1794                      | 0,032            | -4,2607                         |                                     |
| 150                | 23,75                              | 564,0625         | 626 400   | 5,795           | -0,3314                      | 0,1098           | -7,8707                         |                                     |
| 150                | 23,75                              | 564,0625         | 701 500   | 5,84            | -0,2864                      | 0,082            | -6,802                          |                                     |
| 170                | 43,75                              | 1914,0625        | 342 300   | 5,536           | -0,5904                      | 0,3485           | -25,83                          |                                     |
| 170                | 43,75                              | 1914,0625        | 394 700   | 5,598           | -0,5284                      | 0,2792           | -23,1175                        |                                     |



**Т а б л и ц а 28. Результаты статистической обработки испытаний на усталость сварных стыковых соединений**

| Основной конструкционный материал, зона испытаний | Электрод   | $T_{св}, ^\circ C$     | $T_{уст}, ^\circ C$    | Корреляционные уравнения кривой усталости                                                                                          |
|---------------------------------------------------|------------|------------------------|------------------------|------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| Сталь 10Г2С1, основной металл                     |            |                        | 20<br>—40              | $\lg N = 7,149 - 0,0096\sigma$<br>$\lg N = 7,976 - 0,0115\sigma$                                                                   |
| Сталь 10Г2С1, зона термического влияния           | УОНИ 13/55 | 20<br>20<br>—45<br>—45 | 20<br>—40<br>20<br>—40 | $\lg N = 7,157 - 0,0114\sigma$<br>$\lg N = 8,715 - 0,0227\sigma$<br>$\lg N = 7,071 - 0,012\sigma$<br>$\lg N = 7,836 - 0,017\sigma$ |
| Сталь 10Г2С1, металл шва                          | УОНИ 13/55 | 20<br>20<br>—45<br>—45 | 20<br>—40<br>20<br>—40 | $\lg N = 7,517 - 0,0128\sigma$<br>$\lg N = 7,823 - 0,0138\sigma$<br>$\lg N = 7,114 - 0,010\sigma$<br>$\lg N = 7,719 - 0,014\sigma$ |

которое преобразовано к виду

$$\sigma_R = \sigma e^{-m/(N+B)}, \quad (4.46)$$

Значения  $\sigma_R$  вычислены при  $B = 21 \cdot 10^4$  и приведены в табл. 29.

По результатам усталостных испытаний образцов из стали 10Г2С1 (без сварки) получены следующие расчетные значения пределов выносливости  $\sigma_R$ : при  $20^\circ C$   $\sigma_R = 71,1$  МПа; при  $-40^\circ C$   $\sigma_R = 93,3$  МПа. Анализ полученных результатов показывает, что сварка при низких климатических температурах, как правило, ведет к снижению сопротивления усталости сварных соединений (см. рис. 53, а, б. табл. 29).

Для изучения влияния предварительной наработки на хладостойкость сварных соединений проводилось циклическое нагружение образцов при постоянной амплитуде напряжений в пределах от 70 до 170 МПа до заданного числа циклов без разрушения. Выбор заданных чисел циклов при этом сделан относительно зоны повреждаемости. По методу проф. В. С. Ивановой [93] линия повреждаемости расположена ниже кривой усталостного разрушения на 60 МПа. Из проб, подвергнутых нагружению до заданного числа циклов, изготавливались образцы на ударную вяз-

**Т а б л и ц а 29. Значения предела выносливости сварных соединений стали 10Г2С1**

| Температура испытаний на усталость, $^\circ C$ | Температура выполнения сварки, $^\circ C$ | УОНИ 13/55 ЗТВ | УОНИ 13/55, металл шва |
|------------------------------------------------|-------------------------------------------|----------------|------------------------|
| 20                                             | 20<br>—45                                 | 60,2<br>49,9   | 84,3<br>60,8           |
| —40                                            | 20<br>—45                                 | 95,5<br>79,2   | 98,7<br>92,5           |

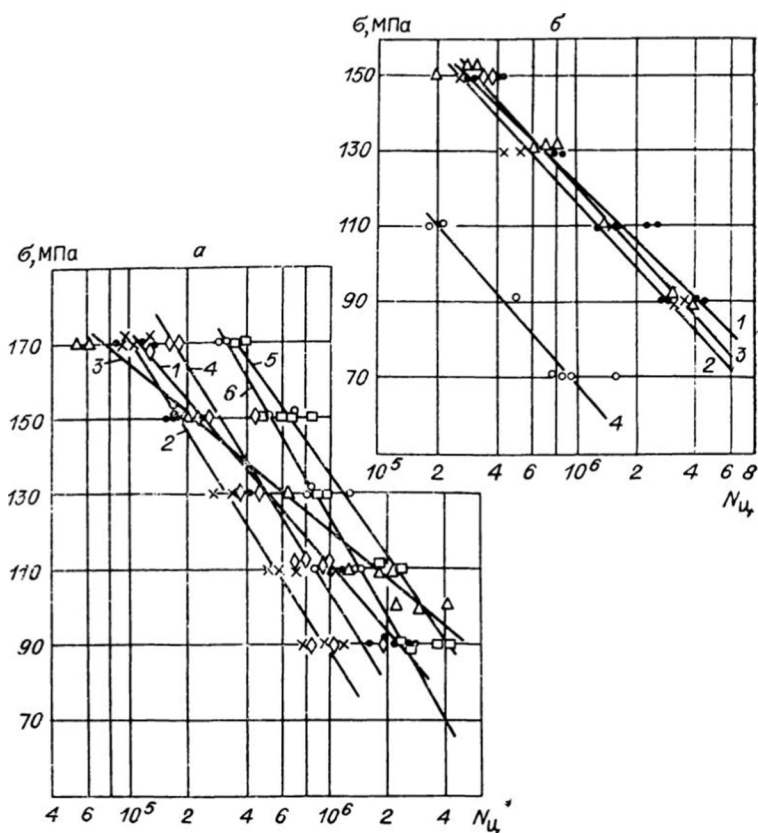


Рис. 53. Кривые усталости сварных соединений стали 10Г2С1, построенные по корреляционным уравнениям из табл. 26.

а: 1—4 — зоны термического влияния сварки, электродам УОНИ 13/55; 5, 6 — основной металл: 1) сварка при  $-45^{\circ}\text{C}$ , циклическое нагружение (ЦН) при  $-40^{\circ}\text{C}$ ; 2)  $-45^{\circ}\text{C}$ , ЦН при  $20^{\circ}\text{C}$ ; 3)  $20^{\circ}\text{C}$ , ЦН при  $-40^{\circ}\text{C}$ ; 4)  $20^{\circ}\text{C}$ , ЦН при  $-40^{\circ}\text{C}$ ; 5), 6)  $20^{\circ}\text{C}$ , ЦН при  $20^{\circ}\text{C}$ ; б: 1) сварка при  $20^{\circ}\text{C}$ , ЦН при  $-40^{\circ}\text{C}$ ; 2)  $20^{\circ}\text{C}$ , ЦН при  $20^{\circ}\text{C}$ ; 3)  $-45^{\circ}\text{C}$ , ЦН при  $-45^{\circ}\text{C}$ ; 4)  $-45^{\circ}\text{C}$ , ЦН при  $20^{\circ}\text{C}$ .

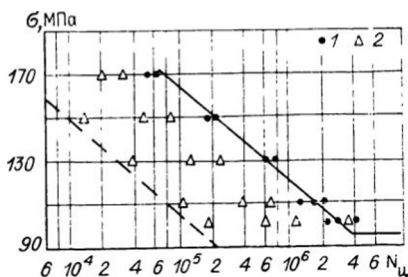
кость. Повреждаемость элемента конструкции вблизи усталостного разрушения при заданном уровне напряжений можно оценить коэффициентом относительной повреждаемости:

$$\xi = \frac{\lg N_i - \lg N_n}{\lg N_p - \lg N_n} \leq 1$$

или

$$\xi = 1 + \frac{\lg N_i - A - B\sigma}{60 \cdot B}. \quad (4.47)$$

Рис. 54. Режимы нагружения сварных проб из стали 10Г2С1 на стенде системы Афанасьева. Сварка при 20°C, испытания на усталость в зоне термического влияния при -40°C; 1 — сварная проба разрушилась; 2 — сварная проба не доведена до усталостного разрушения.



Здесь  $N_i$  — текущее число циклов нагружения при заданном  $\sigma_i$ ;  $N_p$  — разрушающее число циклов нагружения при  $\sigma_i$ ;  $N_d$  — число циклов нагружения до линии повреждаемости при  $\sigma_i$ ; А, В — коэффициенты корреляционного уравнения кривой усталости.

Влияние циклических нагрузок на хладостойкость сварного соединения при различных вариантах технологии сварки рассматривалось нами при коэффициентах относительной повреждаемости  $\xi$ , равных 0,1; 0,5; 0,7; 1,0. Для примера приведем режимы нагружения сварных проб из сталей 10Г2С1, сваренных при 20°C и испытанных на усталость при -40°C, с надрезами в зоне термического влияния сварки (рис. 54).

Оценка склонности сварных соединений к хрупкости при понижении температуры выполнялась по результатам испытаний на ударную вязкость образцов, вырезаемых из плоских сварных проб, которые подвергались циклическим нагрузкам или до разрушения по одному из двух сварных соединений пробы или до заданного числа циклов. Из разрушенной по одному из надрезов пробы образцы на ударную вязкость изготавливались из второго сварного соединения пробы, оставшегося неразрушенным: при этом для этих образцов коэффициент относительной повреждаемости  $\xi$  принимался равным 1,0.

Разделение ударной вязкости на составляющие осуществлялось методом тензометрирования [15]. В работе [148] показано, что при положительных температурах испытаний образцов на ударную вязкость работа распространения трещины  $K_{CS}$  у сталей 10Г2С1 и ВСт.Зсп превышает работу зарождения трещины  $K_{Ca}$  в несколько раз. В интервале же температур  $K_{Cr}$  эта работа резко падает, в то время как  $K_{Ca}$  остается практически постоянной и начинает убывать только тогда, когда  $K_{Cr}$  становится стабильно ниже  $K_{Ca}$ . Поэтому следует считать более правомерной оценку склонности

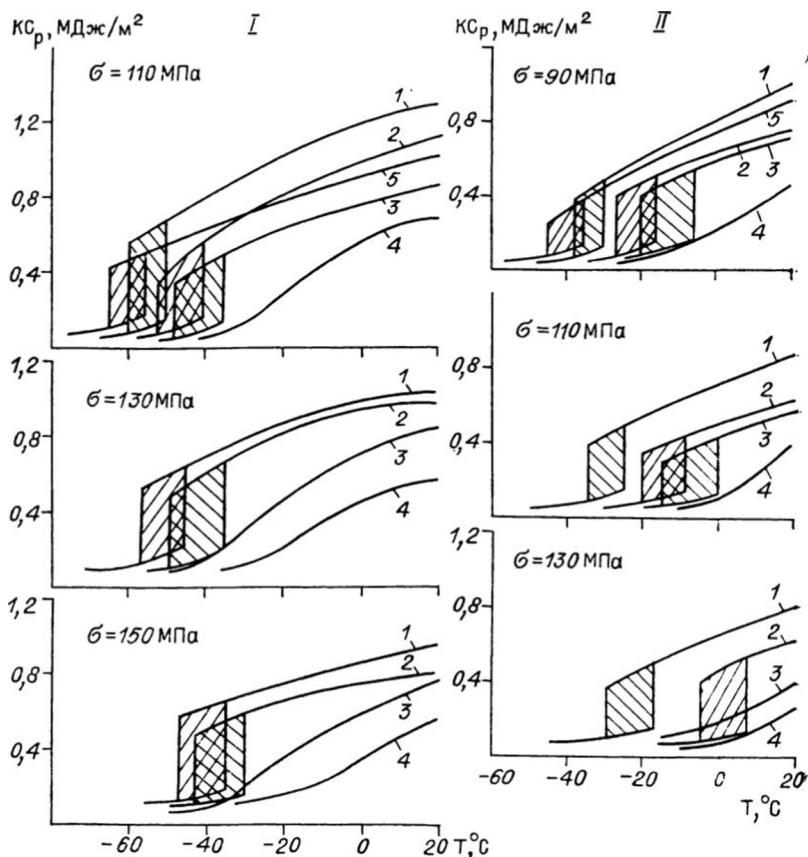


Рис. 55. Зависимости ударной вязкости зоны термического влияния сварки разных сталей от температуры.

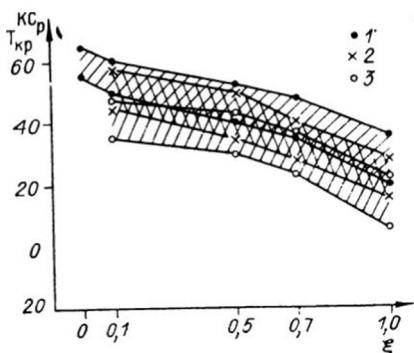
Сварка при 20°C, испытания на усталость при -40°C; I: стали 10Г2С1; 1)  $\xi = 0,1$ ; 2) 0,5; 3) 0,7; 4) 1,0; 5) 0; II: стали ВСт.Зсп; 1)  $\xi = 0,1$ ; 2) 0,5; 3) 0,7; 4) 1,0; 5) 0.

сварных соединений к хрупкости при понижении температуры по изменению величины работы распространения трещины, т. е. составляющей ударной вязкости  $K_{Cr}$ .

Степень повреждаемости при испытаниях образцов на усталость оказывает существенное влияние на склонность сварного соединения к хрупкости при понижении температуры (рис. 55 (I, II); 56). Особенно большое влияние повышения коэффициента  $\xi$  имеет место при его значениях свыше 0,5, при этом наблюдается сдвиг критических температур хруп-

Рис. 56. Расположение критических температур хрупкости соединений в зоне термического влияния сварных соединений из стали 10Г2С1 в зависимости от коэффициента относительной повреждаемости при разных уровнях напряжений.

1)  $\sigma = 110$  МПа; 2) 130; 3) 150 МПа.



кости в сторону положительных температур более чем на 20°C; при этом значительно повышается вероятность хрупкого разрушения сварных соединений в интервале наиболее

Таблица 30. Вероятность наступления хрупкого состояния в зоне термического влияния сварных соединений на различных стадиях циклического нагружения

| Основной и сварочный материалы          | Уровень напряжения цикла $\sigma_{max}$ , МПа | $\frac{\sigma_{max}}{\sigma_{\text{вн}}}$ | Коэффициент относительной повреждаемости $\xi$ | Вероятность хрупкого разрушения при температуре $T_3$ , °C |     |     |     |     |
|-----------------------------------------|-----------------------------------------------|-------------------------------------------|------------------------------------------------|------------------------------------------------------------|-----|-----|-----|-----|
|                                         |                                               |                                           |                                                | 20                                                         | 0   | -20 | -40 | -60 |
| 10Г2С1<br>УОНИ 13/55<br>Сварка при 20°C | 110                                           | 1,15                                      | 0                                              | 0                                                          | 0   | 0   | 0   | 0,5 |
|                                         |                                               |                                           | 0,1                                            | 0                                                          | 0   | 0   | 0   | 0,6 |
|                                         |                                               |                                           | 0,5                                            | 0                                                          | 0   | 0   | 0,3 | 0,8 |
|                                         |                                               |                                           | 0,7                                            | 0                                                          | 0   | 0   | 0,7 | 1,0 |
|                                         | 130                                           | 1,36                                      | 0,1                                            | 0                                                          | 0   | 0   | 0   | 0,8 |
|                                         |                                               |                                           | 0,5                                            | 0                                                          | 0   | 0   | 0,5 | 0,9 |
|                                         |                                               |                                           | 0,7                                            | 0                                                          | 0   | 0,2 | 0,7 | 1,0 |
|                                         |                                               |                                           | 1,0                                            | 0                                                          | 0   | 0,7 | 0,8 | —   |
|                                         | 150                                           | 1,57                                      | 0,1                                            | 0                                                          | 0   | 0   | 0,6 | 0,8 |
|                                         |                                               |                                           | 0,5                                            | 0                                                          | 0   | 0   | 0,7 | 1,0 |
|                                         |                                               |                                           | 0,7                                            | 0                                                          | 0   | 0,2 | 0,7 | —   |
|                                         |                                               |                                           | 1,0                                            | 0                                                          | 0,3 | 0,8 | 1,0 | —   |
| ВСт. 3сп<br>ОЗС-4<br>Сварка при 20°C    | 90                                            | 1,13                                      | 0                                              | 0                                                          | 0   | 0   | 0,5 | —   |
|                                         |                                               |                                           | 0,11                                           | 0                                                          | 0   | 0   | 0,7 | —   |
|                                         |                                               |                                           | 0,5                                            | 0                                                          | 0   | 0,3 | 0,8 | —   |
|                                         |                                               |                                           | 1,0                                            | 1,0                                                        | 0,3 | 0,8 | —   | —   |
|                                         | 110                                           | 1,38                                      | 0,1                                            | 0                                                          | 0   | 0   | 0,8 | —   |
|                                         |                                               |                                           | 0,5                                            | 0                                                          | 0,7 | 1,0 | —   | —   |
|                                         |                                               |                                           | 0,7                                            | 0                                                          | 0,5 | 1,0 | —   | —   |
|                                         |                                               |                                           | 1,0                                            | 0,3                                                        | 0,7 | 0,9 | —   | —   |
|                                         | 130                                           | 1,62                                      | 0,1                                            | 0                                                          | 0   | 0,4 | 1,0 | —   |
|                                         |                                               |                                           | 0,5                                            | 0                                                          | 0,4 | 0,8 | —   | —   |
|                                         |                                               |                                           | 0,7                                            | 0,3                                                        | 0,7 | 0,9 | —   | —   |
|                                         |                                               |                                           | 1,0                                            | 0,4                                                        | 0,8 | 1,0 | —   | —   |

Т а б л и ц а 31. Значения верхних критических температур хрупко-  
=  $f(T)$  или при

| Основной и сварочный материалы       | Температура испытания на усталость, °C | Температура выполнения сварки, °C | $\xi$ |     |     |     |     |     |
|--------------------------------------|----------------------------------------|-----------------------------------|-------|-----|-----|-----|-----|-----|
|                                      |                                        |                                   | 0,1   | 0,5 | 0,7 | 1,0 | 0,1 | 0,5 |
| 10Г2С1,<br>УОНИ 13/55                | +20                                    | +20                               | -45   | -40 | -30 | -25 | -40 | -35 |
|                                      |                                        | -45                               | -40   | -35 | -30 | -25 | -35 | -30 |
| Зона термического влияния            | -40                                    | +20                               | -50   | -40 | -35 | -25 | -45 | -35 |
|                                      |                                        | -45                               | -50   | -30 | -25 | -20 | -40 | -35 |
| 10Г2С1,<br>УОНИ 13/55,<br>металл шва | +20                                    | +20                               | -55   | -50 | -40 | -20 | -45 | -40 |
|                                      |                                        | -45                               | -50   | -50 | -30 | -15 | -35 | -35 |
|                                      | -40                                    | +20                               | -60   | -50 | -45 | -30 | -50 | -50 |
|                                      |                                        | -45                               | -60   | -45 | -45 | -25 | -50 | -45 |
| 10Г2С1<br>УОНИ 13/45,<br>металл шва  | +20                                    | +20                               | -60   | -50 | -40 | -25 |     |     |
|                                      |                                        | -45                               | -55   | -40 | -35 | -20 |     |     |
|                                      | -40                                    | +20                               | -65   | -55 | -40 | -30 |     |     |
|                                      |                                        | -45                               | -55   | -50 | -35 | -30 |     |     |
| 10Г2С1<br>АНО-7, металл шва          | +20                                    | +20                               | -50   | -45 | -40 | -40 |     |     |
|                                      |                                        | -45                               | -45   | -40 | -40 | -35 |     |     |
|                                      |                                        | +20                               | -55   | -55 | -50 | -40 |     |     |
|                                      |                                        | -45                               | -50   | -50 | -40 | -35 |     |     |
| 10Г2С1, АНП-1,<br>металл шва         | +20                                    | +20                               | -55   | -55 | -40 | -40 |     |     |
|                                      |                                        | -45                               | -50   | -45 | -35 | -30 |     |     |
|                                      |                                        | +20                               | -65   | -55 | -45 | -40 |     |     |
|                                      |                                        | -45                               | -55   | -50 | -45 | -35 |     |     |

П р и м е ч а н и е. В графах (4—7)  $\sigma_{\max} = 110$  МПа; (8—11)—130 МПа;

характерных температур эксплуатации конструкций (от 0°C до -20°C).

Повышение уровня напряжений в сварных соединениях конструкций, эксплуатируемых до числа циклов в зоне повреждаемости, также значительно сдвигает критические тем-

сти сварных соединений при резком падении зависимости  $K_{Cp} = K_{Cp} = 0,2 \text{ МДж/м}^2$

| $\xi$ |     |     |     |     |     | Данные по сварному соединению без циклического нагружения                                                |
|-------|-----|-----|-----|-----|-----|----------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| 0,7   | 1,0 | 0,1 | 0,5 | 0,7 | 1,0 |                                                                                                          |
| -30   | -15 | -35 | -25 | -20 | -10 | $T_{св} = 20^\circ\text{C}$ , $q_{K_{Cp}} = 2,5 \text{ МДж/м}$ :<br>$ЗТВ T_{кр} = -55^\circ\text{C}$ ;   |
| -20   | -10 | -30 | -30 | -25 | -15 |                                                                                                          |
| -35   | -20 | -35 | -30 | -30 | -10 | $T_{св} = -45^\circ\text{C}$ , $q = 2,9$ : $ЗТВ T_{кр}^{K_{Cp}} = -58^\circ\text{C}$                     |
| -30   | -20 | -30 | -25 | -20 | -10 |                                                                                                          |
| -35   | -20 | -40 | -35 | -25 | -15 | $T_{св} = 20^\circ\text{C}$ , $q = 2,08 \text{ МДж/м}$ : шов<br>$T_{кр}^{K_{Cp}} = -65^\circ\text{C}$    |
| -25   | -15 | -35 | -30 | -25 | -10 |                                                                                                          |
| -40   | -25 | -45 | -40 | -30 | -20 | $T_{св} = -45^\circ\text{C}$ , $q = 2,62 \text{ МДж/м}$ :<br>шов $T_{кр}^{K_{Cp}} = -80^\circ\text{C}$   |
| -35   | -20 | -45 | -35 | -25 | -20 |                                                                                                          |
|       |     | -45 | -25 | -15 | -10 | $T_{св} = 20^\circ\text{C}$ , $q = 2,00 \text{ МДж/м}$ :<br>шов $T_{кр}^{K_{Cp}} = -70^\circ\text{C}$ ;  |
|       |     | -35 | -15 | -10 | -5  |                                                                                                          |
|       |     | -50 | -30 | -20 | -20 | $T_{св} = -45^\circ\text{C}$ , $q = 2,50 \text{ МДж/м}$ :<br>шов $T_{кр}^{K_{Cp}} = -65^\circ\text{C}$   |
|       |     | -40 | -30 | -15 | -10 |                                                                                                          |
|       |     | -35 | -35 | -30 | -20 | $T_{св} = +20^\circ\text{C}$ , $q = 2,54 \text{ МДж/м}$ :<br>шов $T_{кр}^{K_{Cp}} = -60^\circ\text{C}$ ; |
|       |     | -35 | -30 | -25 | -15 |                                                                                                          |
|       |     | -40 | -35 | -35 | -25 | $T_{св} = -45^\circ\text{C}$ , $q = 2,85 \text{ МДж/м}$ :<br>шов $T_{кр}^{K_{Cp}} = -65^\circ\text{C}$   |
|       |     | -45 | -35 | -30 | -30 |                                                                                                          |
|       |     | -50 | -45 | -30 | -25 | $T_{св} = +20^\circ\text{C}$ , $q = 2,24 \text{ МДж/м}$ :<br>шов $T_{кр}^{K_{Cp}} = -75^\circ\text{C}$ ; |
|       |     | -40 | -40 | -25 | -20 |                                                                                                          |
|       |     | -50 | -45 | -35 | -30 | $T_{св} = -45^\circ\text{C}$ , $q = 2,87 \text{ МДж/м}$ :<br>шов $T_{кр}^{K_{Cp}} = -65^\circ\text{C}$   |
|       |     | -45 | -40 | -35 | -25 |                                                                                                          |

(12—15)— $\sigma_{\max} = 160 \text{ МПа}$ .

температуры хрупкости сварного соединения в сторону положительных температур (см. рис. 56).

Приблизительную оценку вероятности наступления хрупкого состояния с понижением температуры эксплуатации сварной конструкции и предыстории нагружения можно вы-

полнить, определяя отношение количества образцов со значениями  $KC_p = 0,2$  МДж/м<sup>2</sup> и ниже к общему количеству образцов на ударную вязкость, испытанных при данной температуре (табл. 30).

По данным табл. 30 можно, например, судить о следующем. У сварного соединения стали 10Г2С1, выполненного электродами УОНИ 13/55 при 20°C, после циклического нагружения при -40°C при напряжениях  $\pm 110$  МПа с  $\xi = 0,5$  вероятность хрупкого разрушения при температуре -40°C составляет 30%. Повышение  $\xi$  до 0,7 приводит к возрастанию вероятности наступления хрупкого разрушения до 70%. С такой же вероятностью (70%) наступает хрупкое разрушение при -40°C в образцах, получивших предварительную наработку при напряжениях  $\pm 150$  МПа с коэффициентом относительной повреждаемости  $\xi = 0,5$ . Если же при этих условиях образцы нагружать до  $\xi = 0,7$ , то хрупкие разрушения сварных соединений возможны уже при -20°C.

Известно, что ударная вязкость и ее составляющие весьма чувствительны к качеству сварки и механической обработки образцов. Поэтому при анализе результатов испытаний на ударную вязкость изломы образцов подвергались тщательному осмотру. По результатам такого обследования образцы с дефектами сварки и механической обработки исключались из рассмотрения.

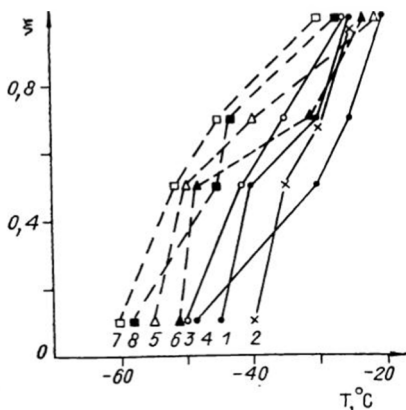
Применительно к различным условиям испытаний на усталость было получено около 200 зависимостей ударной вязкости (ее составляющей) сварных соединений от температуры. Для удобства пользования результатами экспериментов в качестве критерия перехода сварных соединений в хрупкое состояние взяты значения верхних критических температур хрупкости, определенные по резкому падению зависимости  $KC_p = f(T)$  в случаях обнаружения порога хладноломкости (табл. 31) или при значениях  $KC_p = -0,2$  МДж/м<sup>2</sup> в случаях, когда не удается установить интервала температур, при которых имеют место резкое падение значений составляющих ударной вязкости. При этом колебания абсолютных значений ударной вязкости от одного рассматриваемого варианта к другому здесь не приводятся.

Результаты экспериментов показывают, что нагружение до числа циклов в зоне повреждаемости при напряжениях цикла выше предела выносливости существенно повышает склонность сварного соединения к хрупкому разрушению при низких температурах, а также сдвигает критическую



Рис. 57. Зависимость критической температуры хрупкости соединений от степени повреждаемости образцов при предварительных испытаниях на усталость.

Ст. 10Г2С1; электрод УОНИ 13/55; 1 — 4 — зона термического влияния сварки: 1)  $T_{ср} = 20$ ,  $T_{уст} = 20^{\circ}\text{C}$ ; 2)  $T_{ср} = -45$ ,  $T_{уст} = 20^{\circ}\text{C}$ ; 3)  $T_{ср} = 20$ ,  $T_{уст} = -40^{\circ}\text{C}$ ; 4)  $T_{ср} = -45$ ,  $T_{уст} = -40^{\circ}\text{C}$ ; 5 — 8 — металл шва: 5)  $T_{ср} = 20$ ,  $T_{уст} = 20^{\circ}\text{C}$ ; 6)  $T_{ср} = -45$ ,  $T_{уст} = 20^{\circ}\text{C}$ ; 7)  $T_{ср} = 20$ ,  $T_{уст} = -40^{\circ}\text{C}$ ; 8)  $T_{ср} = -45$ ,  $T_{уст} = -40^{\circ}\text{C}$ ;  $\sigma = 110 \text{ МПа}$ .



температуру хрупкости в сторону положительных температур на  $15\text{—}35^{\circ}\text{C}$  (рис. 57).

Выполнение сварки в условиях низких климатических температур ведет, как правило, к некоторому повышению склонности сварного соединения к хрупкости. Сдвиг критической температуры хрупкости для сварных соединений, подвергаемых действию переменных напряжений, составляет  $5\text{—}10^{\circ}\text{C}$ . Таким образом, степень повреждаемости при предварительном переменном нагружении сварного соединения оказывает существенное влияние на его хладостойкость (см. рис. 57). При этом значительное влияние оказывает уровень напряжений цикла, выбор сочетания конкретных основных и сварочных материалов (см. табл. 31). Температурные условия выполнения сварки также оказывают заметное влияние на сопротивление усталости сварного соединения и на его склонность к хрупкости.

# ОСОБЕННОСТИ ТЕХНОЛОГИИ СВАРКИ НИЗКОЛЕГИРОВАННЫХ СТАЛЕЙ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ КОНСТРУКЦИЙ, ЭКСПЛУАТИРУЕМЫХ В ЗОНЕ ХОЛОДНОГО КЛИМАТА



## 5.1. ОБЩИЕ ПРИНЦИПЫ ОПТИМИЗАЦИИ ТЕХНОЛОГИИ СВАРКИ НИЗКОЛЕГИРОВАННЫХ СТАЛЕЙ

Результаты исследований, изложенные в предыдущих главах, показывают, что применение низколегированных сталей повышенной и высокой прочности, особенно если сварочные работы проводятся при низких климатических температурах, затрудняет обеспечение технологической и эксплуатационной прочности конструкций, предназначенных для эксплуатации в зоне холодного климата.

При изготовлении конструкций с помощью электродуговой сварки плавлением наряду с обеспечением удовлетворительного формирования шва и получения равнопрочного сварного соединения нужно предъявлять к ним специальные требования по комплексным критериям, характеризующим, по крайней мере, три основополагающих физико-механических фактора: сопротивляемость соединения к хрупкому разрушению, к возникновению холодных трещин и сопротивление усталости. Все эти факторы между собой взаимосвязаны и взаимообусловлены. Так, при появлении даже незначительных холодных трещин или усталостных повреждений при переменных нагрузках существенно изменяется склонность сварного соединения к хрупкому разрушению; особенно четко это проявляется при понижении температуры.

Вероятность хрупкого разрушения сварного соединения, равно как и возможность возникновения холодных трещин и усталостных повреждений, можно значительно снизить оптимальным выбором основных конструкционных и сварочных материалов, а также способом сварки и ее режимов. При конкретно выбранных сочетаниях основных и сварочных материалов для обеспечения хладостойкости сварного соединения, предотвращения холодных трещин и повышения сопротивления усталости требуется соблюдать режимы свар-

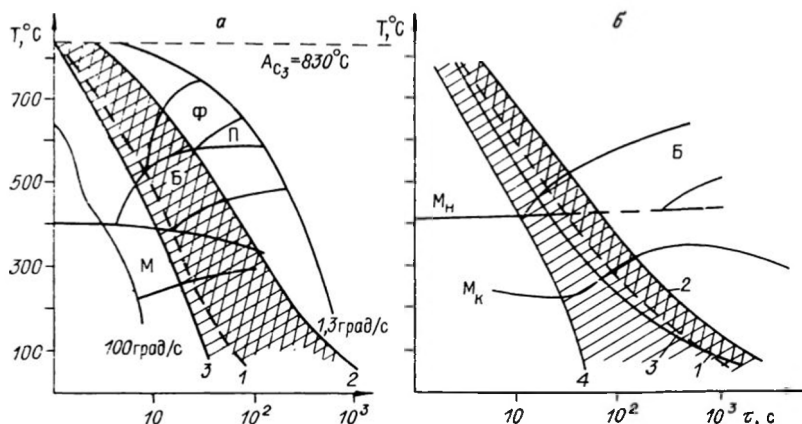


Рис. 58. Обобщенная термокинетическая диаграмма сталей для определения оптимальных режимов сварки.

а) сталь 14Г2САФ; б) сталь 14Х2ГМР; 1, 2 — область получения хладостойких и равнопрочных сварных соединений; 3 — левее этой кривой образуются холодные трещины при сварке в условиях низких температур; 4 — левее данной кривой образуются холодные трещины при сварке в условиях положительных температур.

ки и дополнительные технологические приемы в пределах определенных интервалов их параметров.

Оптимальные условия сварки, обеспечивающие равнопрочные и хладостойкие сварные соединения, стойкие против образования холодных трещин, можно обобщить на термокинетических диаграммах сталей (рис. 58, а, б). Режим сварки следует выбирать в области, где кривая охлаждения сварного соединения расположена правее кривой критической скорости охлаждения стали, при которой появляется вероятность образования холодных трещин. Температурный режим сварки в этой области обеспечивает получение заданных структур в металле шва и околошовной зоне, а также гарантирует равнопрочность и хладостойкость сварных соединений при отсутствии вероятности образования холодных трещин.

Обобщение условий сварки стали 14Г2САФ на термокинетической диаграмме (см. рис. 58, а) позволило определить область оптимальных термических циклов сварки, которая расположена справа от кривой 3 (для удовлетворения требования об исключении вероятности образования холодных трещин), но слева от кривой 2 (для удовлетворения требования об обеспечении оптимального уровня тепловложе-

ния с целью получения требуемой хладостойкости сварного соединения). Область оптимальных термических циклов сварки стали 14Г2САФ на рис. 58, а имеет двойную штриховку.

Оптимальные термические циклы сварки стали 14Х2ГМР определялись аналогично; область их обеспечения на термокинетической диаграмме также имеет двойную штриховку (см. рис. 58, б). В соответствии с таким подходом скорость охлаждения в интервале температур от 600 до 500°C не должна превышать 11 град/с, а при 300°C — 3 град/с. Это достигается с помощью регулирования погонной энергии сварки и предварительного нагрева.

Термокинетические диаграммы по результатам dilatометрических измерений строятся для конкретной марки сталей. Границы области получения хладостойких и равнопрочных сварных соединений на диаграмме устанавливаются путем экспериментального определения на жестких пробах скоростей охлаждения при минимальных и максимальных значениях тепловложения, которые обеспечивают наилучшую хладостойкость соединения. Определив на диаграмме по результатам испытаний жестких проб также и область оптимального диапазона скоростей охлаждения с позиций предотвращения холодных трещин, можно найти по кривым охлаждения пределы допустимой длительности пребывания металла от 300 до 100°C, а затем по формулам (4.29) и (4.30) — температуру предварительного подогрева. Оптимальную погонную энергию сварки, которая определена для конкретного сочетания основных и сварочных материалов, практически можно обеспечивать при соблюдении скорости сварки, поддерживаемой по времени на протяженности шва 100 мм, согласно номограмме на рис. 67.

Характерные термокинетические диаграммы для различных марок сталей можно найти в отечественной литературе [60, 164, 167, 338, 339]. Обширную информацию содержит специальный атлас, выпущенный в ГДР [382]. Диаграммы время — температура — превращения, т. е. ВТП-диаграммы (Schweiß — ZTU — Schaubilder), составлены применительно к низколегированным высокопрочным свариваемым сталям, которые используются в судостроении, металлоконструкциях, приборостроении и в других отраслях промышленности. Рассмотрены также коррозионно-стойкие, высокопрочные, строительные, термоупрочненные и котельные, а также низкоуглеродистые стали. Диаграммы дают возможность также учитывать влияние легирующих элементов на процесс превращений и механические свойства сварных соединений.

Атлас, содержащий ВТП-диаграммы, показатели механических свойств сварных соединений, табличные данные средней погрешности отдельных свойств, дает многогранную возможность оценки различных ситуаций при сварке. Однако, как справедливо подчеркивает автор, однозначных критериев допустимости того или иного структурного состояния не может быть. При создании конструкций конкретного назначения, в частности в северном исполнении, приведенные ВТП-диаграммы с показателями свойств сварных соединений должны применяться с учетом требований, вытекающих из особенностей эксплуатации конструкции.

В настоящее время большие заботы вызывают вопросы инвариантности результатов лабораторных испытаний и эксплуатационного поведения сварных соединений в конструкциях. В связи с этим в разд. 4.5 были показаны возможности выбора технологии сварки на основе определения запаса надежности по параметру несущей способности трубопровода. Параметр несущей способности трубопровода устанавливался по уравнению, полученному по данным натурных испытаний трубопроводов. При выборе технологии сварки выражение для  $K_c$  и  $\sigma_{0,2}$  определялись по результатам лабораторных испытаний сварных соединений по исследуемым технологическим вариантам. При этом предпочтительным был тот вариант технологии сварки, который обеспечивал больший коэффициент запаса надежности.

В случаях, когда имеются эмпирические зависимости для несущей способности конструкций с использованием критериев механики разрушения, запасы надежности сварных соединений можно устанавливать и для конструкций, испытывающих переменные нагрузки. Такая возможность была показана С. А. Куркиным [138]. Предпочтительнее те конструктивные и технологические решения, которые и после нагружения конструкций до принятого базового количества циклов обеспечивают больший запас надежности сварного соединения. Таким же способом можно оценивать влияние технологических вариантов сварки на сопротивление усталости и принимать решение об оптимальной технологии сварки.

Основные виды сварки, выбираемые для изготовления конструкций в северном исполнении, представлены на рис. 59 в соответствии с ГОСТом 19521-74 и ОСТом 36-60-81 «Сварка при монтаже стальных строительных конструкций» (Отраслевой стандарт Министерства монтажных и специальных строительных работ СССР, введенный в действие 27 августа 1981 г.) Выбор типов сварных соединений, оборудования,

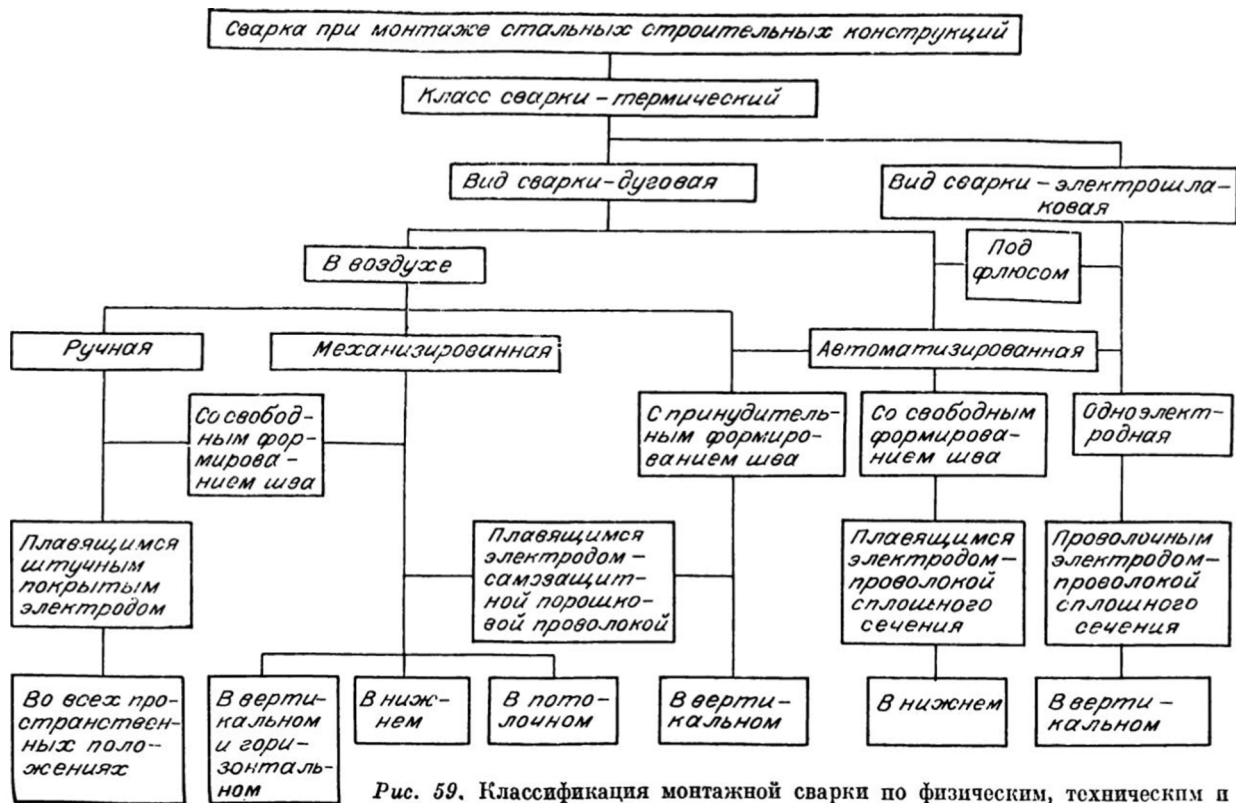


Рис. 59. Классификация монтажной сварки по физическим, техническим и технологическим признакам.

аппаратуры и инструмента для сварочных работ, подготовку элементов монтируемых конструкций под сборку, сборку конструкций под сварку, выбор способа нагрева для предварительного и сопутствующего подогрева следует выполнять согласно технологическим картам, составленным в соответствии с существующими нормативными документами. В этом отношении к изготовлению конструкций в северном исполнении особых требований не предъявляется.

## **5.2. ОСНОВНЫЕ И СВАРОЧНЫЕ МАТЕРИАЛЫ ДЛЯ СОЗДАНИЯ МАССОВЫХ КОНСТРУКЦИЙ В СЕВЕРНОМ ИСПОЛНЕНИИ**

В исследованиях, направленных на обоснование и выбор основных и сварочных материалов для изготовления и ремонта конструкций, предназначенных для эксплуатации в условиях низких климатических температур (во многих случаях и при выполнении сварочных работ в этих условиях), нами применялись различные стали классов прочности С44/29 — С70/60.

Применительно к строительным конструкциям выбор стали для изготовления металлических конструкций в северном исполнении регламентируется рекомендациями СН и П2-ВЗ-72. Согласно этим нормам, все стали, используемые для строительных конструкций, по значениям показателей механических свойств при растяжении разделены на 7 условных классов прочности, именуемых «классами стали». Нормируемые показатели механических свойств для конкретных марок стали зависят от толщины проката и состояния поставки. Для сооружений, возводимых в районах с низкими расчетными температурами, рекомендуют применять стали первых 4-х классов прочности С38/23 — С52/40 [291]. Эти марки сталей по группам конструкций с указанием толщин проката соответственно по классам прочности, допустимых пределов расчетных температур и нормируемых характеристик приведены в работе [291].

Из исследованных нами сталей групп уровень составляющей ударной вязкости  $(KIC)_p = 0,2 \text{ МДж/м}^2$  в диапазоне эксплуатационных температур свыше  $-40^\circ\text{C}$  обеспечивают стали 09Г2Д, 10Г2, 17ГС, 17Г1С, 14ХГС, а также стали Х-60 (Франция) и Х-60 (Италия). Этот уровень составляющей ударной вязкости гарантированно обеспечивают до температур  $-60^\circ\text{C}$  стали 09Г2С, 09Г2СД, 10Г2С1Д, 10Г2С1, 15ХСНД, 10ХСНД, 14Г2АФ, 14Г2САФ, 16Г2САФ и 14Х2ГМР. Сталь марки

17Г1С, предназначенная для изготовления труб, при классе прочности С52/40 также отвечает данному требованию.

После оценки склонности стали к хрупкому разрушению следует определить оптимальные уровни тепловложения, при которых сталь сохраняет свои характеристики по вязкости разрушения. Такую оценку следует выполнять применительно к выбранному виду сварки и конкретным сварочным материалам.

В исследованиях разных лет при ручной дуговой сварке нами применялись электроды с рутиловым покрытием ОЗС-4 (Э46); с рутилово-основным покрытием: МР-3 (Э46), АНО-4 (Э46); с основным покрытием: УОНИ 13/45 (Э45А), СМ-11 (Э42А), УОНИ 13/55 (Э50А), ДСК-50 (Э50А), АНО-9 (Э50А), АНО-11 (Э50А), ВП-4 (Э50А), ОЗС-18 (Э50А), АНО-7 (Э50А), ЗТМ-2У (Э55), ОЗС-24 (Э55), АНП-1 (Э60), УОНИ 13/65 (Э60), АНП-2 (Э70), а также электроды EB50 Велер Фокс (Э50А) (Австрия) и «Гарант» TGL 15793/02 (Э50А) (ГДР).

Для сталей класса прочности С44/29 и С46/33, которые можно применять в конструкциях, предназначенных для эксплуатации в условиях температур до  $-40^{\circ}\text{C}$  и не испытывающих непосредственного воздействия динамических и переменных нагрузок (марки 10Г2, 17ГС, 17Г1С, 14ХГС), можно использовать электроды Э46: ОЗС-4, МР-3, АНО-4. Для ответственных конструкций применяются электроды УОНИ 13/45, СМ-11, ОЗС-18 и ДСК-50. При этом достаточная хладостойкость сварного соединения может быть обеспечена в случае соблюдения уровня погонной энергии в пределах 1000—2500 кДж/м. Если сварочные работы проводятся при температурах до  $-40^{\circ}\text{C}$  при толщине, свариваемых элементов до 20 мм, то в соответствии с оценкой по формуле (4.30) предварительного подогрева не требуется; если сварка выполняется при температурах  $-30$ — $-40^{\circ}\text{C}$  и толщина свариваемых элементов 20—30 мм, то свариваемые стыки нужно предварительно подогреть до температуры 50— $100^{\circ}\text{C}$ .

Для сталей класса прочности С52/40 (Х-60 (Франция), Х-60 (Италия)), которые можно применять в конструкциях, предназначенных для эксплуатации в условиях температур до  $-40^{\circ}\text{C}$ , предпочтительно применять электроды, отличающиеся высокой технологичностью в изготовлении, легкой отделимостью шлаковой корки: АНО-11, АНР-9, ДСК-50, ОЗС-18, а также EB-50 Велер Фокс (Австрия) и «Гарант» TGL 15793/02 (ГДР), с использованием оптимальных уровней погонной энергии 900—2300 кДж/м. В соответствии с оценкой по формуле (4.30) при выполнении сварки при температурах  $-(30$ — $40)^{\circ}\text{C}$  при толщине свариваемых элемен-



тов до 10 мм предварительного подогрева не требуется. При толщине элементов 11—20 мм необходимо предварительно подогревать зону сварки шириной 200 мм до температур 50—100°C, а при толщине элементов 21—30 мм — до 100—150°C.

Стали класса прочности С 46/33 09Г2С, 10Г2С1, 10Г2С1Д, 09Г2СД, 15ХСНД; С 52/40 10ХСНД, 14Г2АФ, 17Г1С (трубная); С 60/45 14Г2САФ, 16Г2АФ, 16Г2САФ могут применяться в конструкциях, предназначенных для эксплуатации в зоне холодного климата, границы которой для территории СССР, определены согласно ГОСТу 16350-80 «Климат СССР. Районирование и статистические параметры климатических факторов для технических целей». При сварке указанных сталей используются электроды УОНИ 13/55, ВП-4, АНО-7, ЗТМ-2У, ОЗС-24. Оптимальными пределами диапазона погонной энергии при сочетании этих сталей и электродов являются 1100—3100 кДж/м. Оценка по формуле (4.30) применительно к выполнению сварочных работ при  $-(35-50)^{\circ}\text{C}$  показывает:

а) при сварке сталей классов прочности С 46/33 и С 52/40 при толщине свариваемых элементов до 20 мм предварительный подогрев не нужен; при выполнении сварки в условиях температур  $-(35-50)^{\circ}\text{C}$  при толщине свариваемых элементов 20—30 мм необходим подогрев до температуры 50—100°C;

б) при сварке сталей 14Г2САФ, 16Г2АФ, 16Г2САФ при температурах  $-(35-50)^{\circ}\text{C}$  при толщинах свариваемых элементов до 10 мм предварительного подогрева не требуется; при толщинах элементов 11—20 мм необходим предварительный подогрев до температур 50—100°C, при толщинах элементов 21—30 мм — до 100—150°C.

Высокопрочная отечественная сталь 14Х2ГМР качественно сваривается с использованием электродов АНП-1 и АНП-2. При этом оптимальными пределами погонной энергии являются 800—2100 кДж/м. При выполнении сварки в условиях температур  $-(35-50)^{\circ}\text{C}$  при толщине свариваемых элементов до 10 мм, как показывает оценка по формуле (4.29), предварительного подогрева не требуется; при толщине 11—20 мм нужен подогрев до 125—150°C; при толщине 21—25 мм — до 150—175°C. При сварке этой стали с применением электродов УОНИ 13/56 предварительный подогрев до 100—125°C нужен для выполнения сварочных работ при температурах  $-20^{\circ}\text{C}$  и ниже при любой толщине свариваемых элементов. При сварке данной стали без подогрева при температурах  $-(35-50)^{\circ}\text{C}$  с использованием электродов УОНИ 13/65 возникновения холодных трещин избежать не удалось.

Изучались варианты автоматизированной дуговой сварки сталей 09Г2С, 10Г2С1, 15ХСНД, 10СНД, 14Г2САФ и 16Г2САФ под флюсом проволокой сплошного сечения. При сварке сталей 09Г2С, 10Г2С1 и 15ХСНД использовались следующие 3 варианта сочетания проволоки и флюса: 1) Св-08ГА, АН-348А; 2) Св-10Г2, АН-348В; 3) Св-10ХМ, АН-22; для сварки стали 10ХСНД — варианты: 1) Св-08ХМ, АН-47; 2) Св-10НМА, АН-22, для сварки сталей 14Г2САФ и 16Г2САФ — варианты: 1) Св-08ГМ, АН-43; 2) Св-08ХМА, АН-43; 3) Св-08ХМ, АН-47. В разд. 4 рассматривались случаи автоматизированной сварки стали 09Г2Д с применением двух вариантов сочетаний проволоки и флюса: 1) Св-08А, АН-60; 2) Св-10Г2, АН-65. При этом сварные соединения требуемой хладостойкости получались при соблюдении уровня тепловложения: при сварке сталей классов прочности С 46/33 и С 52/44 1300—3500 кДж/м, а сталей класса прочности С 60/45 — при 1100—2800 кДж/м. Требования применения предварительного подогрева и его режима аналогичны требованиям при ручной дуговой сварке сталей соответствующей марки.

Механизированная дуговая сварка стали 09Г2Д в среде углекислого газа и в смесях углекислого газа и кислорода рассматривалась в разд. 4. Кроме того, изучались случаи сварки стали 09Г2С, 10Г2С1, в среде  $\text{CO}_2$  с использованием проволоки Св-08Г2С с диаметрами 1,6 и 2,0 мм, а также сварка стали 10ХСНД в среде  $\text{CO}_2$  с использованием проволок Св-12ГС и Св-10Г2С с диаметрами 1,2 и 1,6 мм. При этом получены оптимальные пределы уровня погонной энергии: 900—2900 кДж/м для сварки сталей 09Г2С и 10Г2С1 и 1000—2400 кДж/м — для стали 10ХСНД. При выборе и заказе марки проволоки для сварки в среде углекислого газа следует обращать особое внимание на ограничение содержания в ней серы и фосфора: [ $< 0,02\% \text{S}$  и  $< 0,02\% \text{P}$ ] [238].

При автоматизированных способах сварки следует отдать предпочтение применению шлаков на основе систем  $\text{CaO}-\text{CaF}_2-\text{TiO}_2-\text{SiO}_2$  с температурой затвердевания 900—1100°C и интервалом затвердевания более 190°C [248]. Это дает возможность выполнять сварку на высоких скоростях, что уменьшает погонную энергию, предупреждает перегрев основного металла в зоне термического влияния и обеспечивает требуемые технологические и механические свойства. Низкое содержание азота и водорода в сварочной ванне и получение плотных швов достигается путем локализации зоны горения сварочной дуги и создания газозащитной защиты. Высокая прочность, пластичность и сопротивляемость зна-

копеременным нагрузкам обеспечиваются выбором системы легирования металла швов [247].

При изготовлении конструкций, подвергаемых при эксплуатации в зоне холодного климата действию переменных нагрузок, после выбора основных и сварочных материалов, вида и режимов сварки с позиций обеспечения требуемой хладостойкости и предотвращения возникновения трещин, необходимо оценить различные варианты технологии сварки с точки зрения обеспечения соответствующего уровня сопротивления усталости. Применительно к отдельным типам конструкций имеется возможность выбрать технологию сварки на основе сравнения запасов надежности до и после испытания сварных соединений.

Известно [186], что о надежности конструкций можно говорить только после ее изготовления, так как практически все конструкции содержат случайные дефекты, возникающие в процессе их изготовления. Их обнаруживают соответственно объемам и уровню дефектоскопического контроля, принятым в данной отрасли. Поэтому важное значение приобретает возможность дополнительной сравнительной оценки остаточного ресурса по прочности и живучести конструкции с учетом дефектов типа трещин, являющихся наиболее сильными случайными концентраторами деформаций. Если в расчетной зоне концентрации деформации появится случайный дефект типа трещины, то ценность информации, заложенной в сварное соединение конструктором, утрачивается. Следовательно, нужно выбирать такую технологию сварки, которая бы обеспечивала большой запас надежности и прочности конструкций.

Таким образом, при создании конструкций в северном исполнении основной и сварочный материалы, виды и режимы сварки, а также дополнительные технологические приемы следует выбирать, наряду с требованиями прочностных расчетов, на основе оценки склонности сварного соединения к хрупкому разрушению, возникновению холодных трещин и усталости. В случае изготовления ответственных сварных конструкций следует дополнительно проводить сравнительную оценку выбираемых вариантов технологии сварки с позиций определения запасов надежности с применением критериев механики разрушения.

### 5.3. СВАРКА ТРУБ МАГИСТРАЛЬНОГО ГАЗОПРОВОДА И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ТРУБ СИСТЕМЫ ГАЗОСНАБЖЕНИЯ С УЧЕТОМ ТРЕБОВАНИЙ ЭКСПЛУАТАЦИИ В ЗОНЕ ХОЛОДНОГО КЛИМАТА

Газопровод, при сооружении которого учитывались разработанные положения, изготовлен из труб диаметром 529 мм из стали 09Г2С с толщиной стенок 9 и 7 мм, а также из стали 14ХГС с толщиной стенки 8 мм. Сварочные работы при сборке и монтаже участков газопровода проводились при температурах  $-(35-50)^{\circ}\text{C}$ . На трубосварочных базах из труб длиной 12 м собирались секции, которые на трубовозах в зимнее время развозились по трассе. Сборка труб в секции длиной 36 м с применением подкладных колец после прихватки ручной дуговой сваркой производилась автоматизированной дуговой сваркой под флюсом проволокой сплошного сечения. Сварка выполнялась на стенде с роликовым вращателем. При соединении секции или отдельных труб в непрерывную нитку сварка неповоротных стыков на трассе магистрального газопровода выполнялась ручной дуговой сваркой.

Разделка кромок труб — стандартная с суммарным углом раскрытия  $60^{\circ}\text{C}$  и притуплением 2 мм. Каждая труба с внутренней и внешней сторон на расстоянии 30 мм от соединяемого конца, а также подкладное кольцо зачищались до металлического блеска. Подкладное кольцо устанавливалось в одну из труб с плотным прилеганием к внутренней стенке и приваривалось к ней в 6—8 местах швами протяженностью 50—60 мм. Затем на кольцо насаживалась вторая труба. Концы труб зажимались в центраторе и между ними устанавливался зазор 2—3 мм. Наложение прихваток производилось в 6—8 местах по периметру с заполнением разделок кромок до 30—40%.

Прихватки выполнялись электродами марок УОНИ 13/55 диаметром 4 мм с соблюдением уровня погонной энергии в пределах 1300—1800 кДж/м. Автоматизированная сварка под флюсом осуществлялась с применением головки ПТ-56, питаемой током от агрегата АСДП-500. Сварка выполнялась в 3 слоя с применением сварочной проволоки Св-10Г2 диаметром 2 мм под флюсом АН-348А, который использовался после проковки при температуре 250—300 $^{\circ}\text{C}$  в течение 1,5 ч. Усиление шва составляет 2—3 мм с плавным переходом к основному металлу, ширина шва — 18—20 мм. Сварка выполнялась при следующих режимах:  $I$  — 440—500 А,  $U$  = 38—42 В,  $V_{\text{св}}$  = 32—35 м/ч, что обеспечивало

уровень погонной энергии в пределах 1600—1900 кДж/м, который являлся оптимальным с позиций получения сварного соединения с требуемой хладостойкостью. Было обосновано, что в диапазоне температур  $-(35-50)^{\circ}\text{C}$ , при которых выполняется сварка, для данной стали не следует применять предварительного подогрева. При сварке поворотных стыков электрод имел вылет 30—35 мм и поэтому был смещен с зенита трубы в сторону, противоположную направлению вращения трубы, на  $40^{+5}_{-5}$  мм.

Сварка секций труб в полевых условиях производилась двумя сварщиками обратноступенчатым методом с перекрытием начала и конца сварки на 10—20 мм электродами УОНИ 13/55 по режиму: а) корневой слой —  $I = 130-140$  А,  $U = 26-28$  В,  $V_{\text{св}} = 6$  м/ч; уровень погонной энергии 1700—1800 кДж/м обеспечивает хладостойкость соединения; б) заполняющий и облицовочный слой —  $I = 190-200$  А,  $U = 26-28$  В,  $V_{\text{св}} = 5$  м/ч; уровень погонной энергии 2950—3050 кДж/м также соответствует пределам оптимального тепловложения. Во всем диапазоне температур до  $-50^{\circ}\text{C}$ , при которых выполняются сварочные работы, предварительного подогрева стыков не требуется: такое решение обосновано оценкой по формуле (4.30) по результатам испытания жестких проб.

Для сооружения второй нити газопровода использовались трубы диаметром 529 мм толщиной стенки 6 и 7 мм из сталей Х-60 (Италия и Франция). Изготовление секций и их транспортировка по трассе, а также сборка секций в непрерывную нить осуществлялись при температурах до  $-40^{\circ}\text{C}$  (в подземной укладке трубопровод испытывал минимальные температуры до  $-12^{\circ}\text{C}$ ). Корневой слой шва по стандартной разделке кромок выполнялся ручной дуговой сваркой электродами УОНИ 13/45 и СМ-11, подвергнутыми прокатке при  $350^{\circ}\text{C}$  в течение 1,5 ч. Последующее заполнение металлом разделки кромок выполнялось автоматизированной сваркой с применением проволок Св-08ГА, Св-08Г2С диаметром 2 мм под флюсом АН-348А или АН-22. Корневой шов сваривался после наложения прихваток электродами УОНИ 13/55 диаметром 3 мм обратноступенчатым методом (заполнение корневого слоя 30—40% от глубины разделки). Шов накладывался снизу вверх попеременно на боковых четвертях стыка, затем труба поворачивалась на  $90^{\circ}$ .

Сварщик в той же последовательности накладывал слой на две незаваренные четверти стыка, каждый раз перекрывая конец и начало шва на 10—20 мм. Второй заполняющий и третий облицовочный слой на трубосварочной базе сварива-

Т а б л и ц а 32. Основной материал для технологических труб

| Наименование труб                                                                                                             | Марка стали                                            | Диаметр<br>трубы | Толщина стали тру-<br>бы (мм) в зависи-<br>мости от внутренне-<br>го давления, МПа |                    |
|-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|--------------------------------------------------------|------------------|------------------------------------------------------------------------------------|--------------------|
|                                                                                                                               |                                                        |                  | $P < 0,6$                                                                          | $0,6 < P \leq 1,6$ |
| Бесшовные холодноте-<br>формированные и теп-<br>лодеформированные по<br>ГОСТу 8733-77 (груп-<br>па В и Г) и ГОСТу<br>8734-750 | 10, 20 катего-<br>рии 2—3 по<br>ГОСТу 1050-74          | 76               | 2,0                                                                                | 2,0                |
|                                                                                                                               |                                                        | 89               | 2,0                                                                                | 2,0                |
|                                                                                                                               |                                                        | 108              | 2,5                                                                                | 2,5                |
| Бесшовные горячекатан-<br>ные по ТУ-14-3-50-76<br>и ГОСТу 8732-78                                                             | Типа 09Г2С<br>категории 6—8<br>по ГОСТу 19282-<br>73   | 219              | 5,0                                                                                | 5,0                |
|                                                                                                                               |                                                        | 273              | 5,0                                                                                | 5,0                |
|                                                                                                                               |                                                        | 325              | 6,0                                                                                | 6,0                |
| Электросварные по<br>ГОСТу 20295-74                                                                                           | Типа 17Г1С ка-<br>тегории 6—8<br>по ГОСТу 19282-<br>73 | 530              | 5,0                                                                                | 6,0                |
|                                                                                                                               |                                                        | 630              | 6,0                                                                                | 7,0                |
|                                                                                                                               |                                                        | 820              | 6,0                                                                                | 7,0                |

лись автоматизированной сваркой под флюсом. Для данного конкретного случая сочетания основных и сварочных материалов уровень погонной энергии при ручной дуговой сварке поддерживался в пределах 1400—1800 кДж/м, при автоматизированной сварке под флюсом — 1700—2200 кДж/м, что обеспечило требуемую хладостойкость сварного соединения. По результатам испытаний жестких проб в соответствии с формулой (4.30) при выполнении сварочных работ до минимальных температур  $-40^{\circ}\text{C}$  необходимости в применении предварительного подогрева не было.

Для строительства надземных газопроводов в районах с расчетной температурой наружного воздуха ниже  $-40^{\circ}\text{C}$  технологические стальные трубы выбирают в соответствии с инструкцией СН487-80 (табл. 32). Для повышения качества сварных соединений, изготавливаемых при низких температурах, на практике часто применяют предварительный подогрев стыков до  $200^{\circ}\text{C}$ . Так, п. 2.20 гл. СНиП III-29-76 регламентирует технологию сварочных работ при температурах ниже  $-30^{\circ}\text{C}$  только с предварительным подогревом стыка и прилегающей к нему зоны шириной 200—250 мм до температуры 150— $200^{\circ}\text{C}$ . Между тем назначение предварительного подогрева для всех марок сталей и типов конструкций ведет к неоправданному увеличению технологического цикла, а

в ряде случаев снижает прочность, пластичность и хладостойкость сварного соединения.

На основе исследований, предпринятых нами, было установлено следующее:

1. При сварке в условиях низких температур трубопроводов систем газоснабжения из сталей, соответствующих требованиям «Инструкции СВ-487-80», предварительный нагрев не влияет на прочность и пластичность сварных соединений, но в ряде случаев снижает его хладостойкость. Сварку труб систем газоснабжения из сталей Ст. 3сп, 08, 10, 15, 20, 09Г2С и 17Г1С при температурах воздуха до  $-50^{\circ}\text{C}$  можно вести без предварительного подогрева.

2. Для сварки трубопроводов систем газоснабжения без предварительного подогрева необходимо использовать электроды с фтористокальциевым покрытием типа 342А, Э50А по ГОСТу 9467-75 марки УОНИ 13/45А, УОНИ 13/45 и УОНИ 13/55.

Таким образом, при сварке труб газоснабжения из названных сталей в условиях низких температур (ниже  $-30^{\circ}\text{C}$ ) не нужен предварительный подогрев стыка и прилегающей к нему зоны шириной 200—250 мм до температуры 150—200 $^{\circ}\text{C}$  т. е. это требование следует исключить из п. 2.20 гл. СНиП III-29-76. Трубы, сваренные по такой технологии, показали высокую надежность в эксплуатации в течение 5—10 лет.

#### **5.4. СВАРКА УЗЛОВ ГОРНО-ТРАНСПОРТНОЙ ТЕХНИКИ**

При эксплуатации автосамосвалов М-200 грузоподъемностью 180 тонн на угольном разрезе Нерюнгринский наблюдались многочисленные случаи образования трещин и разрушений рам, которые ремонтировались с использованием электродов марки 7018 (Канада). Образование трещин по сварному шву свидетельствовало о неравнопрочности сварного соединения с основным металлом.

Исследования показали, что рама автосамосвала М-200 изготовлена из стали класса С 80/70, а сварные соединения обладают более низкими прочностными свойствами. Химический состав определяли по ГОСТам 12344-78 и 12348-78 и методом спектрального анализа (%): [C — 0,17; Mn — 0,89; Si — 0,54—0,6; Cr — 0,6; Mo — 0,23; Cu — 0,1; Ti — 0,04; P — 0,029; S — 0,03; Ni — следы]. Механические свойства сварных образцов рассчитывали по ГОСТу 1497-73 (табл. 33).

**Т а б л и ц а 33. Характеристики прочности и пластичности основного материала и металла шва**

| Зоны вырезки    | T, °C | $\sigma_T$ , МПа | $\sigma_B$ , МПа | $\delta$ , % | $\psi$ , % | Примечание        |
|-----------------|-------|------------------|------------------|--------------|------------|-------------------|
| Основной металл | +20   | 670              | 830              | 17,5         | 57,5       | Разрушение вязкое |
|                 | —40   | 710              | 900              | 17,5         | 56,0       | То же             |
|                 | —60   | 735              | 910              | 17,0         | 54,0       | »                 |
| Металл шва      | +20   | 410              | 560              | 19           | 73,5       | »                 |
|                 | —20   | 440              | 615              | 18,5         | 72         | »                 |
|                 | —40   | 455              | 630              | 15           | 69,5       | »                 |

Установлено, что прочность основного металла примерно в 1,5 раза выше прочности металла шва, а характеристики пластичности близки по значениям. Ударная вязкость определялась по ГОСТу 9454-78 на образцах типа I и IX (табл. 34). Результаты испытаний показали, что сталь не очень чувствительна к температуре испытания. Материал рамы обладает низкой ударной вязкостью.

Технологическую прочность стали рамы автосамосвала М-200 исследовали по методу ЛТП-2-3. Сопротивляемость материала рамы образованию холодных трещин при сварке электродами 7018 и УОНИ 13/55 составила величину  $\sigma_{pmin} = 40$  кгс/мм<sup>2</sup>. Технологическая прочность сварного соединения  $\sigma_{pmin}$  меньше предела текучести металла шва и основного металла. Поэтому при сварке стали возможно образование холодных трещин. Основной причиной образо-

**Т а б л и ц а 34. Результаты испытаний на ударный изгиб основного металла и металла шва**

| Материал        | Тип образца            | Температура испытания, °C | Ударная вязкость, Дж/см <sup>2</sup> |
|-----------------|------------------------|---------------------------|--------------------------------------|
| Основной металл | Круглый надрез (I тип) | +20                       | 4,0                                  |
|                 |                        | —20                       | 7,0                                  |
|                 |                        | —60                       | 5,0                                  |
|                 | Острый надрез (IX тип) | 20                        | 6,0                                  |
|                 |                        | 0                         | 6,0                                  |
|                 |                        | —20                       | 6,0                                  |
| Металл шва      | Круглый надрез (I тип) | +20                       | 125                                  |
|                 |                        | —20                       | 85                                   |
|                 |                        | —60                       | 60                                   |



вания холодных трещин в сварных соединениях является водород. Содержание водорода в сварном соединении определяли по вакуумной методике ЛПИ (ГОСТ 23338-78). При сварке электродами 7018, прокаленными при 350°C, содержание водорода в шве 9,5 мл/100 г. Это соответствует содержанию водорода в швах, выполненных электродами УОНИ 13/55 или УОНИ 13/45. Для предотвращения образования холодных трещин следует применять высокотемпературную прокалку электродов при 420—480°C в течение 2 ч и предварительный подогрев свариваемых кромок. Режим подогрева определялся в соответствии с формулой (4.29). Выяснено, что при сварке данной стали необходим подогрев до 110—120°C зоны шириной 200 мм.

Металлографический анализ сварных соединений показал, что в зоне термического влияния сварки возникает структура крупногольчатого мартенсита с твердостью 390 HV. На расстоянии 1 мм от линии сплавления мартенситная структура сменяется сорбитом с резким падением твердости до 300 HV. Подогрев до 100°C существенно не изменяет структуру и максимальную твердость зоны термического влияния. Металл шва имеет твердость 220 HV. При сварке стали 14X2ГМР электродом УОНИ 13/55 получают аналогичные результаты. Металл шва также имеет твердость 200—240 HV.

Для ремонта рамы автосамосвала М-200 применяется высокопрочная сталь марки 80/70 с бейнитной структурой. Сварное соединение, выполненное электродами 7018, соответствует характеристикам соединения, сваренного электродами УОНИ 13/55, однако уступает ей по характеристикам чувствительности к концентраторам напряжений и вязкости разрушения. Сварное соединение, выполненное электродами канадского производства, неравномерно основному металлу. Таким образом, основной металл рамы отличается повышенной склонностью к хрупкому разрушению. По химическому составу, прочности и свариваемости данный материал близок к низколегированной стали 14X2ГМР. В то же время отечественная сталь имеет более высокие показатели ударной вязкости. Химический состав стали 14X2ГМР (%): С — 0,10—0,17; Мп — 0,90—1,20; Si — 0,17—0,37; Cr — 1,40—1,70; Ni — 0,30; Мо — 0,45—0,55; V — 0,03; Cu — 0,3; В — 0,002—0,006; S — 0,035; P — 0,035]. Механические свойства стали 14X2ГМР:  $\sigma_b = 700$  МПа;  $\sigma_T = 600$  МПа;  $\Psi = 55\%$ ;  $\delta = 15\%$ ; КСЧ при  $-40^\circ\text{C}$  не менее 40 Дж/см<sup>2</sup>.

Для получения качественного сварного соединения сталей 14X2ГМР и 80/70 с бейнитной структурой с требуемыми

свойствами северного исполнения необходимо использовать электроды АНП-1 и АНП-2.

Часто происходит образование трещин в жесткой опоре экскаватора 204М-«Марион». Эта опора представляет собой цельносварную конструкцию из проката и литых элементов, изготовленных из низколегированных сталей повышенной прочности. Химический состав стального листа данной конструкции (%): [C — 0,16; Mn — 1,28—1,48; Si — 0,32—0,52; Cr — 0,1; Mo — 0,05—0,1; P — 0,032]. Механические свойства стального листа жесткой опоры:  $\sigma_b = 565$  МПа;  $\sigma_t = 410$  МПа;  $\delta = 32\%$ ;  $\Psi = 74\%$ ; КСУ (Дж/см<sup>2</sup>) при —40°C, не менее 60, при —60°C не менее 40.

Литые детали жесткой опоры, по данным фирмы «Сумито-мо», сделаны из низколегированной стали, легированной никелем и ванадием, той же прочности, что и вышеупомянутая листовая сталь (толщиной 16 мм). Материал верхней рамы, нижней рамы, рамы гусеницы и рамы козел — закаленная и отпущенная высокопрочная углеродистая сталь HT54S толщиной до 100 мм. Механические свойства стали HT54S:  $\sigma_b = 540$  МПа;  $\sigma_t = 400$  МПа;  $\delta = 19\%$ ; КСУ (Дж/см<sup>2</sup>) при —40°C не менее 50, при —70°C не менее 30. Предел усталости при растяжении: не менее 190 Дж/см<sup>2</sup>. Химический состав стали HT54S (%): [C — 0,12; Mn — 0,5—0,8; Si — 0,8—1,1; Cr — 0,6—0,9; Ni — 0,5—0,8; Cu — 0,4—0,6; P < 0,035; S < 0,04; Ni < 0,008; As < 0,8].

Материал стрелы, рукояти ковша и хомутного блока — закаленная и отпущенная высокопрочная углеродистая сталь HT75S толщиной до 40 мм. Механические свойства стали HT75S:  $\sigma_b = 750$  МПа;  $\sigma_t = 600$  МПа;  $\delta = 16\%$ ; КСУ при —50°C  $\geq 40$  Дж/см<sup>2</sup>; при испытании на изгиб в холодном состоянии при толщине до 40 мм угол > 180°. Химический состав стали HT75(%): [C < 0,16; Si < 0,55; Mn < 1,50; P < 0,03; S < 0,03; Cu < 0,5; Ni — 1,5—2,0; Cr — 0,3—0,6; Mo — 0,3—0,6; V < 0,15; B < 0,006].

Ремонтная сварка деталей жесткой рамы экскаватора 204М производилась электродами N-12 (Япония).

Химический состав металла шва исследовался на карандашных пробах, полученных при наплавке на медную изложницу, а также на металле шва стыкового соединения, выполненного для выявления механических свойств наплавленного металла электродами N-12. Сопоставление данных, полученных различными методами, и табличных данных дает сходные результаты. При этом исследовались не только электроды N-12, но и другие электроды импортного и отечественного производства (табл. 35, 36).

**Т а б л и ц а 35. Химический состав наплавленного металла электродов по карандашной пробе**

| Марка электрода | Содержание химических элементов в наплавленном металле шва, % |      |      |      |      |      |
|-----------------|---------------------------------------------------------------|------|------|------|------|------|
|                 | C                                                             | Mn   | Si   | Cr   | Ni   | Mo   |
| УОНИ 13/55      | 0,08                                                          | 0,91 | 0,36 | —    | —    | —    |
| 48Н11           | 0,08                                                          | 0,8  | 0,20 | —    | 2,08 | 0,20 |
| ЖАНП-4          | 0,09                                                          | 0,37 | 0,25 | 0,42 | 0,35 | 0,19 |
| Е-7018          | 0,08                                                          | 1,40 | 0,52 | —    | —    | —    |
| N-12            | 0,09                                                          | 1,22 | 0,23 | —    | 2,21 | —    |
| N-12            | 0,08                                                          | 1,12 | 0,19 | —    | 1,9  | —    |

Анализ проводился на образце из стыкового соединения. Количество диффузионного водорода измерялось эвдиометрическим методом с использованием в качестве затворной жидкости 80% раствора глицерина. По результатам испытаний электроды N-12 можно отнести к электродам с основным (кальций-фтористым) покрытием (табл. 37).

Сопrotивляемость сварных соединений к образованию холодных трещин испытывалась по методике ЛТП-2-3 (табл. 38). Использовались электроды УОНИ 13/55 и N-12, а в качестве исследуемой стали (полки) — прокатный лист из жесткой опоры. Механические свойства наплавленного металла электродом N-12:  $\sigma_b = 630$  МПа;  $\sigma_T = 325$  МПа;  $\delta = 28\%$ ;  $\Psi = 76\%$ ; КCU (Дж/см<sup>2</sup>) при  $-40^\circ\text{C}$  не ниже 18,2, при  $-60^\circ\text{C}$  — 165. Снижение сопротивляемости образованию холодных трещин при низких температурах можно объяснить появлением мартенсита в околошовной зоне сварного соединения, причем микротвердость в области образования мартенсита достигает 400 НV.

**Т а б л и ц а 36. Химический состав наплавленного металла электродов по литературным данным**

| Марка электрода | Содержание химических элементов, % |         |         |    |           |          | Примечание        |
|-----------------|------------------------------------|---------|---------|----|-----------|----------|-------------------|
|                 | C                                  | Mn      | Si      | Cr | Ni        | Mo       |                   |
| УОНИ 13/55      | 0,08÷0,11                          | 0,8÷1,2 | 0,2÷0,5 | —  | —         | —        | ГОСТ 9467-75      |
| 48Н11           | 0,08÷0,11                          | 0,8÷1,2 | 0,2÷0,5 | —  | 1,80÷2,30 | 0,10÷0,2 | ГОСТ 9467-75      |
| Е-7018          | 0,10                               | 1,25    | 0,90    | —  | —         | —        | Данные «Сумитомо» |

Т а б л и ц а 37. Содержание диффузионного водорода в наплавленном металле (режим проковки 2 ч при 350°C)

| Марка электрода | Режим сварки        |       | Н <sub>д</sub> , мл/100 г |
|-----------------|---------------------|-------|---------------------------|
|                 | ℑ <sub>св</sub> (А) | U (В) |                           |
| УОНИ 13/55      | 170                 | 22    | 2,8                       |
|                 | 170                 | 22    | 9,5                       |
| N-12            | 210                 | 25    | 1,00                      |
|                 | 230                 | 25    | 8,2                       |

При сварке электродами УОНИ 13/55 при температуре окружающего воздуха —45°C шов имел бейнитную структуру с ферритом по границам зерен. В околошовной зоне непосредственно около линии сплавления образовывался мартенсит, который переходил в верхний бейнит, а далее наблюдалась ферритно-перлитная структура основного металла. В случае сварки при положительных температурах в околошовной зоне появлялась структура верхнего бейнита без мартенсита.

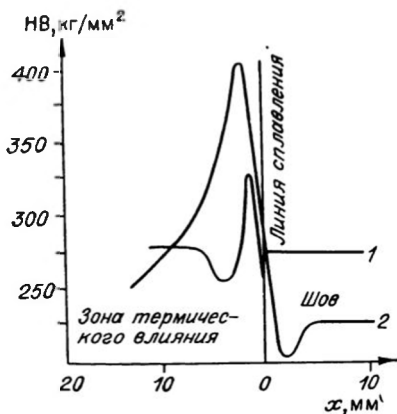
При сварке электродами N-12 при положительных температурах образования мартенсита не наблюдалось. В зоне шва преобладал верхний бейнит с участками феррита, в околошовной зоне структура состояла из верхнего бейнита с игольчатым ферритом, которая переходила в ферритно-перлитную структуру основного металла. Микротвердость зоны термического влияния при низких температурах достигала 400 НВ из-за образования мартенсита. При положительных температурах, независимо от типа электрода, микротвердость не превышала 322 НВ (рис. 60). При многопроходной сварке для данной стали микротвердость в ЗТВ составила 250 НВ из-за автоподогрева и термической об-

Т а б л и ц а 38. Сопротивляемость сварных соединений образованию холодных трещин

| Марка электрода | T <sub>св</sub> , °C | Н <sub>диф</sub> , мл/100 г | Режим сварки        |                    |                       | σ <sub>кр min</sub> , МПа |
|-----------------|----------------------|-----------------------------|---------------------|--------------------|-----------------------|---------------------------|
|                 |                      |                             | ℑ <sub>св</sub> (А) | U <sub>q</sub> (В) | V <sub>св</sub> (м/ч) |                           |
| УОНИ 13/55      | —45 °C               | 2,8                         | 170                 | 22                 | 7,2                   | 450                       |
|                 | +20 °C               | 2,8                         | 170                 | 22                 | 7,2                   | 750                       |
| N 12            | +20 °C               | 1                           | 210                 | 25                 | 12                    | 850                       |

Рис. 60. Микротвердость сварных соединений.

- 1) электрод N-12, сварка при 20°C;  
2) УОНИ 13/55, —45°C.



работки последующими проходами околошовной зоны. Для того чтобы достигнуть данной твердости, необходимо не допускать охлаждения шва при сварке ниже температуры 100°C. Высокая сопротивляемость сварных соединений, выполненных электродами N-12, к образованию холодных трещин объясняется малым содержанием водорода в наплавленном металле.

Для исследования механических свойств сварных соединений были сварены встык пластины из стали марки ВСт. 3 сп размерами 330×100×20 мм с разделкой каждой кромки 10° с зазором 16 мм. Применялась подкладка 330×30×10 мм. Сварку проводили в таком режиме:  $J = 200$  А,  $U_q = 24$  В,  $V = 8$  м/ч. Каждый следующий проход начинался по достижении температуры металла шва 100°C.

Для проведения механических испытаний сварных соединений на растяжение и ударный изгиб поперек сварного шва вырезались образцы. При этом использовались сварные соединения из стали 17Г1С, сваренные электродом N-12, и сварные соединения из стали проката жесткой опоры, выполненные электродом УОНИ 13/55. Механические свойства сварных соединений из стали 17Г1С, выполненных электродом N-12:  $\sigma_b = 576$  МПа;  $\sigma_T = 410$  МПа; по шву — КСУ (Дж/см²) при —40°C не менее 107, при —60°C равна 71; по околошовной зоне КСВ (Дж/см²) при —40°C равна 86, при —60°C — 68.

Исходя из результатов исследований химического состава, механических характеристик металла шва и сварных соединений, выполненных электродами N-12 и УОНИ 13/55 на стали жесткой опоры экскаватора 204М-«Марион», а также испытаний этой стали на образование холодных трещин при сварке упомянутыми электродами при различных температурах среды и на основе результатов металлографических исследований, можно утверждать, что электроды

**Т а б л и ц а 39. Механические свойства сварных соединений из стали жесткой опоры, выполненных электродами УОНИ 13/55 при различных температурах**

| Т <sub>св</sub><br>°С | $\sigma_T$ | $\sigma_B$ | КСУ<br>(МДж/см <sup>2</sup> )<br>при -80°С |     |
|-----------------------|------------|------------|--------------------------------------------|-----|
|                       |            |            | ШОВ                                        | ОПЗ |
| +20                   | 420        | 580        | 67                                         | 82  |
| -40                   | 410        | 585        | 76                                         | 72  |

марки N-12: 1) имеют фтористо-кальциевое (основное покрытие); 2) относятся к типу Э-55А и пригодны для сварки низколегированных сталей с пределом прочности до 600 МПа; 3) обеспечивают высокую сопротивляемость сварных соединений к образованию холодных трещин и низкое содержание диффузионного водорода после прокатки при 350°С в течение

2-х часов; 4) обеспечивают высокую хладостойкость сварных соединений благодаря содержанию никеля (около 2%). Сварные соединения из стали 17Г1С и из стали жесткой опоры, выполненные электродами N-12 и УОНИ 13/55 (табл. 39) по уровню прочности аналогичны и обеспечивают высокую хладостойкость при низких температурах.

Сравнительные испытания сварных соединений на выявление служебных характеристик и сопротивляемости к образованию холодных трещин из стали жесткой опоры, выполненных электродами УОНИ 13/55 и N-12, показали, что электродами УОНИ 13/55 можно успешно сваривать сталь жесткой опоры вплоть до температур -45°С. Аналогом электродов N-12 являются электроды ОЗС-24 (тип Э-55А). Характеристики сварного соединения этим электродом приведены в табл. 40.

Рама автосамосвала М-200 представляет собой сварную коробчатую конструкцию переменного сечения с толщиной полок 2,54 см (1 дюйм) и стенок 1,27 см (1/2 дюйм). Угловые швы в раме выполнены многопроходной автоматической сваркой ниточными швами, стыковые соединения — автоматической сваркой под флюсом. Навесные элементы конструкции (крепление клеммного ящика, тормозных цилиндров и передней подвески, кронштейн гидropодъемника кузова) сое-

**Т а б л и ц а 40. Химический состав и механические свойства**

| Содержание химических элементов, % |          |           |         |           |
|------------------------------------|----------|-----------|---------|-----------|
| С                                  | Mn       | Si        | Ni      | Mo        |
| 0,08                               | 0,5—0,75 | 0,15—0,40 | 2,6—3,3 | 0,10—0,20 |

динены внахлестку, с приваркой по всему периметру. Лонжерон рамы имеет коробчатое сечение. Соединение полок с внутренней стенкой выполнено только с внешней стороны. Внешние стенки приварены к полкам с обеих сторон. Связи лонжеронов с поперечинами усилены посредством приварки узкой планки.

Значительная часть простоев автосамосвалов М-200 связана с ремонтом сварной рамы. За два года зарегистрировано 80 случаев отказов рамы автосамосвалов (около 340 трещин). Количество отказов резко возрастает после 10—15 тыс. км пробега. Разрушения, как правило, начинаются в сварном шве в месте появления конструктивного или технологического концентраторов, а также в областях перехода с более жесткого узла в менее жесткий. В дальнейшем трещина распространяется как по металлу шва в зоне термического влияния, так и по основному металлу, иногда до полного разрушения узла рамы. Основными причинами разрушения являются конструктивные недостатки и условия эксплуатации (значительные повторные динамические нагрузки и низкие температуры). Причинами разрушения отремонтированного узла могут служить и технологические дефекты: непровары, подрезы, холодные и горячие трещины.

Часто наблюдается образование трещины в месте приварки поперечин № 2 и 3 к внутренней стенке лонжерона. Трещина, как правило, образуется вблизи верхней или нижней полки по шву, соединяющему конструктивную планку со стенкой лонжерона или поперечины. Если трещина своевременно не устраняется, она выходит на нижнюю и верхнюю полки и приводит к полному разрушению лонжерона рамы. Для устранения такого вида разрушений применяются накладки в виде «фасолины» (рис. 61, а), а в случае затрудненного доступа к полке лонжерона используют косынки (см. рис. 61, б). Трещины возникают также по шву, соединяющему верхнюю полку лонжерона со стенкой в месте переходного сечения. Несвоевременно обнаруженная трещина растет по металлу полки и стенки и приводит к полному разруше-

металла шва, выполненного электродами ОЗС-24

| Механические свойства |            |                         |       |       |       |
|-----------------------|------------|-------------------------|-------|-------|-------|
| $\sigma_B$            | $\sigma_T$ | КСУ, Дж/см <sup>2</sup> |       |       |       |
| МПа                   |            | +20°C                   | —20°C | —40°C | —70°C |
| 550                   | 410        | 180                     | 160   | 120   | 58    |

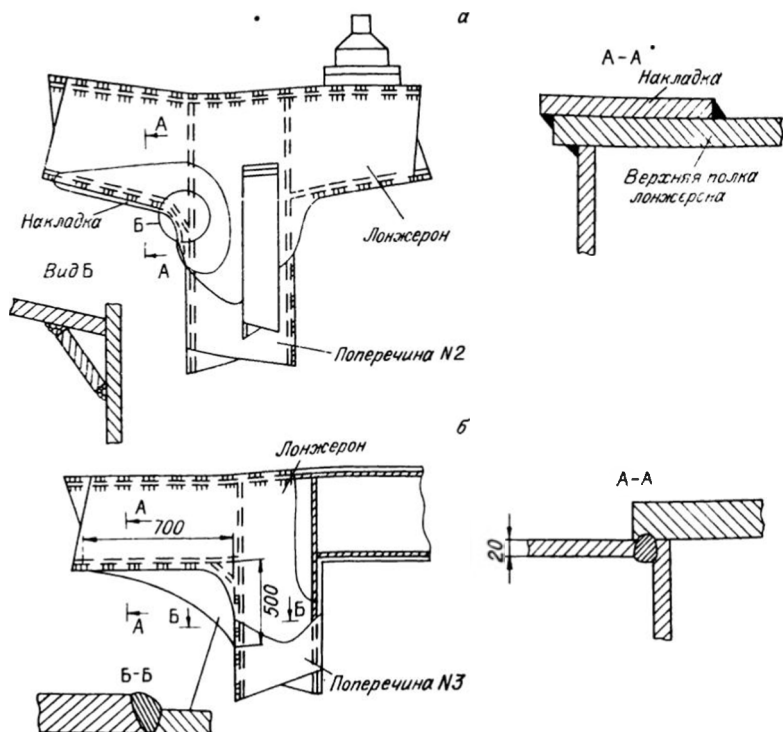


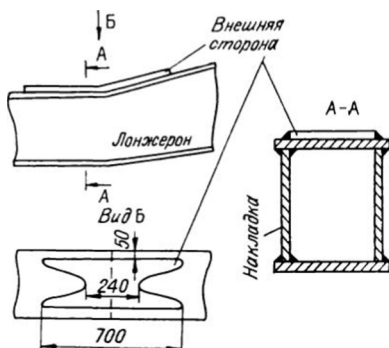
Рис. 61. Передняя поперечина № 2 (а) и задняя поперечина № 3 (б) рамы автосамосвала М-200.

нию лонжерона. В таких ситуациях эффективны конструктивные методы борьбы: применение накладок с конфигурацией, увеличивающей длину связующих швов (рис. 62).

Очень часто трещины появляются в узле крепления передней подвески (рис. 63). Трещина возникает в околошовной зоне по металлу стенки вертикальной стойки. Это место является концентратором напряжений, который испытывает повторные динамические нагрузки непосредственно от подвески. Для усиления узла применяют дополнительные косынки и обеспечивают более плавный переход углового шва в основной металл (рис. 64, а). Из-за неудачного конструктивного решения часто образуются трещины на стенке лонжерона в местах приварки накладок (см. рис. 63, а) и крепления клеммного ящика (см. рис. 64, б). Трещина начинается в околошовной зоне под углом  $45^\circ$  к оси шва возле углов накладок (см. рис. 64, в). При ремонте трещину выдувают воз-



Рис. 62. Переходное сечение лонжерона рамы автосамосвала М-200.



душно-дуговой резкой и заваривают на полную толщину. При этом нужно обеспечить более плавный переход многослойного шва в основной металл. Усиление ремонтных швов иногда удаляют.

Для избежания образования трещин в месте приварки креплений клеммного ящика к стенке лонжерона используются уголкивые крепления, привариваемые к нижней полке (см. рис. 64, б). Неудачная конструкция детали 1 узла коробки колесных осей также приводит к его частому разрушению в ходе эксплуатации. Трещины возникают как по литому металлу, так и по стенке коробки колесных осей в месте концентрации напряжений. При ремонте узла применяют накладки и сглаживание формы концентраторов в зоне резкого перехода. Полностью вышедший из строя узел заменяют сварным.

В ходе эксплуатации почти все борта опрокидывающего кузова автосамосвалов сминаются по верхней крышке. При этом по вертикальным газовадам после потери их устойчивости также возникают трещины.

Один из наиболее слабых узлов автосамосвала М-200 с точки зрения трещинообразования — обод колеса. Многочисленные трещины наблюдаются здесь по околошовной зоне шва, соединяющего конусообразующую часть детали с цилиндрической. Оформление сварного соединения усиливает конструктивный концентратор напряжений из-за перехода из более жесткого узла к менее жесткому. Внешний вид трещин говорит об их коррозионном росте под влиянием переменных нагрузок в среде с повышенной влажностью. При ремонте детали производят фрезерование до полного удаления трещин с дальнейшей автоматической наплавкой виточными валиками до восстановления формы. Восстановленные детали имеют более плавную переходную зону шва и более долговечны.

Обнаруженные на узлах автосамосвала трещины производят воздушно-дуговой резкой с применением угольных электродов под U-образную разделку. Угол разделки около

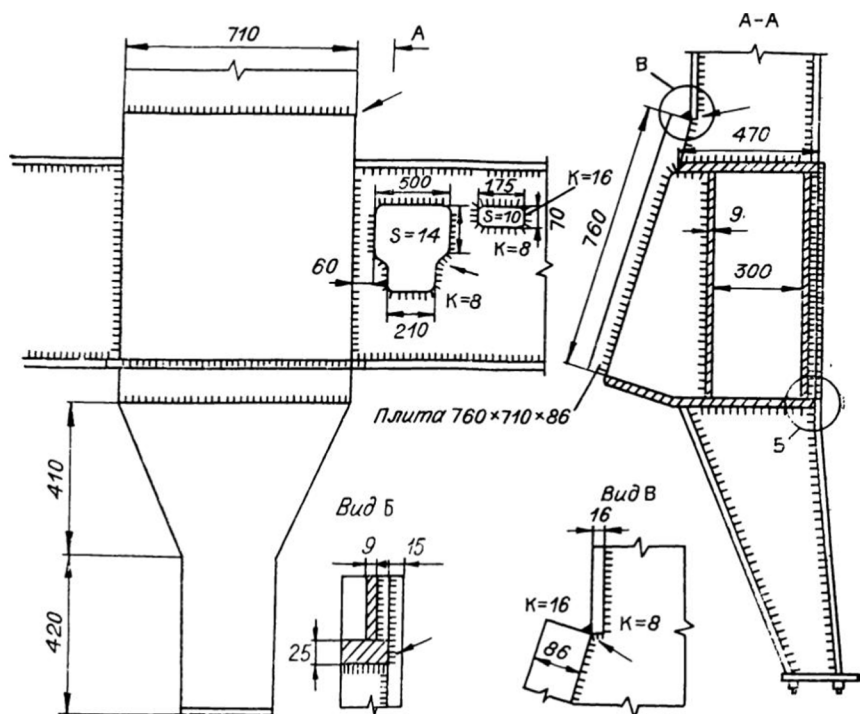
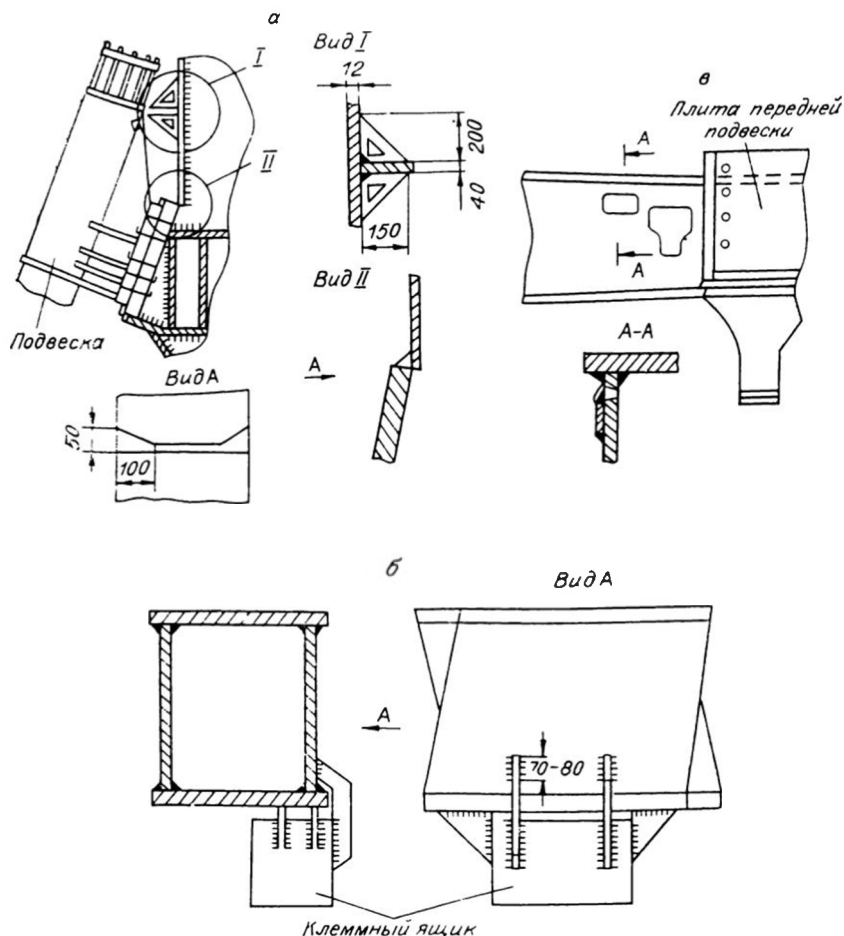


Рис. 63. Рамы автосамосвала М-200 в области крепления передней подвески.

120°. Зазор между кромками не более 2 мм. По возможности кромки зачищают наждачным камнем до полного удаления ржавчины, окалины, масла и других загрязнений. При необходимости используют прихватки, которые выполняют электродами, принятыми для ремонта. Перед сваркой прихваточные швы очищают от шлака и брызг. Некачественные прихваточные швы удаляют. Причем заметим, что сварка допускается при температуре среды не ниже 10°C, поэтому в зимнее время автосамосвал заблаговременно помещают в отапливаемое помещение. Ремонтную сварку автосамосвалов М-200 производят электродами со фтористо-кальциевым покрытием УОНИ 13/55, прокаленными при температуре 460 ÷ 480°C в течение 3-х часов. Погонная энергия сварки рекомендована в пределах 17—20 кДж/см.

Температура предварительного подогрева стали пропан-бутановой горелкой в зоне выполнения сварки рамы опреде-



**Рис. 64.** Узлы повышенного трещинообразования автосамосвала М-200. а — узел крепления передней подвески; б — крепление клеммного ящика к лонжерону рамы; в — накладки на лонжероне рамы для крепления тормозного бачка.

лялась по формуле (3.30), она равна  $110-120^{\circ}\text{C}$  на ширине 100 мм с каждой стороны соединения. Температура подогрева контролировалась с помощью термощупов. Сварка производилась короткой дугой, валиками шириной не более 3 диаметров электрода, блочным методом. Сварку блоков проводили поочередно. Начало и конец блока смещали относительно предыдущих на 20—30 мм. После наложения каждого валика и выполнения шва в целом ме-

талл шва и околошовная зона зачищались от шлака п брызг металла пневматическим зубилом и стальной щеткой. После окончания сварки, где необходимо, снимали усиление заподлицо. В качестве источника сварочного тока применялся ВДМ-1001. Сварку рекомендуется проводить при влажности воздуха не ниже 80% и температуре окружающего воздуха выше 0°C.

При сварке основного металла опрокидывающего кузова необходим предварительный подогрев до 150—200°C на расстоянии 3-х толщин свариваемого места от оси шва. Во всех случаях проведения сварки в зимнее время (ниже 0°C) необходим дополнительный послесварочный нагрев до 150—200°C. Концы шва обрабатывали шлифовальным станком; при возбуждении дуги электродом манипулировали обратноступенчатым способом.

На основе проведенных исследований выявлены недостатки описанной технологии сварки узлов из сталей и выработаны конструктивные предложения обеспечения длительной работоспособности конструкций при низких климатических температурах.

#### **5.5. СВАРКА БАЛКИ РУКОЯТИ И ДВУНОГОЙ СТОЙКИ ЭКСКАВАТОРА ЭКГ-12,5**

Двуногая стойка и рукоять экскаватора ЭКГ-12,5 представляют собой сварные конструкции достаточно больших размеров. Например, рукоять, включающая в себя балку рукояти, имеет общую длину порядка 13,3 м, а балка рукояти — 12 м 725 мм. При этом наружный диаметр обечайки балки рукояти равен  $700 \pm 5$  мм, а толщина стенки 50 мм. Обечайка двуногой стойки также представляет собой толстостенную трубу толщиной стенок 30 мм. Для изготовления балки рукояти экскаваторов ЭКГ-12,5 используются: сталь 25Л-П (для упора и корпуса блока), сталь 08ГДНФЛ (для головной отливки) и сталь ИЖ-6 (для обечайки балки рукояти). Для проведения ремонтной сварки этих элементов конструкций нами разработаны специальные рекомендации.

А. Нужно оградить место сварки от ветра и атмосферных осадков палаткой или другими средствами. Лучше всего, если сварка будет проводиться в отапливаемом помещении со средней температурой воздуха 10—20°C. Подготовку свариваемого элемента следует начинать после того, как температура элемента достигнет температуры среды (помещения).

Б. Нужно подготовить весь набор необходимого оборудования для сварки и подогрева изделия, а также правильно подобрать инструменты. Отсутствие какого-нибудь инструмента может привести к различным сварочным дефектам, например шлаковым включениям, подрезам (при применении открытого валочного держака и т. п.).

В. Нужно тщательно удалить влагу, лед, краску, смазку и ржавчину с поверхности металла на ширину не менее 50 мм в обе стороны от свариваемых кромок.

Г. Для исключения сварочных дефектов и деформаций заранее нужно расположить изделие так, чтобы сварка велась в наиболее удобном положении. Обязательное условие — создание соосности свариваемых обечаек)

При разделке кромок нужно избегать перегрева металла. Предпочтительна воздушно-дуговая резка угольным электродом. Образующийся при этой резке науглероженный слой необходимо удалить абразивным кругом. При отсутствии воздушно-дуговой резки можно применять и газовую резку. Однако при этом необходимо удалить твердый слой металла, что является весьма трудоемкой операцией. Форма и ширина разделки кромок оказывают большое влияние на свойства сварных соединений. Слишком узкая разделка способствует возникновению сварочных дефектов типа шлаковых включений и несплавлений с основным металлом, а слишком широкая увеличивает продолжительность сварки, затрудняет управление тепловложением и приводит к большому расходу сварочных материалов.

Для балки рукояти и двуногой стойки толщиной 50 и 30 мм наиболее оптимальными являются следующие параметры разделки: скос каждой кромки на  $10^\circ$ ; зазор 12 мм и подкладное кольцо толщиной более 3 мм и шириной 20—24 мм (сварное соединение соответствует С16 по ГОСТу 5264-69, рис. 65). Температура предварительного подогрева ( $T_n$ ) определялась по формулам (4.29) и (4.30): для балки рукояти она равна  $230^\circ\text{C}$ , а для двуногой стойки —  $120^\circ\text{C}$ .

При проведении ремонтной сварки надо соблюдать следующие требования:

А. Для предварительного подогрева нужно использовать горелки с рассеянным факелом. Нельзя применять резак, так как это может привести к локальному перегреву металла.

Б. Предварительному подогреву нужно подвергать не только свариваемые кромки, но и основной металл на ширине 100 мм в обе стороны от места расположения накладываемого сварного шва.

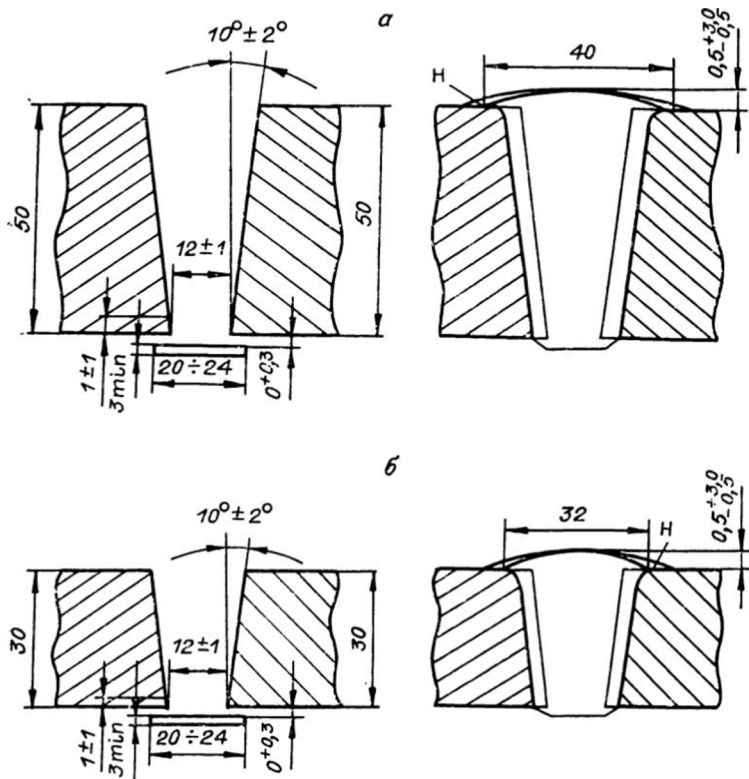


Рис. 65. Параметры разделки кромок, пригодные для балки рукояти (а) и двуногой стойки (б) экскаватора ЭКГ-12,5.

В. Температуру предварительного подогрева нужно контролировать не на самой свариваемой кромке, а на расстоянии более 20—30 мм от нее.

Г. При сварке балки рукояти ЭКГ-12,5 необходимо поддерживать допустимый градиент температуры при местном подогреве:  $\Delta T = T_n - T_x$  ( $T_n$  — температура подогрева, а  $T_x$  — температура точки при текущих значениях  $x$ ) (рис. 66). Соблюдение данного требования исключает возникновение пластических деформаций вследствие температурных деформаций при местном подогреве под сварку. При этом нулевое значение  $x$  принимается в точке, лежащей на расстоянии 50 мм от оси разделки (шва), а текущие значения — в точках, расположенных по линии, перпендикулярной плоскости

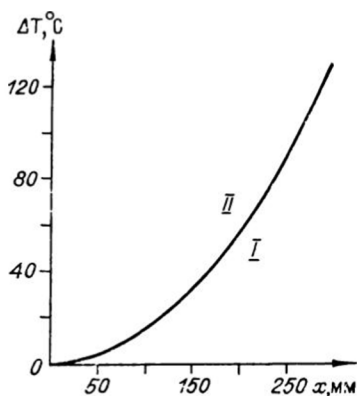


Рис. 66. Предельный перепад температуры при предварительном подогреве балки рукояти (I, 2 — области допустимого и недопустимого градиентов температуры).

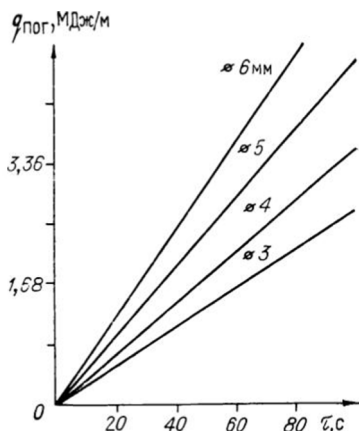


Рис. 67. Номограмма определения скорости сварки для обеспечения требуемых величин погонной энергии (время сварки на длину шва  $l = 100$  мм).

вдоль оси (стенки) обечайки балки рукояти экскаватора ЭКГ-12,5.

При предварительном подогреве под сварку обечайки двуногой стойки названными ограничениями можно пренебречь, так как диаметр трубы не выше 500 мм и количество проходов почти в 2 раза меньше, чем при сварке балки рукояти. Для контроля температуры предварительного подогрева применяют следующие материалы: а) термокарандаш, меняющий свой зеленый цвет на коричневый при температуре 250°C; б) термокраска оранжевая изменяет свой цвет на черный при 80°C; термокраска светло-зеленая изменяет свой цвет на фиолетовый при 120°C; в) таблетки пиромидона плавятся при температуре 108°C; г) термопары хромель-копель (ХК), хромель-алюмель (ХА), спаи которых привариваются на контролируемую точку.

Для ремонтной сварки балки рукояти ковша рекомендованы электроды 48Н11 и ЖАНП-4. Однако, учитывая недостаточную пластичность данной стали и большую толщину конструкции (50 мм), предпочтительнее вести сварочные работы более пластичными электродами марки УОНИИ 13/55. Неравнопрочность сварного соединения составит при этом практически очень малую величину из-за легирования шва основным металлом. Применение более пластичного присадочного материала исключит образование закалочных

структур в самом шве. Пластичный сварной шов будет препятствовать распространению трещин, возникающих во время эксплуатации.

Для сварки двуногой стойки нужно применять электроды УОНИ 13/45А. Они имеют фтористо-кальциевое покрытие и дают меньшее количество диффузионного водорода, который приводит к образованию холодных трещин непосредственно после сварки. Для снижения диффузионного водорода эти электроды необходимо прокалить перед сваркой при температуре 350—400°C в течение 1,5—2 ч. Чтобы избежать увлажнения электродов, их надо хранить после прокалики при температуре, превышающей температуру окружающей среды.

Наложение прихваточных швов выполняется только после предварительного подогрева. В большинстве случаев образование трещин происходит в зоне наложения прихваток. Это является результатом применения коротких швов предварительного подогрева. Поэтому при наложении прихваточных швов необходимо: 1) предварительный подогрев вести при той же температуре, что и сварку; 2) прихватки сваривать такими же электродами, которые используются для сварки узла; 3) длина прихваточного шва должна быть не менее 50 мм.

При сварке с подогревом необходимо применять швы без колебаний электрода. Наложение сварного шва способом поперечного колебания электрода ведет к перегреву околошовной зоны, а также может стать причиной шлаковых включений. Необходимо также исключить короткие проходы, частые зажигания дуги на поверхности изделия, особое внимание нужно обратить на заварку кратеров. При сварке трубных конструкций, например балки рукояти ковша и двуногой стойки, нужно применить схему рассредоточения сварки стыка трубопровода. Дуга при сварке должна быть как можно короче, при этом уменьшается влияние влажности окружающей среды на содержание водорода в сварном шве.

При многослойной сварке обечаек, в частности обечайки балки рукояти, необходимо определить длину участка, при которой температура околошовной зоны до прихода тепловой волны от первого и каждого последующего слоя не успеет понизиться ниже предельно допустимой величины  $T_d$ . Для сварки балки рукояти длину участка (прохода) необходимо выбирать по номограмме, приведенной на рис. 67. Номограмма построена на основе экспериментально установленного факта, что вследствие интенсивного теплоотвода тепла, введенного в металл местным подогревом или сваркой, проис-



ходит достаточно быстрое охлаждение околошовной зоны и температура снижается ниже температуры предварительного подогрева, равной  $230^{\circ}\text{C}$ . При этом принята предельно допустимая температура охлаждения  $180^{\circ}\text{C}$ . Тогда разница этих температур  $\Delta T = 50^{\circ}\text{C}$  (см. рис. 67, штриховые линии).

По номограмме рекомендуется каждый раз начинать сварку при достижении металлом температуры  $230^{\circ}\text{C}$ , в этом случае температура околошовной зоны к моменту прихода тепловой волны от последующего слоя (прохода) будет равняться приблизительно  $180^{\circ}\text{C}$ . При этом для выбора длины участка необходимо пользоваться нижним семейством кривых в соответствии с выбранными погонными энергиями (см. рис. 67), удовлетворяющими требованиям равнопрочности, хладостойкости, предотвращения холодных и усталостных трещин. С увеличением числа проходов при более медленном остывании слоев сварку необходимо начинать при достижении металлом  $210^{\circ}\text{C}$ , принимая предельно допустимую температуру охлаждения также равной  $180^{\circ}\text{C}$ . В этом случае значительно увеличивается длина участка, поэтому для выбора длины участка (прохода) необходимо пользоваться верхним семейством кривых, т. е. при  $\Delta T = 30^{\circ}\text{C}$  (см. рис. 67).

Оптимальный уровень удельной погонной энергии для сварки балки рукояти и двуногой стойки экскаватора ЭКГ-12,5 определен в интервале  $1700\text{--}2200$  кДж/м. Узлы экскаватора ЭКГ-12,5, восстановленные с соблюдением разработанной технологии сварки, работают достаточно надежно при эксплуатации на горно-добывающих предприятиях Северо-Востока СССР.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ



Отправной точкой в поисках пути повышения надежности и долговечности техники в северном исполнении является анализ фактических случаев низкотемпературных отказов. Особое значение при этом имеют полнота и достоверность информации о низкотемпературных отказах техники. Это достигается использованием комплексных методов сбора информации [63, 149, 279]. При накоплении такой информации о фактических случаях отказов заполняется «Карта разрушенных деталей», в которой фиксируются применительно к конкретному случаю данные об условиях разрушения, механических свойствах материала, информация о результатах химического, спектрального, фрактографического и других анализов. Статистическая обработка информации, как правило, ведется с помощью специально разработанных программ.

Для оценки надежности машин и выявления деталей и систем, оказывающих наибольшее влияние на работоспособность машин, нами предложен коэффициент тяжести отказа, который зависит от количества отказов, времени простоя машины в ремонте из-за этих отказов и стоимости проводимых работ по устранению отказа. Сравнивая коэффициенты тяжести отказов по группам и периодам года (зима, лето), можно выявить группы отказов, которые наиболее отрицательно влияют на работоспособность машин при низких температурах.

В области совершенствования условий технической эксплуатации помимо мероприятий, являющихся большей частью сугубо организационными, необходимо осуществить специальные технико-эксплуатационные мероприятия применительно к машинам и оборудованию, используемым в зоне холодного и очень холодного климата. Это прежде всего касается необходимости введения дифференцированных норм

расхода запасных частей на определенные группы деталей машин с увеличением параметра потока отказов в зимнее время. Приближенные расчеты для некоторых деталей автомобилей показали, что в зависимости от конкретной детали нормы расхода запасных частей необходимо увеличить от 2 до 6 раз.

Совершенствование расчетных методов — одно из фундаментальных направлений в деле устранения причин низкотемпературных отказов. Оно должно развиваться на стыке различных наук — физики твердого тела, физического материаловедения, механики разрушения, теории упругости и пластичности и т. д. Расчет несущей способности конструкций, требующий количественного учета явления хладноломкости по первому предельному состоянию и основанный на использовании теорий (гипотез) прочности, в данном случае бессилён. При снижении температуры такие расчетные показатели, как временное сопротивление, предел текучести, модуль Юнга повышаются, в то время как склонность к хрупкому разрушению возрастает.

Метод оценки ударной вязкости при различных температурах дает только косвенную оценку хладостойкости материала, так как величина ударной вязкости не связана с расчетными характеристиками. Поэтому вновь возникает вопрос о привлечении какого-то другого критерия, который можно было бы положить в основу создания принципов обеспечения надежной работы конструкции при низких температурах, например, из критериев механики разрушения. Экспериментальная проверка показала, что при переходе материалов из вязкого состояния в хрупкое, связанном с понижением температуры, необходимо дополнительно оценивать уровень критических напряжений в определенном температурном интервале на основе лабораторных статических и динамических испытаний. Оценка несущей способности конструкций на основе предложенной методики позволяет установить предельные силовые и температурные границы эксплуатации конструкций.

Направление мер по устранению низкотемпературных отказов по пути улучшения качества основного материала является и фундаментальным, и многофакторным, охватывающим задачи физического материаловедения, металлургии, создания принципиально новых материалов (композитных, полимерных, металлополимерных, порошковых, слоистых и т. п.), физики и механики полимеров и т. д. Широкое использование новых хладостойких материалов в северной технике —

необходимое, но недостаточное условие для резкого повышения ее надежности.

Используя хороший с точки зрения хладостойкости материал, можно свести на нет его достоинства неудачным конструктивным либо технологическим решением. Следовательно, после создания морозостойкого материала конструктивные и технологические требования обеспечения хладостойкости изделия не уменьшаются, а зачастую ужесточаются. При создании новых машин и конструкций, а также в процессе доработки действующих необходимо учитывать, что:

несмотря на высокие значения ударной вязкости в диапазоне низких температур, опасность хрупкого разрушения остается весьма существенной при наличии острых концентраторов напряжений;

для оценки критической температуры эксплуатации конструкции (нагружения) можно использовать критическую температуру хрупкости, определенную по данным испытаний ударных образцов II типа (см. ГОСТ 6494—78) по уровню ударной вязкости  $KC-0,2$  МДж/м<sup>2</sup>;

несущую способность конструкций типа трубы по результатам испытаний лабораторных образцов с трещиной можно оценивать с привлечением коэффициента интенсивности напряжений  $K_c$  с введением поправки на пластичность, учитывающей нелинейные эффекты, возникающие вследствие образования пластической зоны у кончика трещины.

В монографии предложена методика определения коэффициента запаса прочности трубопровода, обеспечиваемого выбранным вариантом сочетания основных и сварочных материалов, технологии сварки. Аналогично для однотипных конструкций, сопоставляя результаты натурных и лабораторных испытаний, можно разработать методы приближенной оценки коэффициентов запаса надежности и на этой основе выполнить проверочные расчеты выбора оптимальной технологии сварки с позиций обеспечения прочности и долговечности конструкций при низких климатических температурах.

Технология сварки оптимизируется с учетом тепловложения в сварное соединение, режимов дополнительных технологических приемов (предварительный и сопутствующий подогрев), вида и режимов дополнительной обработки сварного соединения (термической, импульсной, аргонодугового оплавления и т. д.).

Установлено, что при сварке в условиях температур ниже  $-40^{\circ}\text{C}$  температура плазмы дуги на оси разряда повышается

на 780—840°C, а коэффициент эффективной и тепловой мощности дуги возрастает на 6—8%. Диффузия водорода в сварном соединении замедляется в 30—40 раз, а сопротивляемость сварных соединений образованию холодных трещин снижается на 10—40%. Скорости охлаждения сварного соединения при температурах 600—500°C увеличиваются на 25—40%, при температуре 300°C — в 1,6—2 раза, а длительность пребывания металла шва в интервале температур 300—100°C сокращается в 2—4 раза в зависимости от удельного тепловложения. Это приводит к снижению температуры фазовых и структурных превращений на 20—40°C. В итоге критическая температура хрупкости сдвигается в сторону положительных температур на 15—35°C.

Комплексные испытания соединений, выполненных с использованием широкого диапазона режимов сварки, позволили установить оптимальные уровни тепловложения и регламентировать содержания остаточного водорода в сварном шве применительно к конкретному сочетанию основного металла и сварочных материалов. Предложена методика оценки склонности сварных соединений к образованию холодных трещин по допускаемой величине критических растягивающих напряжений  $\sigma_{кр}$  и по оптимальной длительности охлаждения сварного соединения в интервале температур 300—100°C. Это позволяет назначать режимы, обеспечивающие вполне удовлетворительное качество соединений.

Подход к проектированию технологии сварки, учитывающей упомянутые эффекты, показал высокую эффективность при изготовлении, монтаже и ремонте металлоконструкций, предназначенных для эксплуатации в зоне холодного климата.

В настоящее время необходимо строго скоординировать все исследования, выполняемые в нашей стране в данной области, обобщить результаты с целью разработки действенных нормативных, регламентирующих документов, обязательных для всех отраслей народного хозяйства, выпускающих технику и конструкции для зон с холодным климатом, эксплуатирующих и восстанавливающих их в этих условиях.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Основные направления экономического и социального развития СССР на 1986—1990 гг. и на период до 2000 года.— «Правда», 1986, 9 марта, № 68.
2. Авдеев М. В. О распределении температуры в сварочной ванне.— Свароч. пр-во, 1974, № 11, с. 1—3.
3. Акулов А. И. Технология и оборудование сварки плавлением.— М.: Машиностроение, 1977.— 432 с.
4. Акулов А. И., Бельчук Г. А., Демянцевич В. П. Технология и оборудование сварки плавлением.— М.: Машиностроение, 1977.— 432 с.
5. Алисов Б. П. Климат СССР.— М.: Высш. шк., 1969.— 104 с.
6. Аммосов А. П., Ларионов В. П., Табысов В. П. Температурное поле околошовной зоны и параметры процесса в условиях сварки при отрицательных температурах.— В кн.: Хладостойкость сварных соединений. Якутск: ЯФ СО АН СССР, 1978, с. 231—238.
7. Аммосов А. П. и др. Распространение тепла при сварке в условиях естественно низких температур и превращения аустенита в зоне перегрева сталей 14Г2САФ и 14Х2ГМР.— Автомат. сварка, 1984, № 6, с. 16—20.
8. Аниковский В. В. и др. Анализ размеров дефектов в сварных корпусах энергетического оборудования и их влияние на сопротивление разрушению.— В кн.: Вопросы судостроения: Науч.-техн. сб. Сер. «Сварка». Л.: Судостроение, 1982, вып. 34, с. 17—32.
9. Анучкин М. П. Сварка трубопроводов и резервуаров в зимних условиях.— М.: ВНИИСТ, ОНТИ, 1958.— 18 с.
10. Анучкин М. П. Прочность сварных магистральных трубопроводов.— М.: Гостехиздат, 1963.— 196 с.
11. Апросимов В. С. и др. Методические рекомендации по проведению исследования работоспособности металлического элемента конструкции с трещиной. Документ СЭВ. 12-ИФТПС-19-84.— Якутск: ЯФ СО АН СССР, 1984.— 15 с.
12. Аснис А. Е. Динамическая прочность сварных соединений из малоуглеродистой и низколегированной стали.— Москва — Киев: Машгиз, 1961.— 175 с.
13. Аснис А. Е., Иващенко Г. А. Повышение прочности сварных конструкций.— Киев: Наук. думка, 1978.— 193 с.
14. Багрянский К. В., Добротина З. А., Хренов К. К. Теория сварочных процессов.— Киев: Вища школа, 1976.— 423 с.
15. Бакши О. А., Моношков А. Н., Кукин А. Г. Метод определения составляющих ударной вязкости.— Заводская лаборатория, 1969, т. XXXV, № 5, с. 615—616. Определение работы деформации при ударе по осциллограмме «Усилие — время» — Завод. лаб., 1964, т. XXX, № 9, с. 1122—1123.

16. Бакши О. А., Моношков А. Н., Кукин А. Г. Метод оценки склонности материалов и сварных соединений к хрупкому разрушению.— Сб. науч. трудов Челяб. политехн. ин-та, 1969, № 82, с. 45—47.
17. Баранов И. В., Минков Я. Л., Вавилов Е. Н. Применение наклепа сварных швов и околошовных зон для увеличения усталостной прочности сварных рам подвижного состава.— М.: Транспорт, 1970, с. 94—105. (Труды МИИТ, вып. 329.)
18. Безбах Д. К. Эффективная тепловая мощность дуги при некоторых способах сварки плавящимся электродом.— Свароч. пр-во, 1967, № 3, с. 8—9.
19. Бельчук Г. А. Сварные соединения в корпусных конструкциях.— Л.: Судостроение, 1969.— 279 с.
20. Бецев В. И., Корниенко В. С. Причины аварий стальных конструкций и способы их устранения.— М.: Стройиздат, 1968.— 206 с.
21. Берг Л. Г. Введение в термографию.— М.: Наука, 1969.— 416 с.
22. Борисов А. А. Климатография Советского Союза.— Л.: ЛГУ, 1970.— 310 с.
23. Ботвина Л. Р., Колоколов Е. И. Закономерности развития усталостных трещин в интервале вязкохрупкого перехода.— МТМ, 1976, № 8, с. 45—48.
24. Будак Б. М., Соловьева Е. Н., Успенский А. Разностный метод со сглаживанием коэффициентов для решения задачи Стефана.— Журн. выч. матем. и мат. физики, 1965, т. 5, № 5, с. 828—840.
25. Васильев В. Г., Малевский Ю. Б. Дилатометр для исследования фазовых превращений при сварочном термическом цикле.— В кн.: Физические методы исследования металлов. Киев.: Наук. думка, 1981, с. 144—148.
26. Васильченко Г. С., Кошелев П. Ф. Практическое применение механики разрушения для оценки прочности конструкций.— М.: Наука, 1974.— 147 с.
27. Ведерников М. В. Новый способ измерения термоэлектродвижущей силы.— Приборы и техника эксперимента, 1975, № 5, с. 209—210.
28. Вейбулл В. Усталостные испытания и анализ их результатов.— М.: Машиностроение, 1964.— 276 с.
29. Велков К. Современное состояние проблемы холодных трещин в сварных соединениях.— В кн.: Трещины в сварных соединениях сталей. Братислава: Ин-т ВУЗ, 1981, с. 31—32.
30. Вигли Д. А. Механические свойства материалов при низких температурах.— М.: Мир, 1974.— 373 с.
31. Винокуров В. А. Сварочные деформации и напряжения.— М.: Машиностроение, 1968.— 278 с.
32. Винокуров В. А. Отпуск сварных конструкций для снижения напряжений.— М.: Машиностроение, 1973.— 213 с.
33. Винокуров В. А. Применение механики разрушения для оценки прочности сварных соединений и элементов сварных конструкций.— В кн.: Прикладные вопросы механики разрушения в машиностроении.— М.: НТО Машпром, 1977, с. 101—106. (Тезисы докл. Всесоюзного симпозиума в г. Ленинграде, 20—22.IX. 1977 г.)
34. Винокуров В. А. Хладостойкость сварных соединений.— В кн.: Сварка в машиностроении. Т. 3. М.: Машиностроение, 1979, с. 112—122.

35. **Винокуров В. А.** Требования к сварным конструкциям и оценка опасности дефектов.— В кн.: Проблемы сварки и специальной электрометаллургии. Киев: ИЭС им. Е. О. Патона АН УССР, 1984, с. 32—33. (Тезисы докладов Всесоюзной конференции (Киев, 16—18 мая, 1984 г.)).
36. **Винокуров В. А., Ларионов В. П.** Основные направления и перспективы исследований по обеспечению хладостойкости сварных соединений.— В кн.: Доклады Всесоюзной научно-технической конференции «Работоспособность машин и конструкций в условиях низких температур. Хладостойкость материалов». Ч. II. Прочность металлов и сварных конструкций. Якутск: ЯФ СО АН СССР, 1974, с. 3—18.
37. **Воловик А. Я.** Технологические дефекты и их влияние на сопротивляемость сварных конструкций хрупким разрушениям при низких температурах.— В кн.: Качество, надежность и долговечность в машиностроении. Красноярск: Красноярск. кн. изд-во 1970, с. 3—14.
38. **Волченко В. Н.** Вероятность и достоверность оценки качества металлопродукции.— М.: Металлургия, 1979.— 88 с.
39. **Волченко В. Н.** Статистическое обоснование норм и предложения по оценке допустимой дефектности сварных соединений.— Свароч. пр-во, 1971, № 11, с. 49—53.
40. **Волченко В. Н., Маслов В. Г., Лупачев В. Г.** Количественная оценка, учет и анализ качества сварных соединений.— Автомат. сварка, 1974, № 11, с. 59—63.
41. **Вотлохин Б. З.** Тензометрический датчик микроперемещений.— Завод. лаб., 1962, № 3, с. 368—369.
42. **Гаврилова М. К.** Климат Центральной Якутии.— Якутск: Якутск. кн. изд-во, 1973.— 120 с.
43. **Галченко М. Н.** Хрупкое разрушение сварных соединений и конструкций.— М.: Машгиз, 1963.— 122 с.
44. **Гвоздецкий В. С.** Распределение плотности тока в столбе сварочной дуги.— Автомат. сварка, 1974, № 11, с. 1—8.
45. **Георгиев М. Н.** Вязкость малоуглеродистых сталей.— М.: Металлургия, 1973.— 224 с.
46. **Гиренко В. С.** Влияние концентраторов напряжений, деформационного старения и остаточной напряженности на сопротивляемость сварных соединений возникновению хрупких трещин в условиях статического нагружения: Автореф. дис.... канд. техн. наук.— Киев: ИЭС им. Э. О. Патона АН УССР, 1967.— 21 с.
47. **Гиренко В. С., Кирьян В. И., Дейнега В. А.** Об оценке вязкости конструкционных сталей на основе критериев механики разрушения.— Пробл. прочности, 1972, № 70, с. 19—25.
48. **Гнеденко Б. В., Беляев Ю. К., Соловьев А. Д.** Математические методы в теории надежности.— М.: Наука, 1965.— 524 с.
49. **Говоров И. И., Ларионов В. П.** Локальный спектральный анализ сварного шва на марганец.— В кн.: Прочность конструкционных материалов при низких температурах. Якутск: ЯФ СО АН СССР, 1972, с. 11—15.
50. **Говоров И. И., Ларионов В. П., Назаров Т. В.** Некоторые особенности распределения компонентов в металле шва и околошовной зоны при выполнении сварки в условиях низких температур.— В кн.: Вопросы прикладной физики. Якутск: ЯФ СО АН СССР, 1974, с. 52—55.
51. **Говоров И. И., Ларионов В. П., Слепцов В. В., Аргунова Т. В.** Температура дуги при сварке в условиях низких температур окружающей среды.— Свароч. пр-во, 1978, № 7, с. 10—12.



52. Гололобов Б. А., Николаев К. Г. Трещины при сварке корпусных сталей.— Л.: Судостроение, 1969.— 255 с.
53. Голубев В. А., Троп А. Е. Надежность горного оборудования и эффективность его использования.— М.: Недра, 1974.— 80 с.
54. Голубев В. А. и др. Эксплуатационная надежность и техническое обслуживание экскаваторов ЭКГ-8 и ЭКГ-8И.— Свердловск: Свердловск. горный ин-т, 1971.— 122 с.
55. Гордеева Т. А., Жегина И. П. Анализ изломов при оценке надежности материалов.— М.: Машиностроение, 1978.— 199 с.
56. Гордиенко Л. К. Субструктурные упрочнения металлов и сплавов.— М.: Наука, 1974.— 224 с.
57. Горицкий В. М., Терентьев В. Ф. Структура и усталостное разрушение металлов.— М.: Металлургия, 1980.— 208 с.
58. ГОСТ 16350-80 Климат СССР. Районирование и статистические параметры климатических факторов для технических целей.— М.: Изд-во стандартов, 1981.— 140 с.
59. Грабин В. Ф. Металловедение сварки плавлением.— Киев: Наук. думка, 1982.— 416 с.
60. Грабин В. Ф., Денисенко А. В. Металловедение сварки низко- и среднелегированных сталей.— Киев: Наук. думка, 1978.— 270 с.
61. Гранжон А., Леруа А. Исследование условий образования холодных трещин при сварке сталей.— В кн.: Научные проблемы сварки и специальной электрометаллургии.— Киев: Наук. думка, 1970, с. 49—60.
62. Гривняк И. Свариваемость сталей.— М.: Машиностроение, 1984.— 216 с.
63. Григорьев Р. С., Ларионов В. П., Новиков Г. А., Яковлев П. Г. Хладноломкость металлоконструкций и деталей машин.— М.: Наука, 1969.— 96 с.
64. Григорьев Р. С., Ларионов В. П., Новиков Г. А., Яковлев П. Г. Хладостойкость сталей при статическом и циклическом нагружении.— М.: Наука, 1969.— 96 с.
65. Григорьев Р. С., Ларионов В. П., Сосни Т. С., Яковлев П. Г. Термопластическое упрочнение конструкционных сталей, работающих при низких температурах.— Новосибирск: Наука. Сиб. отд-ние, 1974.— 48 с.
66. Грызлова Н. С., Никишин В. В. Исследование параметров микроклимата в кабине одноковшового экскаватора.— Строит. и дор. машины, 1976, № 11, с. 8—10.
67. Гуляев А. П. Ударная вязкость и хладноломкость конструкционной стали.— М.: Машиностроение, 1969.— 71 с.
68. Гуляев А. П., Никитин В. Н. Сравнение различных методов оценки сопротивления сталей хрупкому разрушению.— Завод. лаб. 1965, т. XXXI, № 1, с. 88—94.
69. Гуляев В. П., Кошелев П. Ф., Лыглаев А. В. Перспективные методы исследования хрупкого разрушения металлов.— Новосибирск: Наука. Сиб. отд-ние, 1977.— 126 с.
70. Гуляев В. П. и др. К определению вязкости разрушения сварных соединений листовой стали.— Пробл. прочности, 1975, № 2, с. 45—48.
71. Давиденков Н. Н. Проблема удара в металловедении.— М.: Изд-во АН СССР, 1938.— 116 с.
72. Давиденков Н. Н., Златян Н. А., Шеванди Е. М. Упрощенный метод определения критической температуры ударной хрупкости.— ЖТФ, 1939, т. 9, вып. 12, с. 1090—1102.

73. Давиденков Н. Н., Назаренко Г. Т. Изменение механических свойств в стали в процессе устания. — ЖТФ, 1953, т. 23, вып. 5, с. 756—765.
74. Давиденков Н. Н., Ярошевич В. Д. Некоторые вопросы хрупкого разрушения металлов. — В кн.: Хладостойкость стали и стальных конструкций. Новосибирск: Наука. Сиб. отд-ние, 1971, с. 18—35.
75. Данилов Г. И., Леонов В. П., Сахаров В. М., Васильев А. К. Принципы оценки допустимых размеров дефектов в сварных соединениях конструкций морских сооружений. — В кн.: Применение механики разрушения для оценки эксплуатационной надежности сварных соединений и конструкций. Л.: Ленингр. дом научно-технической пропаганды, 1983, с. 58—61. (Материалы краткосрочного семинара 7—8 июня 1983 г.).
76. Даффи А. Р. и др. Практические примеры расчета по сопротивлению хрупкому разрушению трубопроводов под давлением. — В кн.: Разрушение. Т. 5. М.: Машиностроение, 1977, с. 146—210.
77. Даффи А. Р., Эйбер Р. И., Макси У. А. О поведении дефектов в сосудах давления. — В кн.: Новые методы оценки сопротивления металлов хрупкому разрушению. М.: Мир, 1972, с. 301—332.
78. Деев Г. Ф., Пацкевич И. Р. Дефекты сварных швов. — Киев: Наук. думка, 1984. — 208 с.
79. Демин Е. А. и др. Дилатометрический анализ структурных превращений при сварке термически упрочненных сталей. — Свароч. пр-во, 1972, № 3, с. 9—10.
80. Демянцевиц В. П. Металлургические и технологические основы дуговой сварки. — М.—Л.: Машгиз, 1962. — 297 с.
81. Демянцевиц В. П. Расчет размеров шва при механизированной сварке в углекислом газе. — Автомат. сварка, 1974, № 4, с. 43—44.
82. Дилигенский Н. В. Асимптотические расчеты тепловых режимов технологических процессов механической обработки металлов и сварки: Автореф. дис... док. техн. наук. — Киев: Ин-т техн. теплофиз. АН УССР, 1973. — 42 с.
83. Дроздовский Б. А., Фридман Я. Б. Влияние трещин на механические свойства конструкционных сталей. — М.: Металлургиздат, 1960. — 260 с.
84. Егорова С. В. и др. Испытание сосудов, выполненных электрошлаковой сваркой без нормализации, с использованием методов механики разрушения. — Автомат. сварка, 1981, № 8, с. 35—40.
85. Екобори Такео. Научные основы прочности и разрушения материалов. — Киев: Наук. думка, 1978. — 351 с.
86. Ерохин А. А. Основы сварки плавлением. — М.: Машиностроение. — 448 с.
87. Ерыпалов Е. С., Панов В. И. Технология сварки крупногабаритных толстостенных конструкций (экскаватора) из термоупрочненных сталей в зимних полевых условиях. — Свароч. пр-во, 1982, № 12, с. 17—19.
88. Ивлев Д. Д. Теория идеальной пластичности. — М.: Наука, 1977. — 128 с.
89. Жемчужников Г. В., Гиренко В. С. Деформационное старение и хрупкое разрушение металлов. — Автомат. сварка, 1964, № 10, с. 8—14.
90. Захаров В. Ф. Анализ причин хрупких разрушений металлических конструкций при низких температурах. — В кн.: Проблемы

- хладостойкости конструкционных сталей.— Иркутск: Вост.-Сиб. кн. изд-во, 1971, с. 55—60.
91. Земзин В. Н. Сварные соединения разнородных сталей.— М.— Л.: Машиностроение, 1966.— 232 с.
  92. Земзин В. Н., Шрон Р. З. Термическая обработка и свойства сварных соединений.— Л.: Машиностроение, 1978.— 367 с.
  93. Иванова В. С. Об определении линии повреждаемости металлов при усталости.— Завод. лаб., 1960, т. 26, № 10, с. 1336—1339.
  94. Иванова В. С. и др. Роль дислокаций в упрочнении и разрушении металлов.— М.: Наука, 1965.— 180 с.
  95. Иванова В. С., Терентьев В. Ф. Природа усталости металлов.— М.: Металлургия, 1975.— 456 с.
  96. Иванцов О. И., Харитонов В. И. Надежность магистральных трубопроводов.— М.: Недра, 1978.— 165 с.
  97. Иоффе А. Ф., Кирпичева М. В., Афанасьева (Левицкая) М. А. Предел упругости и прочность кристаллов.— В кн.: А. Ф. Иоффе «Избранные труды». Т. 1. Л.: Наука. Ленингр. отд-ние, 1974, с. 183—185.
  98. Ишков А. М. Исследование эксплуатационных свойств автомобилей в условиях холодного климата: Автореф. дис. ... канд. техн. наук.— М.: МАДИ, 1982.— 19 с.
  99. Казимиров А. А., Недосека А. Я., Санченко В. А. Расчет распределения тепла при сварке пластин встык с учетом влияния температуры на физические свойства.— Автомат. сварка, 1973, № 11, с. 28—30.
  100. Кална К. Уточненный метод расчета критического раскрытия трещины.— Пробл. прочности, 1975, № 11, с. 62—73.
  101. Каменецкий Л. Е. Пути повышения использования основных производственных фондов на карьерах Крайнего Севера.— В кн.: Труды ЛГИ. Проблемы разработки месторождений полезных ископаемых Севера. Л., 1972, с. 132—135.
  102. Капур К., Ламберсон Л. Надежность и проектирование систем.— М.: Мир, 1980.— 604 с.
  103. Карзов Г. П., Леонов В. П., Тимофеев Б. Г. Сварные сосуды высокого давления.— Л.: Машиностроение, 1982.— 287 с.
  104. Касаткин Б. С. Структура и микромеханизм хрупкого разрушения стали.— Киев: Техника, 1964.— 264 с.
  105. Касаткин Б. С., Волков В. В. Влияние последующего подогрева на стойкость сварных соединений стали 14Х2ГМР против образования трещин.— Автомат. сварка, 1977, № 12, с. 39—41.
  106. Касаткин Б. С. и др. Экспериментальные методы исследования деформаций и напряжений.— Киев: Наук. думка, 1981.— 584 с.
  107. Касаткин Б. С., Мусияченко В. Ф. Низколегированные стали высокой прочности для сварных конструкций.— Киев: Техника, 1970.— 170 с.
  108. Касаткин Б. С., Мусияченко В. Ф., Вахнин Ю. Н. Повышение надежности и долговечности сварных конструкций на основе применения высокопрочных сталей.— В кн.: Надежность и долговечность машин и сооружений. Вып. 1. Киев: Наук. думка, 1982, с. 10—19.
  109. Касаткин Б. С. и др. Оптимальные термические циклы сварки сталей 14Х2ГМР и 14ХМНДФР.— Автомат. сварка, 1972, № 4, с. 14—17.
  110. Касаткин Б. С., Царюк А. К. Особенности пластической деформации в околосварной зоне.— Автомат. сварка, 1965, № 2, с. 1—7.
  111. Касаткин О. Г., Мусияченко В. Ф. Расчет режима сварки высоко-

- прочной низколегированной стали.— Автомат. сварка, 1977, № 10, с. 1—5.
112. Картен Х. Т. Методы испытаний для определения сопротивления металлов распространению трещины.— Механика, 1974, № 5, с. 147—153.
  113. Кирьян В. И. Анализ влияния остаточных напряжений на сопротивление сварных соединений хрупким разрушениям в рамках  $\delta$ -модели: Автореф. дис. ... канд. техн. наук.— Киев: Ин-т электросварки им. Е. О. Патона АН УССР, 1977.— 24 с.
  114. Козлов А. Г. Трещиностойкость плоских элементов конструкций из пластичных сталей: Автореф. дис. ... канд. техн. наук.— Якутск, Ин-т физ.-техн. проблем Севера ЯФ СО АН СССР, 1985.— 21 с.
  115. Козлов Р. А. Водород при сварке корпусных сталей.— Л.: Судостроение, 1969.— 175 с.
  116. Копельман Л. А. Сопротивляемость сварных узлов хрупкому разрушению.— Л.: Машиностроение, 1978.— 232 с.
  117. Коротаев В. М., Ткачева О. В. Прогнозирование надежности сварных соединений технологического оборудования.— В кн.: Модернизация существующего и разработка новых видов оборудования для пищевой промышленности.— М.: Машиностроение, 1981, с. 3—5.
  118. Коттерилл П. Водородная хрупкость металлов.— М.: Металлургиздат, 1963.— 117 с.
  119. Коттрелл К. Л. Требования, предъявляемые к высокопрочной стали.— В кн.: Высокопрочная сталь. М.: Металлургиздат, 1965, с. 9—23.
  120. Кох П. И. Климат и надежность машин.— М.: Машиностроение, 1981.— 175 с.
  121. Кох П. И. Надежность горных машин при низких температурах.— М.: Недра, 1972.— 192 с.
  122. Кох П. И. Надежность механического оборудования карьеров.— М.: Недра, 1978.— 189 с.
  123. Кох П. И. Ремонт экскаваторов.— М.: Недра, 1979.— 281 с.
  124. Коцаньда С. Усталостное разрушение металлов.— М.: Металлургия, 1976.— 455 с.
  125. Кошелев Н. Н., Хакимов А. Н. Влияние параметров термического цикла сварки и отпуска на ударную вязкость термоупрочненной стали 10Г2ФР.— В кн.: Технология, экономика и организация производства химического и нефтяного машиностроения. Вып. 5. М.: ЦНИИТИХимнефтемаш, 1978, с. 11—12.
  126. Кошелев П. Ф. Механические свойства материалов для криогенной техники.— М.: Машиностроение, 1971.— 368 с.
  127. Кошелев П. Ф., Беляев С. Е. Прочность и пластичность конструкционных материалов при низких температурах. Справочное пособие.— М.: Машиностроение, 1967.— 363 с.
  128. Красовский А. Я. Хрупкость металлов при низких температурах.— Киев: Наук. думка, 1980.— 337 с.
  129. Красовский А. Я., Надеждин Г. Н. О физическом смысле температуры хрупкости.— В кн.: Физика хрупкого разрушения. Ч. 1. Киев: ИПМ, 1976, с. 50—56.
  130. Крайчик М. М. Применение поверхностного наклепа для упрочнения сварных конструкций подвижного состава.— Вестник машиностроения, 1970, № 1, с. 28—30.
  131. Кудрявцев И. В. Современное состояние и практическое применение ППД.— Вестник машиностроения, 1972, № 1, с. 35—38.

132. Кудрявцев И. В., Наумченко Н. Е. Усталость сварных конструкций.— М.: Машиностроение, 1976.— 270 с.
133. Кузмак Е. М., Кошелев Н. Н., Хакимов А. Н. Технология сварки нефтехимической аппаратуры из стали 10Г2ФР с регулированием термических циклов.— Хим. и нефт. машиностроение, 1975, № 8, с. 23—25.
134. Кузмак Е. М. и др. Свариваемость термоупрочненных сталей.— М.: Mashfiz, 1977.— 127 с.
135. Кузмак Е. М., Яшунская Т. В., Хакимов А. Н. Кинетика фазовых превращений при сварке термоупрочненных сталей 15ХГ и 10Г2ФР.— Свароч. пр-во, 1977, № 12, с. 6—8.
136. Кузнецов В. Д. Физика твердого тела. Т. V. Материалы по физике пластичности и хрупкости металлов (Составлены при участии А. И. Костылевой). Томск: Полиграфиздат, 1949.— 700 с.
137. Куркин С. А. Технология изготовления сварных конструкций.— М.: Mashfiz, 1962.— 151 с.
138. Куркин С. А. Прочность сварных тонкостенных сосудов, работающих под давлением.— М.: Машиностроение, 1976.— 184 с.
139. Лапин И. Л. Оптическое исследование радиального распределения температуры и электропроводности плазмы Fe-дуги.— Свароч. пр-во, № 4, 1971, с. 5—7.
140. Ларионов В. П. О влиянии сварки на изменение порога хладноломкости малоуглеродистой стали.— В кн.: Строительство в районах Восточной Сибири и Крайнего Севера. Вып. 5. Красноярск: Краснояр. кн. изд-во, 1963, с. 183—198.
141. Ларионов В. П. Хрупкое разрушение сварных соединений в условиях Северо-Востока СССР: Автореф. дис.... канд. техн. наук.— Киев: Ин-т электросварки им. Е. О. Патона АН УССР, 1967.— 17 с.
142. Ларионов В. П., Аммосов А. П., Табысов В. П. Полиморфные превращения в сталях при ручной дуговой сварке в условиях климатических низких температур.— В кн.: Хладостойкость сварных соединений. Якутск: ЯФ СО АН СССР, 1978, с. 110—118.
143. Ларионов В. П., Аммосов А. П., Табысов В. П., Колчанов М. Е. Деформометрический метод анализа распада аузенита в зонах сварного соединения в условиях климатически низких температур.— В кн.: Работоспособность деталей машин и конструкций в условиях низких температур. Якутск: ЯФ СО АН СССР, 1979, с. 105—112.
144. Ларионов В. П., Аммосов А. П., Попов В. В. Влияние локальной анизотропии, механических свойств и температуры испытания на параметры трещиностойкости сварного соединения.— В кн.: Физика разрушения. Ч. II. Киев: ИПМ АН УССР, 1980, с. 330—331. (Тезисы докладов IV Всесоюзной конференции по физике разрушения твердых тел.).
145. Ларионов В. П., Григорьев Р. С., Лыглаев А. В. Анализ низкотемпературных разрушений деталей машин и элементов конструкций.— В кн.: Прочность материалов и конструкций при низких температурах. Киев: Наук. думка, 1984, с. 135—140.
146. Ларионов В. П., Григорьев Р. С., Слепцов О. И., Аммосов А. П. Рекомендации по технологии сварки элементов металлоконструкций и труб при отрицательных температурах (до —50°C).— Якутск: ЯФ СО АН СССР, 1982.— 16 с.
147. Ларионов В. П., Григорьев Р. С., Слепцов О. И., Тулоханов К. Н. Рекомендации по выполнению сварочно-монтажных работ при изготовлении и ремонте металлоконструкций и деталей машин,

- предназначенных для работы в районах Крайнего Севера.— Якутск: ЯФ СО АН СССР, 1980.— 23 с.
148. Ларионов В. П., Григорьев Р. С., Стебаков И. М. Влияние усталости на хладостойкость сварных соединений.— Якутск: Якутск. кн. изд-во, 1976.— 136 с.
  149. Ларионов В. П., Ковальчук В. А. Хладостойкость и износ деталей машин п сварных соединений.— Новосибирск: Наука, Сиб. отд-ние, 1976.— 206 с.
  150. Ларионов В. П., Лепихин А. М., Махутов Н. А., Москвичев В. В. Статистические закономерности распределения дефектов сплошности в сварных соединениях из сталей низкой и средней прочности.— В кн.: Прочность материалов и элементов конструкций в условиях низких температур. Якутск: ЯФ СО АН СССР, 1985, с. 90—94.
  151. Ларионов В. П., Лыглаев А. В. Применение видеоизмененных уравнений Вестергаарда для оценки фиктивной трещиностойкости пластичных материалов.— В кн.: Применение механики разрушения для оценки медленного роста трещины. ЧССР, Малакки, 28—30.II.1979 г., с. 113—120.
  152. Ларионов В. П., Лыглаев А. В., Герасимов А. Г. Искривление траектории растущей трещины в твердом теле с системой направленных повреждений.— В кн.: Тезисы докладов IV Всесоюзной конференции «Физика разрушения». Ч. 1. Киев: Наук. думка, 1980, с. 119—120.
  153. Ларионов В. П., Новиков Г. А., Яковлев П. Г. Об оценке работоспособности машин при низких температурах.— В кн.: Строительство в районах Восточной Сибири и Крайнего Севера. Вып. 5. Красноярск: Краснояр. кн. изд-во, 1963, с. 128—138.
  154. Ларионов В. П., Новиков Г. А., Яковлев П. Г. Повышение хладостойкости кипящей стали путем термической обработки.— В кн.: Техника для Севера. М.: Экономпка, 1965, с. 21—33.
  155. Ларионов В. П., Новиков Г. А., Яковлев П. Г. О хрупких разрушениях сварных конструкций.— В кн.: Строительство в районах Восточной Сибири и Крайнего Севера. Сб. 13. Красноярск: Краснояр. кн. изд-во, 1967, с. 30—41.
  156. Ларионов В. П., Павлов А. Р., Тихонов А. Г., Слепцов О. И. Применение ЭВМ для численного решения температурного поля при сварке встык тонких пластин.— Автомат. сварка, 1979, № 11, с. 19—22.
  157. Ларионов В. П., Павлов А. Р., Аммосов А. П., Тихонов А. Г. Расчетный метод исследования температурного поля при многослойной сварке.— Автомат. сварка, 1981, № 4, с. 16—18.
  158. Ларионов В. П., Павлов А. Р., Аммосов А. П. Особенности теплового баланса ванны при сварке в условиях низких климатических температур.— Автомат. сварка, 1981, № 10, с. 22—24.
  159. Ларионов В. П., Слепцов О. И. О критериях оценки склонности к образованию холодных трещин низколегированных сталей при сварке в условиях низких температур.— В кн.: Сварка и хрупкое разрушение. Якутск: ЯФ СО АН СССР, 1980, с. 3—9.
  160. Ларионов В. П., Слепцов О. И. Природа образования холодных трещин и обеспечение технологической прочности сварных соединений при низких температурах.— В кн.: Механика разрушения и прочность конструкций при низких температурах. Якутск: ЯФ СО АН СССР, 1983, с. 40—68.
  161. Лашенко М. Н. Аварии металлических конструкций зданий и сооружений.— Л.: Стройиздат, 1969.— 181 с.

162. Лебедев А. А., Чечин Э. В. К выбору допускаемых напряжений при расчете конструкций по критерию статической прочности.— Пробл. прочности, 1980, № 4, с. 32—34.
163. Лебедев А. А., Ламашевский В. П. Исследование деформирования и разрушения углеродистой стали при плоском напряженном состоянии в условиях низких температур.— В кн.: Термопрочность материалов и конструктивных элементов. Вып. 5. Киев: Наук. думка, 1969, с. 449—458.
164. Лебедев Ю. М. и др. Методика моделирования сварочных термодеформационных циклов.— Автомат. сварка, 1978, № 12, с. 31—33.
165. Лепихин А. М., Козлов А. Г., Москвичев В. В. Прогнозирование надежности элементов сварных металлических конструкций по критериям механики разрушения.— В кн.: Металлические конструкции для работы в суровых климатических условиях. Красноярск: Краснояр. кн. изд-во, 1982, с. 38—52.
166. Лесков Г. И. Электрическая сварочная дуга.— М.: Машиностроение, 1970.— 335 с.
167. Лившиц Л. С. Металловедение для сварщиков.— М.: Металлургия, 1979.— 250 с.
168. Литвиненко Д. А. Хладостойкие конструкционные стали и методы оценки хладостойкости.— Сталь, 1969, № 8, с. 741—743.
169. Логвинов В. И. Закономерности регулирования термически упрочненных сталей при сварке.— В кн.: Свариваемость термически упрочненных сталей. М.: Недра, 1967, с. 78—83.
170. Лукьянов В. Ф., Валиев И. Т., Харченко В. Я. Вероятностное обоснование требований к качеству сварных соединений тракторов и сельхозмашин с позиций механики разрушения.— В кн.: Дальнейшее совершенствование сварочного производства на предприятиях агропромышленного комплекса СССР и обслуживающих его отраслей. (Тез. докл. на Всесоюз. науч.-техн. конф.). Таганрог: Изд-во Сев. Кавказ. НЦ, 1983, с. 73—75.
171. Мазанец К. Г., Гиспецка Л. К. К вопросу изучения свариваемости сталей повышенной прочности.— Zvaranje, 1967, № 1, с. 7—8.
172. Мазель А. Г. Технологические свойства электросварочной дуги.— М.: Машиностроение, 1969.— 178 с.
173. Мазель А. Г., Полужьян Ж. А., Рахманов А. С. Определение необходимости предварительного подогрева и его температуры при сварке стыков магистральных трубопроводов.— Стр-во трубопроводов, 1971, № 7, с. 36—37.
174. Мазель А. Г., Полужьян Ж. А., Николаев Т. П. Технологические мероприятия при сварке трубопроводов в зимних условиях.— Стр-во трубопроводов, 1979, № 11, с. 31—33.
175. Мазель А. Г., Рогова Е. М., Полужьян Ж. А. Влияние сварочных материалов на склонность к хрупкому разрушению сварных швов, выполненных при низкой температуре.— Труды Всесоюз. науч. иссл. ин-та по строительству магистральных трубопроводов, 1967, вып. 19, с. 73—79.
176. Мазинг М. А. Об уширении и сдвиге спектральных линий в плазме газового разряда.— Труды ФИАН им. П. Н. Лебедева, 1961, т. 15, с. 55—63.
177. Макара А. М., Гордонный В. Г., Новиков И. В. Влияние временных сварочных напряжений на сопротивляемость соединений образованию холодных трещин.— Автомат. сварка, 1968, № 7, с. 1—5.

178. Макаров Э. Л. Холодные трещины при сварке легированных сталей.— М.: Машиностроение, 1981.— 247 с.
179. Макаров Э. Л., Чабуркин В. Ф., Лифшиц Л. С., Рахманов А. С. Выбор технологии сварки, обеспечивающей стойкость сварных соединений против образования холодных трещин.— Свароч. пр-во, 1972, № 8, с. 30—32.
180. Матханов В. Н., Хрюкин Ю. А., Фаренбрух В. Э., Шерстнев В. В. О хладостойкости сварных соединений, выполненных при отрицательных температурах.— Свароч. пр-во, 1972, № 9, с. 26—28.
181. Махненко В. И. Расчетные методы исследования кинетики сварочных напряжений и деформаций.— Киев: Наук. думка, 1976.— 319 с.
182. Махненко В. И. Тепловые процессы при сварке.— В кн.: Сварка в СССР. Т. II. М.: Наука, 1981, с. 27—45.
183. Махненко В. И., Егорова Л. А. Области применения схемы мощного быстродвижущегося источника тепла в расчетах температур при сварке.— Автомат. сварка, 1975, № 5, с. 68—69.
184. Махненко В. И., Починок В. Е. Расчеты на прочность сварных соединений с конструктивными особенностями трещинообразного типа.— В кн.: Надежность и долговечность машин и сооружений. Вып. 1. Киев: Наук. думка, 1982, с. 10—19.
185. Махно Д. Е., Шадрин А. И. Надежность карьерных экскаваторов и станков шарошечного бурения в условиях Севера.— М.: Недра, 1976.— 167 с.
186. Махутов Н. А. Сопротивление элементов конструкций хрупкому разрушению.— М.: Машиностроение, 1973.— 201 с.
187. Махутов Н. А. Деформационные критерии разрушения и расчет элементов конструкций на прочность.— М.: Машиностроение, 1981.— 272 с.
188. Мельников Н. П. Металлические конструкции: Современное состояние и перспективы развития.— М.: Стройиздат, 1983.— 543 с.
189. Мельников Н. П., Винклер О. Н., Махутов Н. А. Условия и причины хрупких разрушений строительных стальных конструкций.— В кн.: Материалы по металлическим конструкциям. Вып. 16. М.: Машиностроение, 1972, с. 14—27.
190. Мельников Н. П., Гладштейн Л. И., Бобылева Л. А. Высокопрочная сталь 12ГН2МФАЮ повышенной хладостойкости в сварных конструкциях.— Автомат. сварка, 1978, № 2, с. 50—54.
191. Методические указания. Расчеты и испытания на прочность в машиностроении. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик вязкости разрушения (трещиностойкости) сварных соединений при статическом нагружении.— Киев: Ин-т электросварки им. Е. О. Патона АН УССР, 1982.— 96 с.
192. Мешков Ю. Я. Физические основы разрушения стальных конструкций.— Киев: Наук. думка, 1981.— 240 с.
193. Михайлов Т. С., Жуков А. В., Егин Б. А. Влияние климатических факторов на работу карьерного оборудования.— В кн.: Проблемы работы карьеров Севера. Л.: Mashgiz, 1968, с. 58—62.
194. Михеев П. П., Труфьяков В. И., Бушпедт Ю. П. Применение импульсивной обработки для повышения выносливости сварных соединений.— Автомат. сварка, 1967, № 10, с. 63—64.
195. Мнушкин О. С., Кархин В. А. Расчетная оценка температуры подогрева для предотвращения холодных трещин при сварке сталей.— Свароч. пр-во, 1980, № 11, с. 4—5.



196. **Моношков А. Н.** К вопросу критериев и методов оценки сопротивляемости конструкций хрупкому разрушению.— В кн.: Прочность металлов и сварных конструкций. (Сб. докл. всесоюз. конф. «Работоспособность машин и конструкций в условиях низких температур. Хладостойкость материалов». Ч. II). Якутск: ЯФ СО АН СССР, 1974, с. 129—138.
197. **Моношков А. Н., Лупин В. А., Мпидлин В. Г., Пашков Ю. И.** Использование энергетического подхода для оценки сопротивляемости газопроводов хрупкому разрушению.— В кн.: Прочность металлов и сварных конструкций. Ч. II. Якутск: ЯФ СО АН СССР, 1974, с. 75—95.
198. **Морозов Е. М.** Метод расчета на прочность при наличии трещин.— Пробл. прочности, № 1, с. 35—40.
199. **Морозова Н. Г., Старцев Г. П.** Линии дугового спектра железа для определения температуры дуги методом испускания.— Изв. АН СССР. Сер. физ., 1962, т. 26, № 7, с. 929—933.
200. **Мотус Э. П. и др.** Особенности технологии сварки с регулированием термических циклов.— М.: Машгиз, 1976.— 72 с.
201. **Мусияченко В. Ф.** Основы металлургии и технологии сварки высокопрочных низколегированных сталей.— Киев: Наук. думка, 1976.— 52 с.
202. **Мусияченко В. Ф.** Технология и металлургия сварки высокопрочных низколегированных сталей.— Автореф. дис.... докт. техн. наук.— Киев: Ин-т электросварки им. Е. О. Патона АН УССР, 1979.— 38 с.
203. **Наумченков Н. Е.** Поверхностный наклеп как средство повышения усталостной прочности сварных соединений.— В кн.: Исследования по упрочнению деталей машин. Кн. III. М.: Машиностроение, 1972, с. 131—151.
204. **Нецветаев В. А., Матханов В. Н.** Исследование сопротивляемости сталей 10Г2С1 и 10ХСНД образованию пластинчатых трещин при сварке в зимних условиях.— В кн.: Хладостойкость сварных соединений. Якутск: ЯФ СО АН СССР, 1978, с. 94—97.
205. **Никифоров Г. Д., Бобров Г. В., Никитин В. М., Дьяченко В. В.** Технология и оборудование сварки плавлением.— М.: Машиностроение, 1978.— 327 с.
206. **Николаев Г. А.** Расчет сварных соединений и прочность сварных конструкций.— М.: Высш. шк., 1965.— 451 с.
207. **Николаев Г. А., Куркин С. А., Винокуров В. А.** Расчет, проектирование и изготовление сварных конструкций.— М.: Высш. шк., 1971.— 760 с.
208. **Новиков Б. А.** Долговечность и срок службы экскаваторов на открытых горных работах.— В кн.: Добыча угля открытым способом.— М.: Уголь, 1974, № 10, с. 8—10.
209. **Новиков Н. В.** Действие холода на основные машиностроительные материалы.— В кн.: Холод в машиностроении.— М.: Машиностроение, 1969, с. 7—81.
210. **Новиков Н. В., Майстренко А. П., Ульяненко А. П.** Конструкционная прочность при низких температурах.— Киев: Наук. думка, 1979.— 232 с.
211. **Новиков В. И., Гарф Э. Ф.** Хрупкое разрушение сварных соединений из низкоуглеродистой стали  $\delta=4-8$  мм.— Автомат. сварка, 1966, № 5, с. 8—10.
212. **Нотт Дж.** Основы механики разрушения.— М.: Металлургия, 1978.— 256 с.

213. Новые методы оценки сопротивления металлов хрупкому разрушению/Под ред. Ю. Н. Работнова.— М.: Мир, 1972.— 361 с.
214. Нуялдин В. Д. Расчетное определение термических циклов с учетом принудительного локального стока тепла применительно к процессам сварки термоупрочненных сталей: Автореф. дис.... канд. техн. наук.— М.: ИНХиГП им. Губкина АН СССР, 1981.— 18 с.
215. Одинг И. А. Процесс разрушения металлов как результат взаимодействия дислокаций.— Изв. АН СССР, ОТН, Металлургия и топливо, 1960, № 3, с. 3—16.
216. Одинг И. А., Николов А. Г., Марьяновская Т. С. Влияние циклической нагрузки на порог хладноломкости углеродистой стали.— Докл. АН СССР, 1962, т. 143, вып. 6, с. 1332—1335.
217. Окерблом Н. О. Вопросы сопротивляемости сварных конструкций хрупким разрушениям.— В кн.: Хладостойкость стали и стальных конструкций. Новосибирск: Наука. Сиб. отд-ние, 1971, с. 99—109.
218. Окерблом Н. О., Демянцевич В. П., Байкова К. П. Проектирование технологии изготовления сварных конструкций.— Л.: Судпромгиз, 1963.— 602 с.
219. Островская С. А. Влияние скорости остывания на структуру и механические свойства металла швов, сваренных автоматом и полуавтоматом под флюсом и вручную качественными электродами.— Автомат. сварка, 1951, № 6, с. 3—22.
220. Островская С. А. Дуговая сварка сталей на морозе.— В кн.: Хладостойкость сварных конструкций. Киев: НТО Машпром, 1963, с. 31—54.
221. Островская С. А. Некоторые сравнительные данные дуговой сварки под флюсом и углекислым газом.— В кн.: Конструктивно-технологическое проектирование сварных конструкций. Ч. 1. Л.: Машпром, 1970, с. 56—60.
222. Павлов В. А. Влияние энергии дефекта упаковки на хладноломкость металлов с ОЦК решеткой.— Физика металлов и металловедение, 1966, т. 21, с. 286—288.
223. Панасюк В. В. Предельное равновесие хрупких тел с трещинами.— Киев: Наук. думка, 1968.— 246 с.
224. Панасюк В. В., Андрейкив А. Е., Ковчик С. Е. Методы оценки трещиностойкости конструкционных материалов.— Киев: Наук. думка, 1977.— 277 с.
225. Панин В. Е. Электронная структура, устойчивость решетки и проблема низкотемпературной пластичности.— В кн.: Физика хрупкого разрушения. Ч. 1. Киев: ИПМ, 1976, с. 3—16.
226. Партон В. З., Морозов Е. М. Механика упругопластического разрушения.— М.: Наука, 1974.— 416 с.
227. Патон Б. Е. О диагностике несущей способности сварных конструкций.— Автомат. сварка, 1981, № 9, с. 1—4.
228. Патон Б. Е. Сварка — настоящее и будущее.— В кн.: Проблемы сварки и специальной электрометаллургии. Киев: Ин-т электро-сварки им. Е. О. Патона АН УССР, 1984, с. 3—4. (Тез. докл. Всесоюз. конф. (Киев, 16—18 мая 1984 г.)).
229. Патон Б. Е., Аснис А. Е. О некоторых причинах хрупкого разрушения сварных соединений труб газопроводов.— Автомат. сварка, 1954, № 3, с. 55—58.
230. Патон Б. Е., Труфяков В. И. О повышении несущей способности и долговечности сварных конструкций.— Автомат. сварка, 1982, № 2, с. 1—6.

231. Петров Г. Л., Тумарев А. С. Теория сварочных процессов.— М.: Высш. шк., 1977.— 392 с.
232. Пимахов Д. Н., Горковский Ю. З. Исследование кинетики распада аустенита сталей 14Х2ГМР и 14ХМНДФР при непрерывном охлаждении.— Металлург. и горноруд. пром-сть, 1976, № 6, 34—35.
233. Писаренко Г. С., Лебедев А. А. Деформирование и прочность материалов при сложном напряженном состоянии.— Киев: Наук. думка, 1976.— 416 с.
234. Писаренко Г. С., Науменко В. П., Волков Г. С. Определение трещиностойкости материалов на основе энергетического контурного интеграла.— Киев: Наук. думка, 1978.— 124 с.
235. Писаренко Г. С., Стрижало В. А. О некоторых проблемах низкотемпературного упрочнения металлов и его учета в технике низких температур.— В кн.: Прочность материалов и конструкций при низких температурах. Киев: Наук. думка, 1984, с. 3—12.
236. Пацкевич И. Р. Исследование переноса электродного металла в сварочной дуге: Автореф. дис.... канд. техн. наук. Свердловск, 1952.— 23 с.
237. Подгаецкий В. В. Поры, включения и трещины в сварных швах. Киев: Техника, 1970.— 236 с. (на укр. яз.).
238. Подгаецкий В. В., Парфессо Г. И. Трещины сульфидного происхождения при сварке стали.— Киев: Наук. думка, 1977.— 152 с.
239. Попов К. В., Захаров В. Ф. Анализ некоторых характерных случаев хладноломкости сварных конструкций.— В кн.: Хладостойкость стали и стальных конструкций. Новосибирск: Наука. Сиб. отд-ние, 1971, с. 36—46.
240. Попов К. В., Киселев Ю. В. О влиянии циклических нагружений на склонность технического железа к хладноломкости.— Докл. АН СССР, 1965, т. 163, № 3, с. 628—630.
241. Попов К. В., Киселев Ю. В. Влияние работы в условиях усталости на хладостойкость стали.— Автомат. сварка, 1967, № 1, с. 44—47.
242. Попов К. В. и др. Влияние условий эксплуатации машин на склонность стали к хрупкому разрушению.— В кн.: Проблемы хладостойкости конструкционных сталей. Иркутск: Вост.-Сиб. кн. изд-во, 1971, с. 61—66.
243. Попов К. В., Носырева Е. С. Хладостойкость сталей с различным содержанием углерода и марганца.— В кн.: Строительство в районах Восточной Сибири и Дальнего Востока. Сб. 13. Красноярск: Краснояр. кн. изд-во, 1967, с. 67—72.
244. Попов К. В., Савицкий В. Г. Низкотемпературная хрупкость стали и деталей машин.— М.: Машиностроение, 1969.— 182 с.
245. Поповский Б. В., Дикун В. Н., Ритчик Г. А., Дубень Л. В. Исследование по применению стали класса —85/75 в регулируемой стенке резервуаров большого объема.— В кн.: Исследование методов сварки, процессы монтажа резервуаров. М.: ВНИИмонтажспецстрой, 1980, с. 111—117.
246. Потапьевский А. Г. и др. Перенос электродного металла при сварке в углекислом газе.— Автомат. сварка, 1971, № 6, с. 1—4.
247. Походня И. К. Газы в сварных швах.— М.: Машиностроение, 1972.— 256 с.
248. Походня И. К., Суптель А. М., Шлепаков В. Н. Сварка порошковой проволокой.— Киев: Наук. думка, 1972.— 223 с.

249. Прохоров Н. Н. Технологическая прочность металлов при сварке.— М.: Машпром, 1960.— 50 с.
250. Прохоров Н. Н. Физические процессы в металлах при сварке. Т. 1.— М.: Металлургия, 1968.— 695 с.
251. Прохоров Н. Н. Физические процессы в металлах при сварке. Т. 2. М.: Металлургия, 1976.— 598 с.
252. Прохоров Н. Н. Технологическая прочность сварных швов в процессе кристаллизации.— М.: Металлургия, 1979.— 248 с.
253. Прохоров Н. Н., Новиков Н. Н. Методика исследования процесса превращений аустенита в условиях сварки.— Автомат. сварка, 1972, № 4, с. 74.
254. Работнов Ю. Н. Хладостойкость машин и металлоконструкций.— Вестник АН СССР, 1962, № 1, с. 53—55.
255. Работнов Ю. Н. Элементы наследственной механики твердых тел.— М.: Наука, 1977.— 384 с.
256. Раевский Г. В. О хрупких разрушениях сварных резервуаров и других конструкций.— Автомат. сварка, 1959, № 9, с. 26—32.
257. Раевский Г. В. Новые идеи в предотвращении хрупких разрушений сварных конструкций.— В кн.: Хладостойкость сварных конструкций.— Киев: НТО Машпром, 1963, с. 23—30.
258. Разов И. А. Хрупкое разрушение сварных конструкций и их связь напряженным состоянием и склонностью стали к хрупкости.— В кн.: Хладостойкость стали и стальных конструкций. Новосибирск: Наука. Сиб. отд-ние, 1971, с. 71—76.
259. Разов И. А., Художникова Л. Ф., Шевандин Е. М. Исследование влияния циклического нагружения на изменение склонности стали к хладоломкости.— В кн.: Прочность металлов при переменных нагрузках. М.: Изд-во АН СССР, 1963, с. 61.
260. Райс Дж. Математические методы в механике разрушения.— В кн.: Разрушение. В 8-ми тт. Т. 2. М.: Мир, 1975, с. 204—335.
261. Рахманов А. С. Оценка хрупкости металла резервуаров и трубопроводов: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. М.: МИНХиГП, 1963.— 20 с.
262. Рахманов А. С., Тарлинский В. Д., Чабуркин В. Ф. Причины и механизм разрушения кольцевых сварных стыков.— Стр-во трубопроводов, 1971, № 4, с. 17—18.
263. Розенштейн И. М., Вомпе Г. А. К вопросу о распространении хрупкой трещины в строительной стали.— В кн.: Проблемы разрушения металлов. М.: Машгиз, 1980, с. 77—83.
264. 90 РД 50-260-81. Расчеты и испытания в машиностроении. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик вязкости разрушения (трещиностойкости) при статическом нагружении.— М.: Изд-во стандартов, 1982.— 55 с.
265. Рыжков Н. И. Производство сварных конструкций в тяжелом машиностроении. Организация и технология. 2-е изд., перераб. и доп.— М.: Машиностроение, 1980.— 375 с.
266. Рыкалин Н. Н. Тепловые основы сварки. Ч. 1. М.— Л.: Изд-во АН СССР, 1974.— 271 с.
267. Рыкалин Н. Н. Расчет тепловых процессов при сварке.— М.: Машгиз, 1951.— 295 с.
268. Рыкалин Н. Н., Кулагин И. Д., Николаев А. В. Тепловые характеристики взаимодействия плазменной среды с нагреваемым телом.— Автомат. сварка, 1963, № 6, с. 3—13.
269. Самарский А. А. Введение в теорию разностных схем.— М.: Наука, 1971.— 552 с.

270. Саррак В. И. О хрупком разрушении стали.— В кн.: Проблемы хладостойкости конструкционных сталей. Иркутск: Вост.-Сиб. кн. изд-во, 1971, с. 146—152.
271. Сабарская Н. П. и др. Технологическая прочность термически упрочненных сталей марок 16ГФР и 16ГБР в процессе превращения аустенита при сварке.— В кн.: Сварка термоупрочненных труб при сооружении магистральных трубопроводов. М.: Машгиз, 1979, с. 34—49.
272. Сварка и хрупкое разрушение/Под ред. В. П. Ларионова.— Якутск: ЯФ СО АН СССР, 1980.— 149 с.
273. Сборник докладов Всесоюзной научно-технической конференции «Работоспособность машин и конструкций в условиях низких температур. Хладостойкость материалов (август, 1973 г.)».— Якутск: АН СССР Сиб. отд. Якутский филиал, ИФТПС, 1974, ч. I — Работоспособность машин и конструкций.— 258 с.; ч. II — Прочность металлов и сварных конструкций.— 272 с.
274. Седов Л. И. Механика сплошных сред. Т. 2.— М.: Наука, 1973.— 584 с.
275. Серенсен С. В. Сопротивление металлов усталостному и хрупкому разрушению.— М.: Атомиздат, 1975.— 190 с.
276. Сефериан Д. Металлургия сварки.— М.: Машгиз, 1963.— 347 с.
277. Сагалов В. И., Никонов И. П., Сюкасов Г. М., Струнец В. К. Расчет термических циклов при сварке трехфазной дугой.— Свароч. пр-во, 1974, № 10, с. 8—12.
278. Сильвестров А. В. Повышение надежности стальных конструкций, подверженных воздействию низких естественных температур: Автореф. дис.... докт. техн. наук.— Новосибирск: НИСИ, 1975.— 49 с.
279. Сильвестров А. В., Шагмарданов Р. М. Хрупкое разрушение стальных конструкций и пути его предотвращения.— Пробл. прочности, 1972, № 5, с. 83—94.
280. Слепня Л. И. Механика трещин.— Л.: Судостроение, 1981.— 295 с.
281. Слепцов О. И. Об испытании металлов на свариваемость при отрицательных температурах.— В кн.: Исследование по физико-техническим проблемам Севера. Якутск: ЯФ СО АН СССР, 1975, с. 125—129.
282. Слепцов О. И. Сопротивляемость низколегированных трубных сталей образованию холодных трещин при сварке в условиях низких температур.— В кн.: Методы оценки и пути повышения качества газонефтепроводных труб. Челябинск: Челябинский политехн. ин-т, 1976, с. 74—75.
283. Слепцов О. И. Исследования по выбору критерия оценки склонности к образованию сварочных трещин низколегированных сталей в условиях отрицательных температур.— Тез. республик. конф. «Технические проблемы Севера». Якутск: ЯФ СО АН СССР, 1978, с. 51—53.
284. Слепцов О. И. Влияние низкой температуры при сварке на образование холодных трещин в низколегированных трубных сталях.— Бюл. НТИ ЯФ СО АН СССР, 1979, № 2, с. 25—27.
285. Слепцов О. И. Сопоставление методов определения содержания диффузионного водорода в сварных швах.— В кн.: Сварка и хрупкое разрушение. Якутск: ЯФ СО АН СССР, 1980, с. 10—12.
286. Слепцов О. И. Технологическая прочность сварных соединений при низких температурах.— Новосибирск: Наука. Сиб. отд-ние, 1984.— 104 с.

287. Слишко Д. Б., Макаров Э. Л. Методика определения технологических характеристик наплавленного металла.— Изв. вузов. Машиностроение, 1983, № 7, с. 98—102.
288. Соболев Н. Д. и др. Экспериментальное и теоретическое изучение разрушения листовых материалов при наличии трещин.— Пробл. прочности, 1972, № 7, с. 45—49.
289. Собельман И. И. Введение в теорию атомных спектров.— М.: Физматгиздат, 1963.— 640 с.
290. Соколов Ю. В., Попова В. Б. Сварка в защитных газах с применением флюс пасты.— В кн.: Повышение качества и эффективности сварочного производства. М.: Машгиз, 1978, с. 114—118.
291. Солодарь М. В., Плишкин Ю. С., Кузнецова М. В. Металлические конструкции для строительства на Севере.— Л.: Стройиздат, 1981.— 208 с.
292. Стеренбоген Ю. А., Демченко В. Ф., Абдуллах В. М. Исследование процесса образования химической неоднородности при кристаллизации металла шва.— Автомат. сварка, 1977, № 2, с. 5—8.
293. Степанов Г. А., Шляпникова И. А., Кореньевский В. Г. Применение стали 14Г2АФ для сварных сосудов, работающих под давлением при низких температурах.— Свароч. пр-во, 1983, № 8, с. 19—20.
294. Стрижало В. А. Циклическая прочность и ползучесть металлов при малоцикловом нагружении в условиях низких и высоких температур.— Киев: Наук. думка, 1978.— 238 с.
295. Таран В. Д. Сварка магистральных трубопроводов и конструкций.— М.: Недра, 1970.— 384 с.
296. Тарлинский В. Д. Повышение эксплуатационной надежности кольцевого шва трубопроводов.— Стр-во трубопроводов, 1970, № 7, с. 9—11.
297. Тамура Х., Ямадзакис Я., Коно К. Сварка сталей, используемых при низких температурах.— М.: Машиностроение, 1978.— 161 с. (Пер. с яп. С. Л. Масленникова).
298. Телушкин В. Д. и др. Строительные и дорожные машины для районов с холодным климатом.— М.: Машиностроение, 1978.— 197 с.
299. Терещенко А. Ф. Применение технологических и конструктивных мер повышения долговечности сварных соединений металлоконструкций железнодорожного транспорта грузоподъемностью 500 тонн из высокопрочной стали 14Х2ГМР.— В кн.: Аргодуговая обработка сварных соединений. Киев: Наук. думка, 1983, с. 27—32.
300. Типовая методика определения эффективности капитальных вложений.— М.: Экономика, 1969.— 15 с.
301. Титиевский Е. М., Путятин Б. К., Федюнин П. Г. Рациональная структура ремонтного цикла карьерных экскаваторов.— Горн. журн., 1973, № 3, с. 11—12.
302. Тихомиров И. И. Биоклиматология Центральной Антарктиды и акклиматизация человека.— М.: Наука, 1968.— 194 с.
303. Технология электрической сварки металлов и сплавов плавлением/Под ред. акад. Б. Е. Патона.— М.: Машиностроение, 1974.— 768 с.
304. Толмачева Н. В., Кулешова Л. П. Свойства сварных соединений термически упрочненного профильного проката из стали классов С 46/33 и С 52/40 для строительных конструкций.— В кн.: Вопросы сварки металлических конструкций. М.: Стройиздат, 1983, с. 82—90.
305. Троицкий В. А., Демидко В. Г. Роль дефектологии сварных соединений в решении задач повышения надежности и долговечности

- деталей машин и сооружений.— В кн.: Надежность и долговечность машин и сооружений. Вып. 3. Киев: Наук. думка, 1983, с. 23—26.
306. Трочун И. П., Жданов И. М., Евдокимов Б. Ф. О влиянии порядка выполнения стыкового шва на характер поперечных деформаций сварного соединения.— *Технология судостроения*, 1962, № 2, с. 11—17.
  307. Трочун И. П., Прохоренко В. М., Жданов И. М. Об условиях самопроизвольного хрупкого разрушения жестко закрепленных стыков при повышении температуры.— *Автомат. сварка*, 1967, № 9, с. 1—7.
  308. Трощенко В. Т. Усталость и неупругость металлов.— Киев: Наук. думка, 1971.— 268 с.
  309. Труфяков В. И. Усталость и хрупкое разрушение сварных соединений.— В кн.: Вопросы механической усталости. М.: Машиностроение, 1964.— 46 с.
  310. Труфяков В. И. Усталость сварных соединений.— Киев: Наук. думка, 1973.— 216 с.
  311. Труфяков В. И., Дворецкий В. И., Алишов Н. И. Алгоритмы оценки параметров математических моделей усталостного разрушения.— В кн.: Программы и алгоритмы обработки экспериментальной информации. Киев. Наук. думка, 1976, с. 39—51.
  312. Труфяков В. И., Гиренко В. С., Дейнега В. А. Хрупкое разрушение сварных соединений в процессе циклического нагружения.— *Автомат. сварка*, 1969, № 9, с. 30—34.
  313. Труфяков В. И., Гиренко В. С., Михеев П. П. Влияние местных пластических деформаций на сопротивляемость сварных соединений хрупким разрушениям.— В кн.: Повышение прочности и долговечности деталей машин поверхностным пластическим деформированием. М.: ЦНИИТМАШ, 1970, с. 147—156.
  314. Труфяков В. И., Михеев П. П. Способы повышения выносливости сварных соединений.— *Автомат. сварка*, 1964, № 11, с. 28—36.
  315. Труфяков В. И., Павлов В. В., Жемчужников Г. В. Распространенные случаи и причины хрупких разрушений.— *Автомат. сварка*, 1967, № 2, с. 31—34.
  316. Тулохонов К. Н., Ларионов В. П. Особенности технологии ручной электродуговой сварки сталей при низких температурах.— В кн.: Прочность металлов и сварных конструкций. Якутск: ЯФ СО АН СССР, 1974, с. 210—220.
  317. Ужик Г. В. Прочность и пластичность металлов при низких температурах.— М.: Изд-во АН СССР, 1957.— 192 с.
  318. Ужик Г. В. Сопротивление отрыву и прочность металлов.— М.— Л.: Изд-во АН СССР, 1950.— 256 с.
  319. Ужик Г. В. Хрупкое разрушение при переменных нагрузках.— В кн.: Вопросы механической усталости. М.: Машиностроение, 1964, с. 7—22.
  320. Фридман Я. Б. Деформация и разрушение металлов при статических и ударных нагрузках.— М.: Гос. изд-во оборонной промышленности, 1946.— 228 с.
  321. Фролов В. В. и др. Теоретические основы сварки.— М.: Высш. шк., 1970.— 592 с.
  322. Фрумкин Н. И. Автоматическая электродуговая наплавка.— Харьков: Metallurgizdat, 1961.— 421 с.
  323. Хан Г., Саррат М., Розенфильд А. Критерии распространения трещины в цилиндрических сосудах давления.— В кн.: Новые

- методы оценки сопротивления металлов хрупкому разрушению. М.: Мир, с. 272—300.
324. Хашимото У., Инагаки М. Конструкционные стали и проблемы их сварки в Японии.— Автомат. сварка, 1967, № 8, с. 26—34; № 9, с. 8—18.
  325. Хиришфельд Г., Вайншенк Г. Спектрографический метод определения температуры сварочной дуги.— Реф. журн. «Металлургия», 1961, № 9, с. 11—15.
  326. Чеканов А. А. Сварка при низких температурах.— М.: Машгиз, 1962.— 192 с.
  327. Черепанов Г. П. Механика хрупкого разрушения.— М.: Наука, 1974.— 561 с.
  328. Четыркин Е. М., Калихман И. Л. Вероятность и статистика.— М.: Финансы и статистика, 1982.— 319 с.
  329. Черский Н. В. и др. Основы обеспечения работоспособности и долговечности техники Севера.— В кн.: Прочность материалов и элементов конструкций в условиях низких температур. Якутск: ЯФ СО АН СССР, 1985, с. 5—20.
  330. Чиряев Г. И., Черский Н. В. К богатствам Якутии.— Экономическая газета, № 11, март 1982, с. 6.
  331. Холл У. Дж., Кихара Х., Зут В., Уэллс А. А. Хрупкие разрушения сварных конструкций/Пер. с англ.— М.: Машиностроение, 1974.— 320.
  332. Шевандин Е. М. Влияние низких температур и высоких скоростей нагружения на свойства металлов.— ЖТФ, 1964, т. 16, вып. 11, с. 1235—1246.
  333. Шевандин Е. М. Влияние величины зерна на хладноломкость стали.— ЖТФ, 1946, т. 16, вып. 11, с. 1255—1260.
  334. Шевандин Е. М. Методика оценки склонности к хрупкому разрушению по виду излома.— Завод. лаб., 1959, т. XXV, № 12, с. 1497—1502.
  335. Шевандин Е. М., Разов И. А. Хладноломкость и предельная пластичность металлов в судостроении.— М.: Судостроение, 1965.— 336 с.
  336. Шеверницкий В. В. Проектирование сварных конструкций, работающих при низких температурах.— В кн.: Проектирование сварных конструкций. Киев: Наук. думка, 1965, с. 337—348.
  337. Шеверницкий В. В., Новиков В. И., Жемчужников Г. В., Труфяков В. И. Статистическая прочность сварных соединений из малоуглеродистой стали/Под общей ред. акад. Е. О. Патона.— Киев: Академиздат УССР, 1951.— 81 с.
  338. Шоршоров М. Х. Металловедение сварки стали и сплавов титана.— М.: Наука, 1965.— 336 с.
  339. Шоршоров М. Х., Белов В. В. Фазовые превращения и изменения свойств стали при сварке. Атлас.— М.: Наука, 1972.— 219 с.
  340. Шоршоров М. Х., Чернышева Т. А., Красовский А. И. Испытание металлов на свариваемость.— М.: Metallurgiya, 1972.— 240 с.
  341. Штембера В., Мраз Л. Изучение фазовых превращений и построение диаграмм распада аустенита в металле шва прямым методом.— Свароч. пр-во, 1981, № 4, с. 5—8.
  342. Шульте Ю. А. Хладостойкие стали.— М.: Metallurgiya, 1970.— 224 с.
  343. Шапов Н. П. Надежность сталей против хрупкого разрушения и сравнительная оценка их хладноломкости.— В кн.: Научные



- проблемы сварки и специальной металлургии. Ч. 1. Киев: Наук. думка, 1970, с. 167—176.
344. Ярошевич В. Д. О механизме термоактивируемой пластической деформации металлов при низких температурах.— *Физика металлов и металловедение*, 1971, вып. 4, т. 31, с. 857—865.
  345. Begley J. A., Landes J. D. The J-integral as a fracture criterion.— *Proc. of the 1971 Int. Symp. on Fracture Mechanics. Part II, ASTM STP 514*, 1972.
  346. Bokabzud T., Karlson A. Probabilistic fracture mechanics evaluation of the fatigue failure from weld defects. *Fitness Purpose Validat Welded Constr. Int. Conf.*, London, 17—19 Nov. 1981, vol. 1, Abington, 1982, p. 1—8.
  347. Boyd G. M. Service experience of brittle fracture.— In: *Brittle Fracture in Steel*, Admiralty Advisory Committee on Structural Steel.— London: Her Majesty's Stationary Office, 1962, p. 6.
  348. Burdekin F. M. The British Standard Committee WEE/37 draft and IIW approach. *Develop. Press. Ves.* 1.— London, 1979, p. 63—94.
  349. Burdekin F. M., Harrison J. D. Alternative elastic—plastic fracture mechanics concepts.— In: *IIW colloq. practical applicat. fracture mechanics*. Bratislava, 1979, p. 80—93.
  350. Burhorn Fr. Temperature und thermisches Gleichgewicht im Eisenbogen.— *Zeitschrift für Physik*, Bd. 140, S. 440—451.
  351. Carlekin T. Probabilistic fracture mechanics. *Adv. Elasto-Plast. Fract. Mech.*, *Proc. Semin.*, Varese, 1979.— London, 1980, p. 417—428.
  352. Cal F. R. The avoidance of hydrogen cracking in welding.— *Cracking and Fracture in Welding*.— In: *Proceedings of the 1st Symp. on Precaution against Cracking of Welded Structures*, Tokyo, 1971. Tokyo, 1972, 1135/1—1135/11, Discussion, p. 68.
  353. Cottrell A. H. Fracture and Society. *Fracture 1977*.— In: *Proc. 4-th Intern. Conf. on Fracture*. Waterloo, Canada, June 19—24, 1977, vol. 4, p. 7—33.
  354. Dermott R., Goal G. Crack-free welds in high strength steel.— *Welding Design and Fabrication*, 1976, vol. 49, N 11, p. 61—73.
  355. Dugdale D. S. Yielding of steel sheet containing slits.— *J. Mech. and Phys. of Solids*, 1960, vol. 8, N 2, p. 100—111.
  356. Eftis I., Liebowitz H. On the modified Westergaard equations for certain plain crack problems.— *Intern. J. of Fracture Mech.*, 1972, p. 383—392.
  357. Fournal F. A. A contribution to the study and inspection of manual welding on high elastic steel (X-60) pipe lines.— In: *11-th Gas Conf.*, Moscow, 1970, p. 32.
  358. Frank K. H. The fatigue strength of fillet welded connenctions: *Philos. D. Thesis*, Lehigh Univ., 1971.— 124 p.
  359. Goldman N. L., Hutchinson J. W. Fully plastic crack problems: The centre-cracked step under plain strain. *Intern.— J. Solid structures*, 1975, N 3, p. 575—591.
  360. Griffith A. A. The phenomenon of rupture and flow in solids.— *Philos. Trans. Roy. Soc.*, London, 1920, Ser. A, vol. 221, p. 163—198.
  361. Hocker K. H. Über die Wärmeleitung in der Hochstrombogensäule.— *Z. Naturforsch.*, 1949, N 4, S. 266—270.
  362. Hart P., Watkinson F., Baker R. Hydrogen induced delayed cracking in the site welding of pipelines.— In: *Proc. Pipe Welding Conf.* 1969. Abington, 1970, p. 115—124; Discussion, p. 242—251.

363. Hummitsch W. Neue Erkenntnisse auf dem Gebiet des Pipeline-schweissens.— Schweissen und Schneiden, 1970, N 12, S. 535—536.
364. IIW Doc. IX-735-71. Casebook of brittle fracture failures. 1971.— 78 p.
365. Irwin G. R. Fracture dynamics. Fracturing of Metals.— Trans. Amer. Soc. Metals, Cleveland, Ohio, 1948, vol. 40 A, p. 147—166.
366. Irwin G. R., Paris P. C. Elastic-plastic crack tip characterisation in relation to R-curves.— In: Fracture 1977, Proc. pf. 4-th Intern. Conf. of Fracture. Waterloo, Canada, 1977, vol. 1, p. 93—100.
367. Ito T., Bessyo K. Weld crackability formula of high strength steels.— J. Iron and Steel Inst. of Japan, 1972, vol. 58, N 13, p. 1812—1821.
368. Kanazawa T. Recent studies on brittle crack propagation in Japan.— In: Proc. Intern. Conf. on Dynamic Crack Propagation, Leyden, Noordhoff Intern. Publ., 1976, p. 565—597.
369. Kamath M. S. The crack opening displacement (CTOD) design curve: come proposal for incorporating stress gradient effects.— In: Fitness for Purpose Validation of Welded Constructions, Int. Conf., London, 1982, Abington, p. 1—19.
370. Larionov V. P., Grigoriev R. S., Novopashin M. D. e. a. Destructive Tests on Pressure Pipes at low Temperatures.— In: IIW Doc. X-888-78. Yakutsk — Kiev, 1978.— 14 p.
371. Larionov V. P., Slepcev O. I. Technologische Festigkeit von Schweißverbindungen bei niedrigen Lufttemperaturen.— Z. Schweisstechnik, 1984, N 7, S. 331—332.
372. Lacon B. R., Wilshaw T. R. Fracture of brittle solids.— Cambridge Univ. press, 1975, p. 204.
373. Liebowitz H., Eftis J. On non-linear effects in fracture mechanics.— J. Engineering Fracture Mechanics, 1971, vol. 3, p. 55—61.
374. MacGregor C., Crossman N. Some new aspects of the fatigue of metals brought out by brittle transition temperature tests.— Welding J., 1948, vol. 27, N 3, p. 132—144.
375. Nakanishi S., Jino M., Nomura A. Hydrogen induced cracking in gas pipelines weldments.— Tetsu to hagane.— J. Iron and Steel Inst. of Japan, 1977, vol. 63, N 11, p. 289.
376. Orowan E. Fundamentals of brittle behavior in metals. In: Fatigue and Fracture of Metals (a symposium held at Mit in 1950)/Ed. by W. M. Murray. N. Y.: Tech. Press MIT and J. Wiley, 1952, N 4, p. 139—167.
377. Parker B. R. Brittle behavior of engineering structures.— N. Y.: John Wiley and Sons Inc., 1957.
378. Pellini W. S. Principles of fracture-safe design.— Welding J., 1971, vol. 50, Res. Suppl., Part I, N 3, March 1971, 91—109-s; Part II, N 4, April 1971, p. 147 — 162.
379. Rice J. R. A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks.— J. Appl. Mech., 1968, vol. 35, N 2, p. 379—386.
380. Ronay M. Einfluss von vorherigen Dauerbeanspruchungen auf die kritische Temperatur der Stähle.— In: Symposium o unave, Praga, 8—10. IX. 1960. Praga, 1961, s. 249—271.
381. Savage W. F., Nippes E. F., Homma H. Hydrogen induced cracking in HY-80 steel weldments.— Welding J., 1976, vol. 55, N 11, p. 368—376.
382. Seyffarth. P.: Schweiß — ZTU — Schaubilder. Berlin: VEB Verlag Technik, 1982. 233 S.

383. Soete W. An experimental approach to fracture initiation in structural steels.— In: Fracture 1977 (Proc. 4-th Intern. Conf. on Fracture). Vol. 1.— Waterloo, Ontario, Canada, 1977, p. 775—804.
384. Trufjakov V. I., Mikheev P. P., Kusmenko A. Z. Effect of scale factor and residual welding stresses on the rate of fatigue crack propagation.— In: Practical applications of fracture mechanics to the prevention of failure of welded structures. Bratislava: Intern. Inst. of Welding, 1979, p. 46—51.
385. Turner C. E., Burdekin F. M. Review of current states of yielding fracture mechanics.— Atom. Energy Rev., 1974, N 12, p. 439—503.
386. Yokobori T., Kitagawa M. The temperature dependence of tensile and torsional brittle fracture at low temperature ISME Semi — Intern. Symp. Papers, Tokyo, 1967. Experimental Mechanics, vol. 2.— Tokyo, Japan Soc. of Mechanical Engineers, 1967, p. 183—185.
387. Watanabe K., Kihara H., Onuma T. Preheat temperature determination to prevent weld metal cracking in high strength steels.— Hitachi hyoron, 1974, vol. 56, N 12, p. 67—72.
388. Wells A. A. Application of fracture mechanics at and beyond general yielding.— British. Welding. J., 1963, vol. 10, N 11, p. 563—570.
389. Wells A. A. Crack opening displacements.— From Elastic — Plastic analysis of Externally Notched Tension Bars.— Engn. Fract. Mech., 1969, vol. 1, N 3, p. 339—410.
390. Winterton K. Investigation of pipeline failure.— Mines Branch Investigation Report IR61-149, Department of Mines and Technical Surveys, Ottawa, March 1962, 33 p.
391. Winterton K. Brittle failure and low temperature welding. J. Canadian Petroleum Technology, 1969, vol. 8, N 1, January — March, p. 35—43.
392. Winterton K. Brittle failure and flow temperature welding.— The J. Canadian Petroleum Technology, 1969, vol. 8, N 1, January — March, S. 35—43.

# СПИСОК УСЛОВНЫХ ОБОЗНАЧЕНИЙ И СОКРАЩЕНИЙ



- $a^{\max}, a_c^{\max}$  — максимальные размеры дефекта  
 $a, a_c, a_i$  — размер дефекта  
 $E_n$  — нормативный коэффициент капиталовложений  
 $E$  — модуль упругости  
 $E_1, E_2, E_i$  — энергия верхних уровней атома  
 $K_o$  — охлаждающее действие воздуха при ветре  
 $K_{\text{то}i}$  — коэффициент тяжести отказа  $i$ -й детали  
 $K_e, K_e^{\text{cp}}$  — коэффициенты концентрации деформаций  
 $K, K_p, K_p^0$  — коэффициенты запаса прочности  
 $K_I, K_I^0, K_{Ic}$  — коэффициенты интенсивности напряжений  
 $K_{\epsilon c}$  — критические значения коэффициента интенсивности деформаций  
 $K_I, K_{II}, K_{III}$  — коэффициенты интенсивности остаточных сварочных напряжений  
 $k$  — коэффициент сосредоточенности теплового потока дуги  
 $k_n$  — коэффициент наплавки  
 $M_i$  — количество машино-дней в  $i$ -м интервале температур  
 $P_i$  — абсолютное количество поломок в  $i$ -м интервале температур  
 $P, P_{\text{кр}}$  — сосредоточенная нагрузка  
 $P_w, P_c$  — параметры трещинообразования  
 $p$  — относительное превышение действующего напряжения цикла  
 $C$  — себестоимость продукции  
 $C_{\text{эт}}$  — суммарные текущие расходы  
 $C_{\text{т отк}}$  — суммарные расходы на устранение отказов  
 $C_i$  — суммарные расходы на устранение отказа  $i$ -й детали  
 $C_4$  — постоянная квадратичного штарк-эффекта

$T_{\text{ср}}$  — среднее значение наработки восстанавливаемого изделия  
 $T_{\text{кр}}$  — критическая величина усталостной трещины  
 $\vec{T}$  — вектор напряжений  
 $\Pi$  — стоимость машины  
 $b_{\text{д}}$  — функциональный коэффициент, зависящий от режимов сварки  
 $b_1$  — глубина проплавления  
 $f(a) \dots$  — функция распределения  
 $f_{\text{эк}}$  —  $k$  — тарифовка элемента конструкции  
 $f$  — коэффициент влияния геометрии образца  
 $G_{\text{тс}}$  — энергия продвижения трещины  
 $H_{\text{max доп}}$  — максимально допустимая твердость  
 $I_{\text{с}}$  — предел трещиностойкости  
 $J_{\text{тс}}$  — критическое значение  $J$ -интеграла  
 $J'(\beta)$  — параметр неадиабатического возмущения  
 $L$  — абсолютные размеры конструкции  
 $l_{\text{с}}$  — критическая деформация в вершине трещины  
 $m_1$  — относительная частота разрушений  
 $m_i(\tau)$  — количество отказов  $i$ -й машины  
 $m$  — коэффициент, определяющий продление срока эксплуатации  
 $N$  — количество однотипных машин или изделий  
 $N_{\text{ц}} \dots$  — число циклов  
 $Q_i$  — величина ущерба из-за отказа  $i$ -й детали  
 $Q_{\text{уд}}$  — величина удельного ущерба из-за отказа механического оборудования  
 $q_{\text{п}}$  — погонная энергия при сварке  
 $q_{\text{нр}}$  — неиспользованный ресурс долговечности  
 $q_{\text{эф}}$  — эффективная мощность дуги  
 $R$  — надежность изделия  
 $R_{\text{т}}$  — радиус трубы  
 $S$  — толщина образца  
 $s$  — длина кривой  
 $t_{100}^{300}, (t_{100}^{300})_{\text{кр}}$  — длительность охлаждения металла шва  
 $t^{\text{э}}$  — температура эксплуатации  
 $t_{\text{п}}$  — толщина плоского элемента конструкции  
 $\Delta t_{\text{о}}$  — суммарное время отказов  
 $2U$  — раскрытие берегов трещины  
 $v$  — скорость ветра  
 $v_{\text{св}}$  — скорость сварки

$v_k$  — эксплуатационная производительность машины в рассматриваемый период времени  
 $V$  — коэффициент интенсивности деформаций  
 $v_e$  — скорость электронов  
 $v_c$  — раскрытие берегов центральной трещины  
 $W_{500}^{600}, W_0, W_6$  — скорости охлаждения  
 $W$  — энергия деформации  
 $x, y, z, r, t$  — независимые переменные  
 $\alpha_i$  — угол наклона прямой  
 $\alpha_n$  — коэффициент запаса надежности  
 $\beta$  — параметр распределения Вейбулла — Гнеденко  
 $\gamma_{пл}$  — работа пластической деформации  
 $\gamma_{Гс}$  — удельная энергия разрушения  
 $\delta_{Гс}$  — критическое раскрытие кончика трещины  
 $\delta_1, \delta_1, \delta_2$  — берега трещины  
 $\varepsilon$  — относительная деформация нетто-сечения  
 $\eta$  — КПД процесса нагрева изделия  
 $\theta_{р\text{сч}}$  — расчетное значение климатического фактора  
 $\theta_{э\kappa \max}$  — максимальное значение климатического фактора в данном регионе  
 $\Delta\lambda_{шт}$  — штарковая полуширина линии  
 $\lambda_i$  — длина волны испускания  
 $\xi$  — коэффициент относительной повреждаемости  
 $\rho, \rho_1, \rho_2$  — удельная плотность  
 $\sigma_{p\min}$  — сопротивляемость образованию холодных трещин  
 $\sigma^a$  — напряжение при эксплуатации  
 $\tau$  — время наработки  
 $\psi, \psi_1, \dots$  — поправки на пластичность  
 $\Phi$  — безразмерная функция понижения разрушающего напряжения  
 $\omega(\tau)$  — параметр потока отказов  
 $\omega_n$  — скорость нагрева  
 $\omega(a)$  — закон выявляемости дефектов

# ОГЛАВЛЕНИЕ

|                                                                                                                           |            |
|---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|------------|
| Предисловие . . . . .                                                                                                     | 3          |
| <b>Глава 1. Анализ разрушений сварных соединений машин и конструкций в условиях холодной климатической зоны . . . . .</b> | <b>6</b>   |
| 1.1. Влияние климатических факторов на эксплуатационные характеристики техники . . . . .                                  | —          |
| 1.2. Методика анализа работоспособности сварных соединений машин и конструкций . . . . .                                  | 13         |
| 1.3. Отказы сварных соединений машины и конструкций в условиях низких температур . . . . .                                | 30         |
| <b>Глава 2. Влияние технологии сварки на свойства сварных соединений низколегированных сталей . . . . .</b>               | <b>67</b>  |
| 2.1. Основополагающие результаты исследований низкотемпературной прочности сварных соединений . . . . .                   | —          |
| 2.2. Влияние термомеханических процессов сварки на свойства сварных соединений . . . . .                                  | 71         |
| 2.3. Расчет тепловых процессов при выборе технологии сварки . . . . .                                                     | 81         |
| 2.4. Образование горячих и холодных трещин и их предотвращение . . . . .                                                  | 85         |
| 2.5. Соппротивление усталости сварных соединений . . . . .                                                                | 91         |
| 2.6. Оценка склонности сварных соединений к хрупкому разрушению при пониженных температурах . . . . .                     | 98         |
| <b>Глава 3. Исследование особенностей технологии сварки конструкций в северном исполнении . . . . .</b>                   | <b>111</b> |
| 3.1. Оптическое исследование электросварочной дуги . . . . .                                                              | —          |
| 3.2. Экспериментальное изучение термических циклов сварки . . . . .                                                       | 120        |
| 3.3. Численно-аналитический метод расчета термического цикла сварки . . . . .                                             | 127        |
| 3.4. Термические циклы и кинетика распада аустенита в различных участках сварного соединения . . . . .                    | 137        |
| 3.5. Допустимые параметры нагрева и охлаждения при сварке сталей . . . . .                                                | 146        |
| <b>Глава 4. Влияние технологических факторов на низкотемпературную работоспособность сварных соединений . . . . .</b>     | <b>153</b> |
| 4.1. Зависимость хладостойкости сварного соединения от технологии сварки . . . . .                                        | —          |
| 4.2. Соппротивляемость сварных соединений образованию холодных трещин . . . . .                                           | 161        |
| 4.3. Влияние предварительного подогрева на хладостойкость сварных соединений . . . . .                                    | 167        |

|                                                                                                                                                              |            |
|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|------------|
| 4.4. Выбор технологии сварки на основе определения запаса прочности конструкций с привлечением критериев механики разрушения . . . . .                       | 172        |
| 4.5. Влияние предварительных усталостных повреждений на хладостойкость сварных соединений . . . . .                                                          | 180        |
| <b>Глава 5. Особенности технологии сварки низколегированных сталей при изготовлении конструкций, эксплуатируемых в зоне холодного климата . . . . .</b>      | <b>194</b> |
| 5.1. Общие принципы оптимизации технологии сварки низколегированных сталей . . . . .                                                                         | —          |
| 5.2. Основные и сварочные материалы для создания массовых конструкций в северном исполнении . . . . .                                                        | 199        |
| 5.3. Сварка труб магистрального газопровода и технологических труб системы газоснабжения с учетом требований эксплуатации в зоне холодного климата . . . . . | 204        |
| 5.4. Сварка узлов горно-транспортной техники . . . . .                                                                                                       | 207        |
| 5.5. Сварка балки рукояти и двуногой стойки экскаватора ЭКГ-12,5 . . . . .                                                                                   | 220        |
| Заключение . . . . .                                                                                                                                         | 226        |
| Литература . . . . .                                                                                                                                         | 230        |
| Список условных обозначений и сокращений . . . . .                                                                                                           | 252        |

**Владимир Петрович Ларионов**

## **ЭЛЕКТРОДУГОВАЯ СВАРКА КОНСТРУКЦИЙ В СЕВЕРНОМ ИСПОЛНЕНИИ**

Утверждено к печати  
Институтом физико-технических проблем Севера  
ЯФ СО АН СССР

Редактор издательства Л. В. Нонкина. Художественный редактор Т. Ф. Каминина.  
Художник Е. Ф. Гришин. Технический редактор С. А. Смородинова. Корректоры  
В. А. Бирюкова, Г. Д. Смоляк.

ИБ № 29897

Сдано в набор 28.10.85. Подписано к печати 24.07.86. МН-01051. Формат 84×108 1/32. Бумага офсетная. Обыкновенная гарнитура. Высокая печать. Усл. печ. л. 13,4. Усл. кр.-отт. 13,4. Уч.-изд. л. 15,2. Тираж 2050 экз. Заказ № 973. Цена 1 р. 80 к.

Ордена Трудового Красного Знамени издательство «Наука», Сибирское отделение, 630099, Новосибирск, 99, Советская, 18.

4-я типография издательства «Наука», 630077, Новосибирск, 77, Стаиславского, 25.

Л 2704060000—826/283—86—III  
042(02)—86

© Издательство «Наука», 1986 г.



