

Министерство высшего и среднего
специального образования Р С Ф С Р

КУЙБЫШЕВСКИЙ ОРДЕНА ТРУДОВОГО КРАСНОГО ЗНАМЕНИ
АВИАЦИОННЫЙ ИНСТИТУТ имени С.П.КОРОЛЕВА

В.А.Б а ш л ы к о в,
Н.П.М о р о з о в

В А Л К И С Т А Н О В
Л И С Т О В О Й П Р О К А Т К И
А В И А Ц И О Н Н Ы Х М А Т Е Р И А Л О В

Учебное пособие

Куйбышев 1979

В работе дана классификация прокатных валков с указанием возможности их использования для прокатки авиационных материалов. Приведены схемы производства валков, указаны типовые дефекты и виды их разрушения.

В пособии изложена методика определения остаточных, температурных и рабочих напряжений в валках и запасов усталостной прочности в сечении вала в зависимости от неравнопрочности структур закалки валковых сталей с учетом оригинальных работ авторов.

Учебное пособие предназначено для курса "Теория и технология прокатного производства" и для выполнения курсовых и дипломных проектов по прокатному производству.

Темплан 1979, поз. 2135.

Рецензенты: Л.С. Каган, Г.В. Проскуряков

Утверждено редакционно-издательским советом института 16.12.77 г.

© Куйбышевский авиационный институт, 1979

В В Е Д Е Н И Е

Валки являются рабочим инструментом прокатных станов. При разработке технологического процесса любого вида обработки металлов давлением инженер-технолог должен подобрать или спроектировать необходимый для этого процесса технологический инструмент. Поэтому вопросы, связанные с производством, эксплуатацией и расчетом прокатных валков, рассматриваются и изучаются в курсах теории и технологии прокатного производства.

Данное учебное пособие предназначено для самостоятельного и более широкого изучения студентами этих вопросов. Кроме того, пособие может быть полезно при выполнении курсового и дипломного проектов по прокатному производству.

В самолетостроении и авиационной технологии все более широко применяются полуфабрикаты, получаемые прокаткой, и наибольший объем среди них занимают листы, плиты из авиационных материалов. Поэтому в пособии рассматриваются валки, используемые на прокатке листов из этих материалов.

Долговечность валков, определяющая производительность и экономические показатели работы прокатных станов, качество получаемых листов, зависит от параметров всех стадий технологического

процесса изготовления валков, а также от условий их эксплуатации. В связи с этим в пособии рассматриваются конструкции валков, материалы, из которых они изготавливаются, типовые технологические процессы их производства, особенности эксплуатации на листовой прокатке различных авиационных материалов, виды дефектов и разрушений валков, методика определения компонентов суммарного напряженного состояния и запасов прочности. Кроме того, даются рекомендации по совершенствованию технологического процесса производства и эксплуатации валков.

При разработке пособия использованы материалы работ отечественных и зарубежных исследователей, а также некоторые расчетные методики, предложенные авторами пособия.

Г л а в а I

КЛАССИФИКАЦИЯ ПРОКАТНЫХ ВАЛКОВ

Широкий диапазон параметров валков, применяемых при прокатке, обусловлен большим разнообразием технологических схем и параметров прокатки. Экономически оправданная тенденция к унификации прокатных станов приводит к сокращению этого диапазона.

По назначению все прокатные валки можно разделить на валки станов сортовой прокатки и валки листовой прокатки. Первые на рабочей части (бочке) имеют нарезанные ручки различной конфигурации, вторые — гладкую бочку. Валки листовой прокатки разделяют на рабочие, производящие деформацию металла, и опорные, воспринимающие большие деформации изгиба рабочих валков и увеличивающие жесткость валкового узла. На большинстве прокатных станов рабочие валки являются приводными. Только на многовалковых станах холодной прокатки тонких листов и фольги в связи с малым диаметром рабочих валков и сравнительно большими крутящими моментами, передаваемыми валками, приводными делаются опорные валки.

По условиям эксплуатации валки разделяются на валки листовых станов горячей прокатки и валки холодной прокатки. Конструктивно рабочие валки горячей прокатки оформляются с цилиндрической или, чаще всего, с вогнутой бочкой, компенсирующей неравномерное по длине бочки термическое расширение и уменьшающей, тем самым, поперечную разнотолщинность получаемых листов. С этой же целью рабочие валки холодной прокатки выполняются с выпуклой бочкой, компенсирующей неравномерный прогиб и сплющивание валков. При горя-

чей прокатке листов из алюминиевых и магниевых сплавов применяются так называемые валки теплой прокатки. Но по особенностям производства и частично по условиям эксплуатации такие валки можно отнести к валкам холодной прокатки.

Прокатные валки можно классифицировать по материалам, из которых они изготавливаются, а выбор материала, в первую очередь, определяется условиями эксплуатации валков. Валки могут быть чугунными и стальными. Валки из обычного серого чугуна, отливаемые в глиняные изложницы, имеют невысокую твердость бочки (до 45 ед. по Шору), сопротивление изгибающим напряжениям, но низкую стоимость. Такие валки можно использовать на горячей прокатке мягких материалов, например, листов из цинковых сплавов. Заметим, что твердость бочки валков, имеющей шлифованную или полированную поверхность, замеряется неразрушающим методом по величине отскока стального шарика и выражается в единицах по Шору (H_{Sh}). Чугунные валки с отбеленным поверхностным слоем, получаемые литьем в металлические изложницы, имеют большую твердость бочки (~ 75 ед. H_{Sh}), но низкий коэффициент трения, что ограничивает возможность применения их по условию захвата металла валками. Более широко распространены валки из чугуна, модифицированного магнием и легированного хромом, никелем и молибденом (до 0,5% каждого элемента), применяемые на непрерывных заготовочных станах.

Для обжимных станов (блюмингов и слябингов), работающих при больших давлениях и высоких температурах прокатки, применяются стальные кованные (реже литые) валки из углеродистой и низколегированной стали марок 40X, 50XH, 60XH, имеющей большую вязкость и высокое сопротивление изгибающим напряжениям. Для толстолистовых станов горячей прокатки используются валки из сталей 50X, 50XH.

При особо тяжелых условиях работы на горячей прокатке, например при прокатке листов из титановых сплавов и труднодеформируемых марок сталей, целесообразно применять валки из стали 3X2B8 или получаемые наплавкой на ось из стали 60XH, 55X, 45XHM слоя 3X2B8 с использованием электрода из порошковой проволоки и с последующей обкаткой роликами.

Наиболее ответственным должен быть подбор марок стали для валков холодной прокатки, работающих в условиях максимально возможных давлений. Для изготовления рабочих валков листовых станов холодной прокатки в соответствии с ГОСТ 354I-57 предусматривается применение валковой стали шести марок 9X, 9XF, 9X2, 9X2B, 9X2MF и

9Х2СФ. Практически используются только четыре марки стали (стали 9Х2В и 9Х2СФ не нашли широкого применения). Для валков малого диаметра на многовалковых станах используется шарикоподшипниковая сталь ШХ15 (ГОСТ 801-60), а иногда и цементируемая сталь (ГОСТ 4543-57). Химический состав указанных сталей приведен в табл. I.

В качестве основного легирующего элемента, упрочняющего α - фазу, во всех сталях в большом количестве содержится хром. При наличии хрома и избыточного (сверх эвтектоидного) углерода в валковых сталях образуются карбиды, количество которых тем больше, чем выше содержание углерода. Хром относится к элементам, сужающим γ - область.

Т а б л и ц а I

| Марка стали | Содержание элементов, % | | | | | |
|-------------|-------------------------|-----------|-----------|----------|-------|-----------|
| | C | Si | Mn | S | P | Cr |
| | | | | не более | | |
| 9Х | 0,80-0,95 | 0,25-0,45 | 0,25-0,35 | 0,030 | 0,030 | 1,40-1,70 |
| 9ХФ | 0,85-0,95 | 0,20-0,40 | 0,20-0,45 | 0,030 | 0,030 | 1,70 |
| 9Х2 | 0,85-0,95 | 0,25-0,45 | 0,20-0,35 | 0,030 | 0,030 | 1,70-2,10 |
| 9Х2МФ | 0,85-0,95 | 0,25-0,45 | 0,25-0,35 | 0,030 | 0,030 | 1,70-2,10 |
| 9Х2В | 0,85-0,95 | 0,25-0,45 | 0,20-0,35 | 0,030 | 0,030 | 1,70-2,10 |
| 9Х2СФ | 0,85-0,95 | 1,30-1,60 | 0,20-0,35 | 0,030 | 0,030 | 1,70-2,10 |
| ШХ15 | 0,95-1,10 | 0,17-0,37 | 0,25-0,45 | 0,020 | 0,027 | 1,30-1,65 |

| Марка стали | Содержание элементов, % | | | | ГОСТ |
|-------------|-------------------------|--------|-----------|-----------|---------|
| | V | Ni | W | Mo | |
| 9Х | - | ≤ 0,25 | - | - | 5950-63 |
| 9ХФ | 0,10 - 0,25 | ≤ 0,30 | - | - | 354I-57 |
| 9Х2 | - | ≤ 0,30 | - | - | 354I-57 |
| 9Х2МФ | 0,10 - 0,20 | ≤ 0,30 | - | 0,20-0,30 | 354I-57 |
| 9Х2В | - | ≤ 0,30 | 0,30-0,60 | - | 354I-57 |
| 9Х2СФ | 0,10 - 0,20 | ≤ 0,30 | - | - | 354I-57 |
| ШХ15 | - | ≤ 0,30 | - | - | 80I-60 |

Поэтому при легировании углеродистой стали хромом эвтектоидную сталь получают с содержанием углерода менее 0,8%. Повышение содержания хрома понижает точку мартенситного превращения M_n и увеличивает количество остаточного аустенита в структуре закаленной стали. Кроме того, вследствие затруднения процессов диффузии углерода и повышения температуры коагуляции карбидов, хром повышает устойчивость хромистых сталей к отпуску.

Марганец способствует повышению стойкости валков, приводя к удалению из стали неметаллические включения, и при оптимальном содержании его увеличивается сопротивляемость стали к возникновению закалочных трещин.

Кремний повышает прокаливаемость и закаливаемость стали, снижает критическую скорость закалки. Замедляя диффузию углерода и легирующих элементов, кремний повышает устойчивость стали против отпуска, приводит к повышению ее прочностных свойств при некотором снижении пластических свойств и ударной вязкости. Поэтому валки из сталей 9Х2СФ и 9Х2СВФ имеют по сравнению с другими почти в 2 раза большую прокаливаемость и существенно большую теплоустойчивость (до 240⁰С), что позволяет на таких валках прокатывать металл при более высоких скоростях.

Ванадий, относящийся к числу сильных карбидообразующих элементов, образует прочные и стабильные карбиды, измельчает зерно, устраняет строчечность карбидов, повышает износостойкость, механические свойства и усталостную прочность.

Аналогично влияние молибдена. Кроме того, молибден обеспечивает волокнистый излом, что важно для сталей, испытывающих мгновенные перегрузки, повышает прокаливаемость и устраняет обратимую отпускную хрупкость.

Опорные валки листовых станов холодной прокатки изготавливают цельнокованными или составными. При относительно малых диаметрах (до 800 мм) опорные валки изготавливают из сталей 9Х, 9ХФ, 9Х2. Для больших диаметров (более 1000 мм) по ГОСТ 354I-57 применяется сталь 80ХНЗВ, и в последние годы – стали 75ХМ и 65ХНМ.

У составных опорных валков бандажи, насаживаемые на оси, выполняются из сталей 9Х, 9ХФ и 9Х2. В соответствии с ГОСТом для изготовления осей предусматривается применение углеродистой стали 70, хромистой стали 55Х, стали пружинной группы 55ХГ и сложнелегированной конструкционной стали 45ХНВ. Возможно также применение сталей

35ХМ и 45ХНМ. Составы сталей, применяемых для изготовления отороченных валков, приведены в табл. 2.

Требованиям высокой твердости и износостойкости поверхности в наибольшей мере удовлетворяют металлокерамические валки. В качестве твердой фазы используют карбиды или смеси карбидов вольфрама, титана, ванадия, тантала и др., а связывающим металлом чаще всего является кобальт. Валки из твердого сплава изготавливают как цельными, так и составными (двухслойными) и применяют, в основном, в многовалковых станах.

Т а б л и ц а 2

| Марка стали | Содержание элементов, % | | | | | Сг |
|-------------|-------------------------|-----------|-----------|-------|-------|----------|
| | C | Si | Mn | S | P | |
| 80ХНЗВ | 0,75-0,85 | 0,17-0,37 | 0,50-0,80 | 0,035 | 0,035 | 1,40-2,1 |
| 75ХМ | 0,70-0,80 | 0,15-0,45 | 0,20-0,35 | 0,030 | 0,030 | 1,40-1,7 |
| 65ХНМ | 0,60-0,68 | 0,17-0,37 | 0,50-0,80 | 0,030 | 0,030 | 0,90-1,2 |
| 70 | 0,65-0,75 | 0,17-0,37 | 0,50-0,80 | 0,040 | 0,045 | 0,45 |
| 55Х | 0,45-0,60 | 0,17-0,37 | 0,35-0,65 | 0,040 | 0,040 | 1,00-1,3 |
| 50ХГ | 0,46-0,54 | 0,17-0,37 | 0,70-1,00 | 0,040 | 0,040 | 0,90-1,2 |
| 45ХНВ | 0,40-0,50 | 0,17-0,37 | 0,50-0,80 | 0,040 | 0,040 | 1,30-1,7 |
| 35ХМ | 0,32-0,40 | 0,17-0,37 | 0,40-0,70 | 0,035 | 0,035 | 0,80-1,1 |
| 45ХНМ | 0,40-0,47 | 0,5-0,8 | 0,17-0,37 | 0,035 | 0,035 | 1,3-1,7 |

| Марка стали | Содержание элементов, % | | | ГОСТ |
|-------------|-------------------------|-------------|-------------|---------|
| | Ni | W | Mo | |
| 80ХНЗВ | 2,70-3,20 | - | 0,20 - 0,30 | 354I-57 |
| 75ХМ | ≤ 0,30 | - | 0,20 - 0,30 | - |
| 65ХНМ | 1,2 -1,5 | - | 0,20 - 0,30 | - |
| 70 | ≤ 0,30 | - | - | 1050-60 |
| 55Х | ≤ 0,30 | - | - | 354I-57 |
| 50ХГ | ≤ 0,40 | - | - | 2052-53 |
| 45ХНВ | 1,20-1,60 | 0,50 - 0,80 | - | 354I-57 |
| 35ХМ | ≤ 0,25 | - | 0,15 - 0,25 | 4543-57 |
| 45ХНМ | 1,20-1,60 | - | 0,2 - 0,3 | - |

Важной характеристикой валков холодной прокатки является твердость. После закалки валки должны иметь высокую и равномерную твердость, соответствующую классу валков. Разделение валков на классы по твердости приведено в табл. 3 (ГОСТ 354I-57).

Т а б л и ц а 3

| Назначение валков | Классы твердости | Твердость по Шору | |
|-------------------|------------------|-------------------|-------|
| | | бочек | шек |
| Рабочие | A | 95-102 | 30-55 |
| | B | 90-94 | 30-55 |
| Опорные | B | 70-89 | 30-55 |
| | Г | 45-69 | 30-55 |

Прокаливаемость валков характеризуется величиной активного закаленного слоя. Под активным понимается слой от поверхности бочки до глубины, где твердость на 5 ед. меньше минимального значения для валков данного класса. Глубина активного закаленного слоя по ГОСТ 354I-57 у валков диаметром до 250 мм должна составлять 5% радиуса бочки, при 250-500 и выше 500 мм - соответственно 4 и 3%. Следует отметить, что к классу B относятся также рабочие валки станов теплой прокатки, эксплуатирующиеся при температурах до 400-450°C.

Многообразие типов станов и широкий диапазон катаемых листов и плит приводит к увеличению числа конструкций и размеров валков. Основной конструктивной характеристикой валков является отношение длины бочки к диаметру. В табл. 4 приведена классификация рабочих валков станов холодной прокатки.

Т а б л и ц а 4

| Диаметр валков, мм | Отношение длины бочки валка к диаметру L/D | |
|--------------------|--|---------------------|
| | Многовалковые станы и клетки кварто | Двухвалковые клетки |
| до 100 | 2,5 - 20,0 | - |
| 100-250 | 2,0 - 7,0 | 0,5 - 2,0 |
| 250-500 | 1,5 - 5,0 | 1,0 - 2,0 |
| более 500 | 1,5 - 4,0 | 1,0 - 3,5 |

Применение противоизгиба на современных прокатных станах приводит к увеличению отношения L/D . Диаметр валка выбирают по результатам расчетов, учитывающих условия эксплуатации, материал, максимальные давления, обжатия и конструкцию стана. Так, на обжимных и толстолистовых станах горячей прокатки диаметры определяются предельно допустимыми углами захвата по соотношению

$$\frac{2\Delta h}{D} \ll \mu, \quad (1.1)$$

где Δh - абсолютное обжатие;
 μ - коэффициент трения при горячей прокатке.

Для холодной прокатки диаметр бочки рабочего валка можно определить по формуле

$$\frac{\Delta h}{1 - \cos \alpha} \ll D < (1500 \div 2000) h_{min}, \quad (1.2)$$

где α - допустимый угол захвата, определяемый условиями трения при прокатке и качеством применяемой смазки ($\alpha = 3 \div 6^\circ$);

h_{min} - минимальная толщина полосы, мм.

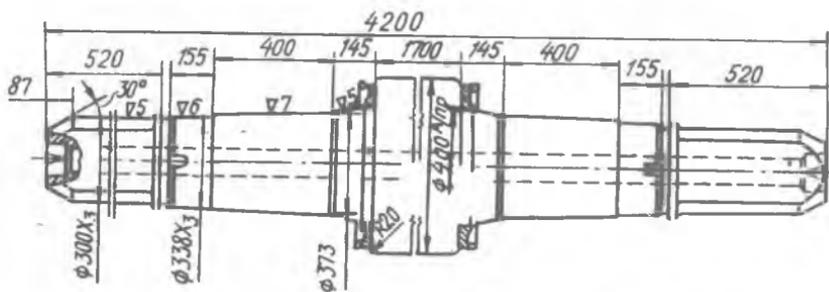
Следовательно, максимальный диаметр определяется толщиной прокатываемой полосы, поскольку упругое сжатие валка в очаге деформации при большом диаметре может быть настолько значительным, что прокатка тонкой полосы окажется невозможной.

Приводная шейка рабочего валка в связи с большими габаритами подшипников качения ограничивается по диаметру соотношением

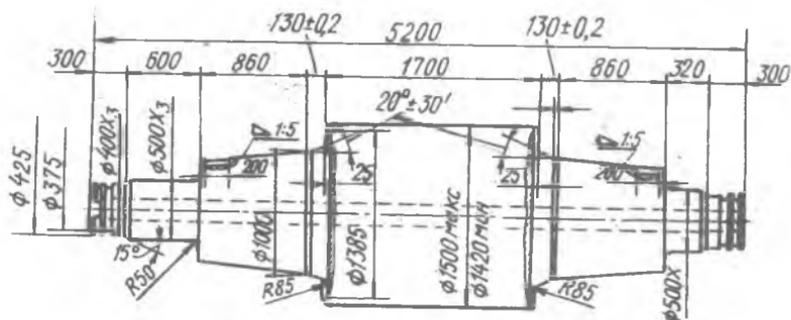
$$d_{ш} = (0,5 \div 0,55) D. \quad (1.3)$$

Для подшипников жидкостного трения шейка выполняется максимальных диаметров (до $0,7D$), а места перехода шейки в бочку закругляются радиусом $R = (0,05 \div 0,12) d_{ш}$. Шейки приводных рабочих валков снабжаются тrefами: на небольших валках - квадратными или двухжелобчатыми, на крупных - трех- и четырехжелобчатыми.

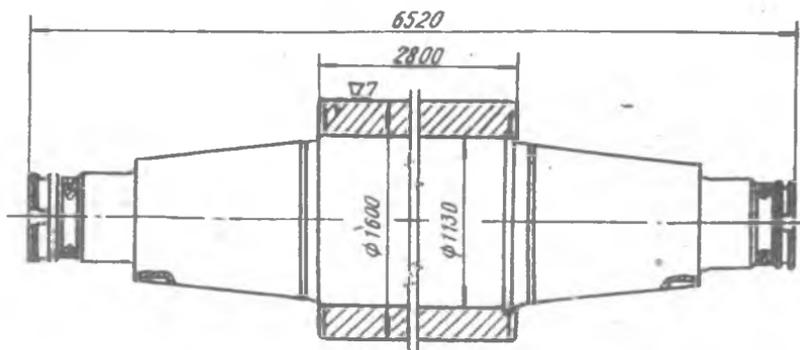
В рабочих валках с бочкой диаметром свыше 160 мм делают осевые каналы, а в крупных - осевые камеры. С помощью осевого канала устраняется пористая ликвационная зона слитка, а при закалке валков с одновременным охлаждением осевого канала в этой зоне создаются полезные сжимающие остаточные напряжения.



Р и с. I.1. Рабочий валок стана 1700



Р и с. I.2. Опорный валок стана 1700



Р и с. I.3. Составной (бандажированный) опорный валок стана 2800

Валки холодной прокатки должны иметь высокое качество поверхности после обработки. Согласно ГОСТ 2789-59, чистота обработанных поверхностей бочки и шейки валков должна быть не ниже 7-го класса, чистота поверхности осевых отверстий и камеры - не ниже 4-го класса. В отдельных случаях чистоту поверхности бочки валка доводят до 12-го класса, что связано, в основном, с чистотой поверхности получаемой ленты.

Конструкции рабочих и опорных валков показаны на рис I.1., I.2, I.3.

ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ ПРОКАТКИ
НА СТОЙКОСТЬ И ДЕФЕКТЫ ВАЛКОВ

Стойкость прокатных валков зависит от факторов, связанных с условиями эксплуатации. К ним относятся: режимы обжатий, скорость прокатки, давление металла на валки, условия охлаждения, смазки и температурный режим валков, механические свойства и качество прокатываемого металла, натяжение полосы, склонность металла к налипанию на валки. Стойкость валков зависит также от правильной организации валкового хозяйства, режимов и норм перевалок, перешлифовок и "отдыха", маршрутов передвижения валков по клетям, от условий хранения и т.д.

На станах горячей прокатки существенное влияние на стойкость валков оказывает температура прокатки. Диапазон температур горячей прокатки стальных листов от 720 до 1200⁰С приводит к разупрочнению валков, возникновению в них больших температурных напряжений и к появлению разгарных трещин. Очень высоки температуры горячей прокатки (более 860⁰С) титановых сплавов и разнообразных сплавов меди. Более благоприятными являются температурные условия горячей прокатки листов из алюминиевых (320-480⁰С) и магниевых сплавов (180-420⁰С). Однако горячая прокатка алюминиевых, магниевых и частично медных и титановых сплавов осложнена из-за большой склонности этих сплавов к налипанию на инструмент, что приводит к значительному повышению коэффициента трения при прокатке и, в конечном итоге, к появлению трещин на бочке валков даже при сравнительно небольших давлениях металла на валки.

Холодная прокатка на реверсивных или непрерывных станах стальных листов и листов из цветных металлов характеризуется, прежде всего, очень большими контактными напряжениями как в зоне контакта рабочего валка с прокатываемой полосой, так и в зоне контакта рабочего валка с опорным валком. Значительные контактные напряжения в сочетании с остаточными и температурными напряжениями приводят к интенсивному износу поверхности бочки валка, а также к преждевременному или интенсивному усталостному разрушению валков. Поэтому в зависимости от твердости используемых опорных валков (табл.5) установлены ориентировочные нормы допускаемых ~~контактных напряжений~~.

Процесс холодной прокатки листов сопровождается значительным выделением тепла. Валки на прокатке стальных и алюминиевых листов нагреваются до 80 - 120⁰С.

Т а б л и ц а 5

| Твердость опорного вала | | | ρ_{max} кг/мм ² | $\sigma_{жв}$ кг/мм ² |
|-------------------------|---------|-----|------------------------------------|-------------------------------------|
| HB | по Шору | HRC | | |
| 170 | 30 | 17 | 160 | 95 |
| 250 | 40 | 28 | 200 | 120 |
| 350 | 60 | 39 | 220 | 130 |
| 550 | 85 | 57 | 240 | 145 |

Разогрев валков и сопровождающие его изменения профилировки отражаются на устойчивости процесса прокатки и способствуют возникновению температурных напряжений, непосредственно влияющих на стойкость и прочность валков. Для уменьшения суммарных напряжений в поверхностном слое вала рекомендуется использовать комбинированное охлаждение рабочих валков (снаружи эмульсией и изнутри водой).

Для охлаждения валков, их тепловой профилировки и уменьшения коэффициента трения при прокатке на прокатных станах предусмотрена эмульсионная система и часто наряду с ней - система подачи технологической смазки, например, на станах холодной прокатки листов из алюминиевых сплавов. Применение качественной эмульсии и смазки и надежная работа эмульсионной системы приводят к уменьшению температурных напряжений и, что более важно, - к снижению давлений металла на валки.

Применение при холодной прокатке больших, переднего и заднего натяжения также приводит к уменьшению контактных напряжений и увеличивает стойкость валков. Поэтому невозможность использования натяжений при холодной прокатке листов из магниевых сплавов существенно снижает стойкость применяемых валков. Значительно уменьшается стойкость валков вследствие всевозможных отклонений от нормального режима работы прокатного стана. Так, при больших скоростях прокатки буксование или проскальзывание приводит к значительному

локальному разогреву валка, что вызывает структурные изменения и разупрочнение закаленного слоя. Попадание в валки при прокатке складки полосы кроме значительного разогрева создает очень большие контактные давления и приводит к быстрому разрушению валка.

Дефекты валков холодной прокатки разделяют на две группы: к первой относят дефекты, устраняемые при переточке валков, например, надавы (порезы, вмятины, хвосты), небольшие навары, мелкая сетка трещин, мелкая выкрошка и другие; ко второй – дефекты, вызывающие окончательный выход валков из строя, например, грубые навары, отслоения, отколы, трещины, поломки бочек и шеек и другие.

Порезы представляют собой отпечатки складок полосы, образовавшихся при отсутствии натяжения, при задаче и выдаче концов из клетки, при обрывах полосы. Вмятины образуются при вдавливании в поверхность валка кусочков металла, попавших на полосу в очаг деформации. Хвосты представляют собой треугольные отпечатки на поверхности валка неравномерно обжимаемого заднего конца полосы.

Навары возникают при попадании складки или обрывков металла в очаг деформации, что приводит к большим местным давлениям и силам трения, вызывающим значительное выделение тепла на контакте, достаточное для приваривания металла полосы к валку. Сильный местный разогрев при наваре с последующим резким охлаждением приводит к объемным и структурным изменениям, что при наличии неблагоприятной схемы рабочих напряжений может привести к образованию трещин. Навары, кроме того, могут быть причиной последующего отслоения или глубокого выкрашивания бочки валка.

Трещины (осевые или окружные, различной глубины и плотности) являются результатом совместного действия всех неблагоприятных факторов, связанных с условиями эксплуатации и производства валков. В частности, перечисленные дефекты, являясь концентраторами напряжений, способствуют появлению трещин. Выкрошка и отколы (крупное по площади выкрашивание) тесно связаны по происхождению с трещинами.

Отслоение – отделение поверхностного слоя валка – является одним из распространенных и характерных дефектов валков станов холодной прокатки. Этот дефект обусловлен усталостным разрушением под действием суммарных напряжений. Одной из причин отслоения считается также распад остаточного зустенита в закаленном слое под действием местных перегревов или циклирования рабочих напряжений.

Поломки валков, удельный вес которых в числе других дефектов незначителен, вызваны нарушением режима эксплуатации валков, а также наличием больших остаточных напряжений от термообработки.

Г л а в а Ш

ТЕХНОЛОГИЧЕСКАЯ СХЕМА ПРОИЗВОДСТВА ВАЛКОВ

Процесс производства стальных кованых валков, обычно применяемых на станах холодной прокатки, является сложным и трудоемким. Длительность цикла производства таких валков достигает 2-4 месяцев. Несмотря на большое разнообразие применяемых в нашей промышленности типоразмеров рабочих и опорных валков, в основном соблюдается одинаковая последовательность технологических операций их изготовления. Технология изготовления опорных валков принципиально не отличается от технологии изготовления рабочих валков тех же размеров.

Процесс производства валков холодной прокатки состоит из двух обособленных циклов: металлургического и механического. К механическому циклу относятся токарные, сверлильные, фрезерные, расточные, шлифовальные и все слесарные операции. Металлургический цикл включает выплавку стали, ковку слитка и заготовок, а также термическую обработку поковок и валков, включая отжиг, нормализацию, улучшение, закалку и низкий отпуск.

На рис. 3.1 перечислены основные производственные цеха с указанием укрупненных технологических операций производства валков холодной прокатки.

Выплавку валковой стали осуществляют в кислых мартеновских или в электродуговых печах емкостью 30-80 т. В кислых мартеновских печах сталь выплавляют в основном активным дуплекс-процессом. Особое внимание при ведении плавки обращают на температурный режим.

Сталь разливают в изложницы различной емкости. Для слитков массой до 18 т разливку осуществляют через промежуточную воронку, а для слитков массой свыше 18 т - через промежуточный ковш. Основ-

После окончательного затвердевания горячие слитки (температура не ниже 550°C) передают в газовые камерные печи с выдвижным подом, где их нагревают до $1150 - 1200^{\circ}\text{C}$ в течении 2-30 ч в зависимости от размеров слитков и массы садки. При первом выносе слитка из печи осуществляют обивку его граней на прессе (билетирование) и обрубку донной части. После повторного нагрева проводят уков, осадку и протяжку слитка с интенсивными обжатиями, а затем, окончательную отделку и отрубку поковки. Ковка заканчивается при $750-820^{\circ}\text{C}$.

Как правило, из одного слитка изготавливают один валок или 4-8 валков небольшого размера. Ковку проводят на гидравлических прессах усилием 800-10000 т. Мелкие поковки куят под молотом.

Готовые поковки при температуре не ниже $600-500^{\circ}\text{C}$ поддают на отжиг (нагрев при 790°C , изотермическая выдержка при 680°C и охлаждение в печи до $400-100^{\circ}\text{C}$). Твердость повок после отжига должна быть 170-220 НВ, что обеспечивает их хорошую обрабатываемость.

При предварительной механической обработке (припуск 20-30 мм на сторону) сверлят осевое отверстие, если оно предусмотрено; на шейке валка оставляют бурт или делают отверстие, чтобы при термической обработке валок можно было подвесить вертикально.

Затем заготовки валков подвергают предварительной термической обработке - улучшению (нагрев до $870-890^{\circ}\text{C}$, охлаждение в масле и отпуск при $650-720^{\circ}\text{C}$). Температуру отпуска назначают в зависимости от требуемой твердости шеек валков.

Иногда вместо улучшения применяют двойную нормализацию с отпуском (нагрев до 950°C и охлаждение до $300-350^{\circ}\text{C}$, повторный нагрев до $840 - 850^{\circ}\text{C}$ и охлаждение до $300 - 350^{\circ}\text{C}$, отпуск при 650°C). Эту обработку совмещают с отжигом.

После предварительной термической обработки бочку валков подвергают проточке (чистота поверхности $\nabla 5$, припуск по бочке 0,5 - 1,0 мм на сторону), а затем закалке.

Наиболее широкое применение получила закалка с индукционного нагрева токами промышленной частоты (ТПЧ, 50 Гц, 380 В) при различных предварительных разогревах всего сечения валка или током высокой частоты (ТВЧ, 1000 - 2500 Гц). ТВЧ используют для нагрева валков малых размеров. Для валков некоторых прокатных станков сохраняют объемную закалку при нагреве в вертикальных (шахтных)

газовых или электрических печах. Закаленные валки отпускают в масляных ваннах при $140 - 180^{\circ}\text{C}$ в течении 20 - 100 ч и более (в зависимости от сечения валка).

Окончательная механическая обработка и шлифование валков сводится к снятию припусков, оставляемых для термической обработки, и к окончательной их отделке.

После шлифования валки, как правило, подвергают дополнительному отпуску (старению) для снятия дополнительных напряжений.

Крупные слитки, заготовки и валки транспортируют на железнодорожных платформах. Горячие слитки и поковки перевозят на платформах в контейнерах, футерованных теплоизоляционным материалом.

Готовые валки подвергают контролю на твердость и внешнему осмотру на отсутствие поверхностных дефектов. Одним из видов окончательной термической обработки опорных валков является нормализация с отпуском. Такую обработку испытывают опорные валки, из стали марок 80ХНЗВ и 65ХНМ.

Объемной закалке в масле и последующему отпуску подвергаются опорные валки из стали марок 9Х2 и 75 ХМ. Отпуск крупных опорных валков после объемной закалки проводят при $480-250^{\circ}\text{C}$ с целью уменьшения остаточных напряжений и получения достаточно высокой твердости бочки в пределах H_{Sh} 52-58. Большая твердость бочки достигается закалкой опорных валков ТПЧ с последующим отпуском при температурах $310-460^{\circ}\text{C}$ в зависимости от требуемой твердости.

В случае изготовления составных опорных валков оси и бандажи подвергают термической обработке отдельно. Оси закалывают в масле с последующим отпуском при $500-620^{\circ}\text{C}$. Бандажи закалывают через воду в масле и после закалки отпускают при $320-420^{\circ}\text{C}$.

АНАЛИТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЧНОСТНЫХ
ВОЗМОЖНОСТЕЙ ВАЛКОВ

Приближенная оценка статической
и динамической прочности валков

В процессе расчета на прочность определяют опасные сечения с учетом конструктивных концентраторов напряжений и выбирают материал валков, удовлетворяющий условиям прочности. Статическую прочность обычно рассчитывают по наибольшей кратковременной нагрузке, а динамическую — по наибольшей длительно действующей переменной нагрузке (усталости).

При ориентировочном расчете валок представляется в виде балки, установленной на двух опорах, с равномерно распределенной нагрузкой q .

Момент изгиба и изгибающие напряжения в бочке определяются по формулам:

$$M_{изг} = \frac{qb^2}{4} \left(a - \frac{b}{2} \right); \quad (4.1)$$

$$\sigma_{изг} = \frac{M_{изг}}{W_{изг}}, \quad (4.2)$$

где q — равномерно распределенная нагрузка от натяжения полосы, кг/мм;
 a — расстояние между осями нажимных винтов, мм;
 b — ширина полосы, мм.

Напряжения в бочке от давления металла на валки определяют по формуле (4.2), а момент изгиба — по формуле (4.1), в которую подставляют значение $q_1 = \frac{\rho}{b}$, где ρ — давление металла на валки.

Эпюры моментов от сил, действующих во взаимно перпендикулярных плоскостях, складывают геометрически, после чего определяют результирующие изгибающие напряжения. Следует отметить, что в реверсивных станах кварто при наличии опорных валков напряжениями изгиба в рабочих валках обычно пренебрегают (изгибающие усилия от давления металла на валки почти полностью передаются опорным валкам). В этом случае учитывают только изгибающие напряжения от натяжения полосы.

Шейку валка рассчитывают на изгиб (в сечении перехода от шейки к бочке валка) и на кручение:

$$\sigma_{изг.ш} = \frac{\Delta p \ell_{ш}}{4 W_{изг.ш}} ; \quad (4.3)$$

$$\tau_{кр.ш} = \frac{M_{кр}}{W_{кр.ш}} , \quad (4.4)$$

где Δp - максимальное изгибающее усилие, кг;
 $\ell_{ш}$ - длина шейки валка, мм;
 $M_{кр}$ - максимальный крутящий момент, кг·мм.

Моменты сопротивления при изгибе и кручении определяют по формулам:

$$W_{изг} = \frac{\pi D^3}{32} (1 - \kappa^4) ; \quad (4.5)$$

$$W_{кр} = \frac{\pi D^3}{16} (1 - \kappa^4) , \quad (4.6)$$

где $\kappa = \frac{d}{D}$; диаметр валка в расчетном сечении - D и диаметр осевого канала - d .

Напряжения в бочке валка от действия крутящего момента не подсчитывают, поскольку они малы по сравнению с изгибающими.

Результирующее напряжение для стальных валков определяется по четвертой теории прочности:

$$\sigma_{рез} = \sqrt{\sigma_{изг.ш}^2 + 3\tau_{кр.ш}^2} . \quad (4.7)$$

Напряжения изгиба и результирующие напряжения не должны превышать допускаемых. Для валковых сталей по А.И.Целикову их принимают из расчета не менее пятикратного запаса прочности по табл.6.

Для расчета на усталость рекомендуются эмпирические зависимости пределов выносливости при изгибе или кручении:

$$\sigma_{-1} = (0,45 - 0,55) \sigma_{\delta} ; \quad \tau_{-1} = 0,6 \sigma_{-1} . \quad (4.8)$$

Т а б л и ц а 6

| Элемент | Допустимое напряжение, кг/мм ² |
|----------------|--|
| Рабочий валок: | |
| шейка | 20 - 30 |
| бочка | 40 - 45 |
| Опорный валок: | |
| шейка | 20 - 30 |
| бочка | 25 - 35 |

Зная пределы прочности поверхностных слоев валков, обработанных на заданную прочность (табл. 7), можно определить предел выносливости, как при чистом изгибе, так и при кручении.

Т а б л и ц а 7

| Место определения свойств | Вид термической обработки | Твердость H_{Sh} | Предел прочности σ_B кг/мм ² |
|---|--------------------------------|-----------------------|---|
| Бочка опорного валка | — | 70 - 85 45 - 70 | 190 - 220 110 - 190 |
| Шейка опорного валка | ТПЧ, объемная или нормализация | 30 - 35 45 - 55 | 70 - 90 110 - 140 |
| Бочка рабочего валка | — | 90 - 94 95 - 102 | 220 - 230 230 - 250 |
| Шейка рабочего валка | ТПЧ, объемная | 35 - 30 45 - 55 | 70 - 90 110 - 140 |
| Поверхность осевого канала рабочего валка | ТПЧ, объемная | 35 - 40 | 110 - 130 |

Для бандажированных опорных валков расчет на прочность бандажа и оси проводят отдельно. Среднее посадочное давление для стальных бандажа и оси вычисляется по формуле

$$p = \frac{E}{\frac{1 + K_1^2}{1 - K_1^2} + \frac{1 + K_2^2}{1 - K_2^2}} \frac{\sigma}{d}, \quad \text{кг/мм}^2 \quad (4.9)$$

где E - модуль упругости;
 σ - натяг при посадке банджа, мм;
 d - диаметр посадки, мм;
 $K_1 = \frac{z_2}{z_1}$ - отношение внутреннего и наружного радиусов оси;
 $K_2 = \frac{z_1}{R_1}$ - отношение внутреннего и наружного радиусов банджа.

Для сплошной оси формула (4.9) примет вид

$$\rho = E \frac{\sigma}{d} \frac{1 - K_2^2}{2} \quad (4.10)$$

Для длинных цилиндров напряжения вдали от торцов определяют по формулам Ляме:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_z &= \rho \frac{z_1^2}{R_1^2 - z_1^2} \left(1 - \frac{R_1^2}{z^2} \right); \\ \sigma_t &= \rho \frac{z_1^2}{R_1^2 - z_1^2} \left(1 + \frac{R_1^2}{z^2} \right), \end{aligned} \right\} \quad (4.11)$$

где z - текущий радиус банджа (от z_1 до R_1), мм.

Эквивалентные напряжения с использованием теории прочности Мора вычисляются по формуле

$$\sigma_{экв} = \sigma_t - \nu \sigma_z, \quad (4.12)$$

где $\nu = \frac{\sigma_{r,s}}{\sigma_{-s}}$ - отношение пределов текучести материала банджа при растяжении $\sigma_{r,s}$ и сжатии σ_{-s} .

Приведенные расчетные формулы являются приближенными и применяются для ориентировочной оценки прочностных возможностей валков. Расчеты по этим формулам не позволяют выявить характер их разрушения и установить параметры, управляя которыми можно повысить прочность и стойкость валков.

Указанным требованиям удовлетворяет уточненная методика расчета прочностных возможностей прокатных валков, которая включает расчеты остаточных напряжений в сечении валка и температурных напряжений в валке, методы установления рабочих напряжений в опасных зонах сечения валка, расчеты запасов усталостной прочности в этих зонах с учетом переменных по радиусу валка прочностных характеристик структур валковой стали и коэффициентов неравнопрочности этих структур.

Далее приведены отдельные элементы уточненной расчетной методики оценки прочностных возможностей рабочих валков станов холодной прокатки.

Остаточные напряжения в термически обработанных валках

Остаточные напряжения, возникающие в результате термической обработки валков, в большой степени определяют их прочность, работоспособность и долговечность. При эксплуатации на различных режимах прокатки необходимы валки не только с оптимальными прочностными характеристиками и соответствующей геометрией, но и с безопасным уровнем остаточных напряжений. Поэтому разработка научно-обоснованной методики определения остаточных напряжений позволяет путем регулирования режима термической обработки управлять формированием остаточных напряжений.

Использовавшиеся для определения остаточных напряжений экспериментальные методы – метод Закса, метод канавок, рентгеновский метод – весьма трудоемки и не позволяют исследовать кинетику формирования напряжений. В связи с этим Н.П. Морозовым под руководством Г.И. Аксенова была разработана аналитическая методика определения остаточных напряжений, с помощью которой проводились систематические исследования влияния режима термической обработки на величину и распределение остаточных напряжений как в рабочих, так и в опорных валках.

Остаточные напряжения являются следствием необратимых пластических деформаций в процессе термической обработки. Они возникают за счет неоднородного по сечению валка изменения объема вследствие неравномерного распределения температуры и одновременного протекания структурных превращений. Деформации, вызванные неравномерными объемными изменениями в теле, могут во много раз превосходить деформации, соответствующие пределу текучести. Деформации, обусловленные структурными изменениями, имеют тот же порядок, что и деформации от теплового расширения или сжатия. Важным условием формирования остаточных напряжений является неоднородность структуры в сечении термически обработанного тела, обуславливающая неоднородность объемов и, следовательно, возникновение напряжений, даже если при закалке деформации не превосходят деформации, соответствующие пределу текучести.

При закалке валков отдельные его объемы могут испытывать повторные деформации противоположного направления в процессе нагрева или охлаждения и при фазовых превращениях. Важной особенностью формирования остаточных напряжений в валке является также существенная зависимость механических свойств стали от температуры и структурного состояния. Так, предел текучести элемента объема в процессе охлаждения при термической обработке меняющийся немонотонно, в интервале температур мартенситного превращения аустенита имеет минимальное значение, во много раз меньшее предела текучести как аустенита и мартенсита в отдельности, так и стабилизированной структуры аустенит + мартенсит при той же температуре.

При расчете остаточных напряжений в валках приняты следующие допущения:

температурное поле постоянно по длине и симметрично относительно продольной оси Z ;

на достаточном удалении от торцов валка продольная деформация постоянна по сечению цилиндра;

при пластических деформациях пренебрегают упрочнением и эффектом Баушингера;

динамическими и релаксационными эффектами при закалке пренебрегают, а при нормализации учитывается релаксация напряжений во времени.

Методика остаточных напряжений включает:

установление распределения температур в сечении валка во времени;

расчет распределения структур в закаленном слое;

определение свободных деформаций растяжения и сжатия в функции изменения температуры и фазового состояния;

установление зависимости свойств от температуры с учетом сверхпластичности;

расчет временных и остаточных напряжений.

Установление распределения температурного поля производится на основе решения уравнения теплопроводности с учетом зависимости коэффициента теплопроводности λ и удельной температуры C от температуры T и выделения теплоты фазовых превращений Q . Решение этого нелинейного дифференциального уравнения приводится

к формулам для определения температуры в кольцевых слоях m с толщиной Δz для последовательных моментов времени $K\Delta\tau$ ($K = 1, 2 \dots \ell-1$; $\ell = \infty$):

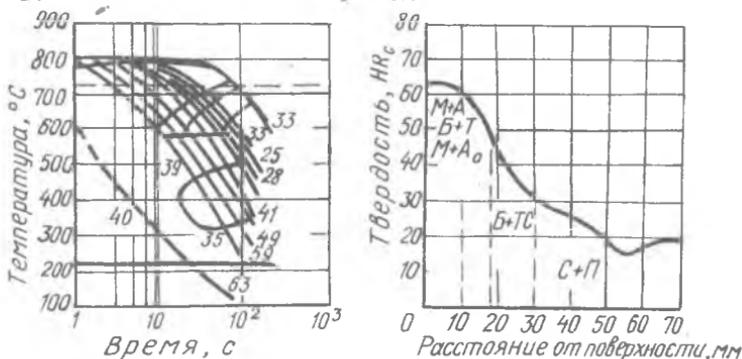
$$T_{m, K+1} = T_{m, K} + \frac{\beta_i}{\omega_j} \left[\beta (T_{m+1, K} - T_{m-1, K}) + (T_{m-1, K} - T_{m, K}) \right] + \frac{q_5}{C_{min}} \frac{\Pi_{m, K+1} - \Pi_{m, K}}{100}, \quad (4.13)$$

где $\beta = \frac{1}{2} \left[1 + \frac{1}{2 \left(\frac{z_0}{\Delta z} + m - \frac{1}{2} \right)} \right]$; $q = \int_{T_{n, K}}^{T_{n, H}} v(T_n) dT$; $\beta_i = \frac{\lambda_i}{\lambda_{max}}$; $\omega_j = \frac{C_j}{C_{min}}$;

Π - проценты превращения аустенита;

$T_{n, H}$, $T_{n, K}$ - температура начала и конца превращения;

$$\Delta\tau = \frac{(\Delta z)^2}{2a}; \quad \Delta z = \frac{R - z_0}{n}; \quad C = \frac{\lambda_{max}}{\gamma C_{min}}$$



Р и с.4.1. Кривые охлаждения поверхностных слоев, наложенные на диаграмму распада аустенита (а), и распределение твердости в закаленном слое валка $\varnothing 720$ мм при закалке ТПЧ с высоким предварительного подогрева на 600°C (б)

Начальное распределение температуры в сечении перед закалкой $T(m, 0)$ определяется экспериментально или рассчитывается, исходя из параметров электронагрева.

По смыслу уравнения (4.13) одновременно с расчетом температурного поля анализируется ход превращения аустенита и устанавливается распределение структурных составляющих стали в сечении валка. Проценты превращения аустенита в этом уравнении определяются последовательным приближением до совпадения задаваемых значений

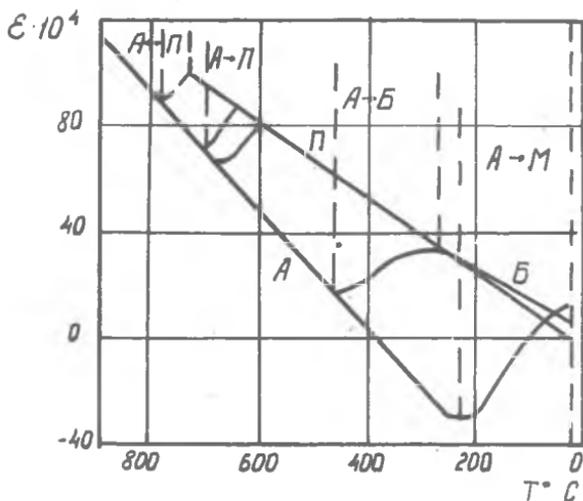
$\Pi_{m, k+1}$ со значениями, приведенными на диаграмме распада аустенита при рассчитанной температуре $T_{m, k+1}$. При обычном способе расчета это выполняется наложением кривых охлаждения на термодинамическую диаграмму распада аустенита валковой стали (рис.4.1).

Сравнение расчетных кривых распределения твердости в сечении с экспериментальными служит одним из критериев правильности расчета полей температур и структур. Неучет выделения скрытой теплоты фазовых превращений приводит к большой ошибке при определении величины рассматриваемой температуры, глубины закаленного слоя и распределении остаточных напряжений.

Объемные изменения стали в процессе закалки валков оцениваются по величине относительной линейной суммарной (температурной + структурной) деформации при свободном расширении, определяемой по формуле

$$\varepsilon = \frac{(v)_{T, ср} - (v_{\alpha\kappa})_{20}}{3(v_{\alpha\kappa})_{20}}, \quad (4.14)$$

где $(v)_{T, ср}$ - удельный объем соответствующей структуры при температуре T , определяемой по правилу аддитивности удельных объемов составляющих ее фаз;
 $(v_{\alpha\kappa})_{20}$ - удельный объем исходной феррито-карбидной смеси при 20°C , принятой за единицу измерения.



На рис. 4.2 показана диаграмма изменения относительных свободных деформаций различных структур валковой стали в зависимости от тем-

Р и с. 4.2. Изменение относительных свободных деформаций структур валковой стали в зависимости от температуры

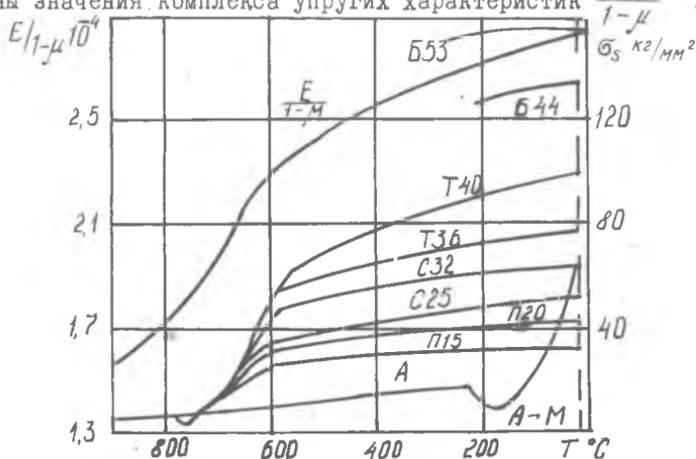
пературы, построенная путем расчета по формуле (4.14) при экспериментальном уточнении конечной структурной деформации закаленной стали.

При расчете закалочных напряжений важное значение имеет установление характера изменения механических свойств стали в процессе термической обработки. В области температур фазовых превращений наблюдается особое состояние сверхпластичности, проявляющееся в повышении пластичности и резком снижении сопротивления деформации (7-13 раз) вследствие ослабления сил межатомных связей при перестройке кристаллической решетки. Величину такого кинетического предела текучести в интервале температур мартенситного превращения можно определить из уравнения

$$\frac{\sigma_s - \sigma_s'}{\sigma_s'} = \kappa \frac{dM}{dT}, \quad (4.15)$$

где σ_s' - кинетический предел текучести структуры аустенит+мартенсит при соответствующей температуре;
 σ_s - обычный предел текучести стабилизированной структуры того же состава и при той же температуре;
 $\frac{dM}{dT}$ - интенсивность мартенситообразования.

Диаграмма изменения пределов текучести продуктов распада аустенита валковой стали представлена на рис. 4.3. Здесь показаны значения комплекса упругих характеристик



Р и с. 4.3. Температурные зависимости для продуктов распада аустенита валковой стали

Явление сверхпластичности при фазовых превращениях оказывает большое влияние на величину и распределение остаточных напряжений при закалке стали. Сравнительный расчет остаточных напряжений в поверхностно-закаленных валках с учетом и без учета этого явления показывает, что вследствие снижения сопротивления деформации в процесс мартенситного превращения, остаточные сжимающие напряжения в поверхностном слое уменьшаются почти в 2,5 раза.

При вычислении временных и остаточных напряжений, исходя из перечисленных ранее допущений, используются известные соотношения:

а) между радиальной и тангенциальной деформациями и радиальным перемещением:

$$e_z = \frac{du}{dz}, \quad e_\theta = \frac{u}{z}; \quad (4.16)$$

б) условие совместности и уравнения равновесия

$$\frac{de_\theta}{dz} + \frac{e_\theta - e_z}{z} = 0, \quad \frac{d\sigma_z}{dz} + \frac{\sigma_z - \sigma_\theta}{z} = 0, \quad (4.17)$$

$$\int_{z_0}^R \sigma_z z dz = 0;$$

в) между интенсивностями напряжений σ_i и деформаций ϵ_i и их компонентами при наличии разгрузки и упруго-пластического нагружения обратного знака:

$$\sigma_j - \sigma = \frac{2\sigma_i}{3\epsilon_i} [(e_j - e) - \eta_j], \quad (j = z, \theta, r), \quad (4.18)$$

где η_j - главные значения пластических деформаций в момент начала разгрузки τ_k , равные $\eta_i = (e_{j,k} - e_{j,k}^e)$;

$e_{j,k}$ - полные главные деформации в момент τ_k ;

$e_{j,k}^e$ - упругая часть главных деформаций.

Для закалки валков характерно многократное изменение направления деформирования с выходом напряжений за предел упругости и сложный характер распределения объемных изменений и пределов текучести по радиусу в каждом цикле деформирования. Поэтому расчет остаточных напряжений производится численно методом приращений. При этом в ряде случаев целесообразно упрощение зависимостей, полученных при совместном решении уравнений (4.16), (4.17), (4.18) и вспомогательных соотношений. Так, допустимо использование условия пластичности в линейной форме:

$$\sigma_i = \sigma_1 - \sigma_3 = \beta \sigma_s \quad (4.19)$$

или приближенного (с погрешностью не более 10%) соотношения между приращениями компонент напряжений в виде

$$\dot{\sigma}_\theta + \dot{\sigma}_z = \dot{\sigma}_z^* \quad (4.20)$$

Тогда с небольшой погрешностью в пластически деформируемых зонах при закалке вала осевые напряжения можно определить по формулам:

$$\sigma_z = \pm \beta \sigma_s - 2 \frac{\int_z^R \sigma_z z dz}{z^2} \quad (4.21)$$

при $\sigma_{1,2} = \pm \sigma_{\theta,z}$;

$$\sigma_z = \pm \beta \sigma_s - \frac{\int_z^R \sigma_z z dz}{z^2} \quad (4.22)$$

при $\sigma_{1,3} = \pm \sigma_{z,z}$.

Приращение осевого напряжения в упругих слоях сечения за время $\Delta \tau$ определяется по формуле

$$\dot{\sigma}_z = \frac{E}{1-\mu} \left[\frac{\int_y \frac{E}{1-\mu} \dot{\varepsilon} z dz - \int_y \dot{\sigma}_{zr} z dz}{\int_y \frac{E}{1-\mu} z dz} - \dot{\varepsilon} \right], \quad (4.23)$$

где $\dot{\varepsilon}$ — приращение свободной деформации слоя за $\Delta \tau$, равное $\dot{\varepsilon} = \varepsilon_\tau - \varepsilon_{\tau-\Delta \tau}$;

$\dot{\sigma}_{zr}$ — приращение осевого напряжения в пластически деформируемом слое за $\Delta \tau$, равное $\dot{\sigma}_{zr} = \sigma_{z\tau} - \sigma_{z\tau-\Delta \tau}$.

Индекс (y) означает упругие слои, а (r) — пластически деформируемые.

Полные осевые напряжения в упругих слоях будут равны:

$$\sigma_z = \sigma_{z\tau-\Delta \tau} + \dot{\sigma}_z \quad (4.24)$$

Сравнение полученных величин с вычисленными по формулам (4.21) или (4.22) позволяет судить о характере деформирования слоя и при послойном расчете отыскать границы раздела упругих и пластических зон. Остальные компоненты напряжений в упругой и пластической областях определяются как

$$\bar{\sigma}_\theta = \bar{\sigma}_z \frac{\int_z^R \sigma_z z dz}{z^2}, \quad \bar{\sigma}_z = \bar{\sigma}_z - \bar{\sigma}_\theta. \quad (4.25)$$

Расчетные эпюры распределения остаточных напряжений при сравнении с экспериментальными для некоторых валков показали удовлетворительную сходимость и подтвердили достоверность расчетной методики.

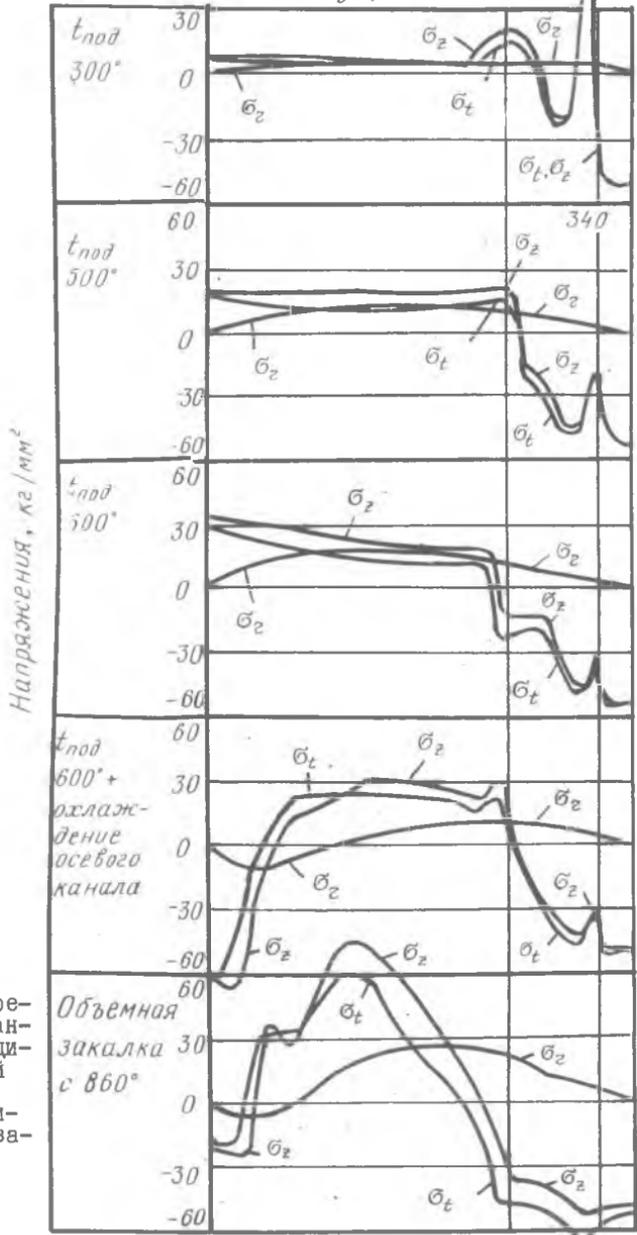
На рис. 4.4. представлены эпюры распределения осевых остаточных напряжений по радиусу валка $\varnothing 720$ мм при объемной закалке и при закалке ТПЧ с различных температур предварительного подогрева. Расчетная методика позволила проследить кинетику развития и объяснить существенные особенности формирования напряженного состояния при закалке стальных валков.

При нагреве до закалочных температур поверхностные слои стремятся увеличить свой объем, чему препятствуют внутренние, менее нагретые слои. Поэтому в поверхностных слоях в этот момент возникают сжимающие, а во внутренних слоях — растягивающие (осевые и тангенциальные) напряжения. В поверхностных слоях эти напряжения ограничиваются низким пределом текучести ($\sim 6 \text{ кг/мм}^2$).

В начале охлаждения бочки валка водой в поверхностном аустенитном слое образуются растягивающие напряжения, также ограниченные низким значением предела текучести аустенита. При дальнейшем охлаждении частичный или полный распад аустенита на феррито-цементную смесь в верхнем интервале температур сопровождается резким увеличением удельного объема, вызывая волну сжимающих напряжений, которая движется вслед за фронтом превращения в более глубокие слои переходной зоны. Одновременно начинается превращение аустенита в мартенсит на поверхности, что приводит к возникновению зоны сжимающих напряжений. Но в обеих зонах сжимающее напряжение ограничено низким значением кинетического предела текучести ($5 \div 15 \text{ кг/мм}^2$).

По мере завершения превращений аустенита прекращается выделение скрытой теплоты, и скорость охлаждения переходной зоны

60 Радиус, мм 280 360



Р и с. 4.4. Распределение осевых, тангенциальных и радиальных напряжений по радиусу вала $\phi 720$ мм в зависимости от режима закалки

заметно возрастает. Одновременно увеличивается ее предел текучести и растет упругое сопротивление. Быстрое уменьшение объема этих слоев вызывает в них растягивающие напряжения. Разогрев внутренних слоев валка в этот момент ведет к уменьшению растягивающих напряжений в центральной зоне и по условию равновесия - к увеличению растягивающих напряжений в переходной зоне. Этому же способствуют сжимающие напряжения в поверхностном мартенситном слое, постепенно возрастающие с увеличением кинетического предела текучести при снижении температуры.

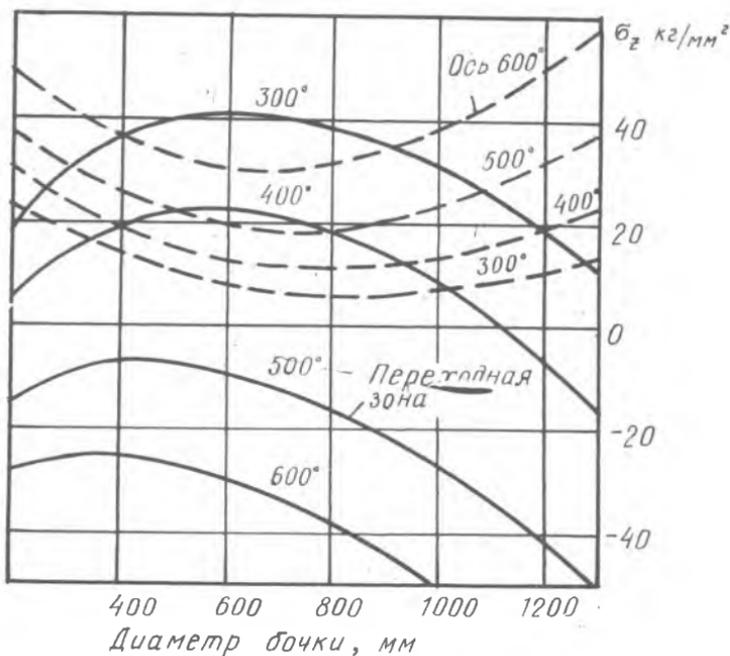
Растягивающие напряжения в переходной зоне достигают максимального значения к моменту наивысшего подъема температуры в центральных слоях. Чем ниже температура разогрева центральных слоев перед закалкой, тем выше временные растягивающие напряжения в переходной зоне. Так, при закалке ТПЧ валков из стали 9Х2 на глубине 15-17 мм от поверхности в слое $HRC \approx 44$ формируется резко выраженный максимум ("пик") растягивающих напряжений, достигающий 95-105 кг/мм². Этим объясняются частые разрушения валков при закалке ТПЧ с низких предварительных подогревов.

Окончательное формирование остаточных напряжений происходит вследствие ускоренного охлаждения ранее разогретых центральных слоев и увеличения кинетического предела текучести в мартенситном слое. При этом в центральных слоях сжимающие напряжения постепенно переходят в растягивающие, а растягивающие напряжения в переходной зоне уменьшаются. Чем выше была температура предварительного подогрева, тем сильнее идут эти изменения. Повышением температуры предварительного подогрева "пиковые" напряжения в переходной зоне можно перевести из растягивающих в сжимающие.

Применение при закалке валков одновременного охлаждения осевого канала приводит к росту растягивающих напряжений и пластической деформации этих слоев в начальный момент и формирует сжимающие напряжения в зоне осевого канала к концу охлаждения.

На рис. 4.5 представлены зависимости остаточных напряжений в опасных зонах валков от диаметров и температур предварительного подогрева.

Влияние отпуска на изменение остаточных напряжений в поверхностно-закаленных валках было изучено расчетным путем с использованием приведенной методики. Главным фактором, определяющим снижение остаточных напряжений при отпуске закаленных валков, явля-



Р и с. 4.5. Зависимость остаточных напряжений в переходной зоне и на поверхности осевого канала от диаметра и температуры предварительного подогрева при закалке ТПЧ

ется изменение удельного объема при фазовых превращениях в закаленном слое. Результаты сравнения вычисленных значений изменения осевых напряжений σ_z (кг/мм²) с напряжениями в свежезакаленном состоянии в зависимости от температуры отпуска вала \varnothing 700 мм в зонах с различной твердостью HRC представлены в табл. 8.

Т а б л и ц а 8

| ρ_{HRC} \ Температу- ра отпу- ска, °С | 140 | 160 | 350 | 400 | 480 |
|--|------|------|-------|-------|-------|
| $1 - \rho_{59}$ | 11,6 | 20,6 | 32,6 | 40,0 | 48,2 |
| ρ_{44} | -1,1 | -2,0 | -11,5 | -10,9 | -11,0 |
| $\rho_0 - \rho_{40}$ | -1,1 | -2,0 | -3,0 | -3,5 | -4,3 |

Температурные напряжения

Вопросы, связанные с определением температурных напряжений в валках при несимметричном и нестационарном распределении температуры в сечении валка, весьма сложны. Поэтому в первом приближении температурные напряжения можно определять для установившегося теплообмена, считая, что после n оборотов поверхность валка разогревается до постоянной температуры за счет тепла, выделяемого при деформации листа.

Распределение температуры по радиусу валка в этом случае подчиняется соотношению

$$t = t_2 - \frac{t_2 - t_1}{\ln \kappa} \ln \rho, \quad (4.26)$$

где t_1 и t_2 - температуры поверхности осевого отверстия и наружной поверхности бочки, $^{\circ}\text{C}$; $\kappa = \frac{z_0}{R}$, $\rho = \frac{z}{R}$;
 z_0 и R - радиусы осевого отверстия и бочки валка, мм;
 z - текущий радиус, мм.

Напряжения определяют для толстостенной трубы при решении осесимметричной задачи:

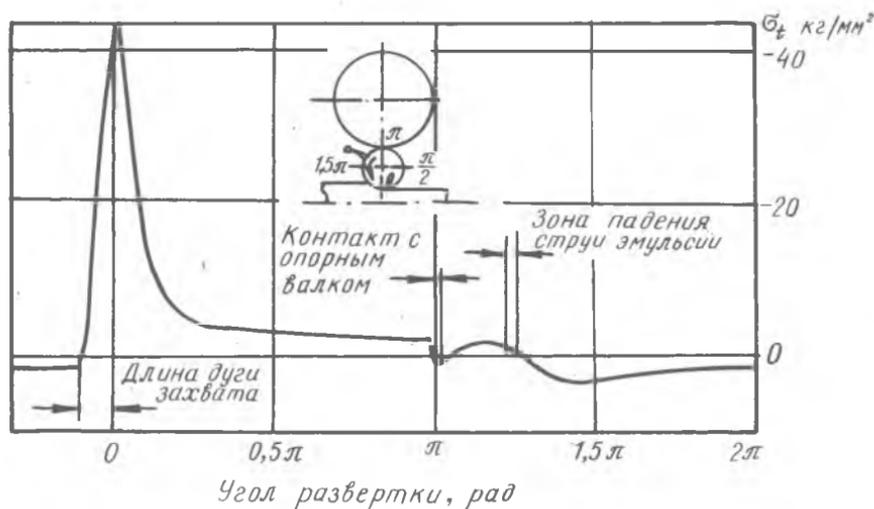
$$\left. \begin{aligned} \sigma_z &= \frac{E\alpha(t_2 - t_1)}{2(1-\mu)\ln\kappa} \left[\ln\rho + \frac{\kappa^2}{1-\kappa^2} \left(1 - \frac{1}{\rho^2}\right) \ln\kappa \right]; \\ \sigma_t &= \frac{E\alpha(t_2 - t_1)}{2(1-\mu)\ln\kappa} \left[1 + \ln\rho + \frac{\kappa^2}{1-\kappa^2} \left(1 + \frac{1}{\rho^2}\right) \ln\kappa \right]; \\ \sigma_r &= \frac{E\alpha(t_2 - t_1)}{2(1-\mu)\ln\kappa} \left[1 + 2\ln\rho + \frac{2\kappa^2}{1-\kappa^2} \ln\kappa \right]; \end{aligned} \right\} \quad (4.27)$$

где α - коэффициент линейного расширения материала валка, $1/град.$

Перепад температур $t_2 - t_1$ следует выбирать из экспериментальных данных. Так, для холодной прокатки стальных листов можно принять $t_2 - t_1 = 80^{\circ}\text{C}$, а для холодной прокатки листов из алюминиевых сплавов - 100°C . Следует отметить, что получаемые при расчетах средних и крупных валков значения температурных напряжений имеют сравнительно небольшие величины. На поверхности бочки сжимающие тангенциальные напряжения составляют $(10 \div 15) \text{ кг/мм}^2$, а на поверхности осевого канала растягивающие тангенциальные напряжения $20 - 25 \text{ кг/мм}^2$.

В последние годы проведены экспериментальные исследования распределения температур и температурных напряжений в валках при

неустановившемся режиме. Так, В.П.Полухиним, В.А.Николаевым и др. разработана расчетная методика определения температур и напряжений. Основой методики является составление теплового баланса для системы валок - полоса - охлаждающая эмульсия. Приращения температур на поверхности валка определяются из системы уравнений теплопроводности Фурье. Далее для расчетных моментов времени устанавливается распределение температур в радиальном и тангенциальном направлениях сечения валка. Температурные напряжения вычисляются с использованием решения задачи термоупругости для цилиндра, приведенной в работах С.М.Тимошенко.



Р и с. 4.6. Напряжения на поверхности валка (\varnothing 400 мм), вызываемые осесимметричной составляющей температурного поля

На рис. 4.6 приведены результаты уточненного расчета температурных напряжений осесимметричного температурного поля в валках холодной прокатки стальных листов.

Различными исследованиями установлено, что в очаге деформации на поверхности валка напряжения являются сжимающими и достигают значительно больших величин по сравнению с усредненным расчетом. В контакте с опорным валком и в зоне падения струи охладителя они становятся растягивающими. В подповерхностных слоях, в пре-

делах 20 мм, максимальные по абсолютному значению сжимающие напряжения быстро уменьшаются, а затем переходят в растягивающие небольшой абсолютной величины.

Рабочие напряжения в валках

Основное влияние на прочностные возможности и стойкость валков оказывают рабочие напряжения, возникающие в валке от усилия прокатки. Для упрощения анализа напряженного состояния в валке целесообразно рассматривать рабочие напряжения в зонах, где они наибольшие и где чаще появляются трещины. Такими зонами у рабочих валков станов кварто являются зона контакта с прокатываемым металлом, зона контакта с опорным валком и зона осевого канала.

Определению рабочих напряжений в валках посвящен ряд работ, из которых наиболее фундаментальными являются работы В.П.Полухина и В.А.Николаева. Полухиним с применением методов теории функции комплексного переменного разработано точное в математической постановке решение задачи о напряженно-деформированном состоянии валка не только в контактных зонах, но и во всем объеме валков. Была решена задача об упругом равновесии кругового кольца, нагруженного по внешнему контуру произвольной неуравновешенной нагрузкой, сосредоточенной нагрузкой и моментом внутри области и свободным от нагрузки внешним контуром (контуром осевого канала). Разработанная методика проверялась в эксперименте на моделях методом фотоупругости и показала высокую точность.

С целью упрощения указанной методики и анализа влияния граничных условий на рабочие напряжения авторами была разработана методика расчета напряжений в валке как в упругой полуплоскости, нагруженной на отрезке нагружения нормальным давлением и касательными напряжениями произвольного распределения. Математически задача решалась предельным переходом с использованием решения задачи Фламана о действии сосредоточенной нагрузки на упругую полуплоскость.

В.А.Башлыковым и Н.П.Морозовым под руководством Г.И.Аксенова разработана методика определения рабочих напряжений в контактных зонах для полуплоскости с применением теории функций комплексного переменного, а также определения напряжений в зоне осевого канала.

Далее изложена методика авторов пособия и сделаны выводы из анализа работ авторов, а также В.В.Полухина и В.А.Николаева.

Для определения местных напряжений в контакте валка с прокатываемым металлом целесообразно применять комплексное представление решения первой основной задачи теории упругости для полуплоскости. Однако дуга захвата представляет собой криволинейный контур, близкий к параболическому при упругом сплющивании валка. В связи с этим были рассмотрены особенности формирования напряжений для области, отображаемой на полуплоскость с помощью рациональной функции и имеющей параболический контур. Отображение $z = \omega(\zeta) = -i(\zeta + ia)^2$ и общее решение первой основной задачи, полученное Н.И.Мухелишвили, дают граничные значения N и T нормального и касательного напряжений $\hat{\eta}$ и $\hat{\xi}$:

$$N + iT = \Phi(\sigma) + \bar{\Phi}(\sigma) + \frac{\sigma - ia}{2} \Phi'(\sigma) - \frac{\sigma + ia}{\sigma - ia} \Psi(\sigma); \quad (4.28)$$

$$N - iT = \bar{\Phi}(\sigma) + \Phi(\sigma) + \frac{\sigma + ia}{2} \bar{\Phi}'(\sigma) - \frac{\sigma - ia}{\sigma + ia} \bar{\Psi}(\sigma). \quad (4.29)$$

С использованием теорем о граничных значениях функций, голоморфных в верхней или нижней полуплоскостях, найдены

$$\Phi(\zeta) = -\frac{1}{2\pi i} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{N - iT}{\sigma - \zeta} d\sigma \quad (4.30)$$

$$\text{и } \Psi(\zeta) = \frac{\zeta - ia}{2\pi i(\zeta + ia)} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{N + iT}{\sigma - \zeta} d\sigma + \frac{\zeta - ia}{\zeta + ia} \Phi(\zeta) + \frac{(\zeta - ia)^2}{2(\zeta + ia)} \Phi'(\zeta) \quad (4.31)$$

Сравнение выражений (4.30) и (4.31) с известными выражениями для полуплоскости позволяет найти глубину h , на которой замена криволинейного контура прямолинейным дает погрешность в компонентах $\hat{\eta} - \hat{\xi}$ в 10%. Для горячей прокатки с предельно допустимым углом захвата $\alpha = 22^\circ$ $h = 2,3$; для холодной прокатки с $\alpha = 6^\circ$ $h = 8,6$. На меньших относительных глубинах погрешность в компонентах напряжений при замене криволинейного контура прямолинейным окажется меньше 10%. С другой стороны, именно на глубинах $h < 5$ формируются опасные с точки зрения усталостной прочности закалочные остаточные напряжения и зарождаются первоначальные усталостные трещины

Для анализа закономерностей распределения местных напряжений, вызванных действием нормального давления и касательных напряжений на границе упругой полуплоскости, использовано известное решение Н.И. Мусхелишвили:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x + \sigma_y &= 4 \operatorname{Re} \Phi(\omega); \\ \sigma_x - \sigma_y &= 2 \operatorname{Re} [\bar{\omega} \Phi'(\omega) + \psi(\omega)]; \\ \tau_{yx} &= \operatorname{Im} [\bar{\omega} \Phi'(\omega) + \psi(\omega)], \end{aligned} \right\} \quad (4.32)$$

где

$$\omega = y + ix; \quad \bar{\omega} = y - ix; \quad \Phi(\omega) = -\frac{1}{2\pi i} \int_a^b \frac{\rho_\eta - it_\eta}{\eta - \omega} d\eta;$$

$$\psi(\omega) = -\frac{1}{2\pi i} \int_a^b \frac{\rho_\eta + it_\eta}{\eta - \omega} d\eta - \Phi(\omega) - \omega \Phi'(\omega);$$

η - абсцисса точки оси y внутри отрезка нагружения.

Формулы (4.32) позволяют раздельно изучить зависимости местных напряжений от нормального давления и касательных напряжений. Для нормальной нагрузки ρ_η из равенства (4.32) непосредственно вытекает, что на поверхности $x = 0$ внутри отрезка нагружения

$$\sigma_x = \sigma_y \quad \text{и} \quad \tau_{xy} = 0.$$

Для параболического закона распределения нормального давления

$$\left. \begin{aligned} \rho_\eta &= \rho_n \left(1 - \frac{\eta^2}{a^2}\right) \quad \text{при} \quad -a \leq \eta \leq 0, \\ \rho_\eta &= \rho_n \left(1 - \frac{\eta^2}{b^2}\right) \quad \text{при} \quad 0 \leq \eta \leq b \end{aligned} \right\} \quad (4.33)$$

получено

$$\left. \begin{aligned} \tau_{xy} &= -\frac{\rho_n}{\pi b^2} \left[x^2 \ln \frac{\rho_0^2}{\rho^2} - 2yx(\beta_0 - \beta) \right] - \frac{\rho_n}{\pi a^2} \left[x^2 \ln \frac{\rho_1^2}{\rho^2} + 2yx(\beta_1 - \beta) \right]; \\ \sigma_y &= -\frac{\rho_n}{\pi b^2} \left[-3bx - (3x^2 + b^2 - y^2)(\beta_0 - \beta) - 2yx \ln \frac{\rho_0^2}{\rho^2} \right] - \frac{\rho_n}{\pi a^2} \left[-3ax + \right. \\ &\quad \left. + (3x^2 + a^2 - y^2)(\beta_1 - \beta) + 2yx \ln \frac{\rho_1^2}{\rho^2} \right]; \\ \sigma_x &= -\frac{\rho_n}{\pi b^2} \left[bx + (y^2 + x^2 - b^2)(\beta_0 - \beta) \right] - \frac{\rho_n}{\pi a^2} \left[ax - (y^2 + x^2 - a^2)(\beta_1 - \beta) \right], \end{aligned} \right\} (4.34)$$

где a и b - координаты отрезка нагружения; $\rho = \sqrt{y^2 + x^2}$;

$$\rho_0 = \sqrt{(y-b)^2 + x^2}; \quad \rho_1 = \sqrt{(a+y)^2 + x^2}; \quad \beta_0 - \beta = -(\alpha_0 - \alpha); \quad \beta_1 - \beta = -(\alpha_1 - \alpha);$$

$$\alpha = \operatorname{arctg} \frac{x}{y}; \quad \alpha_0 = \operatorname{arctg} \frac{x}{y-b}; \quad \alpha_1 = \operatorname{arctg} \frac{x}{a+y};$$

ρ_n - максимальное значение нормального давления.

Аналогично получены формулы для треугольной эпюры распределения нормального давления:

$$\rho_\eta = \rho_n \left(1 - \frac{\eta}{b}\right) \text{ при } 0 \leq \eta \leq b; \quad \rho_\eta = \rho_n \left(1 + \frac{\eta}{a}\right) \text{ при } -a \leq \eta \leq 0.$$

Для анализа использованы также известные решения Фламана, Митчела и Герца для сосредоточенной, распределенной и эллиптической нормальной нагрузки.

Расчетный анализ влияния формы эпюры нормального давления на характер распределения компонентов местных напряжений показывает, что у симметричных эпюр нормальные компоненты будут максимальными на оси симметрии на любой глубине, а касательные напряжения будут равны 0. У асимметричных эпюр на оси $y = 0$ на глубине появляются касательные компоненты. В исследованном диапазоне изменения коэффициента асимметрии $K = \frac{b}{a}$ от 0,6 до 1,4 эти компоненты невелики и с погрешностью, не превышающей 10%, нормальные напряжения можно считать главными. У несимметричных эпюр обнаружено также отклонение линии максимумов нормальных напряжений от оси $y = 0$ на больших глубинах и приближение ее к оси, проходящей через центр тяжести эпюры нормального давления. Установлено, что разница между напряжениями на оси $y = 0$ и линией максимумов на соответствующих глубинах очень мала.

Неравномерность распределения нормального давления на отрезке нагружения определяется параметром $\frac{P_n}{P_{cp}}$, где P_{cp} - среднее

значение эпюры нормального давления. Установлено, что на глубинах $\frac{x}{l_c} > 1$, где l_c - длина дуги захвата с учетом сплющивания вала, напряжения практически не зависят от формы эпюры нормального давления. На малых глубинах они возрастают с увеличением $\frac{P_n}{P_{cp}}$. На глубинах $\frac{x}{l_c} > 1$ значения компонент напряжений, определенных для сосредоточенной погонной силы, практически совпадают с соответствующими значениями для распределенных нагрузок.

Поскольку решается плоская задача, третья нормальная компонента определяется по соотношению

$$\sigma_z = \mu (\sigma_y + \sigma_x). \quad (4.35)$$

Для рассматриваемых эпюр на оси симметрии определены значения максимальных сдвигающих напряжений и глубины их расположения.

Установлено, что глубина залегания и величина $\frac{\sigma_z - \sigma_x}{2\rho_H}$ меньше, чем у $\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2\rho_H}$ во всем диапазоне рассмотренных эпюр. Значения

$$\tau_1^{\max} = \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2\rho_H}$$

уменьшаются с увеличением $\rho_H / \rho_{\text{ср}}$.

Для анализа закономерностей распределения местных напряжений, вызванных действием касательной нагрузки на отрезке нагружения, получены формулы для следующих граничных условий:

$$t_\eta = t_H \left(1 - \frac{\eta}{b}\right) \quad \text{при } 0 \leq \eta \leq b; \quad t_\eta = -t_H \left(1 + \frac{\eta}{a}\right) \quad \text{при } -a \leq \eta < 0;$$

$$t_\eta = t_H \quad \text{при } 0 \leq \eta \leq b; \quad t_\eta = -t_H \quad \text{при } -a \leq \eta < 0; \quad t_\eta = t_H \frac{\eta}{b}$$

$$\text{при } 0 \leq \eta \leq b; \quad t_\eta = -t_H \frac{\eta}{a} \quad \text{при } -a \leq \eta < 0; \quad t_\eta = t_H \left(2\frac{\eta}{b} - \frac{\eta^2}{b^2}\right)^2$$

при $0 \leq \eta \leq b$;

$$t_\eta = t_H \left(2\frac{\eta}{a} + \frac{\eta^2}{a^2}\right) \quad \text{при } -a \leq \eta < 0; \quad t_\eta = 4t_H \left(\frac{\eta}{b} - \frac{\eta^2}{b^2}\right) \quad \text{при } 0 \leq \eta \leq b;$$

$$t_\eta = 4t_H \left(\frac{\eta}{a} + \frac{\eta^2}{a^2}\right) \quad \text{при } -a \leq \eta < 0; \quad t_\eta = t_H \left(1 - \frac{\eta^2}{b^2}\right) \quad \text{при } 0 \leq \eta \leq b;$$

$$t_\eta = -t_H \left(1 - \frac{\eta^2}{a^2}\right) \quad \text{при } -a \leq \eta < 0; \quad t_\eta = 4t_H \left(1 - \frac{\eta}{b}\right) \left(\frac{\eta}{b} - \frac{\eta^2}{b^2}\right) \quad \text{при } 0 \leq \eta \leq b;$$

$$t_\eta = 4t_H \left(1 + \frac{\eta}{a}\right) \left(\frac{\eta}{a} + \frac{\eta^2}{a^2}\right) \quad \text{при } -a \leq \eta < 0,$$

где t_H — максимальное значение эпюры касательных напряжений
и $t_H' = \frac{25}{10} \pi t_H$.

Для последней записи граничного условия, представляющей произведение прямой и параболы, полученные формулы имеют вид:

$$\sigma_x = 4 \frac{t_H'}{\pi} \left[(\beta_1 - \beta) \frac{x}{a} \left(1 + 4 \frac{y}{a} + 3 \frac{y^2}{a^2} - 3 \frac{x^2}{a^2}\right) - \right. \\ \left. - (\beta_0 - \beta) \frac{x}{b} \left(1 - 4 \frac{y}{b} + 3 \frac{y^2}{b^2} - 3 \frac{x^2}{b^2}\right) + \left(3 \frac{y x^2}{b^3} - \right. \right. \\ \left. \left. - 2 \frac{x^3}{b^2}\right) \ln \frac{\rho_0^2}{\rho^2} - \left(3 \frac{y x^2}{a^3} + 2 \frac{x^3}{a^2}\right) \ln \frac{\rho_1^2}{\rho^2} + 3 \frac{x^2}{b^2} + 3 \frac{x^2}{a^2} \right];$$

$$\sigma_y = 4 \frac{\epsilon'_H}{\pi} \left[(\beta_1 - \beta) \frac{x}{a} \left(-3 - 12 \frac{y}{a} - 9 \frac{y^2}{a^2} + 5 \frac{x^2}{a^2} \right) - \right. \\ \left. - (\beta_0 - \beta) \frac{x}{b} \left(-3 + 12 \frac{y}{b} - 9 \frac{y^2}{b^2} + 5 \frac{x^2}{b^2} \right) + \left(\frac{y}{b} - \right. \right. \\ \left. \left. - 12 \frac{y^2}{b^2} + 4 \frac{x^2}{b^2} + \frac{y^3}{b^3} - 6 \frac{yx^2}{b^3} \right) \ln \frac{\rho_0^2}{\rho^2} + \left(-\frac{y}{a} - \right. \right. \\ \left. \left. - 12 \frac{y^2}{a^2} + 4 \frac{x^2}{a^2} - \frac{y^3}{a^3} + 6 \frac{yx^2}{a^3} \right) \ln \frac{\rho_1^2}{\rho^2} + \frac{4}{3} - 3 \frac{y}{b} + \right. \\ \left. + 3 \frac{y}{a} + 2 \frac{y^2}{a^2} + 2 \frac{y^2}{b^2} - 5 \frac{x^2}{b^2} - 5 \frac{x^2}{a^2} \right]; \quad (4.36)$$

$$\tau_{xy} = 4 \frac{\epsilon'_H}{\pi} \left[(\beta_0 - \beta) \left(\frac{y}{b} - 2 \frac{y^2}{b^2} + 6 \frac{x^2}{b^2} + \frac{y^3}{b^3} - 9 \frac{yx^2}{b^3} \right) + \right. \\ \left. + (\beta_1 - \beta) \left(-\frac{y}{a} - 2 \frac{y^2}{a^2} + 6 \frac{x^2}{a^2} - \frac{y^3}{a^3} + 9 \frac{yx^2}{a^3} \right) + \left(-\frac{x}{b} + \right. \right. \\ \left. \left. + 4 \frac{yx}{b^2} - 3 \frac{y^2x}{b^3} + 2 \frac{x^3}{b^3} \right) \ln \frac{\rho_0^2}{\rho^2} + \left(\frac{x}{a} + 4 \frac{yx}{a^2} + 3 \frac{y^2x}{a^3} - \right. \right. \\ \left. \left. - 2 \frac{x^3}{a^3} \right) \ln \frac{\rho_1^2}{\rho^2} + 4 \frac{x}{b} - 4 \frac{x}{a} - 5 \frac{yx}{b^2} - 5 \frac{yx}{a^2} \right].$$

При расчетном анализе полученных формул использовано также известное решение Черутти для сосредоточенной погонной касательной нагрузки. Расчетами для $K = \frac{b}{a}$, изменяющегося в диапазоне 0,6 - 1,4, установлено, что нормальные компоненты практически не зависят от степени асимметрии, а появляющиеся у асимметричных эпюр касательные напряжения пренебрежимо малы. На поверхности $x = 0$ у эпюр с плавным переходом через 0 напряжения $\sigma_x = 0$, на глубине нормальные компоненты имеют быстрое затухание. Так, напряжения σ_y на глубине $\frac{x}{\ell_c} > 0,6$ при любом законе распределения касательной нагрузки можно считать практически равными 0. Напряжения σ_x затухают на глубине медленнее, но их максимальные значения по сравнению с σ_y невелики. У эпюр, имеющих ступенчатый переход через 0, напряжения σ_x на поверхности $x = 0$ и на оси $y = 0$ имеют конечные значения, определяемые формой эпюры, в то время как напряжения σ_y резко возрастают. В глубинных точках $\frac{x}{\ell_c} > 0,5$ напряжения, вызванные действием касательной нагрузки, с незначительной погрешностью можно определять по любому простому закону распределения касательных напряжений, в частности, по эпюрам, имеющим ступенчатый переход через 0 на оси $y = 0$.

Для исследования зависимости напряжений σ_y на поверхности $x = 0$ и на оси симметрии $y = 0$ от характера распределения касательной нагрузки формулы (4.32) преобразованы к виду

$$\sigma_y = \frac{2}{\pi} \int_{-a}^{\delta} \frac{t_\gamma}{\gamma - y} d\gamma, \quad (4.37)$$

а функция t_γ представлена в виде многочлена по степеням γ .

Расчетный анализ для следующих граничных условий: $t_\gamma = t_H (2\frac{\gamma}{\delta} - \frac{\gamma^2}{\delta^2})$

$$0 \leq \gamma \leq \delta; \quad t_\gamma = t_H \text{ при } \delta \leq \gamma \leq \delta_1; \quad t_\gamma = t_H \frac{\gamma}{\delta} \text{ при } 0 \leq \gamma \leq \delta; \quad t_\gamma = t_H \frac{\delta_1 - \gamma}{\delta_1 - \delta}$$

$$\text{при } \delta \leq \gamma \leq \delta_1; \quad t_\gamma = t_H \frac{\gamma}{\delta} \text{ при } 0 \leq \gamma \leq \delta; \quad t_\gamma = t_H \text{ при } \delta \leq \gamma \leq \delta_1;$$

$$t_\gamma = t_H \frac{\delta_2 - \gamma}{\delta_2 - \delta_1} \quad \text{при} \quad \delta_1 \leq \gamma \leq \delta_2$$

показал, что с возрастанием показателя t_H / t_{cp} , где t_{cp} среднее значение эпюры касательной нагрузки на каждой ветви, уменьшается величина $\frac{\sigma_H}{t_H}$ при одинаковой протяженности участка, примыкающего к оси $y = 0$. При постоянной величине t_H / t_{cp} напряжение σ_y / t_H возрастает с уменьшением относительной протяженности участка, примыкающего к оси $y = 0$. Напряжения σ_y / t_H возрастают также и при уменьшении относительной протяженности участка, примыкающего к концам отрезка нагружения. Важно, что последняя зависимость дает значительно меньший эффект по сравнению с первой.

Анализ совместного влияния нормальной и касательной нагрузки на характер распределения местных напряжений проведен для ряда граничных условий. При этом для значительного числа приводимых в литературе реальных эпюр нормального давления и сил трения при прокатке исследована возможность их замены аппроксимирующими простыми законами с учетом наиболее существенной зависимости местных напряжений от параметров P_H / P_{cp} и B / B_2 . В частности, для вариантов прокатки с $\frac{t}{H_c} > 5$, где H_c - средняя за проход толщина полосы, нормальное давление можно описать параболической зависимостью, а касательные напряжения - произведением уравнений прямой и параболы.

На рис. 4.7 (а, б) представлены зависимости относительных напряжений от относительной глубины на оси $y = 0$ и от среднего значения коэффициента трения f .

Из рассмотрения полученных зависимостей вытекает, что при нулевых значениях f максимум сдвигающих напряжений находится

ся на глубине, определяемой формой эпюры нормального давления, а с увеличением f он перемещается к поверхности, выходя на нее при больших значениях f и малой относительной длине зоны затрудненной деформации. При этом напряжение σ_y на поверхности становится растягивающим, достигая больших значений.

Для определения напряжений, вызванных общей деформацией полого цилиндра (рабочий валок), использовано решение задачи о деформации кривого бруса. Получены формулы для определения напряжений на горизонтальном и вертикальном диаметрах валка и по ним построены номограммы (см. рис. 4.7, в). Из решения этой задачи вытекает, что напряжение на бочке на горизонтальном диаметре практически равно 0. На поверхности осевого канала на вертикальном диаметре тангенциальные напряжения — растягивающие и достигают своего максимума. На вертикальном и горизонтальном диаметрах тангенциальные напряжения достигают минимальных значений при отношении радиуса осевого канала к радиусу бочки валка в диапазоне 0,15; 0,2.

Усталостная прочность валков.

факторы, влияющие на прочностные возможности валков

Для оценки запасов усталостной прочности отдельных зон рабочих валков целесообразно применять методику И.В.Кудрявцева, которая при небольшом числе экспериментальных данных позволяет оценить влияние остаточных напряжений и постоянной части цикла изменения рабочих напряжений на прочность этих зон.

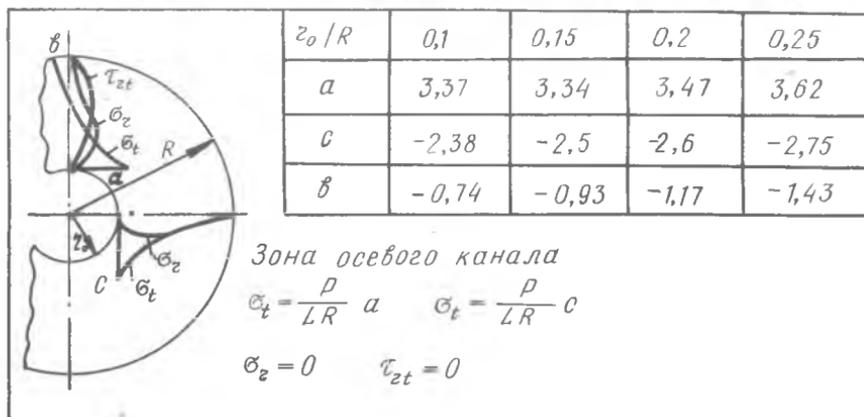
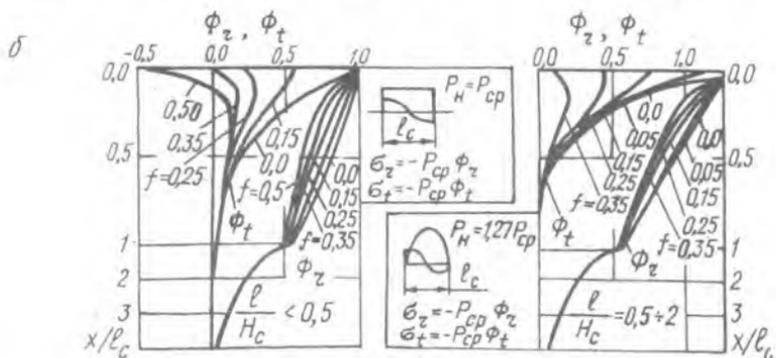
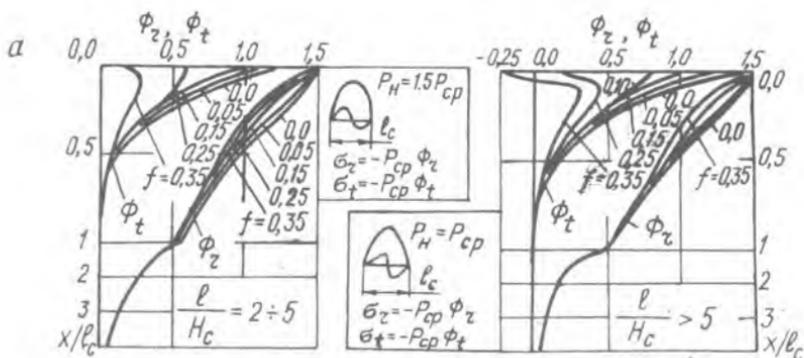
По этой методике запас усталостной прочности определяется соотношением:

$$n = \frac{\sigma_{-1}}{\sigma_{1w}} \frac{\sqrt{2}}{3K_1 + \gamma(a_1 + a_2 + a_3 + m_1 + m_2 + m_{1,3})} \quad (4.38)$$

где

$$K_1 = \frac{1}{3} \sqrt{(1-K_2)^2 + (K_2-K_3)^2 + (\lambda_3-1)^2}; \quad \lambda_2 = \frac{\sigma_{2w}}{\sigma_{1w}}; \quad \lambda_3 = \frac{\sigma_{3w}}{\sigma_{1w}};$$

$$a_i = \frac{\sigma_{im}}{\sigma_{-1}}; \quad m_i = \frac{\sigma_i^{ul}}{\sigma_{-1}}; \quad \gamma = \frac{|\sigma_{-1}| - \sigma_s}{|\sigma_{-1}| - \sigma_s} \sqrt{2};$$



Р и с.4.7. Графики распределения относительных напряжений:
 а, б - зависимости относительных напряжений от относительной глубины $\frac{x}{l_c}$ и коэффициента трения f ;
 в - относительные напряжения на вертикальном и горизонтальном диаметрах в зоне осевого канала

- σ_{im} и σ_{iv} - среднее напряжение и амплитуда цикла соответствующего главного рабочего напряжения ($i = 1, 2, 3$);
- σ_i^{at} - сумма остаточных и температурных напряжений ($i = 1, 2, 3$);
- σ_s и σ_{-s} - пределы текучести материала на растяжение и сжатие;
- $\bar{\sigma}_1$ - предел усталости при симметричном одноосном растяжении-сжатии.

Коэффициент действительного запаса

$$n_d = \frac{n}{NK_3} \quad (4.39)$$

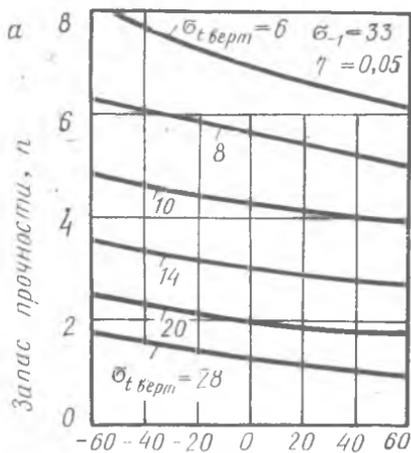
- где N - коэффициент масштабного фактора;
- K_3 - эффективный коэффициент концентрации напряжений.

Значения коэффициента неравнопрочности γ установлены экспериментально для структур зернистого перлита, сорбита, мартенсита отпуска, троостита, бейнита и мартенсита валковой стали 9Х2.

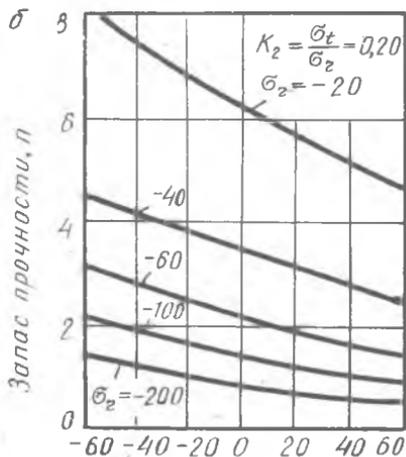
В формулах (4.38) температурные и остаточные напряжения приняты постоянными во времени. Переменные рабочие напряжения в поверхностных слоях вала изменяются почти по пульсирующему циклу. При этом $\sigma_1 = \sigma_2$. В зоне осевого канала рабочие напряжения изменяются по асимметричному циклу со средним растягивающим напряжением, что дает $\sigma_1 = \sigma_2$. Для переходной зоны закаленного вала и зоны осевого канала выражения теоретического коэффициента запаса усталостной прочности упрощены и представлены в виде номограмм. На рис. 4.8 показаны образцы таких номограмм.

С использованием приведенных методик было установлено распределение рабочих, температурных и остаточных напряжений по сечению валков, применяемых на прокатке листов из ряда марок сталей и алюминиевых сплавов.

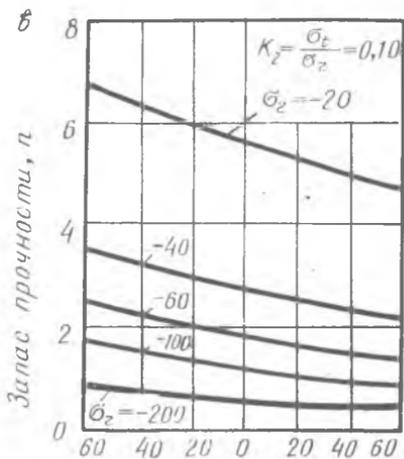
Влияние параметров эксплуатации и способов закалки на прочность рабочих валков удобно оценивать с помощью графиков распределения усталостной прочности по сечению валков, прошедших различную термообработку и используемых на различных режимах прокатки. На рис. 4.9 представлены такие графики для валков диаметром 400 мм, эксплуатирующихся на прокатке электротехнической стали ЭЗЗА. Сплошными линиями на графиках показаны значения действитель-



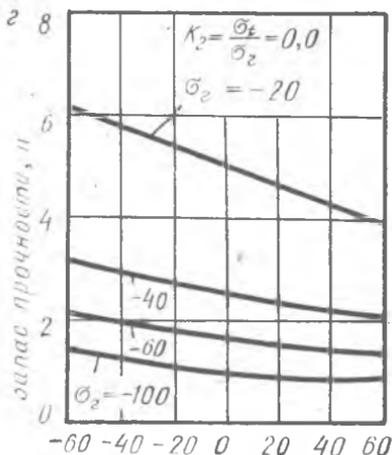
Сумма остаточных и температурных напряжений, $\sigma_t^{0,t}, \frac{кг}{мм^2}$
Зона осевого канала



Сумма остаточных и температурных напряжений, $\sigma_t^{0,t}, \frac{кг}{мм^2}$
Переходная зона

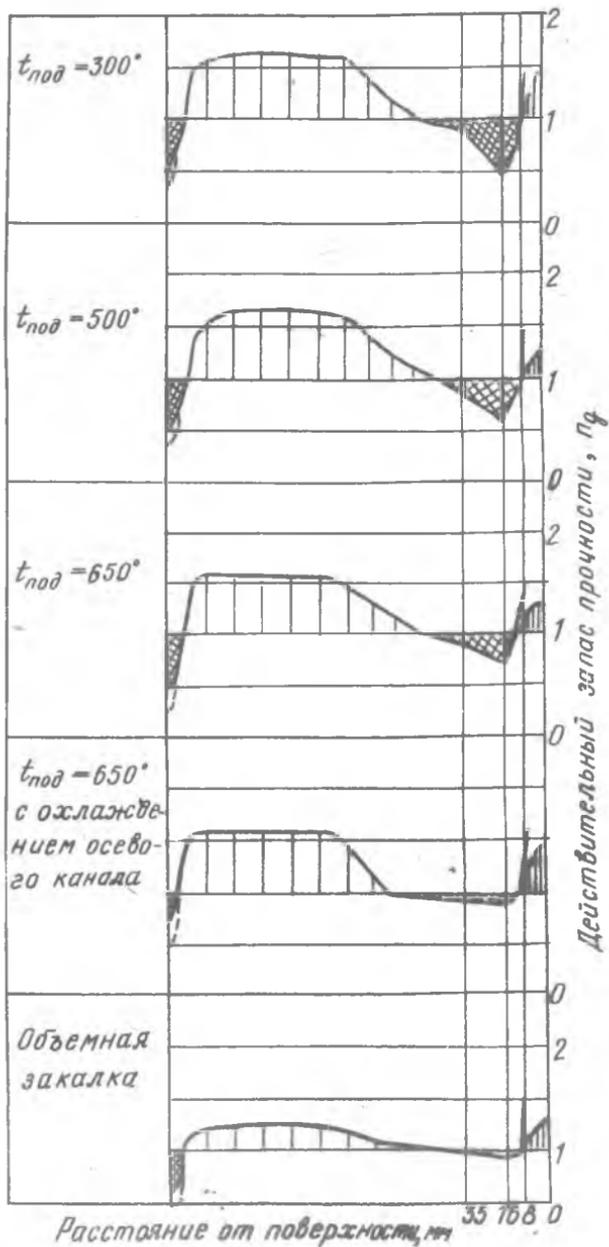


Сумма остаточных и температурных напряжений, $\sigma_t^{0,t}, \frac{кг}{мм^2}$
Переходная зона



Сумма остаточных и температурных напряжений, $\sigma_t^{0,t}, \frac{кг}{мм^2}$
Переходная зона

Р и с. 4.8. Теоретический запас прочности
а - в зоне осевого канала; б, в, г - в переходной зоне



Р и с. 4.9. Распределение запасов усталостной прочности по сечению вала $\varnothing 400$ мм

ных коэффициентов запаса с учетом масштабного фактора, а в зоне осевого канала — и с учетом чистоты обработки поверхности. Пунктиром в зоне осевого канала обозначена величина n_g с учетом концентрации напряжений из-за возможных металлургических дефектов.

Эпюры распределения запасов прочности по сечению показывают, что во всех случаях, независимо от режимов прокатки и закалки, наиболее опасными по прочности являются переходная зона и поверхность осевого канала.

В переходной зоне наименьший запас прочности наблюдается в слое с твердостью по HRC, изменяющейся в пределах 46-40, где структурное состояние неоднородно и при закалке с низких предварительных подогревов располагаются растягивающие остаточные напряжения. Увеличение запасов прочности при приближении к поверхности бочки объясняется возрастанием всестороннего сжатия амплитудной части главных рабочих напряжений (уменьшение $3K_T$), ростом постоянной части суммарных сжимающих напряжений и резким усилением чувствительности к ним материала (γ), а также увеличением предела усталости при переходе к зоне с мартенситной структурой. Запас прочности в сердцевине валка увеличивается, главным образом, благодаря уменьшению амплитуды действующих напряжений. Увеличение рабочих напряжений в связи с ужесточением режима прокатки приводит к снижению запаса прочности переходной зоны. На прочность переходной зоны значительно влияют остаточные напряжения. Перевод их из растягивающих напряжений величиной $+40 \text{ кг/мм}^2$ в сжимающие — 40 кг/мм^2 путем замены закалки с низкого подогрева закалкой с высокого подогрева приводит к увеличению запаса прочности почти в 1,5 раза при расчете по $\gamma = 0,1$.

Для переходной зоны установлена величина предельно допустимого рабочего напряжения

$$\sigma_2^{\text{пред}} = - \frac{2,82 \sigma_1 - 4 \gamma \sigma_2^{\text{ак}}}{NK_2 [3K_1 - \frac{0,65}{NK_2} (1 + K_2) \gamma]} \quad (4.40)$$

Изучение влияния перешлифовок на запасы прочности переходной зоны показало, что у валков закалки с низкого предварительного подогрева по мере снятия слоев металла происходит уменьшение запаса прочности, в то время как высокие предварительные подогревы резко замедляют и даже предотвращают процесс разупрочнения объемов металла, ранее работавших в наиболее тяжелых условиях.

Исследование зависимости запасов прочности переходной зоны от величины переднего и заднего натяжения полосы при прокатке подтвердило возможность существенного увеличения эксплуатационной стойкости валков за счет увеличения натяжений при прокатке.

Запасы прочности поверхности осевого канала определяются, в основном, величиной рабочих напряжений. Упрочняющий эффект сжимающих остаточных напряжений (закалка валков с охлаждением осевого канала) здесь проявляется слабее, чем в переходной зоне, так как коэффициент неравнопрочности структуры зернистого перлита, полученной улучшением, весьма мал ($\gamma = 0,05$). Структура пластинчатого перлита, получаемая нормализацией валков перед закалкой, более чувствительна к сжимающим остаточным напряжениям ($\gamma = 0,1$). Ввиду малого значения предела усталости этой структуры абсолютные значения запасов прочности для нее ниже запасов прочности для улучшенного состояния сердцевины.

Предельно допустимое тангенциальное напряжение в точках вертикального диаметра поверхности осевого канала можно определить по соотношению

$$\sigma_{\tau}^{\text{пред}} = \frac{\sqrt{2} \sigma_{-1n}}{0,875 NK_2 (1,253 + 2 \frac{\gamma}{\sigma_{-1}} \sigma_z^{\sigma, \tau})} \quad (4.41)$$

Установлено, что эффект разупрочнения поверхности осевого канала растягивающими температурными напряжениями, возникающими при двустороннем охлаждении валков при прокатке, не окупается эффектом упрочнения переходной зоны сжимающими температурными напряжениями.

Наиболее значительное влияние на прочность поверхности осевого канала, наряду с рабочими напряжениями, оказывает чистота обработки и концентраторы напряжений в виде металлургических дефектов.

Для поверхности бочки валка величину предельно допустимого среднего удельного давления при прокатке можно определить по соотношению

$$P_{\text{ср}} = \frac{(2\sqrt{2} \sigma_{-1} - 4\gamma \sigma_z^{\sigma}) \beta}{1,5 NK_2 \left[3K_1 - \frac{\gamma \beta}{NK_2} 0,655(1 + K_2) \right]} \quad (4.42)$$

где β - относительный предел усталости в активной среде.

В табл. 9 представлены предельно допустимые значения $R_{сб}$ в зависимости от величины остаточных шлифовочных напряжений σ_z^o , среднего коэффициента трения f и относительной протяженности зоны затрудненной деформации при прокатке.

Т а б л и ц а 9

| f | $\sigma_z^o = -60 \text{ кг/мм}^2$ | | $\sigma_z^o = 40 \text{ кг/мм}^2$ | |
|------|------------------------------------|-----------------------|-----------------------------------|-----------------------|
| | $\frac{b}{b_2} = 0,1$ | $\frac{b}{b_2} = 0,3$ | $\frac{b}{b_2} = 0,1$ | $\frac{b}{b_2} = 0,3$ |
| 0,05 | -289 | -292 | -137 | -139 |
| 0,15 | -160 | -204 | -76 | -97 |
| 0,35 | -61 | -85 | -29 | -40 |

Из табл. 9 следует, что поверхность бочки вала может иметь минимальный по сечению запас прочности, если шлифование валков создает в ней растягивающие остаточные напряжения, а прокатка ведется с нарушением условий подачи смазки при малой зоне затрудненной деформации. Этими факторами обусловлена невысокая прочность поверхности бочки валков горячей прокатки алюминиевых сплавов, которая ведется с большими коэффициентами трения. Как следует из табл. 9 и формулы (4.42), практически приемлемым способом повышения прочности бочки таких валков является снижение коэффициента неравнопрочности мартенситной структуры путем понижения твердости бочки.

Г л а в а У

НОВЫЕ НАПРАВЛЕНИЯ В ПРОИЗВОДСТВЕ И ЭКСПЛУАТАЦИИ ВАЛКОВ

Для изготовления валков холодной прокатки используют стали с повышенным, по сравнению с эвтектоидным, содержанием углерода.

Продолжающиеся разработки новых составов ведутся в направлении выбора рационального сочетания легирующих элементов. Так, на базе хром-кремнистой стали 9ХС рекомендована кремневанадиевая сталь 9ХСФ и термически устойчивая дополнительно легированная вольфрамом сталь марки 9Х2СВФ. По сравнению со сталью 9ХСФ в стали 9Х2СВФ на 0,05% понижено содержание углерода и значительно сужены пределы содержания хрома и кремния. Сталь обладает повышенной прокаливаемостью, высокой устойчивостью против отпуска и повышенной структурной стабильностью под действием температуры и давления.

Сталь 9ХВ2С по ряду показателей превосходит сталь 9Х2СВФ. В равных условиях отпуска она сохраняет более высокую твердость. Это имеет большое значение для рабочих валков, так как способствует более полному снятию остаточных напряжений закалки. Износостойкость рабочего слоя валков из стали 9ХВ2С примерно на 20% выше износостойкости валков из стали 9Х2СВФ и др.

В хромокремнемолибденовой стали 9Х2С2М за счет высокого содержания кремния повышена сопротивляемость к отпуску и достигнута высокая износостойкость. Однако за счет высокого содержания кремния эта сталь уступает другим сталям в технологичности.

В настоящее время разработаны и успешно опробованы в эксплуатации валковые стали с пониженным содержанием углерода. Эта работа основывалась на том, что при пониженном содержании углерода и хрома достигается более благоприятное сочетание твердости и сопротивления изгибу, снижение количества остаточного аустенита, а на износостойкость влияет не только содержание большого количества карбидов, но и определенное их количество и определенный размер. Из таких сталей широкое распространение получили стали 60Х2СМФ и 7Х2СФ. Однако при особо жестких условиях прокатки стойкость этих сталей может быть недостаточной.

При совершенствовании технологии выплавки и разливки стали в настоящее время разработаны и внедряются следующие приемы:

1- применение качественной шихты и улучшение подготовки ее к плавке (например, прокаливание);

2- максимально возможное снижение содержания фосфора и серы в стали (не более 0,010 - 0,015% каждого элемента);

3- применение изложниц повышенной конусности с утепленными прибылями и оптимальной конфигурацией поперечного сечения;

4 - применение для изготовления крупных валков одного из эффективных методов обработки стали (электрошлаковый переплав, внепечное вакуумирование, дуговой вакуумный переплав) для удаления газов, вредных примесей и неметаллических включений.

По современным рекомендациям, температура нагрева при ковке слитков не должна превышать 1150°C , что предотвращает интенсивную собирательную рекристаллизацию и рост зерна; температура концаковки должна составлять $800-830^{\circ}\text{C}$. Для слитков массой более 4 т следует применять две осадки; оптимальной схемой протяжки осажённых слитков является схема круг-квадрат-круг. Степень деформации должна составлять: при осадке - 50 - 55%, при протяжке за ход прессы - 15 - 20%, уков по бочке валка - более 4. Поковки мелких валков, получаемые на молотах из предварительно протянутых заготовок из крупных слитков, следует ковать с уковом 1,6 - 2,0 по бочке и 3,0 - 4,5 по слитку.

В совершенствовании термической обработки валков как перспективное направление следует отметить использование термомеханической обработки (ВТМПО) рабочих валков листовых станов. При ВТМПО в процессе аустенизации производится пластическое деформирование любым из доступных способов (ковка, штамповка, прокатка, обкатка роликами) с последующим немедленным охлаждением деформированного изделия. Особенностью такой обработки является возможность реализации высокой прочности закаленного и низкоотпущенного рабочего слоя валков, рост сопротивления выкрашиванию (почти в 3 раза) поверхностного слоя и одновременное повышение пластичности. ВТМПО нашло применение при производстве многовалковых прокатных станов и проходит опытно-промышленное опробование на средних и крупных валках.

Для увеличения срока службы валков в настоящее время разработана и внедряется технология перезакалки изношенных валков. С целью повышения стойкости и сокращения числа отслоений на валках закалки ТПЧ внедряется низко- и среднетемпературный отпуск валков в процессе их эксплуатации. Для повышения износостойкости рабочих валков рекомендовано хромирование поверхности валков электролитическим способом или диффузионным способом путем нагрева при $900-1400^{\circ}\text{C}$ в парах хлорида хрома в инертной или восстановительной среде.

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. А к с е н о в Г.И., Б а ш л ы к о в В.А., М о р о з о в Н.П. Рабочие напряжения в отдельных зонах рабочих валков станов кварто. В сб.: "Порошковая металлургия", вып. 42, КуАИ, 1970, с. 24-35.
2. А к с е н о в Г.И., Б а ш л ы к о в В.А., М о р о з о в Н.П. Усталостная прочность отдельных зон рабочих валков станов кварто. В сб.: "Порошковая металлургия", вып. 42. КуАИ, с.35-45.
3. А к с е н о в Г.И., М о р о з о в Н.П., Б а ш л ы к о в В.А. Расчет запасов усталостной прочности рабочих валков. "Валки холодной прокатки". Труды ЦНИИТМАШ, 1971, № 97, ч. 2, с. 5-8.
4. А к с е н о в Г.И., М о р о з о в Н.П., Ш а ф е е в Н.М. Изв. вузов, "Энергетика", 1963, № 5, с. 123-127.
5. Б о р о в и к Л.И. Эксплуатация валков станов холодной прокатки. М., "Металлургия", 1968, 232с.
6. Г е д е о н М.В. и др. Термическая обработка валков холодной прокатки. М., "Металлургия", 1973, 344с.
7. К о р о л е в А.А. Конструкция и расчет машин и механизмов прокатных станов. М., "Металлургия", 1969, 462с.
8. Н о в и к о в В.В. и др. Валки листовых станов холодной прокатки. М., "Металлургия", 1970, 336с.
9. П е т р о в А.С., К а р м а н о в А.И. Производство валков холодной прокатки. М., "Металлургиздат", 1962, 216с.
10. П о л у х и н В.П. Математическое моделирование и расчет на ЭВМ листовых прокатных станов. М., "Металлургия", 1972, 512с.
11. П о л у х и н В.П., Н и к о л а е в В.А. и др. Надежность и долговечность валков холодной прокатки, изд. 2-е. М., "Металлургия", 1976, 448с.
12. П о л у х и н П.И., Ж е л е з н о в Ю.Д., П о л у х и н В.П. Тонколистовая прокатка и служба валков. М., "Металлургия", 1967, 388с.
13. Т р е т ь я к о в А.В., Г а р б е р Э.А. Расчет и исследование валков холодной прокатки. М., "Машиностроение", 1966, 178с.
14. Ц е л и к о в А.И. Прокатные станы: настоящее и будущее. М., "Знание" (серия "Техника"), 1974, 64с.

15. Ц е л и к о в А.И., З ю з и н В.И. Современное развитие прокатных станов. М., "Металлургия", 1972, 399с.
16. М о р о з о в Н.П., Н и к о л а е в В.А. и др. Производство и эксплуатация крупных опорных валков. М., "Металлургия", 1977, 128с.

О Г Л А В Л Е Н И Е

| | |
|---|----|
| В в е д е н и е | 3 |
| Г л а в а I. Классификация прокатных валков... | 5 |
| Г л а в а II. Влияние параметров прокатки на стойкость и дефекты валков..... | 14 |
| Г л а в а III. Технологическая схема производства валков..... | 17 |
| Г л а в а IV. Аналитическое исследование прочност- ных возможностей валков..... | 21 |
| Приближенная оценка статической и динамичес- кой прочности валков..... | 21 |
| Остаточные напряжения в термически обработан- ных валках..... | 25 |
| Температурные напряжения..... | 36 |
| Рабочие напряжения в валках..... | 38 |
| Усталостная прочность валков. Факторы, влияю- щие на прочностные возможности валков..... | 45 |
| Г л а в а V. Новые направления в производстве и эксплуатации валков. | 52 |
| Л и т е р а т у р а | 55 |

Владимир Алексеевич Башлыков.
Николай Петрович Морозов

ВАЛКИ СТАНКОВ ЛИСТОВОЙ ПРОКАТКИ
АВИАЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Учебное пособие

Редактор Э. Г р я з н о в а
Техн.редактор Н. К а л е н ю к
Корректор Л. С о к о л о в а

Подписано в печать 20.03.79 г.
Е000180. Формат 60x84 1/16.
Бумага оберточная белая. Офсетная печать.
Усл.п.л. 3,49. Уч.изд.л. 3,0. Тираж 500 экз.
Заказ № 1850 . Цена 12 коп.

Куйбышевский авиационный институт им. С.П.Королева
г. Куйбышев, ул. Молодогвардейская, 151.

Ротапринтный цех областной типографии им.В.П.Мяги,
г. Куйбышев, ул. Венцека, 60.