

621.771

П 80

ПРОКАТКА И КАЛИБРОВКА

СБОРНИК ТРУДОВ МОСКОВСКОГО ИНСТИТУТА СТАЛИ ИМ. СТАЛИНА

ОБОРОНГИЗ
1940

621, 471

П80

Сборник XVI

ПРОКАТКА и КАЛИБРОВКА

РЕСПУБЛИКАНСКАЯ
НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКАЯ
БИБЛИОТЕКА БССР

47389

Цена 12 р.

РЕСПУБЛИКАНСКАЯ
НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКАЯ
БИБЛИОТЕКА БССР

Лр. 89, 96, 08

РЕСПУБЛИКАНСКАЯ
НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКАЯ
БИБЛИОТЕКА БССР

Деп.

НКАП СССР

ГОСУДАРСТВЕННОЕ ИЗДАТЕЛЬСТВО ОБОРОННОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ

МОСКВА 1940

**ТРУДЫ МОСКОВСКОГО ИНСТИТУТА СТАЛИ ИМ. И. В. СТАЛИНА
ПОД НАУЧНЫМ РУКОВОДСТВОМ И НАУЧНОЙ РЕДАКЦИЕЙ
ЗАВЕДУЮЩИХ КАФЕДРАМИ**

Ответственный редактор инж. *В. С. Мозговой*

ВЛИЯНИЕ ВНЕШНЕГО ТРЕНИЯ НА ДЕФОРМАЦИЮ МЕТАЛЛА ПРИ ПРОКАТКЕ ¹

Трение является одним из существенных факторов, влияющих на процесс деформации при прокатке, и поэтому изучение его способствует пониманию процесса прокатки в целом. Вопросы вытяжки, опережения, уширения, давления истечения, захвата металла валками тесно связаны с явлением трения.

В результате трения, развивающегося в поверхностях соприкосновения прокатываемой полосы и валков, происходит износ поверхностей валков, что, в свою очередь, приводит к получению недоброкачественной поверхности прокатываемого металла.

Таким образом трение при прокатке связано, с одной стороны, с производительностью станов (угол захвата, опережение, переточка и перешлифовка валков и др.), а с другой — с качеством выпускаемой продукции (поверхность проката).

Особенно большое значение трение имеет при холодной прокатке тонких листов и ленты. При прокатке их развиваются столь большие давления, зависящие в значительной степени от величины внешнего трения, что без учета последнего во многих случаях невозможно добиться требуемых результатов.

Большие давления, возникающие при прокатке тонких и широких листов, значительно повышают упругую деформацию как валков, так и прокатываемого металла. Для борьбы с этим явлением при производстве тонких листов и ленты применяются валки меньшего диаметра.

Кроме перехода к тонким валкам для получения минимальной и равномерной толщины листов и ленты применяют смазку. Применение смазки при прокатке дает замечательный эффект (1).

Целью данной работы является изучение влияния внешнего трения на процесс деформации металла при прокатке главным образом путем анализа того эффекта, который при прокатке может быть достигнут помощью смазки, а также выяснение сущности эффекта смазки, которая применяется для уменьшения внешнего трения между полосой и валками.

¹ Настоящая диссертационная работа выполнена под научным руководством проф. В. И. Рудбаха.

Изучение влияния трения и смазки на процесс деформации металла при прокатке в холодном состоянии имеет весьма большое практическое значение ввиду того, что в СССР широко развивается производство листов и ленты нержавеющей и других марок сталей.

Вопрос о роли трения при деформировании пластических тел под давлением не нов и неоднократно изучался.

Опытами Вика и Феппия [2] было установлено, что: а) при раздавливании образцов из хрупких материалов разрушающие усилия различны, смотря по тому, смазаны ли поверхности соприкосновения или нет; б) для действия смазки безразлично, проникает или не проникает смазочный материал в поры испытываемого тела.

Позднее Кикном и Полаком была построена теория о «конусах скольжения» при сжатии пластических тел. Авторы полагали, что при сжатии внутри сжимаемого тела образуются участки в виде конусов, на которые не распространяется разрушающее или деформирующее действие внешних сжимающих сил благодаря задерживающему влиянию внешнего трения.

Особенно убежденным защитником конусообразных тел, не участвующих в деформации до встречи их вершин, следует признать Риделя [3]. Ридель отрицает влияние трения со стороны поверхностей обрабатывающих инструментов на образование «конусов скольжения» и объясняет образование последних наподобие образования углов естественного откоса в насыпях из сыпучих тел.

Теория «конусов скольжения» применительно к пластической деформации в течение последних пятнадцати лет подвергалась обстоятельной ревизии. Так, Гюберс [4] произвел ряд опытов осаживания образцов со смазкой и без смазки основания образцов и изучал истечение металла по деформации линий ликвационных явлений. Автор установил большое влияние внешнего трения как фактора, затрудняющего деформацию в зонах, близких к поверхностям соприкосновения.

Мейер и Нэль [5] в тех же целях пользовались реактивом Фри, который позволяет выявить в сечениях железных образцов начальные остающиеся деформации. Осаживались пробы из мягкого железа при различной нагрузке. Мейер и Нэль установили, что: а) конусообразные участки при значительной нагрузке также подвергаются деформации; б) на давление истечения большое влияние оказывает отношение диаметра образца к его высоте ($\frac{d}{h}$); чем больше это отношение, тем больше давление истечения, начиная с некоторого «критического» значения $\frac{d}{h}$; в) при уничтожении трения между соприкасающимися поверхностями давление истечения не зависит от отношения $\frac{d}{h}$.

Значительно раньше Кодрон [6] установил, что для деформации короткого цилиндра требуются большие усилия, нежели для такой же деформации длинного цилиндра, и по мере уменьшения

толщины сопротивление деформации настолько возрастает, что даже чрезвычайно большие давления не вызывают заметных деформаций, в особенности, если давления прилагаются к значительным поверхностям.

На влияние отношения диаметра образца к его высоте указывает также Геннекке [7].

Приведенные работы с несомненностью доказали, что понятие о «конусах скольжения» как об участках, которые вообще не испытывают деформации до встречи вершин конусов, является несостоятельным.

На основании всех вышеразобранных работ можно говорить лишь об участках образца, в которых деформация затруднена и происходит с некоторой задержкой. Внутри этих участков конусообразной или пирамидальной формы при сжатии внешнее трение сообщает металлу способность дольше сопротивляться внешним силам и дольше не участвовать в деформации.

В связи с этим «конуса скольжения» стали называть «зонами затрудненной деформации» или же «конусами напряжений».

Прийдя к выводу, что внешнее трение весьма существенно влияет на процесс деформации при обработке давлением, ряд исследователей стремились математически оформить влияние трения. С этой целью Зибелем были предложены схема и математический вывод для приближенного разрешения этой задачи в случае сжатия образцов между двумя параллельными плитами.

Удельное сопротивление деформации или давление истечения образца прямоугольной формы Зибель выражает формулой:

$$K = \frac{P}{F} = k_f \left(1 + \frac{1}{2} \mu \cdot \frac{b}{h} \right),$$

где k_f — предел текучести, μ — коэффициент трения, b — ширина образца и h — высота образца.

Однако приведенная формула не разрешает количественной стороны вопроса, и для практического подсчета давления истечения Зибель вывел эмпирическую формулу:

$$K = k_f \left[1 + 0,045 \left(\frac{d}{h} \right)^3 \right].$$

Формулы показывают, что давление истечения зависит не только от величины коэффициента трения μ , но и от соотношения размеров образцов, т. е. от $\frac{d}{h}$ и $\frac{b}{h}$, которое также оказывает влияние на общую величину трения. Это положение имеет громадное практическое значение: оно означает, что чем меньше высота образца при одной и той же ширине, тем больше усилий потребуется при деформировании образца.

Геннекке, на основании своих работ, получил эмпирическое выражение для роста давления истечения в зависимости от отношения $\frac{d_x}{h_x}$:

$$K = k_f \left[1 + 0,045 \left(\frac{d_x}{h_x} \right)^3 \right].$$

Это выражение, по мнению Геннекке, дает хорошие результаты независимо от температуры и рода вещества образца.

Результаты ряда экспериментальных и теоретических исследований влияния трения при осаживании металла под бойками сводятся к следующему:

1. Внешнее трение между бойком и образцом затрудняет истечение металла, что объясняется наличием зон затрудненной деформации.

2. Отношение диаметра образца к высоте его $\left(\frac{d}{h}\right)$ или ширины образца к его толщине $\left(\frac{b}{h}\right)$, начиная с некоторого «критического» значения $\frac{d}{h}$ или $\frac{b}{h}$, оказывает большое влияние на величину давления истечения.

3. Выведены формулы: теоретическая (Зибель) и эмпирическая (Зибель и Геннекке) для приближенного подсчета давления истечения с учетом влияния внешнего трения.

Известно, что на ряде заводов при прокатке стали и цветных металлов в холодном состоянии для увеличения вытяжки применяются различные смазывающие вещества. Однако систематических исследований качественной и количественной стороны этого вопроса как в заводских, так и в лабораторных условиях было произведено недостаточно. Точно также и в литературе по этому вопросу имелось весьма мало данных.

Проф. В. Н. Рудбах [8] указывает, что цинковый лист, смазанный посередине, дал в месте смазки волну, которая явилась результатом большей вытяжки смазанной части по сравнению с несмазанными краями листа.

Инженер Н. А. Соболевский [9] приводит случай, когда на листе жести были смазаны маслом две противоположные полосы. После смазки лист пропусклся через дрессировочный стан. В результате прокатки на листе образовалась волна, которая указывает, что длина смазанной части листа больше сухой.

Во втором опыте были покрыты маслом две противоположные полосы поперек листа жести. После пропуска через дрессировочный стан лист был разрезан в месте смазки и измерен; смазанное место листа оказалось тоньше, чем сухое.

Из небольшого числа исследований о влиянии трения на опережение при холодной прокатке можно указать на работы Кодрона [6], который свои опыты производил на стане с диаметром валков 100 и 167 мм. Прокатывались свинцовые образцы 20 × 20 мм. Опыты показали, что с увеличением обжатия, а также по мере уменьшения начальной толщины полосы, опережение увеличивается.

Гораздо больше исследований было произведено при горячей прокатке. Следует указать на работы Пуппе [10] и Метца [11].

Опережение при горячей прокатке мягкой литой стали было весьма обстоятельно изучено Е. Зибелем и Е. Фангмейером [12], которые свои опыты производили на стане с диаметром валков 178 мм. Результаты опытов показали, что в интервале температур 700—900°

опережение при прочих равных условиях мало изменяется; при температурах же 1000—1200° оно сильно падает. Авторы приводят диаграмму (фиг. 1) теоретического поведения опережения при различном трении между валками и прокатываемой полосой, которая показывает, что с уменьшением коэффициента трения при прокатке опережение быстро падает.

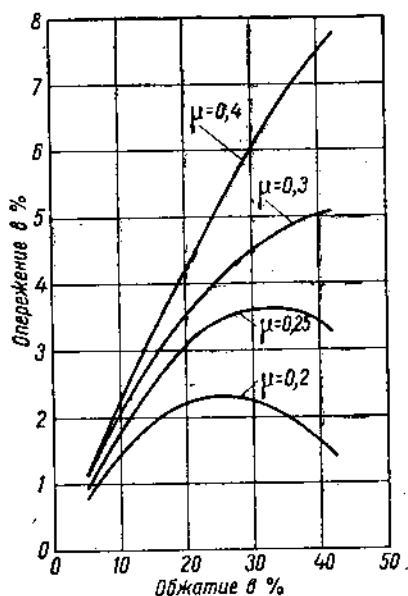
Экелюнд [13], на основании многочисленных исследований, также указывает, что при более высокой температуре опережение меньше; автор объясняет это падением коэффициента трения с повышением температуры.

Исследований в области влияния трения на уширение при холодной прокатке было произведено мало. Ряд исследователей лишь вскользь уделяет внимание трению как одному из факторов, влияющих на уширение.

Так, проф. Грум-Гржимайло В. Е. [14] отмечает, что уширение застуженного металла всегда больше уширения железа, горячо прокатанного, и что тонкие полосы уширяются больше, чем толстые, так как в тонких полосах уширение возбуждается при более сильных давлениях благодаря трению.

В. Трикс [15] считает, что чем меньше трение между полосой и валками, тем больше уширение прокатываемой полосы.

В. Тафель и Ф. Анке [16] занимались изучением влияния смазки на уширение. Исследование производилось в дуо-клетти с диаметром валков 104 мм и окружной скоростью 0,229 м/сек. Были прокатаны 4 алюминиевых образца 13 × 13 мм при температуре 400°, из них № 1 и 2 на сухих валках и № 3 и 4 на валках, хорошо смазанных глицерином. Результаты опыта, приведенные в табл. 1, показали, что смазка дает увеличение уширения.



Фиг. 1. Зависимость опережения от обжатия и температуры (теоретическая).

Таблица 1

№ образца	Без смазки		Со смазкой глицерином	
	1	2	3	4
Уширение в мм	1,04	1,03	1,08	1,05

Е. Зибель и Е. Фангмейер [12] указывают, что с понижением температуры уширение возрастает; авторы объясняют это явление тем, что с падением температуры прокатки трение между заготовкой и валами увеличивается, что и приводит к повышенному уширению.

Экелюнд [13] считает, что уширение зависит исключительно от величины линейного обжатия и от величины трения на поверхности соприкосновения металла с валком.

Приведенные данные показывают, что при изучении вопроса об уширении при горячей прокатке не было уделено надлежащего внимания роли трения и не все авторы приписывают ему одно и то же влияние. Так, Тринке считает, что трение уменьшает уширение, Грум-Гржимайло и Зибель, наоборот, — что трение увеличивает уширение.

О влиянии трения на уширение при холодной прокатке имелись только данные Тафеля и Анке о том, что смазка увеличивает уширение; другими словами, трение уменьшает уширение. В этом вопросе выводы Тафеля и Анке совпадают со взглядами Тринкса.

Зибель и Карман в 1925 году впервые развили согласованную теорию, по которой максимальные напряжения отвечают «разделу истечения».

Это предположение Зибеля и Кармана нашло подтверждение в работе В. Луэга [17]. Кроме того, опыты Луэга показали, что с увеличением трения между валами и металлом происходит значительное повышение вертикального давления прокатки: при прокатке на гладких валах алюминиевых полос шириной 30 мм с 2 мм на 1 мм максимальное напряжение равно 53 кг/мм², а при прокатке на шероховатых валах — 84 кг/мм².

Таким образом трение способствует увеличению давления. Применяя же смазку при прокатке, можно предполагать уменьшение суммарного давления металла на валки. Опыты Зибеля и Помпа [18] полностью подтверждают это предположение.

Влияние трения на удельное давление нашло отражение также в исследованиях фирмы SKF [19]. В качестве смазки применялись деревянное масло и щелочь. Удельное давление на валки при прокатке со смазкой деревянным маслом оказалось меньше, чем при прокатке со смазкой щелочью.

Если по аналогии формулу Зибеля для определения сопротивления деформации при сжатии перенести на процесс прокатки и заменить в ней ширину бруска «*b*» длиной пояса деформации l_d , то получится приближенное выражение:

$$K = k_f \left(1 + \frac{1}{2} \mu \frac{l_d}{h} \right)$$

Эта формула показывает, что решающее значение принадлежит отношению $\frac{l_d}{h}$. Отсюда следует, что с увеличением диаметра валков возрастает усилие, необходимое для деформирования прокатываемой полосы. Поэтому в станах с тонкими рабочими валами в несколько пропусков можно достигнуть значительно большего эффекта, нежели

после десятка и даже сотни пропусков на обычном стане дуо с толстыми валками. Такой же эффект можно получить, уменьшая коэффициент трения при помощи смазывания поверхности соприкосновения валков и полосы.

Влияние трения на явления, связанные с процессом горячей прокатки, рассматривается нами как величина переменная, зависящая в значительной мере от физического состояния и свойств окалины, покрывающей металл при соответствующей температуре. В зависимости от состояния и свойств окалины трение между валком и полосой может увеличиться или уменьшиться.

Постановка исследования

Нам было известно, что при прокатке некоторых цветных металлов применяется смазка для увеличения вытяжки тонких листов вообще или для уравнивания вытяжки отдельных участков этих листов. Также было известно, что, если масло попадет при прокатке на полосу, то на последней образуется волна. Все это указывает на то, что трение в поверхностных соприкосновениях валков и полосы оказывает влияние на вытяжку.

Опытами горячей прокатки было достаточно твердо установлено, что трение является основным фактором, влияющим на опережение, однако опытов, которые характеризовали бы влияние трения на явление опережения при холодной прокатке, было произведено недостаточно.

Относительно влияния трения на уширение имелись разноречивые указания. Часть авторов утверждала, что трение увеличивает уширение, а другая — наоборот, что трение уменьшает уширение.

Рядом авторов было установлено, что трение увеличивает давление истечения.

В основу нашей работы было положено изучение влияния внешнего трения при холодной прокатке на вытяжку, опережение, уширение и давление металла на валки, при этом изучение должно было проводиться, главным образом, путем анализа того эффекта, который при прокатке может быть достигнут с помощью применения смазывающих веществ.

Метод исследования

В указанных выше исследованиях изучение влияния внешнего трения на деформацию металлов при обработке давлением производилось, главным образом, двумя методами. Первый метод — создание искусственного трения путем нанесения шероховатости на части поверхности валков с помощью пескоструйного аппарата (Луэг). Второй — искусственное уменьшение трения путем смазывания поверхности бойков и полосы различными смазывающими веществами (Вика, Фепплэ, Зибель и Помп, Тафель и Анке и др.). Как в первом, так и во втором случае был достигнут определенный эффект.

При изучении влияния внешнего трения на деформацию металлов при прокатке нами был принят, главным образом, второй метод, т. е. применялась смазка для искусственного уменьшения влияния трения между полосой и валками. Этот метод был выбран по тем соображениям, что в настоящее время на заводах при холодной прокатке тонких листов и ленты из цветных металлов и из стали применяют часто различные смазывающие вещества для увеличения вытяжки.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ЧАСТЬ

Все опыты, связанные с выяснением влияния трения на деформацию металла при прокатке, были проведены на ленточном стане дуо (фиг. 2) в лаборатории прокатки Института стали. Диаметр валков



Фиг. 2. Стан холодной прокатки.

150 мм, длина бочки 168 мм, валки стальные, закаленные. Бочка валков гладкая, шлифованная и полированная. Мотор 13,6 л. с. Скорость на окружности валков 0,35 м/сек. Число оборотов регулировать нельзя. Подшипники обыкновенные. Максимальный подъем верхнего валка около 8 мм.

При исследовании применялись свинец, алюминий, цинк, сталь и нержавеющее железо.

Свинец, алюминий (Al—99,78%) и цинк (Zn—99,92%) прокатывались на листы размером $500 \times 100 \times 2$ мм на стане дуо на Москов-

ском металлопрокатном заводе. После прокатки листы разрезались на полосы $150 \times 40 \times 2$ мм.

Для удаления загрязнений и жира с поверхности полосы из свинца, алюминия и цинка перед опытной прокаткой промывались в спирте и насухо протирались.

Для исследования применялись следующие стали:

Характеристика стали	C	Mn	Si	S	P	$R_{\text{кг/мм}^2}$	$\delta\%$	Примечание
Полосовая А . . .	0,14	0,46	0,023	0,040	0,033	40,7	30	Механические свойства исследовались после нормализации
Полосовая В . . .	0,27	0,47	0,094	0,032	0,042	46,4	23	
Полосовая С . . .	0,38	0,60	0,210	0,051	0,032	53,0	21	
Листовая	0,10	0,51	0,023	0,027	0,030	35,9	36	

Стальные полосы прокатывались до необходимой толщины и нормализовались в лабораторной пламенной печи, работающей на светильном газе. Перед опытной прокаткой полосы подвергались травлению в 10%-ном растворе HCl в течение 3 мин., промывались в воде и спирте и насухо протирались.

Нержавеющее железо было получено в виде листа толщиной 1,5 мм следующего состава:

Mn	Si	S	P	Cr	Ni	$R_{\text{кг/мм}^2}$	$\delta\%$	Твердость по Роквеллу, шкала В	
0,15	0,52	0,80	0,009	Следы	18,98	8,82	73	21	100

Из листа вдоль прокатки вырезались полосы, которые затем раскатывались на стане холодной прокатки до необходимой толщины с промежуточной закалкой в воде с температуры 1150°C . После закалки, перед прокаткой, полосы травились в растворе, состоящем из 50 частей HCl, 5 частей HNO_3 и 50 частей воды.

Механические качества стали после термической обработки характеризовались временным сопротивлением разрыву 65 кг/мм^2 , удлинением 45% и твердостью по R_H 84.

Все полосы нержавеющей стали перед опытной прокаткой подвергались термической обработке с последующим травлением. Измерения всех опытных полос производились при помощи точных микрометра и штангенциркуля с точностью $\pm 0,01 \text{ мм}$ по толщине и $\pm 0,3 \text{ мм}$ по длине.

В качестве смазывающих материалов применялись вещества, перечисленные в табл. 2. Исследование смазывающих веществ было произведено в лаборатории технологии нефти Московского нефтяного института.

Как правило, при прокатке смазывались только лишь поверхности полос, в некоторых же отдельных случаях смазывались и бочки валков.

Таблица 2

№ п/п	Наименование смазки	Вязкость по Энглеру при температурах			Удельный вес при 15°С	Свободных жир- ных кислот в %	Температура плавления по Уббелюде	
		20°	50°	100°			Каптеоб- разование	Капте- дение
1	Свиное сало	—	3,93	1,74	0,933	0,35	27	28
2	Смесь ¹	—	88	10,24	0,894	51,9	37	38
3	Касторовое масло	—	16,93	2,56	0,962	1,43	—	—
4	Льняное масло	6,4	2,7	—	0,934	4,65	—	—
5	Подсолнечное масло	—	—	—	—	—	—	—
6	Керосин	1,15	—	—	0,820	—	—	—
7	Трансформаторное масло	3,93	1,65	—	0,890	—	—	—
8	Соляровое масло	—	1,95	—	0,892	—	—	—
9	Нефть	—	—	—	0,929	—	—	—
10	Мазут	—	4,93	1,43	0,906	—	—	—
11	Глицерин	—	6,22	1,5	1,254	0,12	—	—
12	Автол Т	—	19,32	2,73	0,902	—	—	—
13	Солидол Л	—	—	—	0,924	0,69	78	82
14	Вода (водопроводная)	—	—	—	1,001	—	—	—
15	Мыльная эмульсия ²	3,73	—	—	1,008	—	—	—
16	Серная кислота	—	—	—	1,842	—	—	—
17	Щелочь	—	—	—	1,482	—	—	—
18	Прованское масло	—	—	—	—	—	—	—

А. Влияние трения на вытяжку

Появление гофра при прокатке полосы со смазкой может быть легко объяснено при помощи теории влияния трения в поясе деформации и на основании действия зон затрудненной деформации. Действительно, при прокатке со смазкой вытяжка должна увеличиваться вследствие того, что уменьшение трения вызывает ослабление процесса возникновения зон затрудненной деформации; в связи с этим должно происходить уменьшение давления истечения, уменьшение отдачи валков, а также уменьшение упругой деформации как валков, так и прокатываемой полосы.

По аналогии с процессом сжатия возможно заметное влияние зон затрудненной деформации на вытяжку при прокатке, начиная с некоторой «критической» толщины полосы. Поэтому эффект смазки должен проявляться только при прокатке полос, начиная с «критической» толщины, т. е. такой толщины, при которой зоны затрудненной деформации встречаются. Роль смазки должна усиливаться по мере уменьшения толщины полосы ниже «критической».

¹ Смесь состояла из 35% канифоли и 65% воска.

² На 1 литр воды 20 г мыла.

Разбирая вопрос об эффективности действия смазки при прокатке с различным обжатием, следует прийти к выводу, что эффект действия смазки должен значительно повышаться при прокатке с большими обжатиями, так как с ростом обжатия напряженное состояние полосы, вызываемое зонами затрудненной деформации, должно увеличиваться.

В подтверждение вышесказанного приведем формулу Зибеля для приближенного определения истечения в случае сжатия образцов прямоугольной формы, в которой в качестве основного элемента введен коэффициент трения:

$$K = k_f \left(1 + \frac{1}{2} \mu \frac{b}{h} \right).$$

Применяя эту формулу для случая прокатки с обозначением в ней «b» через $l_d = R \sin \alpha$, получим:

$$K = k_f \left(1 + \frac{1}{2} \mu \frac{R \sin \alpha}{h} \right).$$

Приведенная формула показывает, что коэффициент трения μ влияет на величину давления истечения. Эта формула также показывает, что с уменьшением толщины полосы давление истечения увеличивается.

При прокатке возможны различные причины изменения трения. Металлическая пыль, образующаяся на поверхности валков, окислы, образующиеся под действием атмосферы, окалина, прилипающая к поверхности валков, различного рода шероховатости и неровности на поверхности валков могут являться причиной увеличения трения.

Задача экспериментальной части нашей работы сводилась к тому, чтобы подтвердить следующие положения: а) внешнее трение уменьшает вытяжку полос при прокатке; б) смазка, наоборот, увеличивает вытяжку; в) действие смазки сказывается, начиная с некоторой «критической» толщины полосы; г) с уменьшением толщины полосы эффективность действия смазки увеличивается; д) с увеличением обжатия эффективность действия смазки увеличивается.

С этой целью были изучены:

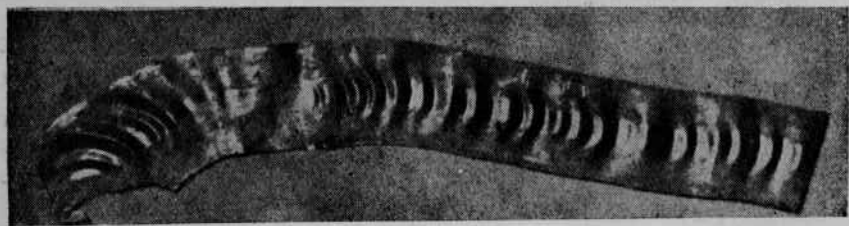
- 1) явление гофра (волны), наблюдаемого при прокатке со смазкой;
- 2) действие различных смазывающих веществ на вытяжку при прокатке;
- 3) влияние толщины полосы на эффективность действия смазки при прокатке;
- 4) влияние величины обжатия на эффективность действия смазки при прокатке;
- 5) роль добавочного трения на вытяжку при прокатке и
- 6) влияние окислов, образующихся при нагреве полосы на вытяжку при прокатке.

Вытяжка определялась путем измерения длины полосы, до и после прокатки и непосредственного подсчета отношения:

$$\frac{l_2}{l_1} = \lambda.$$

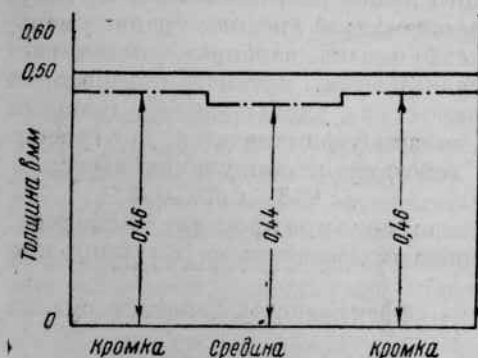
1. Исследование явлений гофра

Алюминиевые и цинковые полосы размером $150 \times 30 \times (1,50 \div 0,28)$ мм прокатывались со смазкой и без смазки, причем смазывалась средняя продольная часть полосы. Смазанные участки составляли примерно треть общей ширины полосы. В качестве смазки применялись свиное сало и смесь. В результате прокатки средняя часть полосы получилась гофрированной (фиг. 3).



Фиг. 3. Алюминиевая полоса, прокатанная со смазкой (смесью) средней части. Начальная толщина 0,50 мм, толщина кромок после прокатки 0,44 мм, толщина середины после прокатки 0,40 мм.

Результаты измерения толщины полосы приведены на фиг. 4; очевидно, при прокатке без смазки происходит значительное упругое сплющивание валков под влиянием увеличенного давления и увеличенная упругая деформация прокатываемой полосы. Следует отметить, что при прокатке полос со смазкой средней части полу-



Фиг. 4. Влияние смазки на толщину при прокатке стали. Поперечное сечение полос $30 \times 0,5$ мм. Смазывающее вещество — свиное сало.

— толщина полосы до пропуска.
- - - толщина полосы после пропуска.

чается нередко сильное разрушение металла. Это разрушение происходит тогда, когда металл, сильно вытягивающийся, но связанный с соседними частицами кромок, ложится в виде складок. Такая полоса с разрушенной средней частью показана на фиг. 5.

Для более точного выяснения природы замечательного действия смазки, способствующей образованию гофра, т. е. более значительной вытяжки смазанной части полосы по сравнению с несмазанной, была произведена прокатка рядом расположенных смазанной и несмазанной полос. Полосы были заданы в валки по схемам 1 и 2

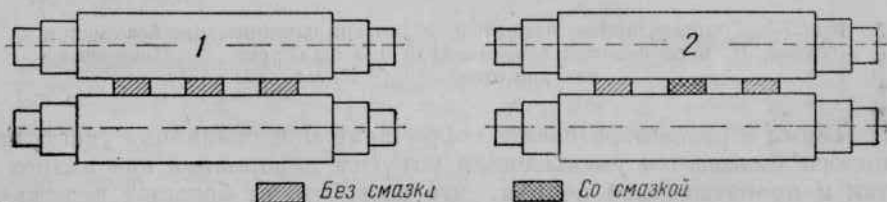
фиг. 6. При этом одновременно были прокатаны: 1) две свинцовые

полосы по краям и одна алюминиевая по середине, все три полосы без смазки; 2) две свинцовые по краям без смазки и одна алюминиевая по середине со смазкой (свиное сало); 3) три стальные полосы без смазки и 4) три стальные полосы, из них средняя — со смазкой (смесь), а крайние без смазки. Результаты прокатки представлены на фиг. 7.



Фиг. 5. Алюминиевая полоса, прокатанная со смазкой (смесью) средней части. Начальная толщина полосы 0,28 мм. Толщина кромок после прокатки 0,15 мм. Толщина середины после прокатки 0,13 мм.

Каждые три полосы задавались одновременно. При прокатке по схеме 1 свинцовые полосы получили большее обжатие, нежели алюминиевая. Это можно объяснить стрелой прогиба валков. В случае же прокатки по схеме 2 картина резко изменяется. Свинцовые полосы получили меньшее обжатие, чем алюминиевая, хотя и значительно большее, чем в первом опыте. Алюминиевая полоса получила различные обжатия по всей своей длине. Вначале она имела толщину после прокатки 0,12 мм, затем 0,10 мм и, наконец, 0,04—0,05 мм.

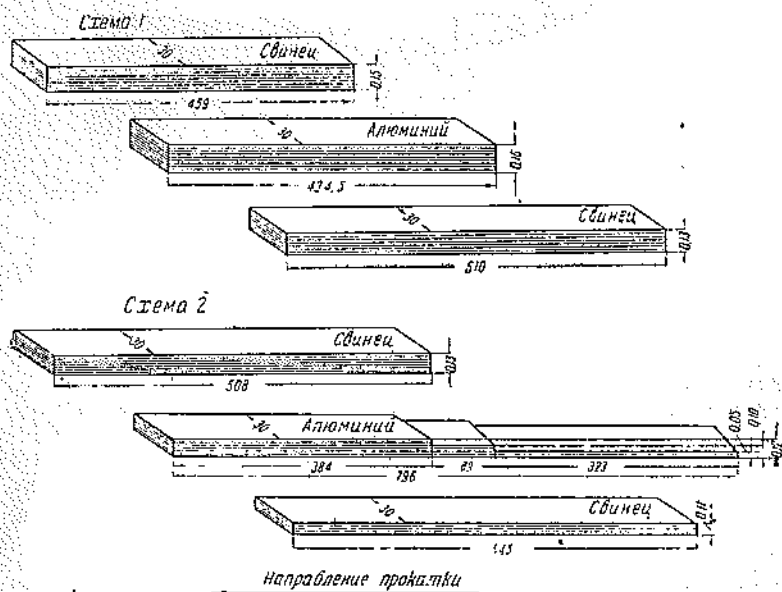


Фиг. 6. Схема одновременной прокатки рядом расположенных смазанных и несмазанных полос.

Различная толщина по длине полосы получается вследствие перемещения валков в вертикальном направлении. Это происходит по той причине, что когда между валками находятся все три полосы, валки испытывают максимальное давление. При выходе одной полосы из валков давление уменьшается, зазор между валками становится меньше и полоса обжимается больше. По выходе из валков второй полосы давление металла на валки снова уменьшается и оставшаяся полоса (алюминиевая) обжимается до толщины 0,04—0,05 мм.

Следовательно, большее обжатие алюминиевой полосы в случае прокатки со смазкой (схема 2) по сравнению с обжатием свинцовых полос, прокатанных без смазки, следует объяснить меньшей отдачей валков и меньшей упругой деформацией валков и полосы при прокатке со смазкой.

На основании приведенных опытов можно сказать, что при прокатке смазанных полос происходит: 1) перемещение валков в вертикальном направлении и 2) значительное уменьшение упругих деформаций как валков, так и прокатываемой полосы.



Фиг. 7. Толщина полос, прокатанных по три одновременно без смазки (схема 1) и со смазкой алюминиевой полосы (схема 2). Поперечное сечение полос $30 \times 0,25$ мм.

Таким образом образование гофра (волны) на смазанных участках полосы вызывается уменьшением упругих деформаций как валков, так и прокатываемой полосы, что способствует большей вытяжке смазанных участков. Несмазанные же участки, вытягиваясь в меньшей мере из-за связи частиц металла между собой, задерживают вытяжку смазанных участков, вследствие чего на полосе образуется гофр (волна).

2. Действие различных смазывающих веществ на вытяжку при прокатке

Для выяснения вопроса об эффективности действия различных смазывающих веществ на процесс вытяжки были прокатаны после предварительной нормализации полосы из алюминия, цинка и стали (0,40% С) без смазки и со смазкой. Вначале прокатывались полосы

каждого металла без смазки, а затем при той же установке валков и на тех же дуговых участках валков прокатывались полосы, смазанные различными веществами. После прокатки каждой отдельной полосы поверхность валков тщательно промывалась спиртом и насухо протиралась. Было произведено всего три серии опытов. В каждой

Сухая 1,30
Серная кислота 1,31
Керосин 1,31
Щелочь 1,33
Мыльная эмульсия 1,33
Вода 1,33
Трансформаторное масло 1,34
Соляровое масло 1,34
Глицерин 1,34
Салидол 1,35
Нефть 1,35
Мазут 1,35
Автол 1,35
Свиное сало 1,35
Льняное масло 1,35
Касторовое масло 1,38
Смесь 1,40

Коэффициент вытяжки

Сухая 1,30
Вода 1,31
Серная кислота 1,31
Глицерин 1,32
Трансформаторное масло 1,32
Керосин 1,32
Щелочь 1,33
Мыльная эмульсия 1,33
Соляровое масло 1,33
Салидол 1,35
Мазут 1,35
Нефть 1,35
Автол 1,35
Свиное сало 1,35
Льняное масло 1,35
Касторовое масло 1,38
Смесь 1,45

Коэффициент вытяжки

Сухая 1,30
Омеднение 1,57
Серная кислота 1,57
Вода 1,62
Мыльная эмульсия 1,63
Соляровое масло 1,63
Керосин 1,63
Трансформаторное масло 1,63
Щелочь 1,66
Глицерин 1,67
Нефть 1,67
Мазут 1,67
Салидол 1,67
Автол 1,76
Свиное сало 1,81
Льняное масло 1,82
Касторовое масло 1,83
Смесь 2,09

Коэффициент вытяжки

Фиг. 8. Влияние различных смазывающих веществ на вытяжку при прокатке алюминия. Обжатие полос, прокатанных без смазки, 23,1%. Поперечное сечение полос $30 \times 0,65$ мм.

Фиг. 9. Влияние различных смазывающих веществ на вытяжку при прокатке цинка. Обжатие полос, прокатанных без смазки, 22,7%. Поперечное сечение полос $30 \times 0,66$ мм.

Фиг. 10. Влияние различных смазывающих веществ на вытяжку при прокатке стали. Обжатие полос, прокатанных без смазки, 22,7%. Поперечное сечение полос $30 \times 0,65$ мм.

серии прокатывались полосы одинаковой начальной толщины с одинаковым обжатием. Начальная толщина и обжатие были различны в различных сериях. Результаты прокатки показывают, что все примененные смазывающие вещества увеличивают вытяжку при прокатке, причем разные смазывающие вещества действуют различно (табл. 3 и 4 и фиг. 8—15). Это объясняется различным влиянием смазывающих веществ на уменьшение коэффициента внешнего трения.

Стальные полосы (0,10% С)

Таблица 3

№ п/п	Смазка	h_1 мм	h_2 мм	$\frac{h_1 - h_2}{h_1} \cdot 100, \%$	l_1 мм	l_2 , мм			l_2 сред- няя мм	$\frac{l_2}{l_1}$
						1	2	3		
1	Сухие	0,65	0,503	22,7	150	195	197	193	195	1,30
2	Омеднение	0,65	0,410	37,0	150	236	234	—	235	1,57
3	Серная кислота	0,65	0,410	37,0	150	235	236	—	235,5	1,57
4	Вода	0,65	0,400	38,5	150	243	246	240	243	1,63
5	Мыльная эмульсия	0,65	0,395	39,3	150	245	245	—	245	1,63
6	Соляровое масло	0,65	0,391	40,0	150	245	245	—	245	1,63
7	Керосин	0,65	0,391	40,0	150	245	245	245	245	1,63
8	Трансформ. масло	0,65	0,400	38,5	150	245	245	—	245	1,63
9	Щелочь	0,65	0,385	40,8	150	249	248	249	248,6	1,66
10	Глицерин	0,65	0,383	41,1	150	252	250	251	251	1,67
11	Нефть	0,65	0,383	41,1	150	244	254	255	251	1,67
12	Мазут	0,65	0,380	41,6	150	251	251	251	251	1,67
13	Солидол	0,65	0,380	41,6	150	251	—	—	251	1,67
14	Автол	0,65	0,365	43,9	150	264	264,5	—	264,25	1,76
15	Свиное сало	0,65	0,352	45,9	150	272	270	274	272	1,81
16	Льняное масло	0,65	0,350	46,2	150	273	—	—	273	1,82
17	Касторовое масло	0,65	0,350	46,2	150	274	—	275	274,5	1,83
18	Смесь	0,65	0,310	52,3	150	314	328	298	313,3	2,09

Стальные полосы (0,10% С)

Таблица 4

№ п/п	Смазка	h_1 мм	h_2 мм	$\frac{h_1 - h_2}{h_1} \cdot 100, \%$	l_1 мм	l_2 , мм			l_2 сред- няя мм	$\frac{l_2}{l_1}$
						1	2	3		
1	Сухие	0,53	0,37	30,0	150	211	210	212	211	1,41
2	Омеднение	0,53	0,36	32,2	150	222	218	—	220	1,47
3	Серная кислота	0,53	0,34	35,9	150	226	232	—	229	1,53
4	Вода	0,53	0,32	39,6	150	258	243	—	248	1,65
5	Мыльная эмульсия	0,53	0,31	41,5	150	252	251	—	251,5	1,675
6	Соляровое масло	0,53	0,31	41,5	150	257	254	—	255,5	1,70
7	Керосин	0,53	0,30	43,4	150	258	257	—	257,5	1,71
8	Трансформ. масло	0,53	0,30	43,4	150	257	259	—	258	1,72
9	Щелочь	0,53	0,30	43,4	150	259	257	—	258	1,72
10	Глицерин	0,53	0,30	43,4	150	256	260	—	258	1,72
11	Нефть	0,53	0,30	43,4	150	257	260	—	258,5	1,72
12	Мазут	0,53	0,30	43,4	150	258	258	—	258	1,72
13	Солидол	0,53	0,29	45,4	150	263	268	—	265,5	1,77
14	Автол	0,53	0,29	45,4	150	275	267	—	271,0	1,805
15	Свиное сало	0,53	0,27	49,1	150	290	290	—	290	1,93
16	Льняное масло	0,53	0,27	49,1	150	290	290	—	290	1,93
17	Касторовое масло	0,53	0,26	51,0	150	310	311	—	310,5	2,07
18	Смесь	0,53	0,19	64,2	150	426	409	—	417,5	2,78

Сушие	1,41
Серная кислота	1,43
Керосин	1,50
Щелочь	1,53
Мыльная эмульсия	1,53
Вода	1,54
Трансформаторное масло	1,545
Соларное масло	1,57
Глицерин	1,57
Салидол	1,595
Нефть	1,60
Мазут	1,63
Автомол	1,63
Свиное сало	1,635
Льняное масло	1,64
Касторовое масло	1,645
Смесь	1,75

Коэффициент вытяжки

Фиг. 11. Влияние различных смазывающих веществ на вытяжку при прокатке алюминия. Обжатие полос, прокатанных без смазки, 29,4%. Поперечное сечение полос $1,90 \times 10,51$ мм.

Сушие	1,41
Вода	1,585
Серная кислота	1,60
Глицерин	1,60
Трансформаторное масло	1,61
Керосин	1,62
Щелочь	1,63
Мыльная эмульсия	1,63
Соларное масло	1,63
Салидол	1,67
Мазут	1,69
Нефть	1,705
Автомол	1,74
Свиное сало	1,78
Льняное масло	1,80
Касторовое масло	1,88
Смесь	2,04

Коэффициент вытяжки

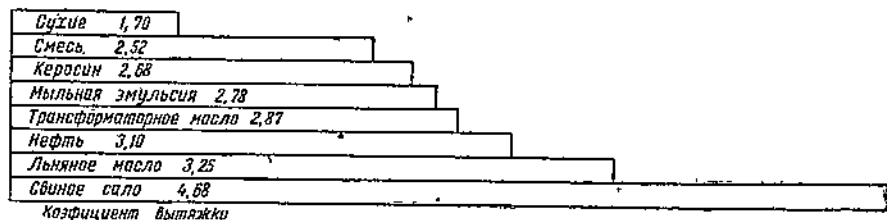
Фиг. 12. Влияние различных смазывающих веществ на вытяжку при прокатке цинка. Обжатие полос, прокатанных без смазки, 29,4%. Поперечное сечение полос $30 \times 0,51$ мм.

Сушие	1,41
Омеднение	1,47
Серная кислота	1,53
Вода	1,65
Мыльная эмульсия	1,675
Соларное масло	1,70
Керосин	1,71
Трансформаторное масло	1,72
Щелочь	1,72
Глицерин	1,72
Нефть	1,72
Мазут	1,72
Салидол	1,77
Автомол	1,805
Свиное сало	1,83
Льняное масло	1,93
Касторовое масло	2,07
Смесь	2,28

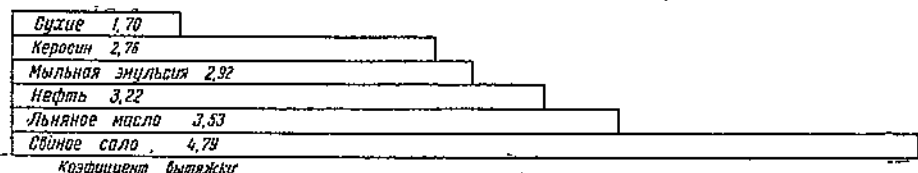
Коэффициент вытяжки

Фиг. 13. Влияние различных смазывающих веществ на вытяжку при прокатке стали. Обжатие полос, прокатанных без смазки, 30%. Поперечное сечение полос $30 \times 0,53$ мм.

Последнее было нами проверено экспериментально. Коэффициент трения при прокатке стальных полос (0,14% С) размером $100 \times 10 \times 8,05$ мм определялся методом, который Тафель и Шнейдер (20) применили для определения максимального угла захвата. Ребра торцевых поверхностей полос были тщательно очищены от заусенцев. Удерживая полосы в постоянном соприкосновении с вальками и поднимая постепенно верхний валец, мы улавливали предельное минимальное расстояние между вальками, при котором полосы захватывались.



Фиг. 14. Влияние различных смазывающих веществ на вытяжку при прокатке алюминия. Обкатка полос, прокатанных без смазки, 40%. Поперечное сечение полос $30 \times 0,25$ мм.



Фиг. 15. Влияние различных смазывающих веществ на вытяжку при прокатке цинка. Обкатка полос, прокатанных без смазки, 40%. Поперечное сечение полос $30 \times 0,25$ мм.

Максимальный угол захвата определялся по формуле:

$$\cos \alpha_{\max} = \frac{D - (h_1 - h_2)}{D}.$$

Для определения $\alpha_{\max}$ при прокатке со смазкой смазывались поверхности валков.

Таблица 5

№ д/п	Состояние поверхности полосы	h_1 , мм	h_2 , мм	$\alpha^{\circ}_{\max}$	$\operatorname{tg} \alpha = \operatorname{tg} \varphi = \mu$
1	В обычных условиях без смазки . . .	8,05	3,48	$14^{\circ}10'$	0,25
2	С керосином	8,05	4,77	$11^{\circ}0'$	0,19
3	С растительным маслом	8,05	7,78	$9^{\circ}30'$	0,06

Результаты опыта, приведенные в табл. 5, показывают, что коэффициент внешнего трения при прокатке стальных полос в обычных

условиях больше, чем при прокатке таких же полос, смазанных керосином; при прокатке же полос, смазанных касторовым маслом, коэффициент меньше, чем при прокатке с применением керосина. Эти результаты поясняют, почему одни смазки способствуют росту вытяжки в большей, а другие в меньшей мере.

Возвращаясь к вопросу о влиянии различных смазывающих веществ на вытяжку, следует отметить, что увеличение вытяжки при прокатке со смазкой может достигнуть даже 200% и более.

Результаты опытов указывают также на то, что смазывающие вещества не в одинаковой степени действуют при прокатке различных металлов. Сильнее сказывается действие смазки при прокатке полос из стали и слабее — при прокатке полос из цинка и алюминия. Кроме того из опытов следует, что нельзя установить для всех металлов ряда смазывающих веществ по степени их эффективности при прокатке; можно говорить лишь о ряде смазывающих веществ для каждого металла в отдельности, а именно:

Коэффициент вытяжки

№ п/п	Алюминиевые полосы	Цинковые полосы	Стальные полосы
1	Серная кислота (1,81; 1,48 *)	Вода (1,31; 1,585)	Омеднение (1,53; 1,57)
2	Керосин (1,31; 1,50; 2,68)	Серная кислота (1,31; 1,60)	Серная кислота (1,53; 1,57)
3	Щелочь (1,33; 1,53)	Глицерин (1,32; 1,60)	Вода (1,62; 1,65)
4	Мыльная эмульсия (1,33; 1,53; 2,78)	Трансформаторное масло (1,32; 1,61)	Мыльная эмульсия (1,63; 1,675)
5	Вода (1,33; 1,54)	Керосин (1,32; 1,62; 2,76)	Соляровое масло (1,63; 1,70)
6	Трансформаторное масло (1,34; 1,545; 2,87)	Щелочь (1,33; 1,63)	Керосин (1,63; 1,71)
7	Соляровое масло (1,34; 1,57)	Мыльная эмульсия (1,33; 1,63; 2,92)	Трансформаторное масло (1,63; 1,72)
8	Глицерин (1,34; 1,57)	Соляровое масло (1,33; 1,635)	Щелочь (1,66; 1,72)
9	Солидол (1,35; 1,59)	Солидол (1,35; 1,67)	Глицерин (1,67; 1,72)
10	Нефть (1,35; 1,60; 3,10)	Мазут (1,36; 1,69)	Нефть (1,67; 1,72)
11	Мазут (1,35; 1,63)	Нефть (1,36; 1,705; 3,22)	Мазут (1,67; 1,72)
12	Автол (1,35; 1,63)	Автол (1,36; 1,74)	Солидол (1,67; 1,77)
13	Свиное сало (1,35; 1,635; 4,68)	Свиное сало (1,38; 1,78; 4,79)	Автол (1,76; 1,805)
14	Льняное масло (1,35; 1,64; 3,25)	Льняное масло (1,39; 1,8; 3,53)	Свиное сало (1,81; 1,93)
15	Касторовое масло (1,33; 1,645)	Касторовое масло (1,39; 1,88)	Льняное масло (1,82; 1,93)
16	Смесь (1,40; 1,75)	Смесь (1,45; 2,04)	Касторовое масло (1,83; 2,07)
17	—	—	Смесь (2,09; 2,78)

*) Цифры означают коэффициенты вытяжки, полученные при прокатке каждой отдельной серии полос.

Из данных опыта также следует, что при применении более толстых полос и при сравнительно небольших обжатиях эффективность смазывающих веществ мало проявляется.

Во всех случаях прокатки вещества животного и растительного происхождения действуют эффективнее, чем вещества минерального происхождения. Смазывающие вещества, обладающие твердой и полутвердой консистенцией, а также более густые масла как растительного так и минерального происхождения дали больший коэффициент вытяжки.

Опыты прокатки показали, что применение даже таких веществ, как вода, щелочь и серная кислота, а также омеднение стальных полос приводят к увеличению вытяжки полос.

Большое влияние оказывает на вытяжку также состояние смазывающего вещества. Так, при прокатке первой и второй серий полос (фиг. 8—13) свиное сало употреблялось в топленом виде, и коэффициент вытяжки получился меньше, чем для касторового и льняного масла; при прокатке же третьей серии полос (фиг. 14—15) употреблялось свежее сало, и коэффициент вытяжки получился больше, чем для льняного масла.

При прокатке стальных полос, покрытых смесью в полужидком состоянии, коэффициент вытяжки оказался равным 2,09; в случае же покрытия смесью в твердом состоянии коэффициент вытяжки повысился до 2,78.

Большое влияние оказывает на коэффициент вытяжки величина омедненного слоя. Когда полосы были покрыты сравнительно толстым слоем меди (время пребывания полосы в растворе медного купороса около 1 мин.), коэффициент вытяжки получался значительно меньший (1,24), чем при прокатке на сухих вальках (1,41). В том же случае, когда полосы были покрыты незначительным слоем меди (время пребывания полосы в растворе медного купороса 15 сек.), коэффициент вытяжки увеличивался до 1,47.

Таким образом состояние смазывающего вещества оказывает большое влияние на коэффициент вытяжки, и в каждом отдельном случае следует выработать определенный метод применения смазывающих веществ.

3. Влияние толщины полосы на эффективность действия смазки

Влияние толщины полосы на действие смазки изучалось при прокатке полос из свинца, алюминия, цинка и стали (0,10% С) размерами $150 \times 30 \times 2$ мм, $150 \times 30 \times 1,5$ мм, $150 \times 30 \times 1$ мм, $150 \times 30 \times 0,75$ мм, $150 \times 30 \times 0,50$ мм, $150 \times 30 \times 0,25$ мм. Вначале прокатывалась полоса каждого размера без смазки, а затем на том же дуговом участке вальков и при той же установке вальков прокатывалась полоса со смазкой. Обжатие для полос, прокатанных без смазки, составляло 40%. В качестве смазывающего вещества был применен керосин. Результаты прокатки приведены на фиг. 16.

Кроме того, были произведены опыты прокатки стальных полос (0,14% С) толщиной 0,5 — 6 мм (табл. 6).

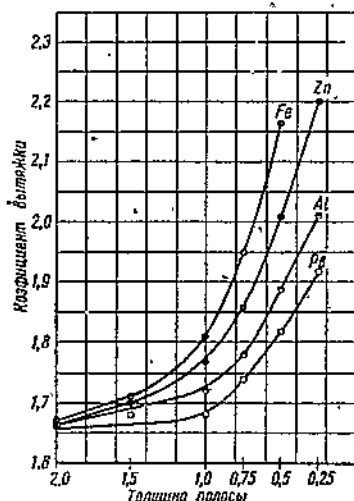
Таблица 6

№ п/п	Состояние поверхности полосы	Размеры полосы, мм				$\frac{l_2}{l_1}$	$\frac{h_1 - h_2}{h_1} \cdot 100\%$	Эффект смазки
		до прокатки		после прокатки				
		l_1 , мм	h_1 , мм	l_2 , мм	h_2 , мм			
1	Сухая	150	0,5	166	0,45	1,11	10	0,08
2	Керосин	150	0,5	179	0,42	1,19	16	
3	Сухая	150	1,0	165	0,90	1,10	10	
4	Керосин	150	1,0	170	0,88	1,13	12	0,03
5	Сухая	150	2,0	166	1,8	1,11	10	
6	Керосин	150	2,0	168	1,78	1,12	11	
7	Сухая	150	3,0	165	2,7	1,10	10	0,01
8	Керосин	150	3,0	165	2,7	1,10	10	
9	Сухая	150	4,0	166	3,6	1,11	10	
10	Керосин	150	4,0	166	3,6	1,11	10	0,00
11	Сухая	150	6,0	166	5,4	1,11	10	
12	Керосин	150	6,0	166	5,4	1,11	10	

Приведенные в табл. 6 и на фиг. 16 данные показывают, что действие смазывающего вещества — керосина — при различной толщине прокатываемых полос не одинаково. Весьма заметный эффект смазка дает при прокатке полос толщиной менее 1 мм; при толщине в 1,5 — 2 мм эффект менее заметен; при толщине полос 3 мм и при 10%-ном обжатии смазка не влияет на вытяжку; кроме того, эффект от применения смазки не одинаков для различных металлов.

4. Влияние величины обжатия на эффективность действия смазки

Исходя из теории образования зон затрудненной деформации вблизи поверхностей соприкосновения полосы с бойками и распространяя эту теорию на прокатку, можно считать, что такие зоны, сущность действия которых заключается в увеличении сопротивления деформации, препятствуют вытяжке металла, причем чем больше обжатие, тем больше должно сказаться отрицательное влияние их на вытяжке, и при



Фиг. 16. Влияние рода материала и толщины полосы на эффективность смазки. Обжатие полос прокатанных без смазки, 40%. Смазка — керосин.

достижении определенной толщины вытяжка может стать практически невозможной.

При прокатке же со смазкой процесс возникновения зон затрудненной деформации ослабевает, и вследствие этого удельное давление и упругие деформации уменьшаются, а вытяжка металла увеличивается.

Отсюда следует, что величина обжатия должна способствовать увеличению эффективности действия смазки. Для освещения этого вопроса прокатывались в обычных условиях и со смазкой алюминиевые и стальные полосы шириной 30 мм с различным обжатием.

Опыты показали, что увеличением обжатия эффективность действия смазки увеличивается (табл. 7).

Таблица 7

№ п/п.	Состояние поверхности полосы	h_1 , мм	l_1 , мм	h_2 , мм	l_2 , мм	$\frac{h_1 - h_2}{h_1} \cdot 100\%$	$\frac{l_2}{l_1}$	Эффект смазки $\frac{l_2}{l_1} \frac{l_2^{\text{сух}}}{l_1}$
Алюминиевые полосы								
1	Сухая	0,51	150	0,46	162	10,0	1,08	
2	Льняное масло	0,51	150	0,46	168	11,8	1,12	0,04
3	Сухая	0,51	150	0,408	193	20,0	1,287	
4	Льняное масло	0,51	150	0,36	212	29,4	1,413	0,126
5	Сухая	0,51	150	0,306	262	40,0	1,68	
6	Льняное масло	0,51	150	0,22	352	56,8	2,35	0,67
Стальные полосы								
7	Сухая	0,53	100	0,47	164	11,3	1,093	
8	Льняное масло	0,53	150	0,46	169	13,4	1,127	0,034
9	Сухая	0,53	150	0,33	237	37,7	1,58	
10	Льняное масло	0,53	150	0,22	354	58,5	2,36	0,78

5. Влияние добавочного внешнего трения на вытяжку

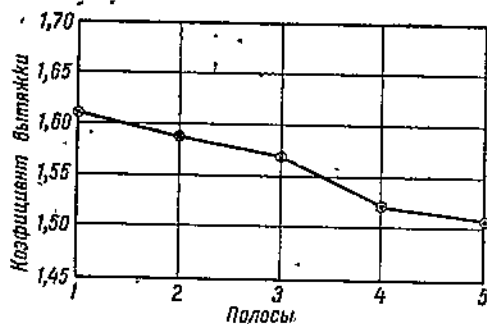
Предыдущими нашими опытами было установлено, что во всех случаях смазка способствует увеличению вытяжки. Но, если смазывающие вещества, уменьшая коэффициент трения, увеличивают вытяжку, то добавочное внешнее трение должно уменьшать ее. Выяснению этого вопроса был посвящен ряд опытов, в которых искусственно создавалось добавочное внешнее трение между поверхностями прокатываемой полосы и вальками. Прокатывались стальные полосы размером $150 \times 30 \times 0,70$ мм при одной установке валков на одних и тех же дуговых участках, причем полоса 1 прокатывалась при обычных условиях, а полоса 2 во время прокатки была покрыта слоем мелкого песка. Такие опыты были проведены с различными обжатиями. Результаты опытов показывают, что при прокатке с песком вытяжка уменьшается (фиг. 17).

На основании этих опытов можно сделать вывод, что песок, увеличивая внешнее трение при прокатке, способствует уменьшению

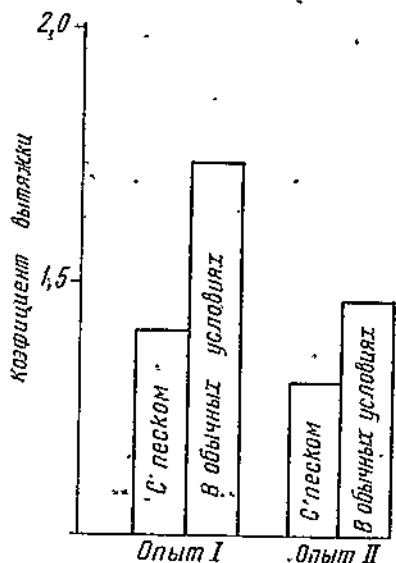
коэффициента вытяжки, а также — величины обжатия. Уменьшение коэффициента вытяжки при прокатке полосы, покрытой песком, достигает в первом опыте около 20%, во втором — 11%, а обжатия соответственно — 13,6 и 8,6 %.

Из практики обработки металлов давлением известно, что к бойкам часто прилипают частицы обрабатываемого металла, вызывая добавочное внешнее трение. Поэтому возник вопрос, не происходит ли при прокатке ряда полос на одних и тех же дуговых участках валков уменьшения вытяжки вследствие прилипания к поверхности валков частиц металла, которые могут усилить трение между полосой и валками.

Для проверки этого положения были прокатаны свинцовые, алюминиевые, цинковые и стальные полосы размером $150 \times 30 \times 2$ мм. Перед прокаткой валки тщательно очищались, промывались спиртом и насухо протирались; алюминиевые, свинцовые и цинковые полосы промывались спиртом, а стальные полосы травились в 10%-ном растворе соляной кислоты в течение 3 мин., промывались водой, а затем спиртом. Полосы каждого металла прокатывались одна за другой.



Фиг. 18. Вытяжка стальных полос (0,10% углерода), прокатанных друг за другом на одних и тех же дуговых участках валков. Поперечное сечение полос $30 \times 2,0$ мм.



Фиг. 17. Зависимость коэффициента вытяжки от добавочного внешнего трения при прокатке стальных полос с содержанием 0,1% углерода; поперечное сечение полос $30 \times 0,7$ мм.

Из полученных данных (табл. 8 и фиг. 18) следует, что коэффициент вытяжки каждой следующей полосы уменьшается, особенно при прокатке стальных полос. Так, при прокатке пятой полосы коэффициент вытяжки уменьшился для свинцовых полос на 0,7%, алюминиевых на 2%, цинковых на 2,5% и стальных на 6%.

В подтверждение нашего положения о том, что на величину коэффициента вытяжки при повторной прокатке некоторое влияние оказывают мелкие прилипающие частицы

металла, были прокатаны стальные полосы размером $150 \times 30 \times 2$ мм. Состояние поверхностей валков перед прокаткой каждой полосы было различное. Перед прокаткой полос 1 и 3 поверхность валков тщательно очищалась, промывалась спиртом и насухо протиралась. Перед прокаткой же полосы 2 поверхность валков только промывалась спиртом и протиралась. Прокатка производилась на одних и тех же дуговых участках

Таблица 8

№ полос в порядке последовательности прокатки	Размеры полосы в мм				$\frac{l_2}{l_1}$	$\frac{h_1 - h_2}{h_1} \cdot 100\%$
	до прокатки		после прокатки			
	$l_1, \text{мм}$	$h_1, \text{мм}$	$l_2, \text{мм}$	$h_2, \text{мм}$		
Свинцовые полосы						
1	150	2,0	240,0	1,23	1,60	38,5
2	150	2,0	239,0	1,23	1,59	38,5
3	150	2,0	239,8	1,23	1,59	38,5
4	150	2,0	239,7	1,23	1,59	38,5
5	150	2,0	239,2	1,23	1,59	38,5
Алюминиевые полосы						
1	150	2,0	241,7	1,21	1,61	39,5
2	150	2,0	241,5	1,21	1,61	39,5
3	150	2,0	241,5	1,21	1,61	39,5
4	150	1,98	239,0	1,21	1,58	39,5
5	150	2,0	239,0	1,21	1,58	39,5
Цинковые полосы						
1	150	2,0	237	1,24	1,58	38,0
2	150	2,0	235	1,26	1,56	37,0
3	150	2,0	232,6	1,27	1,55	36,5
4	150	2,0	232,5	1,27	1,55	36,5
5	150	2,0	231,2	1,28	1,54	36,0
Стальные полосы						
1	150	2,0	242	1,24	1,61	38,0
2	150	2,0	238,5	1,26	1,59	37,0
3	150	2,0	235,5	1,27	1,57	36,5
4	150	2,0	228	1,31	1,52	34,5
5	150	2,0	226,5	1,325	1,51	33,75

Данные опыта представлены в табл. 9.

Результаты прокатки (табл. 9) показывают, что в том случае, когда поверхность валков была хорошо очищена от возможно прилипших частиц металла, вытяжка получилась примерно на 2% больше (полосы 1 и 3).

Таблица 9

№ п/п.	Размеры полосы в мм				$\frac{l_2}{l_1}$	$\frac{h_1-h_2}{h_1} \cdot 100\%$
	до прокатки		после прокатки			
	l_1 , мм	h_1 , мм	l_2 , мм	h_2 , мм		
1	160	2,0	251	1,17	1,67	41,5
2	150	2,0	246	1,21	1,64	39,5
3	150	2,0	251	1,17	1,67	41,5

Таким образом частицы металла, прилипающие во время прокатки к поверхности валков в виде металлической пыли, способствуют увеличению трения между полосой и валками, что, в свою очередь, приводит к уменьшению вытяжки при повторной прокатке полос.

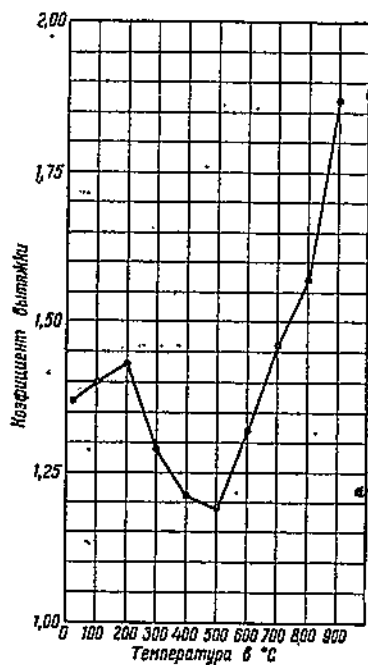
Окислы металла также могут способствовать увеличению трения, так как, прилипая, окислы будут создавать неровности по поверхности валков. Влияние окислов на вытяжку было обнаружено при прокатке стальных полос размером $150 \times 30 \times 1$ мм. Полоса 1 после прокатки была протравлена в 10%-ном растворе соляной кислоты и оставлена на воздухе в течение 24 час., в результате этого полоса покрылась слоем окислов толщиной 0,02—0,03 мм. Полоса 2 после обычной предварительной обработки была прокатана вслед за полосой 1 на том же самом дуговом участке. Перед прокаткой полосы 2 поверхность валков не очищалась и не промывалась. Полоса же 3 была прокатана на том же дуговом участке валков, но после предварительной тщательной очистки, промывки и протирки поверхности валков. Результаты прокатки приведены в табл. 10.

Таблица 10

№ п/п.	Состояние поверхности валков	Размеры полос в мм				$\frac{l_2}{l_1}$	$\frac{h_1-h_2}{h_1} \cdot 100\%$
		до прокатки		после прокатки			
		l_1 мм	h_1 мм	l_2 мм	h_2 мм		
1	Перед прокаткой по- верхность валков тща- тельно очищалась, про- мывалась и протиралась	—	—	—	—	—	—
2		Поверхность валков после прокатки полосы 1 не очищалась и не промывалась	150	1,01	261	0,57	1,74
3	Перед прокаткой по- верхность валков тща- тельно очищалась, про- мывалась и протиралась	150	1,01	234	0,51	1,96	49,5

Таким образом окислы, прилипшие к поверхности валков во время прокатки полосы 1, сыграли роль добавочного внешнего трения. Влияние окислов на коэффициент вытяжки подтверждается и другим фактом: на дуговом участке, где прокатывалась полоса 1, прошли лишь начало и середина полосы 2; конец же полосы 2 прокатался на новом участке, не покрытом окислами. В результате этого толщина начальной и средней части полосы составляла 0,59—0,60 мм, а толщина конца 0,53—0,55 мм.

Следовательно, добавочное внешнее трение во всех случаях уменьшает вытяжку. Сопоставляя данные опытов прокатки со смазкой и с увеличенным трением, можно было бы утверждать, что эффект смазки возникает вследствие того, что трение парализует действие неизбежно прилипающих к поверхности валков частиц металла и окислов. Но такое утверждение было бы неверным, так как благодаря действию мелких частиц металла, прилипающих к поверхности валков, коэффициент вытяжки уменьшается для стали



Фиг. 19. Влияние температуры на вытяжку при прокатке стали (0,1% углерода); поперечное сечение полос $30 \times 1,0$ мм.

размером $100 \times 30 \times 1$ мм нагревались на 50° выше заданной температуры. Измерение температуры производилось термопарой.

Данные опыта (фиг. 19) указывают на то, что при прокатке стальных полос в области температур 18—200° коэффициент вытяжки увеличивается на 4,4%, затем значительно уменьшается и достигает ми-

всего на 6%, а окислы металла вызывают уменьшение этого коэффициента на 12%. Обжатия соответственно уменьшаются на 2% и 6%. Смазка же при прокатке стальных полос увеличивает коэффициент вытяжки на 100% и даже больше. Таким образом эффект действия смазки следует объяснить тем, что она ослабляет процесс возникновения вон затрудненной деформации; давление истечения уменьшается и вытяжка увеличивается.

6. Влияние окислов, образующихся при нагревании полосы, на вытяжку

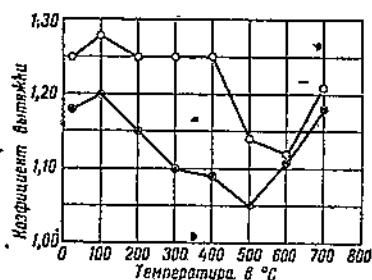
Влияние окаины на вытяжку изучалось нами при прокатке полос из малоуглеродистой стали с содержанием 0,10% углерода и из нержавеющей железа при температурах: 18, 100, 200, 300, 400, 500, 600, 700, 800 и 900°.

Нагрев производился в цилиндрической электрической печи, которая устанавливалась непосредственно перед валками. Полосы

нимума при 500° . В интервале температур $200-500^{\circ}$ уменьшение коэффициента вытяжки составляет $16,8\%$. Начиная с 500° он снова увеличивается и при 650° достигает значения, соответствующего комнатной температуре; при температурах выше 650° происходит интенсивный рост коэффициента вытяжки.

Такая же картина наблюдается и при прокатке полос из нержавеющей железа; происходит лишь перемещение «критических» точек. Максимальное значение коэффициента вытяжки получено при 300° , а минимальное при 600° (фиг. 20). Таким образом при прокатке в области низких и средних температур $18-900^{\circ}$ имеется область «критических» температур $200-600^{\circ}$, в которой получается пониженная вытяжка вследствие увеличенного трения между полосой и валками, вызываемого окислами, образовавшимися на полосе. Интенсивный же рост вытяжки при температурах выше 650° следует объяснить повышением пластических свойств металла.

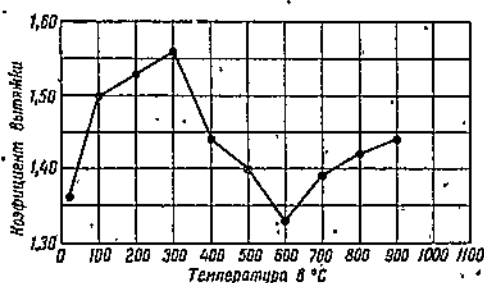
Как уже было отмечено, уменьшение коэффициента вытяжки в области температур $200-600^{\circ}$ является результатом повышенного трения; путем применения смазки при прокатке можно парализовать это явление. По этим соображениям прокатывались полосы из стали размером $100 \times 30 \times 0,5$ мм при температурах $18-700^{\circ}$ без смазки и со смазкой смесью, (фиг. 21). При прокатке смазывалась поверхность валков.



Фиг. 21. Смягчение влияния температуры на коэффициент вытяжки при помощи смазки. Сталь с $0,10\%$ С. Поперечное сечение полос $30 \times 0,5$ мм.

— — — — — в обычных условиях,
 ○ — ○ — ○ со смазкой смесью.

ные вытяжки в области температур до 400° . При температуре прокатки выше 400° действие смазки хотя и сказывается, но не парализует полностью уменьшения вытяжки. Это обстоятельство



Фиг. 20. Влияние температуры на вытяжку при прокатке нержавеющей железа. Поперечное сечение $30 \times 1,0$ мм.

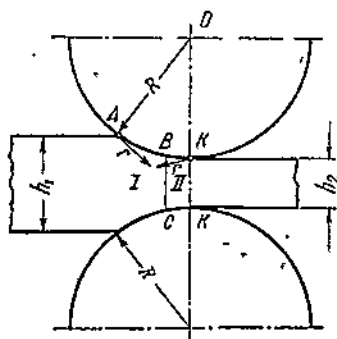
объясняется тем, что, сгорая, смазка оставляет на поверхности валков налет, который парализует вытяжку.

Что касается интенсивного роста вытяжки при температурах выше 600—700°, то решающее значение, очевидно, имеет резкое изменение под влиянием температуры механических свойств металла.

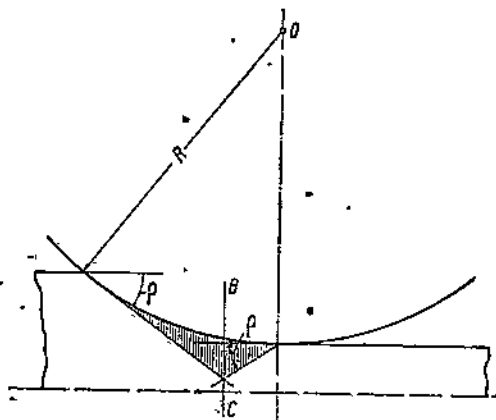
После окончания настоящей работы в печати появились данные, подтверждающие результаты наших опытов. В частности, следует указать на работу проф. Иг. М. Павлова и доц. Я. С. Галляя [21] (1935 г.), которые свои исследования произвели на ленточном стане с диаметром валков 200 мм. Прокатывались железо, медь, латунь и алюминий с применением смазывающих веществ животного, растительного и минерального происхождения. В результате опытов было установлено, что а) смазка увеличивает вытяжку; б) наилучшими смазками являются вещества животного и растительного происхождения и в) влияние смазки сильнее сказывается при прокатке железа и слабее при прокатке алюминия.

Б. Влияние трения на опережение

В настоящее время теоретически твердо установлено, что основным фактором, влияющим на опережение, является трение. Объяснить это явление можно, пользуясь обычной схемой прокатки (фиг. 22), на которой различаются в поясе деформации две области: область скольжения I и область опережения II. Линия BC отвечает сечению, где скорости полосы и валков равны.



Фиг. 22. Схема прокатки.



Фиг. 23. Нахождение «разделов истечения» в поясе деформации при прокатке (Зибель).

Для нахождения положения линии BC Зибелем предложен весьма простой метод, который заключается в откладывании в начале и в конце дуги захвата, кинзау от соответствующих горизонталей, угла трения ρ . Вертикальное поперечное сечение полосы, проведенное через линию пересечения нисходящих сторон обоих углов, дает положение линии BC (фиг. 23).

В первой области, начиная с момента захвата полосы, скорость валков больше скорости полосы; при выходе же полосы из валков, наоборот, скорость полосы больше скорости валков. Это происходит вследствие того, что направление действия трения в первой и во второй областях различно. На фиг. 22 в точке A силы трения r направлены в сторону движения полосы и способствуют захвату, в точке же B силы трения направлены в противоположную сторону.

Впервые теоретическое обоснование явления опережения было сделано Флинком [23] еще в семидесятых годах прошлого столетия. Об опережении можно судить по отношению

$$\frac{v_n}{v_0},$$

где v_n — скорость выхода металла из валков,

v_0 — окружная скорость валков.

v_n можно определить из уравнения равенства объема металла, проходящего через критическое сечение и сечение выхода. Пренебрегая уширением, получим:

$$h_1 \cdot v_1 = h_2 v_n,$$

где h_1 — толщина полосы в критическом сечении,

v_1 — скорость металла в критическом сечении.

$$v_1 = v_0 \cos \gamma;$$

тогда $h_1 \cdot v_0 \cos \gamma = h_2 v_n$.

Толщина полосы в критическом сечении

$$h_1 = h_2 + D(1 - \cos \gamma).$$

Подставляя значение h_1 в уравнение $h_1 \cdot v_0 \cos \gamma = h_2 v_n$, получим

$$\frac{v_n}{v_0} = \frac{h_2 + D(1 - \cos \gamma)}{h_2} \cos \gamma.$$

Из этого выражения видно, что опережение является функцией диаметра валков, толщины полосы и нейтрального угла γ . Но так как нейтральный угол сам является функцией трения, то, следовательно, опережение зависит от величины трения.

Для определения нейтрального угла Эклундом предложена формула:

$$\gamma \approx \frac{\alpha}{2} - \frac{1}{\lg \beta} \left(\frac{\alpha}{2} \right)^2 \approx \sqrt{\frac{h_1 - h_2}{2D}} - \frac{1}{\mu} \frac{h_1 - h_2}{2D}.$$

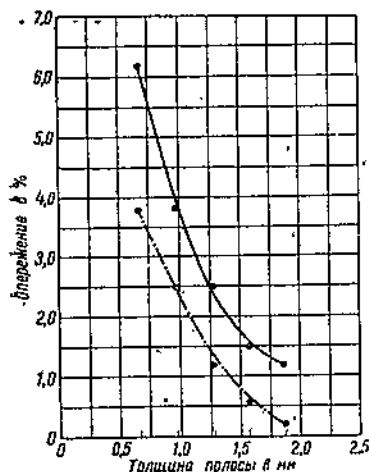
В последней формуле нейтральный угол γ определяется как функция угла захвата и угла трения или как функция линейного обжатия, диаметра валков и коэффициента трения.

Своими опытами мы выяснили влияние смазки и добавочного внешнего трения на опережение, а также взаимоотношение между коэффициентом трения при прокатке и нейтральным углом γ . Попутно определялось влияние рода материала и наклепа на величину опережения.

Опережение определялось следующим методом. На валках на расстоянии 118 мм друг от друга керном были нанесены две насечки. После прокатки измерялось расстояние между отпечатками насечек на полосе и сравнивалось с расстоянием между насечками на валках. Для определения опережения в процентах пользовались формулой

$$S = \frac{L-l}{l} \cdot 100,$$

где L — расстояние между отпечатками насечек на полосе после прокатки,
 l — расстояние между насечками на валках.



Фиг. 24. Влияние смазки на опережение при прокатке стали с 0,10% С. Поперечное сечение полос $30 \times 2,18$ мм. Обжатие за каждый пропуск 0,30 мм.

— сухие валки,
 - - - смазка — глицерин.

Опыт показал, что при прокатке со смазкой глицерином опережение резко уменьшается; это явление повторилось во всех пропусках.

Таблица 11

№ полосы	h_1 , мм	h_2 , мм	$\frac{h_1-h_2}{h_1} \cdot 100\%$	Расстояние между отпечатками насечек на полосе после прокатки в мм		Опережение в мм		Опережение в %	
				в обычных условиях	с глицерином	в обычных условиях	с глицерином	в обычных условиях	с глицерином
1	2,0	1,46	27,0	120,8	118,5	2,0	0,5	2,4	0,4
2	1,75	1,28	27,0	121,5	119,0	3,5	1,0	2,9	0,8
3	1,49	1,08	27,0	121,7	119,5	3,7	1,5	3,1	1,2
4	1,25	0,91	27,0	122,0	120,0	4,0	2,0	3,4	1,7
5	1,00	0,73	27,0	122,7	121,0	4,7	3,0	4,0	2,5
6	0,75	0,55	27,0	123,3	121,5	5,3	3,5	4,5	2,9
7	0,50	0,365	27,0	124,8	122,0	6,8	4,0	5,8	3,4

Такие же результаты были получены и при прокатке второй серии полос, причем каждая полоса пропускалась только по одному разу. Результаты этой второй серии опытов (табл. 11) подтверждают еще другое обстоятельство, вытекающее из формулы опережения: с уменьшением начальной толщины полосы, при одинаковой относительной величине деформации, опережение увеличивается.

Таблица 12

№ п/п.	Смазка	Расстояние между отпечатками насечек на полосе после прокатки, мм	Опережение, мм	Опережение, %
1	Сухая	123,5	5,5	4,6
2	Керосин	123,2	5,2	4,4
3	Глицерин	123,1	5,1	4,3
4	Льняное масло	123,0	5,0	4,2
5	Подсолнечн. масло	122,6	4,6	3,9
6	Смесь	122,0	4,0	3,4

Для выяснения вопроса о том, как отдельные смазывающие вещества влияют на величину опережения, были прокатаны стальные полосы размером $300 \times 30 \times 0,5$ мм с обжатием в 24%. В качестве смазывающих веществ были применены: смесь, подсолнечное масло, льняное масло и керосин. Результаты опытов

показывают, что различные смазывающие вещества различно влияют на опережение (табл. 12). Вещества, способствующие наибольшему коэффициенту вытяжки, обуславливают меньшее опережение, и наоборот.

2. Влияние добавочного трения на опережение

Этот вопрос был выяснен при прокатке стальных полос размером $300 \times 30 \times 1$ мм и $300 \times 30 \times 2$ мм. Полосы с обжатием 10, 20, 27 и 33% прокатывались в обычных условиях и покрытые слоем мелкого песка. Каждая полоса пропускалась только по одному разу. Полученные результаты показали, что добавочное внешнее трение, возникающее благодаря применению песка, увеличивает опережение (фиг. 25).

На фиг. 26 показаны кривые опережений; кривые I и II построены на основании опытных данных, а кривая III — на основании вычисления по формуле

$$S = \left[\frac{h_2 + D(1 - \cos \gamma)}{h_2} \cos \gamma - 1 \right] 100\%.$$

Нейтральный угол γ определялся по формуле Эжелюнда:

$$\gamma \approx \sqrt{\frac{h_1 - h_2}{2D} - \frac{1}{\mu} \frac{h_1 - h_2}{2D}},$$

где μ — коэффициент трения.

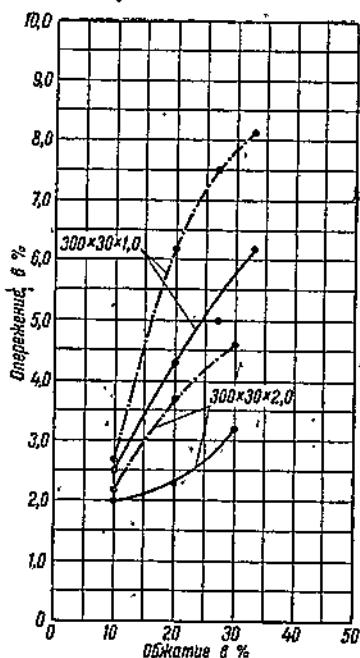
Коэффициент трения определялся при помощи поршневых месседоз, которые устанавливались под нажимные винты, и пружинного динамометра, укрепленного на балке перед валками. Сила давле-

ния P фиксировалась по показаниям манометров месседов, а сила вытягивания полос в валки T — по показаниям стрелки динамометра. Коэффициент трения определялся по формуле:

$$\mu = \frac{T}{P},$$

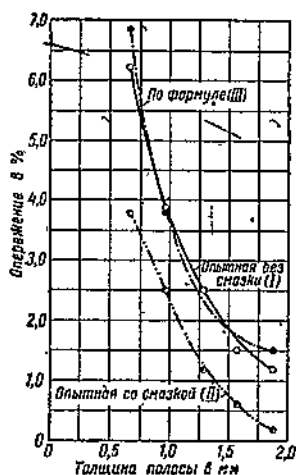
причем определение его происходило в следующей обстановке. Был изготовлен ряд стальных полос размером $500 \times 30 \times 2,2$ мм. Зад-

ний конец полосы при помощи ручных тисочков и стального троса присоединялся к динамометру. Привадаче полосы в валки трос натягивался, не давая возможности полосе цедиком прокататься. На-



Фиг. 25. Влияние добавочного внешнего трения на опережение при прокатке стали с 0,10% С.

— в обычных условиях,
- - - с песком.



Фиг. 26. Кривые опережений: I и II — построенные по данным опыта; III — построенная на основании вычисления по формуле. Сталь с 0,1% углерода: $h_1 - h_2 = \text{const} = 0,30$ мм.

тяжение троса передавалось пружине динамометра и фиксировалось показанием стрелки. После проведения предварительных операций прокатки, в целях установки валков для первого обжатия, были частично прокатаны 3 опытные полосы с толщины 2,2 мм до 1,87 мм, т. е. с обжатием в 15%; в таком же порядке производились последующие обжатия. Во время нахождения опытных полос в валках записывались показания манометров месседов и показания динамометра.

Абсолютные значения коэффициентов трения, полученные нами в результате исследования, не могут претендовать на большую точность, однако, они должны быть признаны вполне достаточными

для сравнительной оценки величины трения во время следующих друг за другом пропусков (табл. 13).

Таблица 13

№ пропуска	$h_1, \text{мм}$	$h_2, \text{мм}$	$\frac{h_1 - h_2}{h_1} \cdot 100\%$	$\mu_{\text{ср}}$	ρ	γ	α°	$S_{\text{опыт-ное}} \%$	$S_{\text{расчет-ное}} \%$
1	2,20	1,87	15	0,09	5°10'	1°0'	4°20'	1,2	1,0
2	1,87	1,69	15	0,09	5°10'	1°10'	3°30'	1,5	1,6
3	1,69	1,37	20	0,10	5°50'	1°20'	4°20'	2,5	2,9
4	1,27	0,98	23	0,11	6°20'	1°30'	3°30'	3,8	4,9
5	0,98	0,69	30	0,15	8°40'	1°20'	3°30'	6,2	5,7

В работе, проведенной одновременно с нашими исследованиями, Павлов, Галлай и Силян [24] указывают, что к концу прокатки коэффициент трения уменьшается вследствие того, что поверхность полосы во время прокатки отполировывалась.

Результаты нашего исследования это положение не подтверждают; по мере дальнейшей прокатки коэффициент трения увеличивается. Приведенные опыты должны быть признаны вполне отвечающими теоретическим установкам.

3. Влияние рода прокатываемого металла на величину опережения

Известно, что различные металлы обуславливают различную величину коэффициента трения. Влияние этого обстоятельства ниже иллюстрируется результатами наблюдений над величиной опережения при прокатке свинцовых, цинковых, алюминиевых и стальных полос размером $300 \times 30 \times 0,5 \text{ мм}$. Обжатие было дано одно и то же — 25,0%.

Данные опыта (табл. 14) показывают, что

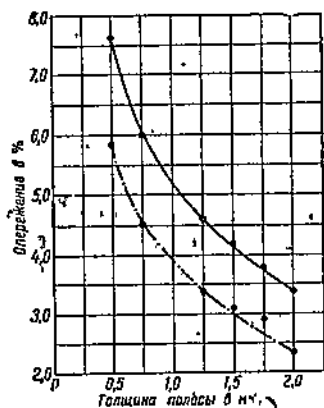
род металла достаточно заметно влияет на опережение. Наибольшее значение опережения показала сталь, затем следует цинк и, наконец, алюминий.

Таблица 14

№ п/п	Металл	Расстояние между отпечатками насечек на полосе после прокатки, мм	Опережение, мм	Опережение, %
1	Сталь	126	8	6,8
2	Свинец	125,5	7,5	6,3
3	Цинк	125	7	5,9
4	Алюминий	124,5	6,5	5,5

4. Влияние наклепа на опережение

Влияние наклепа на опережение представляет интерес с точки зрения различия коэффициента трения при прокатке нормализованного и наклепанного металла; этот вопрос в технической литературе совершенно не освещен. Стальные полосы различной начальной толщины, предварительно прокатанные в холодном состоянии с различной степенью наклепа, подверглись опытной прокатке. Параллельно прокатывались полосы таких же размеров, но предварительно нормализованные. Все полосы пропускались по одному разу. Результаты опытов приводят к заключению, что наклепанные полосы при прокатке дают большее опережение, чем нормализованные (фиг. 27).



Фиг. 27. Влияние нормализации на опережение при прокатке стальных полос 0,10%С. Обкатие за пропуск 27%.

— наклепанные,
 • — — — — • нормализованные.

Наши определения коэффициента трения при прокатке наклепанных и нормализованных стальных полос из условий захвата полосами вальцами показали, что коэффициент трения для наклепанных полос оказался равным 0,25, а для нормализованных 0,24. Надо полагать, что при прокатке наклепанных полос наличие определенным образом ориентированных плоскостей скольжения может способствовать увеличению коэффициента трения.

Люэг и Озенберг [22] производили исследование влияния трения на прокатку полосовой стали на гладких и шероховатых вальцах при температурах 20 и 100°, а также на смазанных вальцах. Следует отметить интересное явление, на которое обращают внимание названные авторы и которое наблюдалось также в наших опытах. Металлическая пыль и окислы прокатываемого металла, прилипая к поверхности валков, повышают трение и вместе с тем увеличивают опережение.

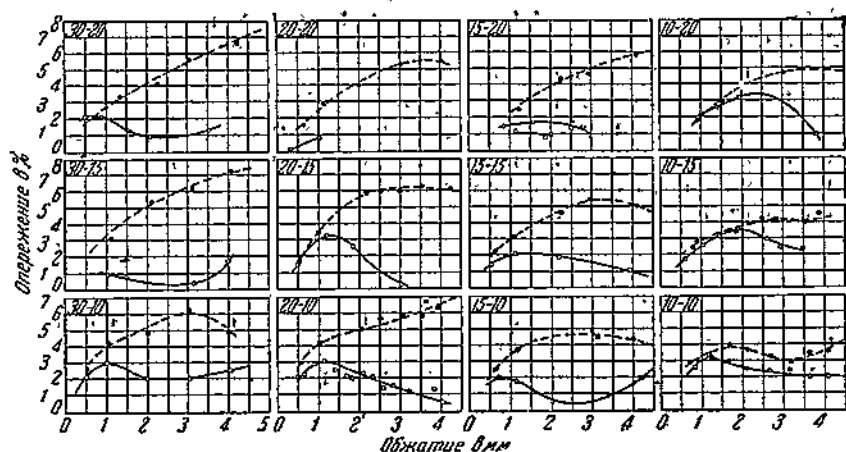
Так, при прокатке стали с содержанием углерода 0,37% при 40% обкатии и температуре 300° опережение за первый оборот валков равнялось 3,55%, а за второй — 7%; а при прокатке стали с содержанием углерода 0,02% — соответственно 3,12% и 5,51%.

Зибель и Озенберг [25] прокатывали свинцовые полосы на стане с диаметром валков 180 мм, причем попеременно пользовались вальцами с гладкой и с шероховатой поверхностями (фиг. 28).

Те же авторы, исследуя опережение отожженной и неотожженной медных полос сечением 20 × 20 мм при прокатке между гладкими вальцами с диаметром 180 мм установили, что опережение неотожженной полосы несколько больше по сравнению с опережением такой же полосы, предварительно отожженной (табл. 15). Результаты, полученные авторами, в основном отвечают данным нашего исследования.

№ пропуса	Обжатие, %		Опережение, %	
	отожженная	неотожженная	отожженная	неотожженная
1	12,52	12,22	3,63	2,76
2	21,95	21,96	3,08	3,96
3	23,21	23,39	2,64	2,66

Павлов, Галлай и Сидин [24] произвели исследование опережения на ленточном стане с диаметром валков 160 мм. Прокатыва-



Фиг. 28. Зависимость опережения от величины обжатия при прокатке свинцовых полос на гладких и шероховатых валках (Зибель и Овенберг).

— гладкие,
--- шероховатые.

лись алюминиевые, свинцовые и медные полосы на валках неполированных, полированных и со смазкой. На основании результатов опыта авторы утверждают, что:

- 1) сухие валки, дают опережение, большее, чем смазанные;
- 2) неполированные — большее, чем полированные;
- 3) более тонкие полосы дают большее опережение;
- 4) с увеличением обжатия опережение увеличивается.

В. Влияние трения на уширение

При прокатке в очаге деформации возникают силы трения τ , направленные в противоположные стороны (фиг. 22). Эти силы создают сжимающий поток, который должен быть признан способным

оказать влияние на величину уширения. При увеличении коэффициента внешнего трения между полосой и вальками происходит увеличение этих сил трения γ . В результате получается увеличенный сжимающий поток, способствующий большей величине уширения; поэтому с ростом коэффициента внешнего трения уширение должно увеличиваться. Однако, как уже раньше отмечалось, по вопросу относительно влияния трения на уширение в литературе имеются противоречивые данные.

В настоящей работе мы считали целесообразным выяснить влияние смазки и добавочного внешнего трения на уширение при холодной прокатке, в частности, проверить опыты Тафеля и Анке, из которых следует, что смазка увеличивает уширение, что противоречит теоретическим положениям. Кроме того, проверены формулы для подсчета уширения, предложенные Шельдом [26], Седлачеком [27] и Зибелем [42]. Поскольку в литературе имеются противоречивые указания относительно уширения мягких и твердых металлов, этот вопрос также стал объектом нашего исследования. И, наконец, последний вопрос, который мы наметили для исследования, — это влияние наклепа на уширение.

В опытах по выяснению влияния трения на уширение в одних случаях искусственно увеличивалось внешнее трение путем покрытия полос мелким песком, а в других случаях трение уменьшалось благодаря применению смазочных материалов.

Уширение определялось по формуле $\Delta b = b_2 - b_1$.

1. Влияние смазки на уширение

Для выяснения влияния смазки на уширение прокатывались стальные полосы. Каждый раз пара полос (сухая и смазанная) прокатывалась при одной и той же установке валков.

Таблица 16

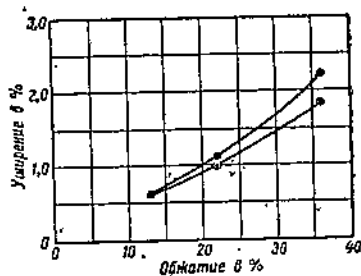
№ п/п.	Состояние поверхности	Обжатие в % после				Ширина полосы в мм после				Уширение полосы в % после			
		1-го пропуск	2-го пропуск	3-го пропуск	4-го пропуск	1-го пропуск	2-го пропуск	3-го пропуск	4-го пропуск	1-го пропуск	2-го пропуск	3-го пропуск	4-го пропуск
Первая серия ¹													
1	Сухая . .	29,1	35,6	49,9	63,0	30,05	30,12	30,28	30,50	0,9	1,1	1,7	2,4
2	Смесь . .	31,3	38,7	52,4	74,4	30,10	30,20	30,33	30,87	1,0	1,4	1,8	3,6
Вторая серия ²													
3	Сухая . .	31,0	43,7	54,3	—	29,95	30,11	30,27	—	1,0	1,6	2,1	—
4	Смесь . .	33,0	46,6	65,0	—	29,97	30,16	30,68	—	1,1	1,7	3,4	—

¹ Исходный размер образцов $100 \times 29,78 \times 1,976$ мм.

² Исходный размер образцов $100 \times 29,64 \times 1,03$ мм.

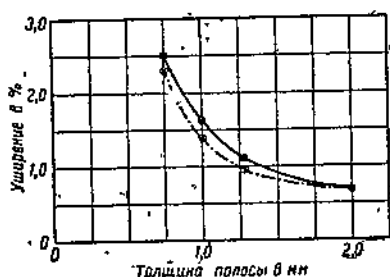
Во всех случаях полосы, прокатанные со смазкой, дали большее уширение (табл. 16); вместе с тем во всех пропусках обжатие полос, прокатанных со смазкой, больше, чем обжатие полос, прокатанных в обычных условиях, а максимальная разница уширения соответствует максимальной разнице обжатия. Опыт показал, что вышеописанным методом невозможно выяснить влияние смазки на уширение, поэтому в дальнейшем это влияние было изучено при прокатке сухих и смазанных полос с одним и тем же обжатием. С этой целью прокатывались стальные полосы размером $100 \times 25,32 \times 1,78$ мм в обычных условиях и со смазкой льняным маслом; прокатка сухих и смазанных полос производилась с одинаковым относительным обжатием.

Каждая полоса пропусклась по три раза с обжатием 13, 22 и 36% (фиг. 29).



Фиг. 29. Влияние смазки на уширение при прокатке стали с 0,10% С. Поперечное сечение полос $25,32 \times 1,78$ мм.

— на сухих валках,
 — о — льняное масло.



Фиг. 30. Зависимость уширения от смазки и толщины полосы при прокатке стальных полос с 0,10% С

— на сухих валках,
 — о — льняное масло.

Следующая серия опытов была произведена с полосами различной начальной толщины; как в предыдущей серии опытов, сухие и смазанные полосы прокатывались с одинаковым относительным обжатием.

Ширина полос составляла 25,32 мм (фиг. 30).

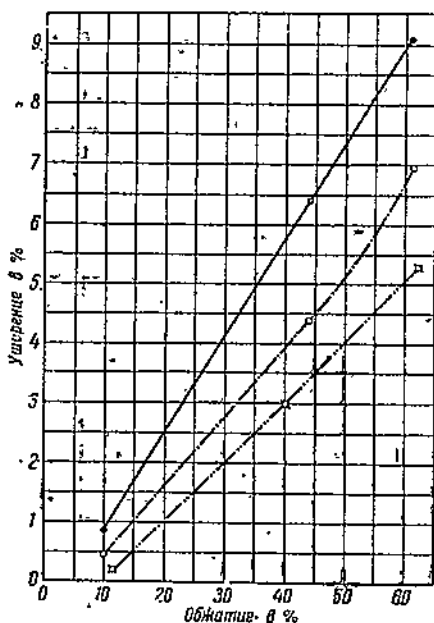
Таким образом при условии одинакового обжатия полосы, прокатанные в обычных условиях, т. е. на сухих валках, дают большее уширение, чем такие же полосы, прокатанные со смазкой льняным маслом.

Отсюда можно сделать вывод, что смазка уменьшает уширение; выводы же Тафель и Анке о том, что смазка приводит к увеличению уширения, не соответствуют действительности и требуют поправки.

Тафель и Анке производили прокатку алюминиевых образцов, нагретых до 400° . Из наших предыдущих опытов следует, что резкое понижение вытяжки наступает при прокатке со смазкой смеси стальных полос, нагретых предварительно до 500° . Это обстоятельство объясняется тем, что, сгорая, смазка оставляет на поверхности валков налет, который парализует вытяжку. Такое же явление должно

было иметь место и в опытах Тафеля, и Анке. Глицерин, сторающий при 400° ¹, оставлял на поверхности валков налет, который способствовал увеличению трения, и вследствие этого уширение увеличивалось.

Для того, чтобы проверить влияние трения на уширение, были произведены дополнительные опыты.



Фиг. 31. Влияние добавочного внешнего трения и смазки на уширение при прокатке стальных полос δ 0,10% С. Поперечное сечение полос $15 \times 1,02$ мм.

— с песком,
- - - сухое,
- · - · - свиное сало.

Последний опыт с большой наглядностью указывает на то, что внешнее трение увеличивает уширение; смазка же, наоборот, уменьшает его (фиг. 31).

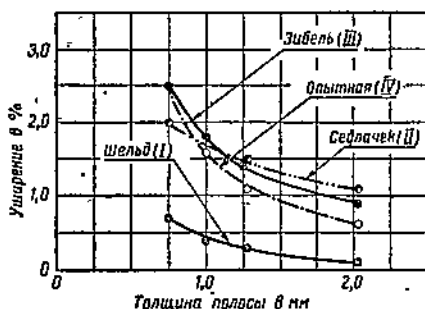
Для подсчета уширения имеется ряд формул. Назовем основные из них:

$$1. b_2 - b_1 = \frac{h_1 - h_2}{h_2} \text{ и } \sin \alpha. \quad \text{Шельд (26)}$$

$$2. b_2 - b_1 = \frac{h_1 - h_2}{6} \sqrt{\frac{R}{h_1}}. \quad \text{Седлачек (27)}$$

$$3. b_2 - b_1 = 0,35 l_d \frac{h_1 - h_2}{h_1}. \quad \text{Зибель (12)}$$

На фиг. 32 приведены кривые уширений I, II и III, вычисленные по формулам Шельда, Седлачека и Зибеля, а также опытная кривая IV



Фиг. 32. Значения уширения, вычисленные по различным формулам.

$$h_1 - h_2 = \text{const} = 0,30 \text{ мм.}$$

Прокатывались стальные полосы размером $100 \times 15,0 \times 1,02$ мм в обычных условиях без смазки, в условиях повышенного трения — с песком и, в целях понижения трения, со смазкой свиным салом. Каждая полоса пропускалась три раза. Обжатия для всех полос были примерно одни и те же.

¹ При температуре 290° глицерин закипает и начинает разлагаться.

Кривая I , вычисленная по формуле Шельда, показывает результаты, далекие от действительности.

Что же касается формул уширения Зибеля и Седлачека, то кривые, вычисленные по этим формулам, приближаются к опытной кривой, хотя и в недостаточной мере. Для приближенного подсчета уширения при холодной прокатке стали этими последними формулами можно пользоваться.

Следует отметить, что ни в одну из перечисленных нами формул не входят элементы, характеризующие трение, от которого в большой мере зависит величина уширения. Это обстоятельство и объясняет то положение, что до настоящего времени нет достаточно удовлетворительной формулы для точного подсчета уширения.

Инж. Александровым и Лашко [28] для подсчета уширения предложена формула:

$$b_2 - b_1 = c \mu \frac{h_1 - h_2}{h_1} \sqrt{R(h_1 - h_2)} e^{-bT},$$

которая отличается от формулы Зибеля тем, что в нее введен коэффициент μ , характеризующий трение. Кроме того, в формулу введена величина e^{-bT} , которая характеризует зависимость механических свойств металла от температуры. Но эта формула авторами не подтверждена экспериментально.

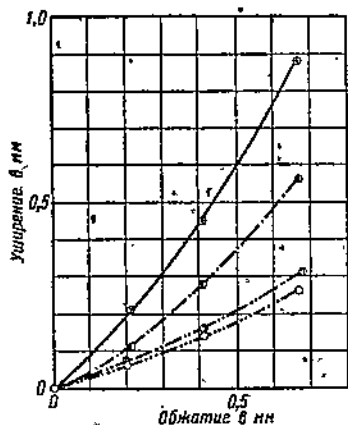
2. Влияние рода материала на уширение

Влияние рода материала было установлено на основании опытов прокатки полос длиной 100 мм и шириной 25 мм из нержавеющей железа, малоуглеродистой стали, цинка и алюминия. Прокатка производилась в обычных условиях, на сухих вальках. Каждая полоса пропускалась по три раза.

Суммарное обжатие каждой полосы за три пропуска составляет около 41,5 — 42,0%. Суммарное же уширение за три пропуска составляет для нержавеющей железа 3,5%, для стали 2,2%, для цинка 1,3% и для алюминия 1,0%.

Таким образом результаты опыта позволяют сделать вывод, что наибольшее уширение дает нержавеющее железо, а наименьшее — алюминий (фиг. 33).

По этому вопросу в литературе имеется ряд противоречивых данных. Так, Заке [29], исследуя уширение при холодной прокатке алюминия, меди и олова, установил, что мягкие



Фиг. 33. Влияние рода материала на уширение при прокатке.

— нержавеющее железо,
 - - - - - сталь,
 - · - · - цинк,
 - · · · · · алюминий.

металлы уширяются больше, т. е. олово уширяется более алюминия, а алюминий в свою очередь больше меди.

Тафель и Анке [16] в своей работе об уширении цветных металлов указывают, что уширение постепенно увеличивается от железа к свинцу, к меди и к алюминию. Следовательно, наибольшее уширение дает алюминий и наименьшее железо.

Профессор И. М. Павлов [30] отмечает, что на основании многократных сопоставлений уширения алюминия и свинца, произведенных в лаборатории прокатки Ленинградского металлургического института, можно считать, что свинец уширяется меньше алюминия.

Полученные нами результаты показывают, что цинк уширяется больше, чем алюминий, сталь больше, чем цинк, а нержавеющее железо больше, чем сталь. Исследования Я. Х. Сартана [31], проведенные в лаборатории прокатки Московского института стали, также показали, что железо уширяется больше, чем алюминий. На большее уширение высоколегированных хромистых и хромо-никелевых нержавеющих сталей по сравнению с железом указывает Гудремон [32]. Профессором Врацким и инж. Александровым [33] было найдено, что специальные стали уширяются больше, нежели углеродистые.

Различие уширения нержавеющей железа, малоуглеродистой стали, цинка и алюминия, по нашему мнению, следует объяснить различием физико-механических свойств металла и, в первую очередь, различием кристаллических решеток, а также способностью кристаллических решеток под влиянием приложенных усилий давать те или другие плоскости скольжения. Этот вопрос мало изучен и нуждается в дальнейших специальных исследованиях.

3. Влияние наклепа на уширение

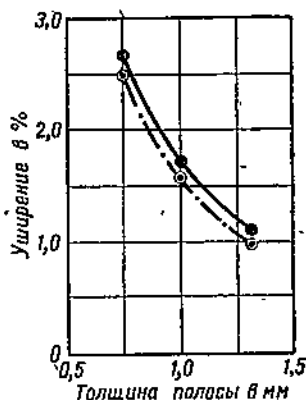
Последний вопрос, который нами исследовался в связи с влиянием трения на уширение, это — влияние наклепа на уширение полосы. Для этого прокатывались наклепанные и нормализованные стальные полосы длиной 100 мм и шириной 25,32 мм; толщина же полос была различной. Каждая полоса пропусклась только по одному разу. Полученные результаты приводят к выводу, что уширение нормализованных полос больше, чем у наклепанных (фиг. 34).

Попытка объяснить это явление влиянием трения не увенчалась успехом. Согласно специальному исследованию, проведенному нами по определению коэффициента трения при прокатке стальных полос, наклепанных и нормализованных, коэффициент трения при прокатке наклепанных полос оказался равным 0,25, а при прокатке нормализованных полос — 0,21. Исходя из такого соотношения между коэффициентами трения, вышеприведенные данные о том, что уширение наклепанной стали меньше уширения нормализованной стали, представляются на первый взгляд парадоксальными.

Однако наблюдаемое поведение наклепанной стали становится понятным, если допустить, что решающим фактором, определяющим уширение при прокатке такой стали, является не внешнее трение, а особенность текстуры металла. Текстура наклепанной стали

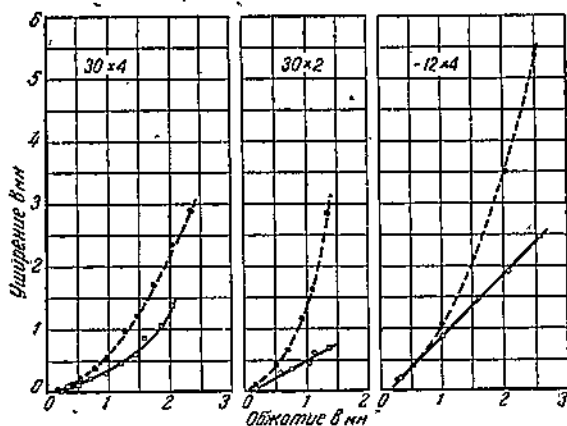
неразрывно связана с определенной ориентировкой ее кристаллитов, которая в свою очередь ограничивает свободу истечения в произвольных направлениях и благоприятствует истечению в одном каком-либо определенном направлении — в данном случае в направлении вытяжки, в ущерб истечению в сторону уширения. Такое объяснение принято в диссертации Я. Х. Сартана, и мы к нему полностью присоединяемся.

Любг и Озенберг [22] в 1933 г. опытами прокатки шести марок полосовой стали на полированных (смазанных и сухих) и шероховатых валках при комнатной температуре, а также при 100° установили, что рост трения при прочих постоянных условиях всегда вызывает увеличение уширения; смазка же, наоборот, уменьшает его. При прокатке в шероховатых валках получаются большие уширения, чем в гладких валках. Полосы, прокатанные на смазанных валках при температуре 20°, показывают меньшее уширение, чем такие же полосы, прокатанные при той же температуре



Фиг. 34. Влияние нормализации на уширение при прокатке стальных полос с 0,10% С.

● — нормализованные,
○ — наклепанные.



Фиг. 35. Зависимость уширения от величины обжатия при прокатке медных полос с различным поперечным сечением между гладкими и шероховатыми валками (Зибель и Озенберг).

○ — гладкие,
● — шероховатые.

на шероховатых валках, а полосы, прокатанные на шероховатых валках при температуре 100°, показывают еще большее уширение; влияние окислов металла, действующих как добавочное внешнее трение, сказалось также на увеличении уширения. При прокатке стали с содержанием углерода 0,37% при 40% обжатия и температуре 300° за первый оборот уширение составляет 0,79 мм и за второй — 0,90 мм; для стали с содержанием углерода 0,02% уширение составляет соответственно 0,49 мм и 0,71 мм.

Зибель и Озенберг [25] изучали влияние трения на уширение на стане холодной прокатки с диаметром валков 180 мм. Для дости-

жения различного трения на поверхности валков половина последних была отшлифована, а другая половина сделана шероховатой при помощи пескоструйного аппарата. Зависимость уширения от обжарки и состояния поверхности валков при прокатке медных полос различных сечений в гладких и шероховатых валках приведена на фиг. 35. Прокатывались также свинцовые полосы в калибрах, причем оказалось, что в шероховатых валках калибр выполнялся полнее, чем в гладких. Те же авторы исследовали влияние отжига на уширение. Оказалось, что после трех пропусков суммарное уширение для отожженных медных образцов равно 20%, а для неотожженных 13,7%.

Таким образом работы Люэла и Озенберга, Зибеля и Озенберга подтверждают результаты нашего исследования.

Г. Влияние трения на величину давления металла на валки при прокатке

Пушье [34], в результате исследования давления валков и расхода энергии при прокатке, установил, что давление валков при прокатке возрастает с увеличением соотношения между диаметром валков и средней высотой полосы.

Позднее Мейер и Нэль, нашли, что при осаживании железных цилиндрических образцов обнаруживают заметное повышенное сопротивление деформации образцы с соотношением $\frac{d}{h} = 1,43-1,47$. Соответственно этим отношениям авторы строили свои предположения о конусах напряжений, возникающих на основаниях образцов, и определили углы при вершине последних (ϕ — уклон образующей к оси) в $56^{\circ}20'$. При исключении влияния внешнего трения между бойком и образцом увеличения сопротивления деформации при этих соотношениях не было обнаружено.

Вопрос, которым занимались Мейер и Нэль, представляет интерес также и для прокатчика. Можно ли при прокатке также наблюдать явления, указывающие на тела напряжений по аналогии с конусами напряжений в опытах Мейера и Нэля?

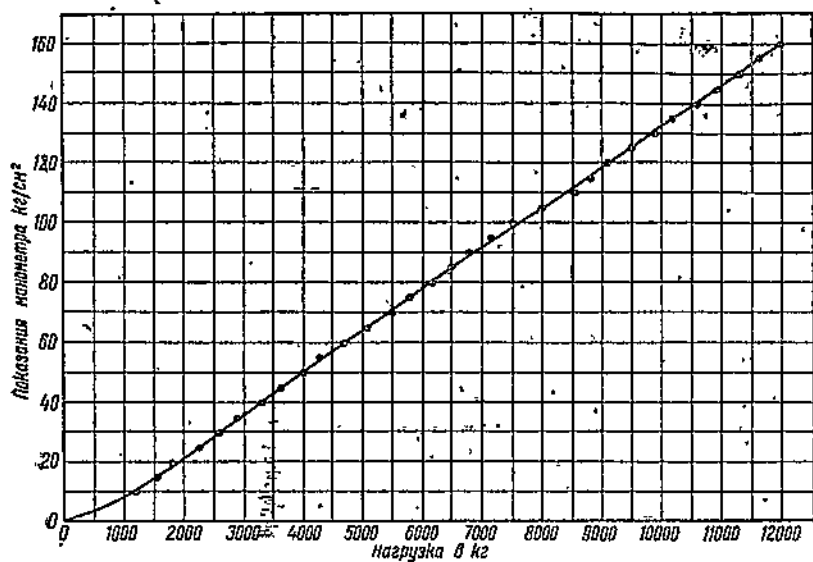
Известно, что с уменьшением толщины полосы давление металла на валки увеличивается.

Мы показали, что резкое повышение удельного давления при прокатке на определенных валках наступает только начиная с некоторой определенной толщины полосы, и приурочивали его к моменту встречи вершины некоторых тел напряжений, образующихся при прокатке под влиянием трения между валками и полосой.

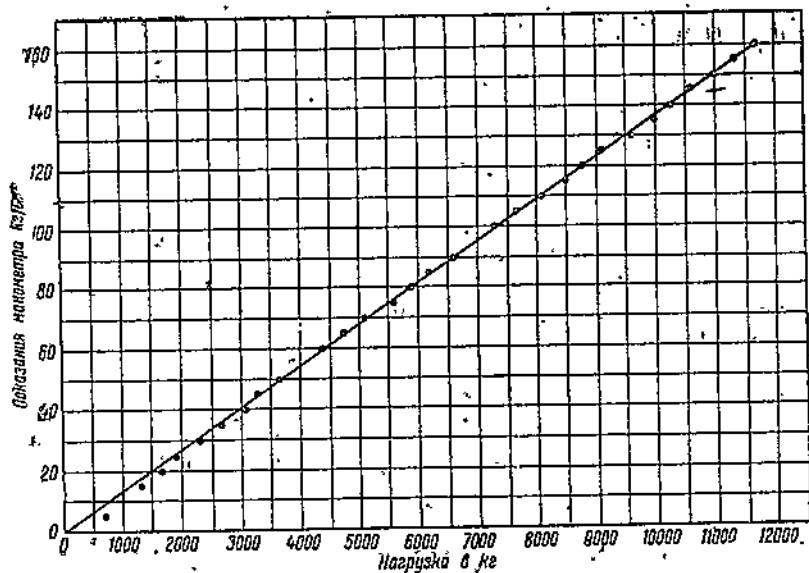
Исходя из этого, в настоящей работе, проверено влияние смазки на величину давлений, выяснена зависимость удельного давления от рода смазки и величины предварительной деформации, наконец, определена «критическая» толщина полосы, при которой на данных валках наступает резкое повышение удельного давления.

Удельное давление определялось по формуле:

$$\sigma = \frac{P}{\sigma_{\text{ср}} \sqrt{R(h_1 - h_2)}}.$$



Фиг. 36. Диаграмма градуировки манометра № 608728 (внешний).

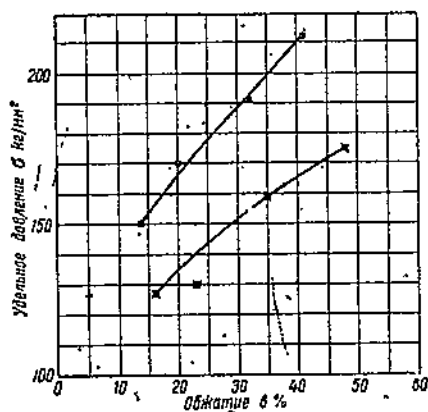


Фиг. 37. Диаграмма градуировки манометра № 606710 (внутренний).

Давление P определялось при помощи мессдоз, которые устанавливались под нажимные винты стана. Мессдоза представляет собой цилиндр, в углублении которого находится глицерин. Цилиндр покрыт резиновой диафрагмой. Сверху диафрагмы находится стальное кольцо, которое при помощи шурупов вместе с диафрагмой прикрепляется к корпусу цилиндра. Внутри цилиндра помещается поршень. Цилиндр снабжен отводной трубкой, на которой находится манометр. Во время прокатки поршень давит на резиновую диафрагму и глицерин под давлением поступает в отводную трубку к манометру. Градуировка мессдоз производится на универсальной машине фирмы Краузе мощностью 40 т (фиг. 36 и 37).

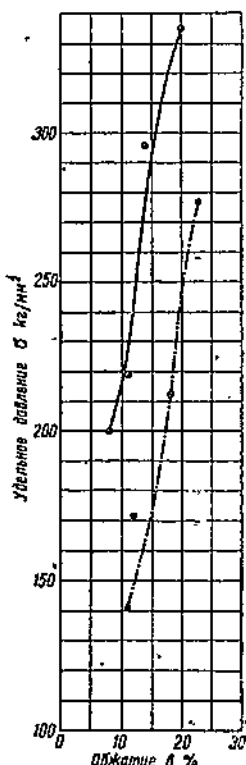
1. Влияние смазки на величину давления металла на валки

Полосы из стали размером $100 \times 10 \times 1,0$ мм прокатывались в обычных условиях (валки и полоса сухие) и со смазкой



Фиг. 38. Влияние смазки на величину удельного давления при прокатке стальных полос с 0,10% С. Поперечное сечение полос $10 \times 1,0$ мм.

● — в обычных условиях,
■ — со смазкой — льняным маслом.



Фиг. 39. Влияние смазки на величину удельного давления при прокатке нержавеющей железя. Поперечное сечение полос $10 \times 1,0$ мм.

○ — в обычных условиях,
■ — со смазкой — льняным маслом.

льняным маслом; ширина полос в 10 мм была выбрана в целях получения небольшой площади соприкосновения металла с валками. Прокатка сухих полос производилась с обжатиями 14, 20, 32 и 44%. Прокатка полос, смазанных льняным маслом, производилась при той же установке валков и на тех же дуговых участках. При прокатке полос толщиной 1 мм со смазкой льняным маслом удельное давление зна-

чительно понижается, несмотря на то, что обжатие смазанных полос во всех случаях больше обжатия сухих (фиг. 38).

Такого же характера кривые были получены и при прокатке полос той же толщины из нержавеющей железа, причем сухие полосы прокатывались с обжатиями 8, 11, 14 и 20% (фиг. 39).

Кривые удельных давлений (фиг. 38 и 39), полученные в результате применения различных обжатий при прокатке полос из стали и нержавеющей железа, показывают, что по мере увеличения обжатия удельное давление увеличивается как в случае прокатки в обычных условиях, так и при прокатке со смазкой.

2. Зависимость удельного давления от рода смазки и величины предварительной деформации

При изучении влияния смазывающих веществ на вытяжку при прокатке различных металлов было установлено, что наибольшей вытяжке способствует смесь, затем растительные и, наконец, минеральные масла. Большая вытяжка при прокатке со смазкой объяснялась меньшей отдачей валков, меньшей упругой деформацией полосы и валков и наличием вследствие этого меньшего зазора между валками в момент прокатки; меньшая же отдача была связана с меньшим давлением металла на валки. Но различные смазывающие вещества в большей или меньшей степени способствуют увеличению вытяжки; поэтому прокатка с различными смазывающими веществами должна сопровождаться различными удельными давлениями. Это положение было проверено при прокатке полос из стали и нержавеющей железа размером $100 \times 10 \times 1,0$ мм; полосы прокатывались в обычных условиях без смазки (стальные с обжатием 30%, а полосы из нержавеющей железа с обжатием 18%), затем при той же установке валков и на тех же дуговых участках прокатывались такие же полосы, смазанные одни керосином, другие — льняным маслом и третьи — свиным салом (табл. 17 и 18).

Таблица 17

Сталь с содержанием 0,10% углерода

№ п/п.	Смазка	$h_1, \text{мм}$	$h_2, \text{мм}$	$\frac{h_1 - h_2}{h_1} \cdot 100\%$	Показания манометров, кг		$P, \text{кг}$	$K, \text{мм}^2$	$\sigma_{\text{ср.}} \text{кг/мм}^2$
					внутреннего	внешнего			
1	Сухая	1,00	0,70	30	4250	4750	9000	47,4	189,9
2	Керосин	1,00	0,67	33	4000	4350	8350	49,7	162,0
3	Льняное масло	1,00	0,66	34	3550	4050	7600	50,0	152,0
4	Свиное сало	1,00	0,63	37	3550	4100	7650	52,7	145,1

Нержавеющее железо

№ ш/п.	Смазка	$h_1, \text{мм}$	$h_2, \text{мм}$	$\frac{h_1 - h_2}{h_1} \cdot 100\%$	Показания манометров кг		$P, \text{кг}$	$F, \text{мм}^2$	σ кг/мм ² срели.
					внутреннего	внешнего			
1	Сухая	1,00	0,82	18	5250	6500	11750	36,7	320,2
2	Керосин	1,00	0,75	25	5900	6600	12500	43,7	286,0
3	Льняное масло	1,00	0,71	29	5650	6350	12000	46,6	257,5
4	Свиное сало	1,00	0,69	31	5250	6050	11300	48,2	234,4

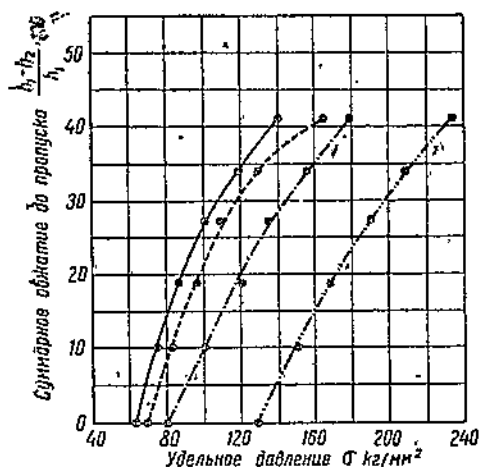
Наибольшее удельное давление получено при прокатке сухих полос в обычных условиях и наименьшее при прокатке полос, смазанных свиным салом. Следует отметить, что керосин оказывает

заметное влияние на уменьшение удельного давления. Поэтому широкое применение керосина при холодной прокатке углеродистой и нержавеющей стали в качестве смазки имеет большое основание.

Удельное давление в зависимости от рода смазывающего вещества и величины предварительной деформации было определено при прокатке полос из стали размером $100 \times 10 \times 1,0$ мм. Каждая полоса за каждый пропуск подвергалась обжатию на 10%. В качестве смазки применялись керосин, свиное сало и смесь (фиг. 40).

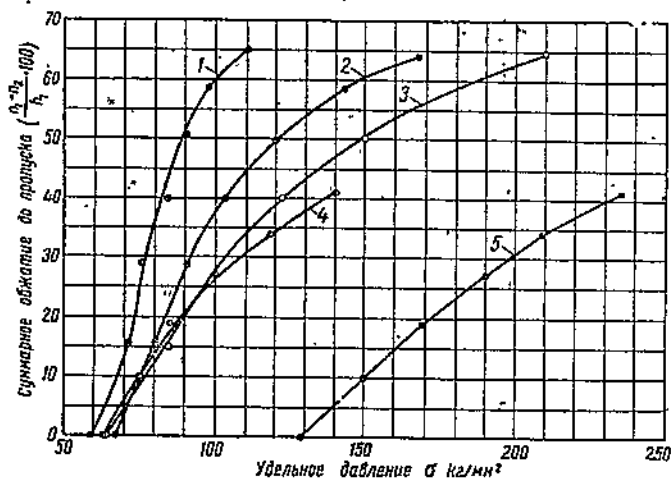
Результаты исследований показали, что: а) по мере увеличения суммарного обжатия до пропуска удельное давление увеличивается как при прокатке сухих, так и при

прокатке смазанных полос; б) в случае применения смазки удельное давление значительно снижается, причем смазки, способствующие получению большего коэффициента вытяжки, дают меньшее удельное давление. Приведенные на фиг. 41 кривые приводят к заключению, что применение смазки уменьшает удельное давление и что с уменьшением начальной толщины полосы удельное давление увеличивается.



Фиг. 40. Влияние различных смазывающих веществ на величину удельного давления в зависимости от суммарного обжатия до пропуска при обжатию на 10% за пропуск. Сталь с 0,1% углерода. Поперечное сечение полос $10 \times 1,0$ мм.

— в обычных условиях
 — — — керосин
 — . . . — свиное сало
 — — смесь

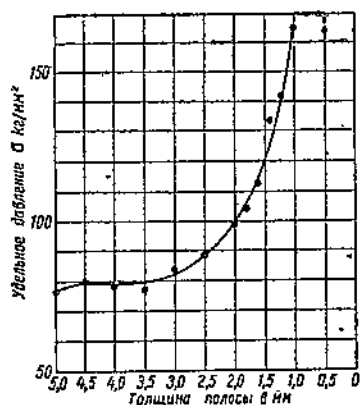


Фиг. 41. Влияние смазки на величину удельного давления в зависимости от суммарного обжатия за пропуск.

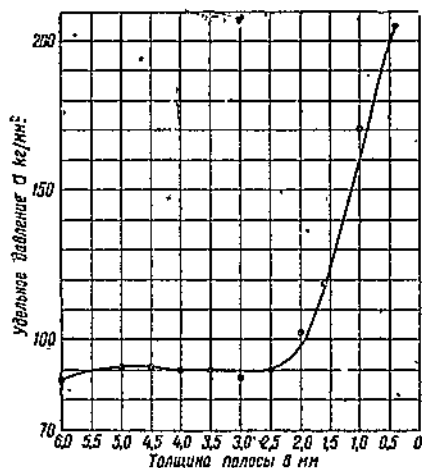
- 1—Зибель и Помп; сталь с 0,1% углерода; n_1 —1,95 мм; обжатие за пропуск 15%; смазка—сурепное масло.
- 2—то же, что на кривой 1 без смазки.
- 3—кривая из «Kaltwalzwerke mit Rollenlagern»; сталь с 0,15% углерода; n_1 —1,75 мм. Обжатие за пропуск 10%; смазка—прованское масло.
- 4—опытная; сталь с 0,1% углерода; n_1 —1 мм; обжатие за пропуск 10%; смазка—смесь.
- 5—то же, что кривая 4 без смазки.

3. Определение критической толщины полосы

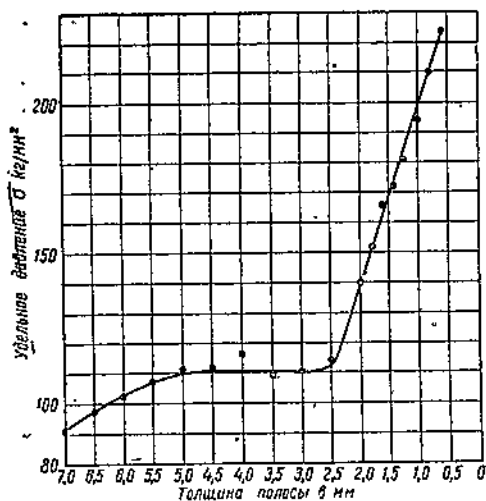
Для определения критической толщины полосы, при которой на данных валках наступает резкое повышение удельного давления, прокатывались полосы из стали и нержавеющей железа длиной 100 мм, шириной 10 мм и толщиной от 7 до 0,4 мм. Все полосы перед прокаткой нормализовались, а результаты нормализации полос толщиной более 1 мм проверялись испытанием на твердость по Роквеллу. Полосы прокатывались с обжатием в 10%. Каждая полоса определенной толщины пропусклась по одному разу. При помощи мессдоз с манометрами определялось давление металла на валки за каждый пропуск и затем высчитывалось удельное давление при прокатке полос различной толщины. Зависимость удельного давления при прокатке от толщины полосы показана на фиг. 42—45. Обращает на себя внимание своеобразный характер этой зависимости. Кривые удельных давлений представляют, каждая в отдельности, сочетание двух ветвей: первой — полого поднимающейся и стремящейся как бы к переходу в горизонтальную прямую, и второй — круто поднимающейся и напоминающей в некоторых случаях гиперболу, стремящуюся к переходу в вертикальную прямую. Точки пересечения этих двух ветвей отвечают толщине полосы в 3,5—2,5 мм.



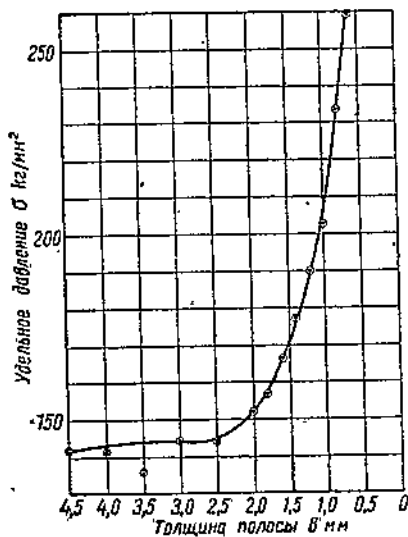
Фиг. 42. Влияние толщины полосы на величину удельного давления при прокатке стали с 0,14% углерода. Обжатие 10%.



Фиг. 43. То же, что на фиг. 42. Сталь с 0,27% углерода.



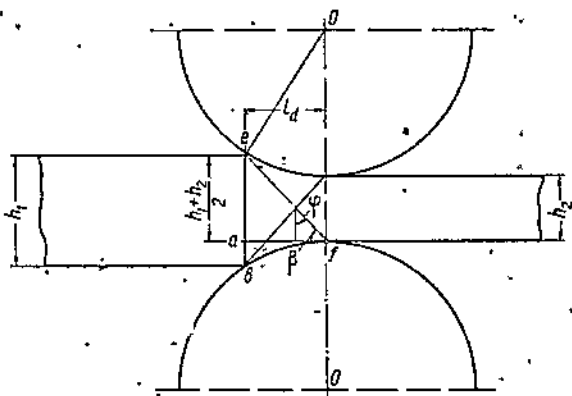
Фиг. 44. То же, что на фиг. 42. Сталь с 0,38% углерода.



Фиг. 45. То же, что на фиг. 42. Нержавеющее железо.

Для стальных полос с содержанием углерода 0,14% нами вычислено, на основании схемы фиг. 46, отношение

$$\frac{l_d}{\frac{1}{2}(h_1 + h_2)},$$



Фиг. 46. Схема прокатки к давлению металла на валки в зависимости от толщины полосы.

при котором наступает заметное повышение удельного давления, а также угол φ , причем

l_d — длина дуги захвата,

h_1 — толщина полосы до прокатки,

h_2 — толщина полосы после прокатки,

φ — угол, образованный линией ef и перпендикуляром к прямой af .

$$h_1 - h_2 = 2R(1 - \cos \alpha);$$

$$\cos \alpha = 1 - \frac{0,35}{150};$$

$$\alpha = 3^\circ 50';$$

$$l_d = R \sin \alpha = 5,02 \text{ мм.}$$

Пользуясь схемой фиг. 46, определяем угол φ

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{l_d}{\frac{1}{2}(h_1 + h_2)};$$

$$\varphi = 56^\circ 30'.$$

Отношение $\frac{l_d}{\frac{1}{2}(h_1 + h_2)}$ и угол φ , вычисленные для полос, при

прокатке которых получается заметное повышение удельного давления, приведены в табл. 19.

Таблица 19

№ п/п.	Металл	Толщина полосы мм	l_d	φ
			$\frac{1}{2} (h_1 + h_2)$	
1	Сталь 0,14% С	3,5	1,51	56°30'
2	Сталь 0,27% С	2,48	1,75	60°20'
3	Сталь 0,38% С	2,51	1,75	60°20'
4	Нержавеющее железо	2,52	1,74	60°10'

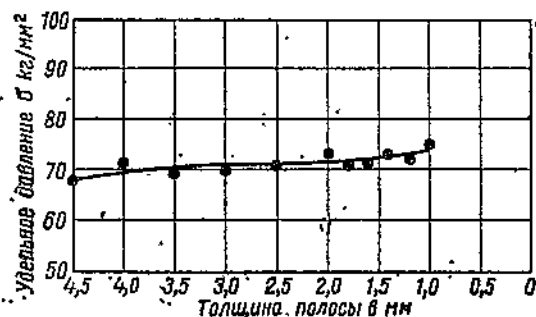
Критической толщиной полосы, при которой наступает заметное повышение удельного давления, является толщина 2,5 мм (в отдельном случае 3,5 мм).

На основании этих опытов можно было предположить, что между зонами затрудненной деформации или телами напряжений при прокатке и при сжатии существует определенная аналогия. Это обозна-

чало бы, что вблизи поверхностей соприкосновения между металлом и вальками в полосе возникают тела напряжений в виде призм, обязанных своим происхождением трению между этими поверхностями; при этих условиях применение смазки должно парализовать влияние трения, в связи с чем кривая удельных давлений примет другой характер.

Для проверки этого

Фиг. 47. Зависимости удельного давления от толщины полосы при прокатке стальных полос (0,1% углерода) со смазкой льняным маслом. Обкатка 10%.



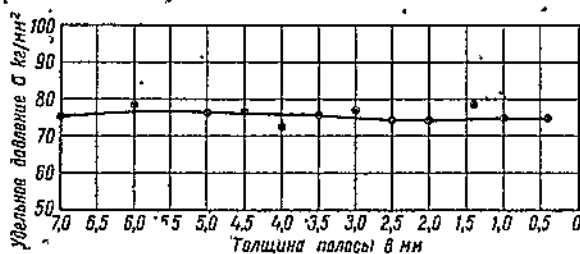
положения прокатывались стальные полосы различной толщины с обкаткой за пропуск 10% со смазкой льняным маслом и прованским маслом.

Характер кривых (фиг. 47 и 48) указывает на то, что смазка, уменьшая внешнее трение, ослабляет процесс возникновения призм напряжений или зон затрудненной деформации в прокатываемой полосе. В результате этого удельное давление остается почти неизменным как при прокатке полос толщиной 7—4 мм, так и при прокатке полос толщиной 3—0,4 мм; в то же время при прокатке полос без смазки удельное давление с уменьшением толщины резко увеличивается.

Кривые фиг. 49 показывают, что полученное нами удельное давление в среднем на 13% превышает давление, установленное SKF. Сопоставление кривых является как бы проверкой методов и указывает на достаточную их точность в работе.

В результате математического анализа кривых удельных давлений зависимость между удельным давлением и отношением $\frac{R}{h_1}$ выражена нами эмпирической формулой следующего вида:

$$\sigma = k \left[1 + c \left(\frac{R}{h_1} \right)^2 \right],$$



Фиг. 48. То же, что и на фиг. 47. Сталь с 0,27% углерода. Смазка—прованское масло.

где k — некоторая константа в кг/мм^2 , полученная при прокатке стальных полос со смазкой,

c — коэффициент, равный 0,002,

R — радиус валков в мм ,

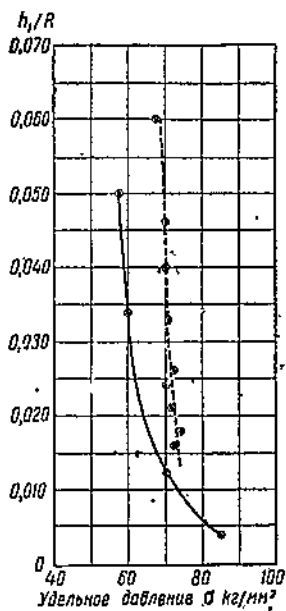
h_1 — начальная толщина полосы в мм .

В табл. 20 приводятся значения удельных давлений, опытные и вычисленные по формуле:

$$\sigma = k \left[1 + c \left(\frac{R}{h_1} \right)^2 \right]$$

Предложенная нами формула дает сравнительно удовлетворительные результаты в данных условиях экспериментирования.

В связи с изложенным в настоящей главе возникает вопрос, не изменяет ли смазка, оказывающая столь существенное влияние на деформацию металла при прокатке в холодном состоянии, также и механические свойства в результате деформирования. Нами был произведен ряд исследований в этом направлении. Прокатывались стальные полосы, которые затем испытывались на сопротивление разрыву, удлинению и твердость по Роквеллу. Исследования про-



Фиг. 49. Зависимость удельного давления от отношения $d : h$.

— Сталь с 0,15% углерода. Валки и полоса во время прокатки смазывались прованским маслом. Обкатка за пропуск 10%. (Кривая из Kaltwalzwerke mit Rollenlagern).

- - - Сталь с 0,14% углерода. Полоса во время прокатки смазывалась льняным маслом. Обкатка за пропуск 10%.

Таблица 20

№ п/п	Начальная толщина полосы, мм	Углерод—0,14%; $k=71$ кг/мм ²			Углерод—0,27%; $k=76$ кг/мм ²		
		удельное давление, кг/мм ²		погрешность, %	удельное давление, кг/мм ²		погрешность, %
		опытное	расчетное		опытное	расчетное	
1	6,0	—	—	—	86,8	82,8	—4,8
2	5,5	—	—	—	—	—	—
3	5,0	76,8	78,8	+2,6	91,2	84,3	—8,1
4	4,5	79,9	80,2	+0,3	91,0	86,6	—5,0
5	4,0	78,4	82,3	+4,9	90,0	88,1	—2,1
6	3,5	77,3	84,4	+9,2	90,3	90,4	+0,1
7	3,0	84,0	88,7	+5,5	87,7	93,0	+8,3
8	2,5	88,7	92,3	+3,6	90,4	98,8	+9,4
9	2,0	98,7	99,4	+0,7	102,3	106,4	+3,5
10	1,8	104,3	106,5	+2,1	—	—	—
11	1,6	112,4	113,6	+1,0	—	—	—
12	1,4	133,8	126,3	—5,9	118,5	129,2	+8,7
13	1,2	141,7	141,0	—0,5	—	—	—
14	1,0	164,8	162,3	—1,5	170,4	174,8	+2,5
15	0,8	—	—	—	206,1	212,8	+3,2

изготавливались над образцами из полос, прокатанных со смазкой и без смазки. Результаты испытаний приведены в табл. 21.

Таблица 21

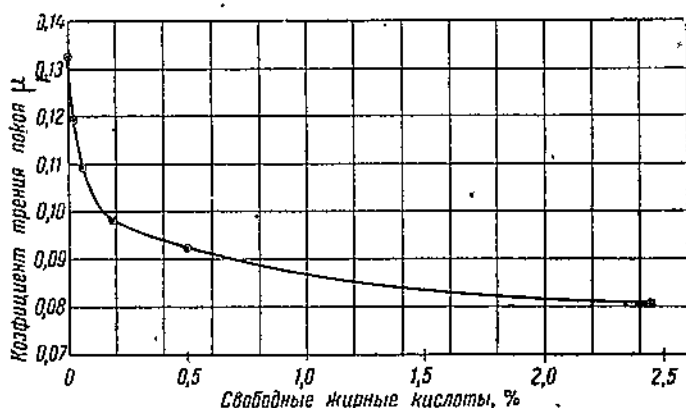
№ п/п	Обработка испытываемых образцов	R кг/мм ²	i , %	Твердость по Роквеллу, шкала В
1	После горячей прокатки	34,6	26	60
2	После отжига	33,9	36	47
3	После холодной прокатки без смазки. Обжатие 28%	53,3	5	80
4	После холодной прокатки со смазкой смесью. Обжатие 26%	53,3	5	80

Из табл. 21 следует, что смазка не влияет на изменение механических свойств.

ТЕОРИЯ СМАЗКИ

В заключение нашей работы остановимся на теории смазки. Вопросом о действии смазки техника занимается уже давно. В 1908 г. профессор Бойс [35] указал, что смазочные масла обладают каким-то

неизвестным свойством, от которого, главным образом, и зависит сила смазывающей способности масел. Это свойство было названо «маслянистостью» или «жирностью». Более поздние исследования отмечали, что лучшая смазывающая способность масел и жиров животного и растительного происхождения сравнительно с минеральными маслами объясняется, видимо, присутствием в первых жирных кислот. Опыты ряда исследователей [36] показывают, что коэффициент трения при употреблении минерального масла значительно уменьшается от прибавления к нему жирных кислот даже в таких малых количествах, как 0,10% (фиг. 50).



Фиг. 50. Зависимость коэффициента трения от содержания свободных жирных кислот в сурепном масле (Дж. Г. Хайд).

Наши опыты также показали, что с увеличением количества жирных кислот в жидкости минерального происхождения, употребляемой для смазки прокатываемой стали, коэффициент вытяжки при прокатке увеличился. В результате прокатки стальных полос без смазки, затем со смазкой химически чистым толуолом и, наконец, со смазкой 2 и 4%-ным раствором стеариновой кислоты в толуоле удалось обнаружить, что по мере увеличения процентного содержания стеариновой кислоты в толуоле коэффициент вытяжки увеличивался (фиг. 51).

В других наших опытах, где прокатка велась последовательно с различными смазывающими веществами, вещества, содержащие больший процент свободных жирных кислот, как, например, смесь, касторовое масло, подсолнечное масло, свиное сало и др. в большинстве случаев дали больший эффект.

Содержание жирных кислот в смазывающем веществе ставится в связь с величиной поверхностного натяжения между маслом и металлом; чем больше в масле содержится жирных кислот, тем меньше поверхностное его натяжение. Уменьшение же поверхностного натяжения, в свою очередь, приводит к лучшему прилипанию смазки к металлу. Вследствие этого коэффициент трения при прокатке уменьшается, а вместе с ним уменьшается и сопротивление деформации.

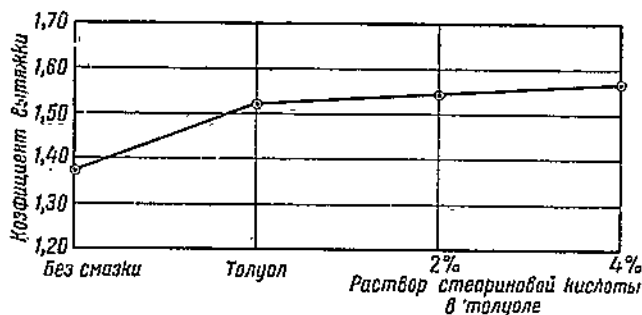
Данные о поверхностных натяжениях для некоторых смазок приведены в табл. 22; поверхностные натяжения определены капиллярным методом.

Таблица 22

Значения поверхностного натяжения (37, 38)

№ п/п	Смазка	Темпера- тура, °C	Поверх- ностное натяже- ние δ	Исследователь ¹	Количе- ство сво- бодных жирных кислот % ²
			мг/мм		
1	Вода	18	7,37	Ленард	0
2	Глицерин	18	6,65	Кантор	0,12
3	Касторовое масло	18	3,70	Грунмах и Бейн	1,43
4	Воск	68	3,41	Грунмах и Бейн	51,9 ³

Смазки, содержащие большее количество свободных жирных кислот, наиболее эффективно влияли в наших опытах на увеличение вытяжки, уменьшение удельного давления и т. д. вследствие того, что такие смазки обладают меньшим поверхностным натяжением; данные, приведенные в табл. 22, подтверждают, что с увеличением содержания свободных жирных кислот поверхностное натяжение уменьшается.



Фиг. 51. Влияние содержания стеариновой кислоты в толуоле на вытяжку при прокатке стальных полос (0,1% углерода) со смазкой.

Большое значение имеет физическое состояние смазывающего вещества. Смесь в полужидком состоянии дает меньший эффект, чем в случае применения ее в затвердевшем состоянии. Это происхо-

¹ Изучались поверхностные натяжения.

² Количество свободных жирных кислот, содержащееся в смазывающих материалах, примененных в наших исследованиях.

³ Относится к смеси.

дит, видимо, потому, что под влиянием нагрева увеличиваются поверхностные натяжения.

Вопрос — почему топленое свиное сало способствует меньшей вытяжке, чем свежее, более сложен. Вероятно, топленое сало обладает отличными от свежего сала физическими и физико-химическими свойствами, изменение которых сказывается на величине вытяжки.

Но объяснить действие смазки только наличием в смазывающем веществе жирных кислот было бы, по видимому, также ошибочным. Известны случаи, когда жидкости, совершенно не содержащие жирных кислот, как например, вода, серная кислота и др., а также твердые вещества, например графит, производят определенный эффект и являются хорошей смазкой. В технике в качестве смазывающего вещества применяется концентрированная серная кислота, например в машинах для получения сжатого хлора, где употребление минеральных масел недопустимо, так как хлор разрушает минеральные масла [37].

Исследуя свойства тонких слоев воды, Дерягин [39] пришел к выводу, что они обладают свойствами твердого тела. Автор установил, что «критическая толщина» слоя воды, еще обладающая упругостью формы, равна около $0,15 \mu$, а при толщине слоя в $0,09 \mu$ модуль сдвига для воды примерно только в 300 раз меньше, чем для свинца. Таким образом можно сделать допущение, что при прокатке большие давления вызывают образование тонких слоев в поверхностных соприкосновениях металла с валком. Если тонкий слой жидкости обладает свойствами твердого тела, то возможно образование плоскостей скольжения жидкости, по которым и будет происходить скольжение во время прокатки полосы.

В технике в качестве смазывающих веществ, кроме жидких тел, применяются также и твердые тела. Одним из распространенных твердых смазывающих веществ является например графит, который представляет модификацию углерода. Можно полагать, что при графитовой смазке уменьшение трения происходит вследствие того, что молекулы графита расщепляются, и происходит скольжение по плоскостям, составленным из углеродных шестиугольников.

Таким образом, механизм смазки — явление сложное, зависящее от ряда факторов. Действие смазки можно выразить такой функциональной зависимостью:

$$D = f(A, B, C \dots),$$

где A, B, C — отдельные факторы, влияющие на смазывающие способности вещества. В одних случаях эти факторы могут действовать совместно, а в других некоторые отдельные факторы могут играть главенствующую роль, как, например, в случае применения в качестве смазки графита. Несомненно, однако, что на смазывающую способность вещества влияет ряд факторов физического и физико-химического порядка, как, например, способность тонких слоев жидкости обладать свойствами твердого тела, поверхностное натяжение, вязкость, абсорбция и др.

ВЫВОДЫ

По вытяжке

Исходя из сущности действия смазки, заключающейся в том, что она, уменьшая коэффициент трения, ослабляет процесс возникновения зон затрудненной деформации, и на основании наших исследований можно сделать выводы, подтверждающие, что:

1) внешнее трение между валками и прокатываемой полосой оказывает непосредственное влияние на величину вытяжки;

2) увеличение внешнего трения уменьшает вытяжку, а уменьшение трения (смазка), наоборот, увеличивает ее;

3) действие смазки происходит лишь при прокатке тонких полос. При прокатке стальных полос на валках диаметром 150 мм действие смазки начинает уже сказываться на полосах толщиной 2,5 мм. Вообще же при толщине более 1,5—2 мм это действие мало заметно. Значительный эффект смазки получается при прокатке сравнительно тонких полос (1 мм и меньше);

4) частицы металла и окислы, прилипающие к поверхности валков, уменьшают вытяжку. В проведенных опытах уменьшение вытяжки для стали достигает 6—12%;

5) при прокатке малоуглеродистой стали и пержавающего железа в области температур 200—600° происходит резкое уменьшение вытяжки, которое достигает 17%. В пределах температур до 400° такое уменьшение, по видимому, является следствием увеличенного трения в связи с окислением поверхности полосы.

Параллельно нами было установлено, что:

6) действие смазки на вытяжку в данных условиях экспериментирования сильнее сказывается при прокатке стали и слабее при прокатке цинка и алюминия. Увеличение вытяжки благодаря применению смазки может достигать для стали 100%, для цинка 45%, для алюминия 25%, при $h_1 = 0,51—0,53$ мм, относительном обжатии около 30% и диаметре валков 150 мм;

7) из примененных в опытах типичных смазочных материалов наибольшую вытяжку при прокатке стали, цинка и алюминия дали вещества животного и растительного происхождения, а вещества минерального происхождения им заметно уступают;

8) вода, серная кислота, щелочь — для трех названных металлов и омеднение для стали являются также смазкой при прокатке, т. е. увеличивают вытяжку, но в малой степени;

9) смазочные вещества, обладающие твердой и полутвердой консистенцией, а также более густые масла как растительного, так и минерального происхождения дают более значительную вытяжку (проверено для стали, цинка и алюминия);

10) физическое состояние смазочного вещества оказывает заметное влияние на вытяжку (сало — свежее и топленое и т. д.);

11) чем больше обжатие при прокатке, тем эффективнее сказывается влияние смазки. В наших опытах при обжатии стальных полос на 11,3% разница коэффициентов вытяжки смазанной и несмазанной полос составляет 0,034, а при обжатии на 37,7% эта разница достигает 0,78.

По опережению

Исходным моментом служило представление о том, что явление опережения есть следствие превосходства сил трения при обычной прокатке над силами давления (нормальные, направленные по радиусам). Произведенные исследования подтверждают вытекающие отсюда положения, а именно, что:

1) увеличение трения приводит к увеличению опережения, а уменьшение трения (смазка) уменьшает опережение;

2) с уменьшением начальной толщины полосы при одинаковой относительной величине деформации опережение увеличивается независимо от того, прокатывается ли полоса без смазки или со смазкой;

3) при подсчете опережения по формуле Финка, на основании предварительно определенного коэффициента трения, результаты получаются близкие к действительным;

4) род прокатываемого металла влияет на величину опережения, что связано с различием коэффициента трения.

Параллельно нами было установлено, что:

5) влияния различных смазочных веществ на опережение отличаются друг от друга; смазка веществами растительного происхождения более заметно уменьшает опережение, чем смазка веществами минерального происхождения;

6) наклепанная в процессе прокатки малоуглеродистая сталь дает большие значения для опережения по сравнению с нормализованной вследствие того, что такой наклеп способствует большему коэффициенту трения при продолжении прокатки в том же направлении.

По уширению

Основываясь на представлении о действии при обыкновенной прокатке горизонтального продольного сжимающего силового поля в связи с существованием опережения, следует считать, что:

1) увеличение трения между металлом и вальками увеличивает уширение; смазка же уменьшает его.

Параллельно установлено, что:

2) нержавеющее железо уширяется больше, чем малоуглеродистая сталь; малоуглеродистая сталь — больше, чем цинк; цинк — больше чем алюминий;

3) наклепанный металл дает меньшее уширение, чем нормализованный.

По удельному давлению

Сущность действия смазки заключается в том, что она ослабляет процесс возникновения зон затрудненной деформации, вследствие чего уменьшается сопротивление деформации; на основании исследований подтверждается, что:

1) смазка полос при прокатке уменьшает удельное давление;

2) по мере увеличения суммарного обжатия до пропуска удельное давление увеличивается;

3) при прокатке в обычных условиях на определенных вадках полос определенного материала с одним и тем же относительным обжатием, но с различной начальной толщиной, удельное давление, начиная с некоторой толщины полос, резко возрастает; в обстановке наших исследований такое увеличение удельного давления началось при толщине в 2,5 мм (в отдельном случае при 3,5 мм);

4) зоны затрудненной деформации, возникающие в прокатываемой полосе, можно представить в виде призм, построенных над дугами захвата. Размеры таких призм легко вычислить, если момент воображаемой встречи их вершин приурочить к излому кривой удельных давлений. Угол φ при вершине таких призм, в условиях проведенной работы определен в $60^{\circ}10' - 60^{\circ}20'$ (в отдельном случае $56^{\circ}30'$). В момент воображаемой встречи воображаемых призм напряжений отношение $\frac{l_d}{\frac{1}{2}(h_1 + h_2)}$ получилось равным 1,74—1,75.

Параллельно было установлено, что:

5) различные смазывающие вещества по-разному влияют на уменьшение удельного давления; вещества, способствующие большей вытяжке, дают при прокатке наименьшее удельное давление, и наоборот;

6) при прокатке со смазкой стальных полос различной начальной толщины с одинаковым относительным обжатием удельные давления остаются почти неизменными;

7) в механических свойствах стали при испытании на растяжение после прокатки без смазки и после прокатки со смазкой различия не наблюдаются;

8) выведена формула для приближенного подсчета удельного давления при холодной прокатке

$$\sigma = k \left[1 + c \left(\frac{R}{h_1} \right)^{\frac{3}{2}} \right].$$

ЛИТЕРАТУРА

1. Мировая техника. Сборник монографий. Прокатка. Холодная прокатка лент по способу Стеклеля.

2. Новые идеи в технике. [Сборник 1. Теории прочности. 1915.

3. Riedel, Ueber die Grundlagen zur Ermittlung des Arbeitsbedarfes beim Schmieden der Presse. 1913.

14. K. Hübers, Das Verhalten einiger technischer Eisensorten beim Drückversuch. Vereins deutscher Eisenhüttenleute, Walzwerkauausschuss. Bericht № 32, 1924.

5. H. Meyer und F. Hehl, Die Grundlegenden Vorgänge der bildsamen Verformung. Stahl und Eisen № 48, 1925.

6. К. Кудрон, Горячая обработка металлов. Том I, 1929.

7. H. Hennicke, Warmstauchversuche mit perlitischen, martensitischen und austenitischen Stählen. Vereins deutscher Eisenhüttenleute Werkstoffausschuss. Bericht № 94, 1926.

8. В. Н. Рудбах, Роль внешнего трения в теории и практике процесса прокатки. Качественная сталь № 3, 1933.

9. Н. А. Соболевский, Основные явления процесса прокатки. Качественная сталь. № 3, 1933.

10. I. P u r p e, Ueber das Voreilen beim Walzen. Stahl und Eisen № 5, 1909.

11. Н. М ё т ц, Опытное исследование горячей прокатки железа. Сборник «Вопросы металлургии» под ред. М. А. Павлова, 1926.

12. E. Siebel und E. Fangmaier, Versuche über den Formänderungswiderstand und den Formänderungsverlauf beim Warmwalzen von kohlenstoffarmen Flusstahl im Temperaturbereich von 700 bis 1200°. Mitteilungen aus dem Kaiser Wilhelm Institut für Eisenforschung zu Düsseldorf. Band XII. Lieferung 15, 1930.

13. Э к е л ю н д, Некоторые динамические условия прокатки. «Металлург» № 2, 3, 4, 5, 1933 г.

14. В. Е. Грум-Гржимайло, Прокатка и калибровка. 1933.

15. В. Трипкс, Калибровка прокатных валков, ч. 1, 1934.

16. W. Tafel und F. Anke, Zur Frage der Breitung bei einigen Nicht-eisen Metallen. Zeitschrift für Metallkunde, Heft № 6, 1927.

17. W. Luag, Spannungsverteilung und Werkstofffluss im Walzspalt. Stahl und Eisen № 4, 1933.

18. E. Siebel und A. Pomp, Walzdruck und Walzarbeit beim Kaltwalzen von Metallen. Mitteilungen aus dem Kaiser Wilhelm Institut für Eisenforschung zu Düsseldorf. Band XI. Lieferung 4, 1929.

19. Kaltwalzwerke mit Rollenlagern. На русском языке перевод: Роликовые подшипники в прокатных станах, под ред. П. С. Истомина, 1932 г.

20. W. Tafel und E. Schneider, Das Greifen von Walzen beim veränderlicher Walzgeschwindigkeit, Stahl und Eisen № 12, 1924.

21. Иг. М. Павлов и Я. С. Галлай, Влияние смазки на вытяжку металла при прокатке. «Металлург» № 7, 1935.

22. W. Luag und E. Osenberg, Walzversuche der Reibung beim Walzen von Bandstahl. Mitteilungen aus dem Kaiser Wilhelm Institut für Eisenforschung zu Düsseldorf. Band XV, Lieferung № 8, 1933.

23. S. Fink, Теория работы прокатки. Zeitschrift für Berghütten und Salinenwesen 1874, 286.

24. Иг. М. Павлов, Я. С. Галлай и И. В. Силин, Исследование опережения при холодной прокатке. «Металлург» № 4, 1934.

25. E. Siebel und E. Osenberg, Ueber den Einfluss der Reibung und der Querschnittsabmessungen auf den Materialfluss beim Walzen. Mitteilungen aus dem Kaiser Wilhelm Institut für Eisenforschung zu Düsseldorf. Band XVI, Lieferung 4, 1934.

26. E. Scheld, Das Breiten beim Walzen. Stahl und Eisen № 10, 1910.

27. W. Tafel, und H. Sedlaczek, Das Breiten beim Walzen. Stahl und Eisen № 6, 1925.

28. П. А. Александров и Н. Ф. Пашко, Об уширении металлов при прокатке. «Качественная сталь» № 4, 1936.

29. G. Sachs, Versuche zum Walz- und Schmiedevorgang. Zeitschrift für Metallkunde, Heft № 5, 1927.

30. Иг. М. Павлов, Теория прокатки, 1934.

31. Проф. В. Н. Рудбах и инж. Я. Х. Сартан, Зависимость уширения стали при прокатке от степени наклепа. Сборник трудов Моск. ин-та стали. «Прокатка и тепловая обработка стали», 1936.

32. E. Houdremont, Die rostfreien Stähle, ihre Erzeugung und ihre Eigenschaften. Stahl und Eisen № 44, 1930.

33. М. В. В р а ц к и й, Уширение доэвтектоидных углеродистых и легированных сталей при различных температурах прокатки. Труды научно-исследоват. ин-та металлов в Харькове, 1933 г.

34. I. P u p p e, Untersuchungen über Walzdruck und Kraftbedarf beim Auswalzen von Knüppeln, Winkeln, [und I Eisen, 1913.

35. Г. В. А н д р е е в, Сравнительные исследования заграничных и советских смазочных масел. «Нефтяное хозяйство» № 6, 1929.

36. Л. А р ч б ю т т и Р. М. Д и л л е й, Трение, смазка и смазочные материалы. 1934.

37. Д. Г о л ь д е, Жиры и масла. Том I, 1931.

38. Д. Г о л ь д е, Исследование жиров, 1933.

39. Б. Д е р я г и н, Упругие свойства тонких слоев воды. Журнал Физ. химии, т. III, вып. I, 1932.

ПЛАСТИЧНОСТЬ СТАЛИ ПРИ ПРОКАТКЕ В ГОРЯЧЕМ СОСТОЯНИИ¹

Производительность прокатных станов в значительной степени зависит от величины обжатия за каждый отдельный пропуск. Величина обжатия при прокатке лимитируется не только прочностью деталей стана, но и пластичностью металла.

Изучению пластичности стали при высоких температурах уделено совершенно недостаточное внимание. Этот вопрос не настолько изучен, чтобы можно было произвести выбор обжатия в каждом отдельном пропуске.

Особенно это относится к прокатке качественных сталей, пластичность которых имеет значение не только для установления целесообразной шкалы обжатий, но и для правильного выбора интервала температур, в котором должен протекать весь процесс деформации.

Использование в надлежащей мере пластических свойств металла может способствовать дальнейшему развитию стахановского движения и повышению производительности прокатных станов.

Большинство опубликованных в технической литературе исследований, посвященных изучению механических свойств стали при различных температурах, производилось в весьма узком интервале температур, ограниченном пределами от 0 до 700°, максимум 800° С. Поэтому данные этих исследований не могут быть использованы при горячей обработке давлением.

Что касается исследований, проведенных в интервале температур 800—1200° С, то и они не дают достаточных оснований для установления режима обжатий и интервала температур для производства процесса прокатки; эти исследования охватывают лишь небольшую группу марок стали (большой частью углеродистые стали) и почти все проведены одним методом — путем статического растяжения образцов до разрыва при различных температурах.

Скорость растяжения образцов при этих исследованиях из-за применения различных разрывных машин колебалась от 0,5 до 120 мм/мин.

Температура опыта достигалась двойным путем: а) прямым нагревом до температуры опыта и б) перегревом, т. е. нагревом до температуры, лежащей выше температуры опыта, и затем последую-

¹ Работа выполнена под научным руководством проф. В. Н. Рудбаха.

щим охлаждением. Объектом исследований были различные углеродистые стали, а также отдельные марки легированной стали.

Значения сопротивления разрыву при самых высоких температурах (1150—1200°) как для легированных, так и для углеродистых сталей очень близки по величине. Химический состав оказывает малое влияние на сопротивление разрыву при температурах выше 800°.

Что касается величин, характеризующих степень пластичности металла, то некоторые легированные стали в интервалах температур 1000—1200° отличаются если не большей, то по крайней мере такой же пластичностью, что и нетвердые углеродистые стали.

Отдельные исследования, проведенные над легированными сталями, показывают для некоторых сталей уменьшение сжатия поперечного сечения и удлинения при деформировании их в интервале температур 900—1050° (хромоникелевые стали, жароупорные и др.). Это снижение пластичности наблюдается при прямом нагреве образца и исчезает, когда предварительный нагрев доходит до температуры 1100—1150°, т. е. до температуры, превышающей температуру понижения пластичности. Механические свойства сталей с различной величиной зерна характеризуют более резкое понижение пластичности, в указанном интервале температур, мелкозернистых сталей и отсутствие этого явления в некоторых крупнозернистых сталях. Что касается сопротивления разрыву, то исследования, проведенные в последнее время, приводят к заключению, что величина зерна не оказывает влияния на сопротивление разрыву.

Все эти исследования, как уже сказано, проводились на различных разрывных машинах, имеющих различную скорость растяжения. Последняя же является одним из факторов, влияющих на результаты растяжения. Анализ результатов исследований показывает, что понижение пластичности в указанном интервале температур зависит от скорости растяжения. Оказывается, что с увеличением скорости растяжения понижение пластичности уменьшается или совершенно отсутствует.

Повышение пластичности с увеличением скорости деформации наблюдается и при других видах деформации. Так, Портвен [1] наблюдал это явление при испытании образцов низкоуглеродистой стали (C 0,08, Si 0,37, Mn 0,48, S 0,01%) на изгиб. Автором было обнаружено, что с уменьшением скорости деформации образец разрушался при незначительном изгибе и, наоборот, при увеличении скорости деформации образец до разрушения давал значительно большую величину изгиба (фиг. 1).

Целью настоящей работы является исследование пластичности металла при деформировании в горячем состоянии. Показателями пластичности служили:

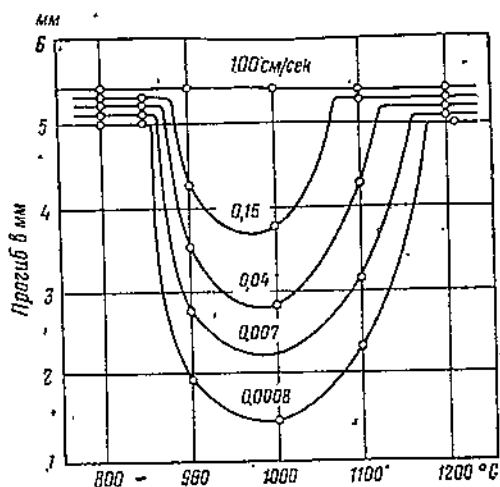
а) величина деформации, которая может быть допущена при деформировании металла между прокатными валками за отдельный пропуск без нарушения целостности металла (первый метод);

б) сужение образца (по размеру шейки) при растяжении его до разрыва на разрывной машине (второй метод).

При исследовании пластичности стали первым методом освещался попутно вопрос об уширении стали в зависимости от обжатия, температуры и пластичности стали.

Несмотря на большое количество проведенных работ, уширение теоретически недостаточно изучено. В последнее время за границей проведен целый ряд исследований по этому вопросу над различными сталями при прокатке их в различных условиях. Наряду с влиянием ряда факторов процесса прокатки отмечается значительное влияние химического состава стали на уширение. Однако все эти исследования проводились большей частью при постоянной температуре и при обжатиях не свыше 40%. Поэтому в нашем случае вопрос об уширении представлял большой интерес, так как прокатка различных марок легированной стали производилась в широком интервале температур с весьма большими обжатиями.

В качестве основного объекта исследования для настоящей работы были выбраны легированные стали различных сортов (табл. 1).



Фиг. 1. Испытание образцов на удар (по Портвену).

Химический состав сталей

Таблица 1

Марка стали	C	i	Mn	S	P	Cr	Ni	Va	Mo
ЭШХ10	0,42	0,33	0,48	—	0,015	1,08	0,20	—	—
ЭШХ15	1,0	0,3	0,32	0,02	0,015	1,51	0,16	—	—
Э5	0,16	0,25	0,36	—	0,015	0,94	3,62	—	—
Э12ХН3А	0,13	0,23	0,39	—	0,018	0,85	3,01	—	—
Э20Х	0,23	0,39	0,56	—	0,017	0,91	0,19	—	—
Э40Х	0,45	0,33	0,56	—	0,015	1,1	0,17	—	—
Э15ХФ	0,18	0,28	0,43	—	0,008	1,56	0,13	0,22	—
Э30ХМА	0,31	0,34	0,41	—	0,013	1,0	0,15	—	0,22

Перечисленные в табл. 1 сорта стали представляют, с одной стороны, группу качественных конструкционных легированных сталей, имеющих весьма большое значение в автотракторной и авиационной промышленности, а с другой — являются сталями, на-

чению пластичности которых было уделено в предыдущих исследованиях недостаточное внимание.

Все стали были изготовлены на заводе «Электросталь» в виде полос сечением 30×30 мм, прокатанных для каждой марки стали из одной заготовки.

Для характеристики исходного материала приводятся результаты испытания образцов на разрыв в холодном состоянии после соответствующего отжига (табл. 2).

Таблица 2
Механические свойства и величины зерна сталей

Марка сталей	Механические свойства			Величина зерна
	сопротив- ление раз- рыву кг/мм ²	удлинение %	сжатие поперечного сечения %	
ЭШХ10 . . .	40,7	19,8	48,8	—
ЭШХ15 . . .	78,4	20,15	46,8	—
Э5 . . .	53,8	24,5	73,4	8,0
Э12ХН3А . .	52,8	26,7	73,4	6,5
Э20Х . . .	52,8	29,8	69,9	5,5
Э40Х . . .	68,6	20,5	52,5	5,0
Э15ХФ . . .	51,4	24,1	73,4	—
Э30ХМА . .	54,8	25,5	71,7	7,0

Исходным материалом для исследования служили полосы квадратного сечения. Перед изготовлением образцов для испытаний полосы прокатывались до сечения размером 20×20 мм и подвергались отжигу при соответствующих температурах с охлаждением в печи (табл. 3).

Таблица 3

Марка стали	Темпера- тура отжига	Время выдерж- ки при темпе- ратуре отжига в часах
ЭШХ10	780	1,5
ЭШХ15	800	1,5
Э5 и Э12ХН3А . .	865	2,5
Э20Х и Э40Х . . .	830	1,5
Э15ХФ и Э30ХМА	860	1,5

Испытание прокаткой

Прокатка образцов $18 \times 18 \times 125$ — $18 \times 18 \times 150$ мм производилась на гладких валках со свободным уширением на стане дуо;

диаметр валков 200 мм, а длина бочки 315 мм. Приводом для стана служил мотор мощностью 20,5 л. с. и 950 об/мин. Поверхность валков при всех опытах была чисто обточена. Прокатка велась с числом оборотов валков 50 в минуту, что соответствует скорости прокатки 0,523 м/сек.

Для нагрева образцов служила камерная газовая печь, работающая на светильном газе и рассчитанная на максимальную температуру 1300°. Внутренние размеры печи: ширина пода 400 мм, длина пода 700 мм.

Прокатка образцов производилась в границах температурного интервала от 800 до 1150° при пяти температурах: 800, 900, 1000, 1100 и 1150° С.

Величина деформации, которая служила мерилем пластичности при прокатке, определялась по формуле $\frac{h_1 - h_2}{h_1} \times 100\%$, где h_1 — высота до пропуска, h_2 — высота после пропуска. При прокатке образцов были приняты величины деформации в пределах от 50 до 90% через каждые 10%, а всего 5 различных деформаций. Для отдельных марок стали интервал деформации был несколько расширен. При каждой температуре и величине деформации прокатывались по два-три образца.

Режим нагрева образцов во всех случаях был одинаковым. Образцы помещались в печь при температуре 800—900°, подогревались в ней в течение 20—25 мин. до температуры 1150° и выдерживались при этой температуре в течение 10 мин. После этого они охлаждались вместе с печью до температуры опыта со средней скоростью 15—20° в минуту.

При температуре опыта образцы выдерживались в течение 10 мин., после чего подвергались прокатке. Измерение температуры производилось при помощи платино-платинородиевой термопары.

Одинаковая установка валков при прокатке различных марок сталей достигалась следующим образом: были изготовлены полоски размерами 9, 7, 2, 5, 4, 3, 6 и 1,8 мм для обжатия соответственно на 50, 60, 70, 80 и 90%. При установке валков эти полоски помещались на нижнем валке и затем верхний валок опускался доотказа. После этого замечалось положение нажимных винтов, верхний валок поднимался и после освобождения полоски опять опускался до отмеченного положения. Перед прокаткой и после прокатки измерялись высота и ширина образцов с точностью до 0,01 мм.

После прокатки образцы, по охлаждении на воздухе, осматривались с целью выявления поверхностных трещин. Для обнаружения поверхностных трещин образцы подвергались травлению, а для обнаружения внутренних трещин часть образцов, особенно, прокатанных при больших деформациях и низких температурах, подвергалась разрезке; шлифы, изготовленные из этой стали, просматривались под микроскопом.

Полученные при прокатке данные обрабатывались с целью получения величин, характеризующих процесс деформации сталей при прокатке.

Определялись следующие величины:

1) величина обжатия в % по формуле $\frac{h_1 - h_2}{h_1} \cdot 100$, где h_1 — высота до пропуска; а h_2 — высота после пропуска;

2) показатель уширения $\frac{\Delta b}{\Delta h} = \frac{b_2 - b_1}{h_1 - h_2}$, где b_1 — ширина образца до пропуска, а b_2 — после пропуска;

3) коэффициент вытяжки $\lambda = \frac{h_1 b_1}{h_2 b_2}$;

4) коэффициент уширения $\beta = \frac{b_2}{b_1}$;

5) коэффициент обжатия $\gamma = \frac{h_2}{h_1}$;

6) скорость деформации

$$w = \frac{\ln \lambda}{t} \frac{с.м^3}{с.м^3 \cdot сек.},$$

где t — время прохождения отдельной частицы через пояс деформации;

$$t = \frac{R \sin \alpha (\lambda + 1)}{2v} \text{ сек.},$$

где R — радиус валков,

α — угол захвата,

v — скорость прокатки (окружная скорость валков);

7) длина пояса деформации

$$l_d = R \sin \alpha \text{ мм.}$$

При измерении ширины образца после прокатки особенное внимание обращалось на свертывание образца, которое могло привести к преувеличенному уширению. Отсутствие свертывания подтверждалось одинаковым приращением ширины образца за счет перехода боковых частей на основание.

Испытание образцов растяжением до разрыва

Испытания образцов растяжением до разрыва производились при тех же температурах, что и прокатка на 5-тонном прессе Гагарина с приводом от электромотора. Скорость разрыва во всех случаях была одной и той же и равнялась в среднем около 0,4 мм в минуту.

Для нагрева применялась трубчатая электрическая печь сопротивления с нихромовой обмоткой, длина трубки 130 мм, внутренний диаметр 25 мм.

Измерение температур по длине расчетной части образца показало, что разность температур при нагреве в данной печи не превышает 10°, а при высоких температурах эта разница совсем не наблюдается. Такому равномерному нагреву в значительной степени способствовал муфель из жароупорной стали, вставленный внутрь трубки печи.

Образцы готовились из тех же полос, что и образцы для прокатки. Общая длина образца 260 мм, а расчетная часть: длина 50 и диаметр 10 мм.

Режим нагрева для всех сталей был одинаковым. Образец равномерно нагревался в печи 60—75 мин. до температуры 1150—1250° и выдерживался при этой температуре в течение 15 мин. После этого он охлаждался вместе с печью до температуры опыта, при которой также выдерживался в течение 15 мин. Скорость охлаждения во всех случаях была примерно одинакова и равнялась в среднем около 10° в минуту.

На основании полученных опытных данных были определены следующие величины:

1) сжатие поперечного сечения

$$S = \frac{F_1 - F_2}{F_1} 100\%,$$

где F_1 — исходная площадь образца;

F_2 — площадь сечения образца в месте разрыва;

2) удлинение i % как отношение разности между конечной и начальной длинами к начальной длине;

3) сопротивление разрыву как отношение разрывающего усилия к начальной площади поперечного сечения образца.

АНАЛИЗ РЕЗУЛЬТАТОВ

Растяжение образцов до разрыва при высоких температурах

Результаты растяжения образцов до разрыва при высоких температурах сгруппированы для каждой из марок сталей в виде средних арифметических значений в табл. 4—8.

Таблица 4

Результаты испытаний шарикоподшипниковой стали на прессе Гагарина при охлаждении образцов от температуры 1150—1250° до температуры опыта

Температура опыта °C	Поперечное сжатие сечения $S, \%$	Удлинение $i, \%$	Сопротивление разрыву $R, \text{кг/мм}^2$	Средняя скорость разрыва мм/мин	Количество испытаний
Сталь марки ЭШХ10 ¹					
800	82,6	41,5	6,92	От 0,38	3
900	77,6	38,9	5,20	до 0,5	3
1000	88,1	41,9	3,14		3
1100	99,0	54,1	2,06		3
1150	100,0	64,0	1,60		3
Сталь марки ЭШХ15 ²					
800	31,0	17,0	6,2	От 0,38	3
900	25,0	13,3	3,76	до 0,5	3
1000	46,0	27,0	2,02		3
1100	97,6	42,0	1,3		3
1200	100,0	56,0	0,8		3

¹ Образцы охлаждались от температуры 1150° до температуры опыта.

² Образцы охлаждались от температуры 1250° до температуры опыта.

Таблица 5

Результаты испытаний хромоникелевой стали на прессе Гагарина при охлаждении образцов от температуры 1150—1250° до температуры опыта

Температура опыта, °C	Поперечное сжатие сечения S , %	Удлинение ϵ , %	Сопротивление разрыву, R кг/мм ²	Средняя скорость разрыва мм/мин	Количество испытаний	Температура опыта, °C	Поперечное сжатие сечения S , %	Удлинение ϵ , %	Сопротивление разрыву, R кг/мм ²	Средняя скорость разрыва мм/мин	Количество испытаний
Сталь марки Э12ХН3А ¹						Сталь марки Э5 ²					
800	29,93	20,0	7,56	От 0,38 до 0,5	2	800	17,64	11,2	7,8	От 0,4 до 0,5	2
900	29,5	25,1	4,6		2	900	16,3	10,8	3,47		2
1000	79,78	42,6	2,32		2	1000	12,6	14,3	2,61		2
1100	97,28	54,8	2,2		3	1100	36,0	24,0	2,04		2
1150	98,73	57,2	1,59		2	1150	47,15	29,0	1,81		2

¹ Образцы охлаждались от температуры 1150° до температуры опыта.

² Образцы охлаждались от температуры 1250° до температуры опыта.

Таблица 6

Результаты испытаний хромистой стали на прессе Гагарина при охлаждении образцов от температуры 1150° до температуры опыта

Температура опыта, °C	Поперечное сжатие сечения S , %	Удлинение ϵ , %	Сопротивление разрыву, R кг/мм ²	Средняя скорость разрыва мм/мин	Количество испытаний	Температура опыта, °C	Поперечное сжатие сечения S , %	Удлинение ϵ , %	Сопротивление разрыву, R кг/мм ²	Средняя скорость разрыва мм/мин	Количество испытаний
Сталь марки Э20Х						Сталь марки Э40Х					
800	53,73	36,46	4,88	От 0,38 до 0,47	3	800	36,81	21,2	8,92	От 0,4 до 0,5	3
900	25,2	19,1	4,75		3	900	22,54	14,0	4,39		3
1000	52,39	29,5	3,25		3	1000	19,87	15,8	2,61		2
1100	96,7	42,5	2,29		3	1100	61,56	34,9	2,1		2
1150	98,03	51,8	2,03		2	1150	99,18	56,2	1,40		2

Таблица 7

Результаты испытаний хромомолибденовой и хромованадиевой сталей на прессе Гагарина при охлаждении образцов от температуры 1150° до температуры опыта

Температура опыта, °C	Поперечное сжатие сечения S , %	Удлинение ϵ , %	Сопротивление разрыву, R , кг/мм ²	Средняя скорость разрыва, мм/мин	Количество испытаний	Температура опыта, °C	Поперечное сжатие сечения S , %	Удлинение ϵ , %	Сопротивление разрыву, R , кг/мм ²	Средняя скорость разрыва, мм/мин	Количество испытаний
Сталь марки Э30ХМА						Сталь марки Э15ХФ					
800	52,97	39,6	6,14	От 0,4 до 0,5	3	800	61,56	23,4	5,86	От 0,4 до 0,5	3
900	44,61	30,86	4,46		4	900	33,58	25,9	4,87		3
1000	95,72	47,4	2,87		3	1000	67,88	42,5	3,31		3
1100	99,16	55,2	2,01		3	1100	94,24	46,7	2,42		4
1150	99,16	58,2	1,95		3	1150	99,18	60,5	1,91		3

Таблица 8

Результаты испытаний шарикоподшипниковой стали на прессе Гагарина при прямом нагреве до температуры опыта

Температура опыта, °C	Сжатие поперечного сечения, %	Удлинение, %	Сопротивление разрыву, кг/мм ²	Количество испытаний	Температура опыта, °C	Сжатие поперечного сечения, %	Удлинение, %	Сопротивление разрыву, кг/мм ²	Количество испытаний
Сталь марки ЭШХ10					Сталь марки ЭШХ15				
700	55,6	41,5	7,28	2	750	67,15	17,7	8,15	2
780	68,0	46,6	6,98	1	770	46,0	16,5	9,0	1
800	58,2	40,5	8,17	2	790	27,2	15,8	5,85	1
840	49,3	29,3	6,75	1	800	23,6	15,2	4,76	2
900	34,2	21,1	4,37	3	900	20,2	13,0	2,48	2
1000	59,9	40,9	2,66	3	1000	17,9	13,0	2,59	2
1100	93,4	44,5	2,36	2	1100	24,8	16,6	1,91	3
					1150	35,4	23,0	1,61	3
					1190	45,0	32,0	0,99	2
					1250	100,0	74,0	0,8	1
					1180	70,0	38,0	0,85	1
					1200	81,0	46,0	0,8	1

Все данные получены путем растяжения образцов после предварительного перегрева их до температуры 1150 и 1250°. Последняя температура относится только к маркам Э5 и ЭШХ15. Кроме того, стали ЭШХ10 и ЭШХ15 испытывались при прямом нагреве до температуры опыта.

Анализ полученных данных показывает, что сопротивление разрыву плавно снижается с повышением температуры (фиг. 2). Значения сопротивления разрыву при высоких температурах (1100—1150°) для всех марок стали очень близки по величине. Отклонения, наблюдаемые для марки ЭШХ15 при всех температурах, объясняются высокой температурой перегрева.

Таблица 9

Сопротивление разрыву различных марок стали при температурах 1100 и 1150°

Температура, °C	Марки стали							
	ЭШХ10	ЭШХ15	Э5	Э12ХН3А	Э20Х	Э40Х	Э30ХМА	Э15ХФ
1100	2,06	1,3	2,04	2,2	2,29	2,1	2,01	2,42
1150	1,60	—	1,81	1,59	2,03	1,40	1,95	1,91

Как видно из табл. 9, значения сопротивления разрыву при 1100° лежат в пределах от 1,3 до 2,42 кг/мм², а при 1150°—в пределах от 1,40 до 2,03 кг/мм².

Вообще же необходимо отметить весьма незначительное влияние химического состава на сопротивление разрыву даже при температуре ниже 1100°. Так например сопротивление разрыву при температуре 1000° колеблется в пределах 2,02—3,31 кг/мм², а при температуре 900°—в пределах 3,47—5,2 кг/мм², включая сюда и стали ЭШХ15 и Э5, испытания которых были проведены при перегреве до 1250°. Более значительная разница в сопротивлении разрыву наблюдается при температуре 800°.

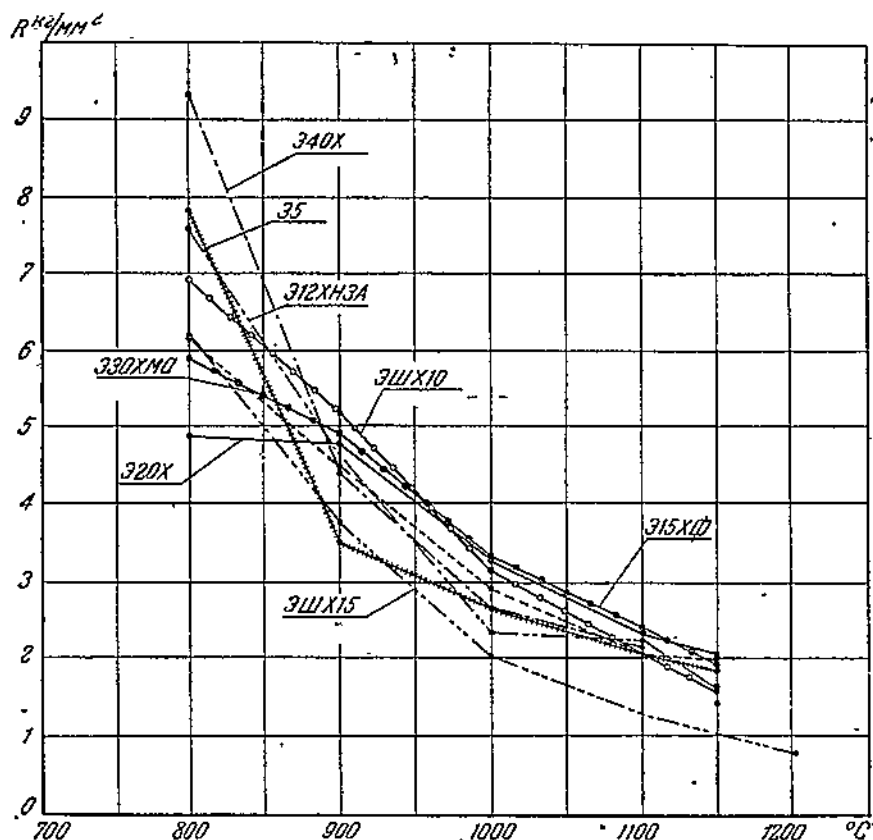
При этой температуре сопротивление разрыву колеблется в пределах 4,88—8,92 кг/мм².

Влияние величины зерна на механические свойства стали при высоких температурах не изучалось. Исследования Н. М. Сурового [2] показали, что сопротивление разрыву крупнозернистых и мелкозернистых сталей аналогичны. Разработанная автором диаграмма зависимости сопротивления разрыву различных марок стали от температуры (фиг. 3) подтверждает наши выводы. Необходимо отметить, что данные Н. М. Сурового получены при прямом нагреве образцов до температуры опыта на машине с большими скоростями растяжения образца.

Удлинения сталей (фиг. 4) при этих же температурах различны. Кроме того, большинство марок стали характеризуется уменьшением удлинения при температуре 900°.

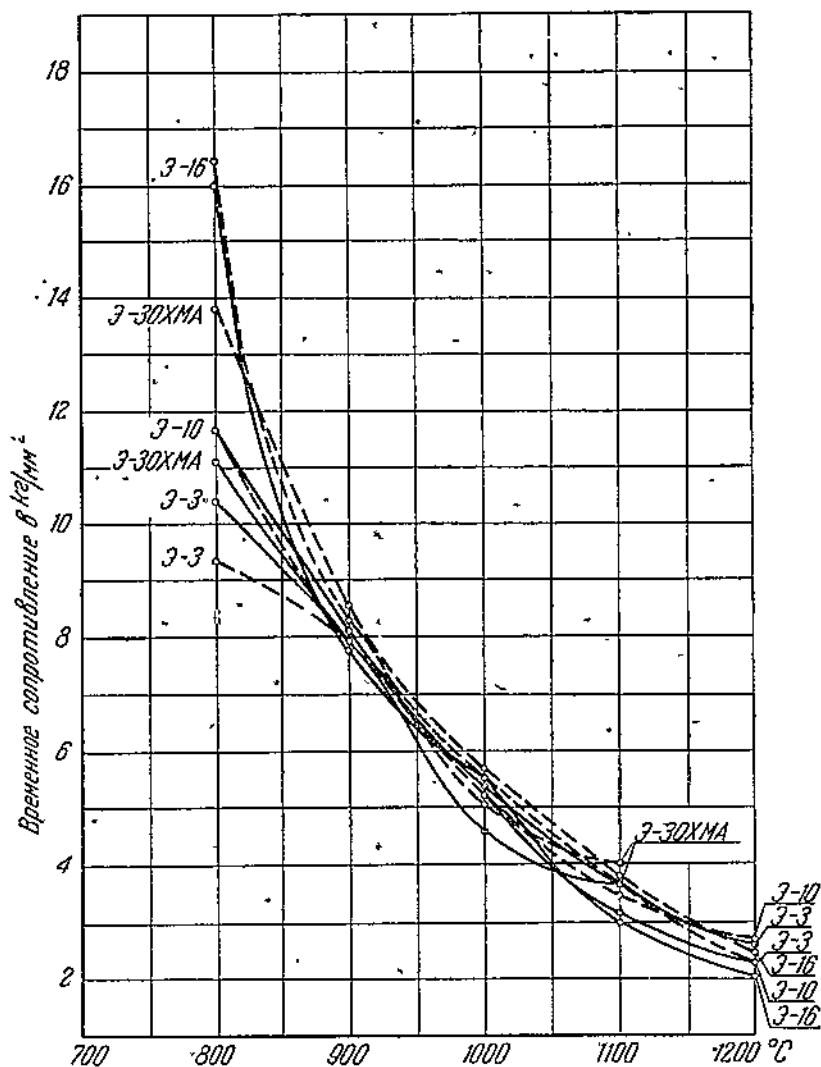
Интенсивный рост удлинения начинается с температуры 1000° за исключением стали Э5, которая дала малые удлинения даже при температурах $1100-1150^{\circ}$.

Еще большее различие показывают результаты поперечного сжатия образцов (фиг. 5).



Фиг. 2. Сопротивление разрыву сталей различного химического состава в зависимости от температуры.

Испытания, проведенные при прямом нагреве, показывают значительное снижение пластичности стали ЭШХ10 при температуре 900° и весьма низкую пластичность стали ЭШХ15 в интервале температур $800-1100^{\circ}$. Как показывает диаграмма на фиг. 6, пластичность стали ЭШХ15 значительно повышается только при более высоких температурах. Перегрев до 1150° значительно повысил пластичность стали ЭШХ10. Наряду с общим повышением пластичности этой стали при всех температурах испытания значительно повысилась пластичность стали при температуре 900° , хотя хрупкость при этой температуре полностью не уничтожилась.

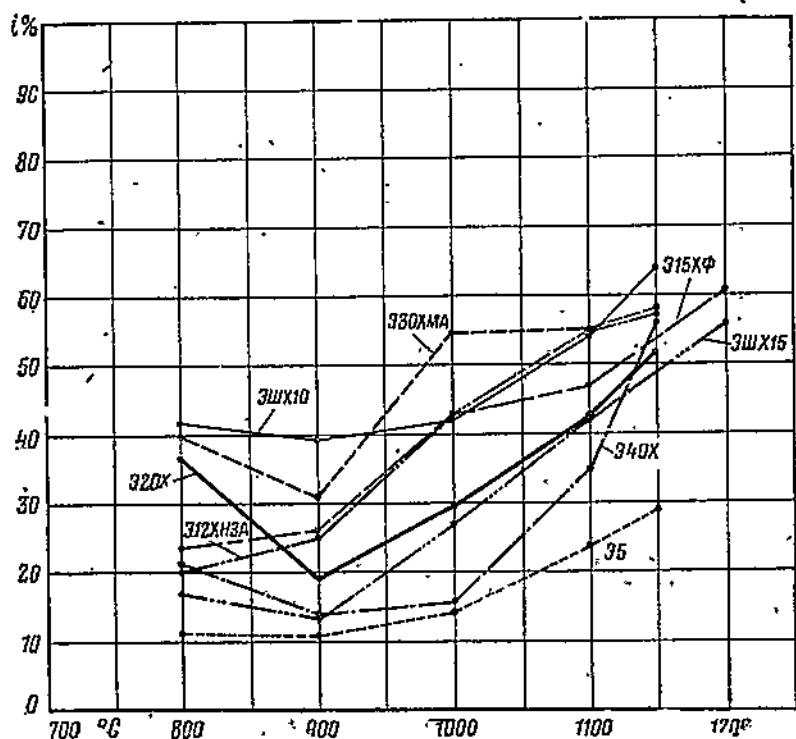


Фиг. 3. Изменение временного сопротивления крупно- и мелкозернистой стали различных марок в зависимости от температуры (по данным Н. М. Суrowого).

— крупное зерно,
 - - - мелкое зерно,

Что касается стали ЭШХ15, то перегрев до 1250° оказал значительно меньшее влияние по сравнению с результатами, полученными при исследовании стали ЭШХ10.

Понижение пластичности при температурах $900-1000^{\circ}$ наблюдалось при исследовании остальных марок стали, несмотря на то, что испытания производились с перегревом до $1150-1250^{\circ}$.



Фиг. 4. Удлинение стали различного химического состава в зависимости от температуры.

Особенно незначительную пластичность показала сталь Э5, даже при перегреве до 1250° .

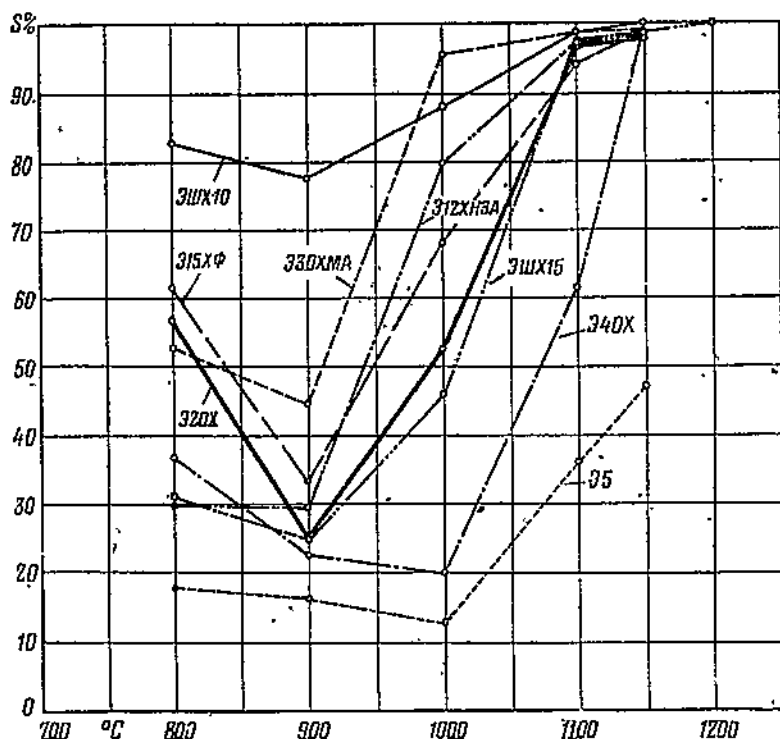
В работах М. Врацкого и И. Францевича [3] и Н. Сурового [2] установлено, что хрупкость полностью уничтожается, если нагревать образцы до температуры, лежащей выше области появления хрупкости. В интервале же температур $900-1000^{\circ}$ отмечается значительное понижение процента сжатия площади поперечного сечения (фиг. 8).

Однако наши опыты показали, что эта хрупкость остается не только при перегреве до 1150° ; при перегреве до 1250° стали ЭШХ15 и Э5 хрупкость также сохраняется.

Такие различные результаты при испытании с перегревом можно объяснить условиями разрыва образцов. Так, скорость растяжения

в среднем составляла: около 2,5 мм/сек в исследованиях М. Врацкого и Н. Францевича, 8 мм/мин в работах Н. М. Сурового и 0,4 мм/мин в наших опытах.

Таким образом скорость растяжения в наших опытах была соответственно меньше в 375 и 20 раз. В наших опытах устранение хрупкости не достигалось даже при перегреве до 1250° (сталь ЭШХ15 и



Фиг. 5. Поперечное сжатие стали различного химического состава в зависимости от температуры.

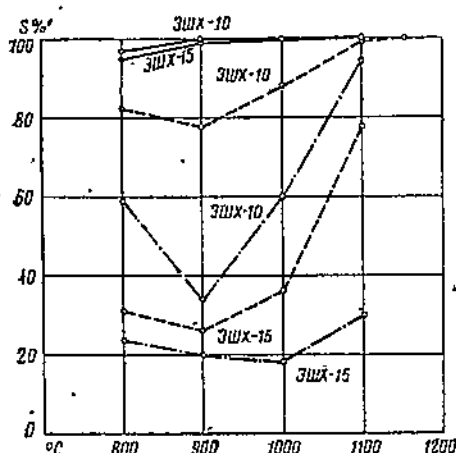
Э5). Это обстоятельство приводит к выводу, что появление хрупкости зависит также от скорости деформации: чем больше скорость растяжения, тем ниже может быть перегрев, необходимый для устранения хрупкости.

Кроме того, хрупкость зависит от величины зерна стали: последнее подтверждается рядом опытных данных.

Исследование стали Э3 (С—0,15, Si—0,25, Mn—0,29, Cr—0,78 и Ni—3,05%), аналогичной по своему химическому составу стали Э12ХН3А, но с более крупным зерном, показало, что крупнозернистые стали отличаются меньшей хрупкостью по сравнению с мелкозернистыми (фиг. 9, табл. 10).

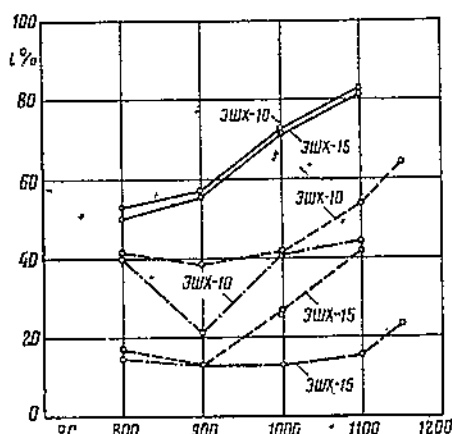
Результаты испытаний сталей Э3 и Э12ХН3А при охлаждении образцов от температуры 1150° С до температуры опыта

Температура опыта, °С	Сталь Э3 (8 баллов)			Сталь Э12ХН3А (6,5 баллов)		
	Сопротив- ление раз- рыву кг/мм ²	Сжатие попереч- ного сече- ния, %	Удлинение %	Сопротив- ление раз- рыву кг/мм ²	Сжатие попереч- ного сече- ния, %	Удлинение %
800	6,18	15,41	10,0	7,56	29,93	20,0
900	3,70	15,41	10,0	4,6	29,5	25,1
1000	2,55	15,41	12,0	2,32	79,78	42,6
1100	—	—	—	2,20	97,28	64,8
1150	1,4	48,15	31,0	1,59	98,73	57,2



Фиг. 6. Поперечное сжатие сталей ЭШХ10 и ЭШХ15 в зависимости от температуры при различных методах испытания.

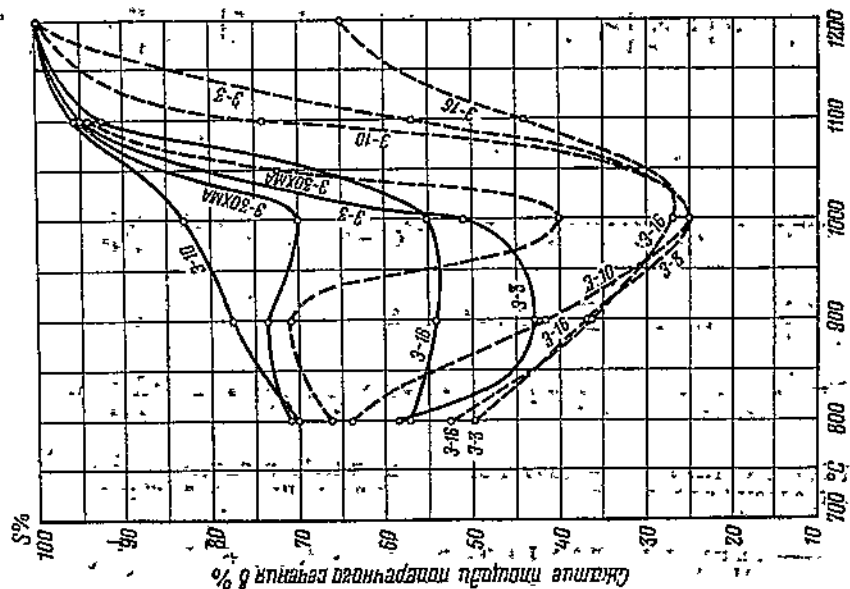
- испытания на прессе Краузе при прямом нагреве до температуры опыта.
- - - - - испытания на прессе Гагарина при прямом нагреве до температуры опыта.
- - - - - испытания на прессе Гагарина при перегреве до 1150° С для стали ЭШХ10 и до 1250° С для стали ЭШХ15.



Фиг. 7. Удлинение сталей ЭШХ10 и ЭШХ15 в зависимости от температуры при различных методах испытания.

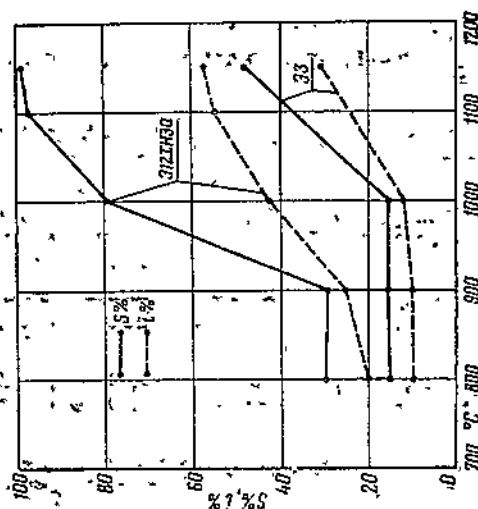
- испытания на прессе Краузе при прямом нагреве до температуры опыта.
- - - - - испытания на прессе Гагарина при прямом нагреве до температуры опыта.
- - - - - испытания на прессе Гагарина при перегреве до 1150° С для стали ЭШХ10 и до 1250° С для стали ЭШХ15.

Для выяснения возможности устранения хрупкости при температурах 900—1000° путем увеличения скорости растяжения были проведены опыты на сталях ЭШХ10 и ЭШХ15. Разрыв образцов

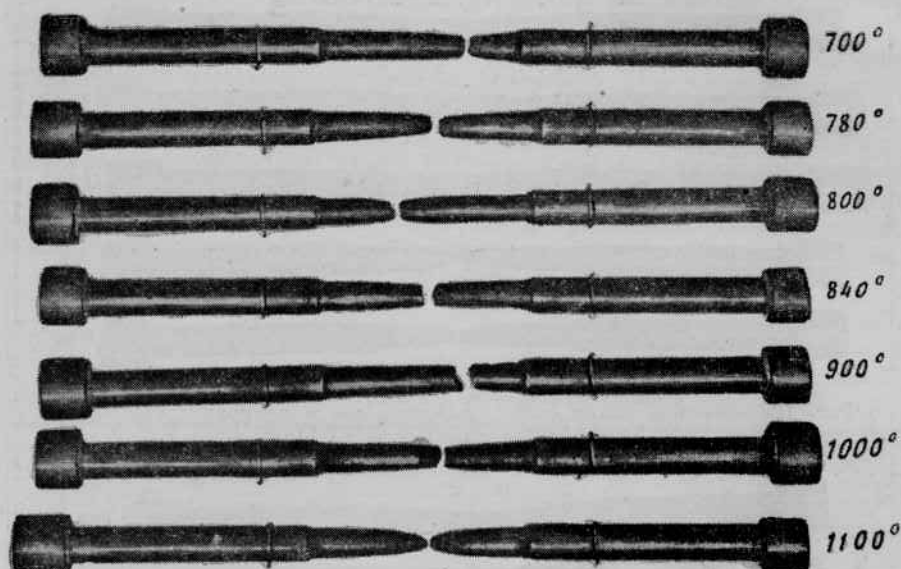


Фиг. 8. Изменение площади поперечного сечения образцов крупно- и мелкозернистой стали различных марок в зависимости от температуры (по данным Н. М. Суrowого).

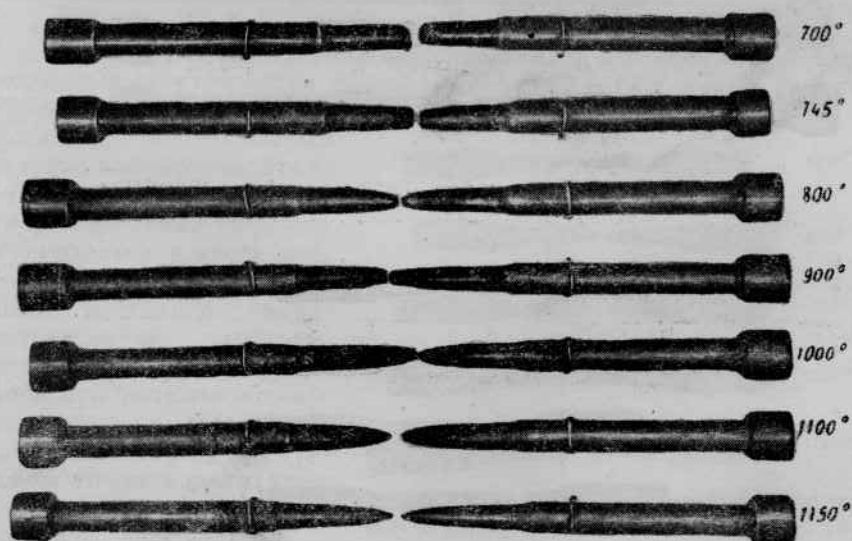
— крупное зерно,
--- мелкое зерно.



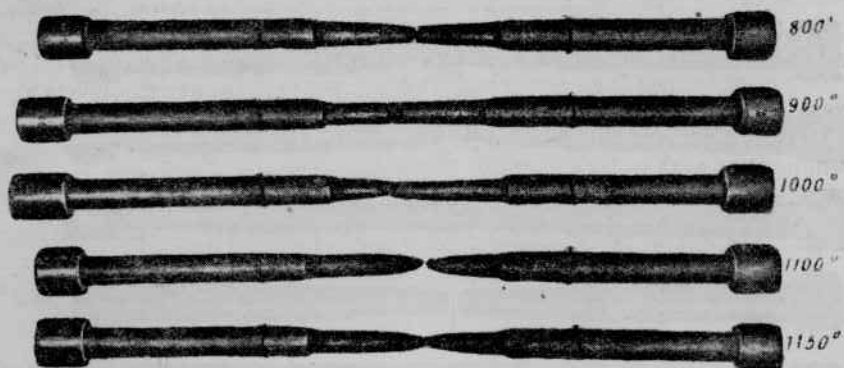
Фиг. 9. Поперечное сжатие и удлинение стали 912XНВЗ и 95 в зависимости от температуры.



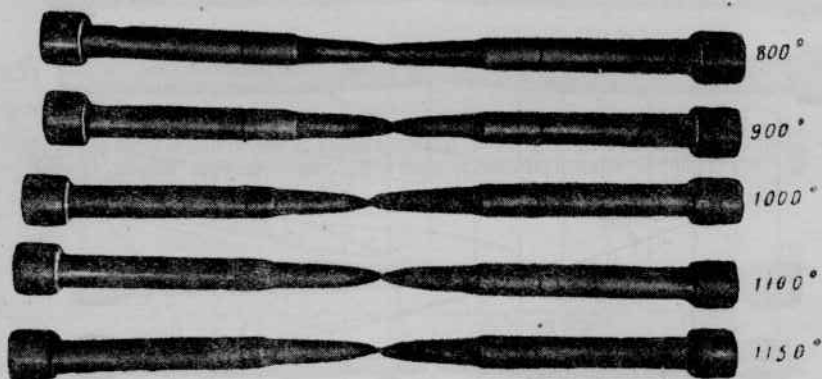
Фиг. 10. Образцы стали ЭШХ10, разорванные в интервале температур 700—1100° С при прямом нагреве до температуры опыта.



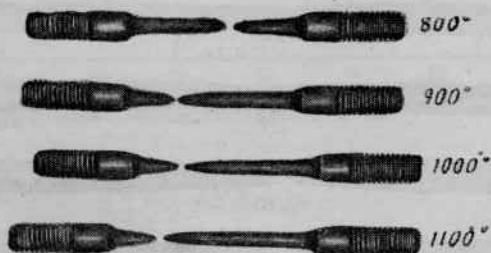
Фиг. 11. Образцы стали ЭШХ10, разорванные в интервале температур 700—1150° С с перегревом до 1150°.



Фиг. 12. Образцы стали 20X, разорванные в интервале температур 700—1150° с перегревом до 1150°.



Фиг. 13. То же, что на фиг. 12, но для стали 30XMA:



Фиг. 14. Образцы стали 30X10, разорванные в интервале температур 700—1100° при прямом нагреве на прессе Краузе.

производился на прессе Краузе; скорость растяжения в среднем составляла около 15 мм/сек.

Температура опыта достигалась путем прямого нагрева, чем исключалось влияние перегрева на хрупкость. Нагрев производился в тех же трубчатых печах при том же режиме (фиг. 6 и 7).

Результаты опытов показали полное уничтожение хрупкости при температурах 900—1000° (табл. 11); такой эффект, видимо, получился благодаря резкому увеличению скорости деформации. Наряду с этим было заметно увеличение пластичности по сравнению с показателями, полученными при растяжении этих же сталей на прессе Гагарина.

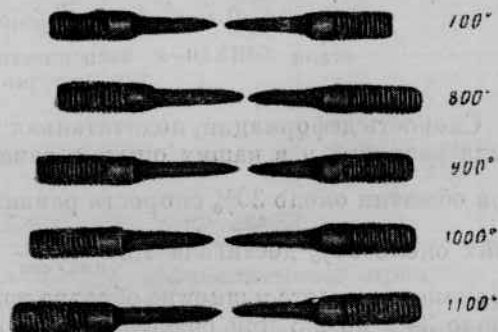
Таблица 11

Результаты испытаний сталей ЭШХ10 и ЭШХ15 на прессе Краузе при прямом нагреве до температуры опыта

Температура опыта °С	ЭШХ10		ЭШХ15	
	Сжатие поперечного сечения %	Удлинение %	Сжатие поперечного сечения %	Удлинение %
700	—	—	94,0	45,0
800	96,2	53,0	95,0	50,0
900	99,5	57,0	99,0	56,0
1000	100,0	72,5	99,8	71,5
1100	100,0	82,3	100,0	81,5

На разорванных образцах образовывались в слабой степени или полностью отсутствовали шейки (фиг. 11, 12 и 13); вместе с тем на образцах были заметны трещины, в некоторых случаях значительной глубины. Наибольшее количество таких трещин наблюдалось у места разрыва. Иногда эти трещины были настолько значительными по размерам, что у образца отваливались при разрыве отдельные кусочки. При всех других температурах трещины отсутствовали, хотя достаточного образования шейки и не было.

Совсем иной вид имели образцы сталей ЭШХ10 и ЭШХ15, разорванные на прессе Краузе (фиг. 14 и 15). Разрыв этих образцов при всех температурах сопровождался хорошим образованием шейки и отсутствием трещин.

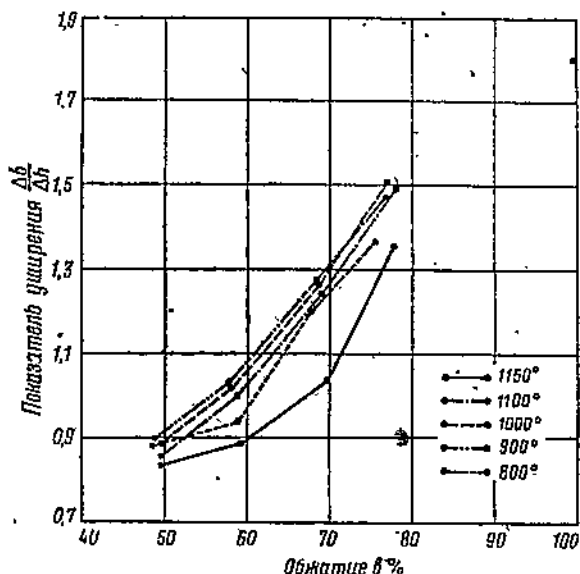


Фиг. 15. Образцы стали ЭШХ15, разорванные в интервале температур 700—1100°, при прямом перегреве, на прессе Краузе.

Прокатка

Результаты прокатки приведены на фиг. 16—31.

Обжатия колебались в интервале от 30 до 90%. Дальнейшее повышение обжатия оказалось невозможным из-за малой мощности мотора и большого угла захвата, который при обжатиях около 90% достигал 23°. Однако и указанные обжатия значительно превышают обжатия, применяемые на практике в отношении исследованных сортов стали.



Фиг. 16. Показатель ушрения $\frac{\Delta b}{\Delta h}$ при прокатке стали ЭШХ10 в зависимости от обжатия и температуры.

Скорость деформации, подсчитанная по вышеуказанной формуле, была различна и в наших опытах зависела от величины обжатия; при обжатии около 30% скорость равнялась $4,0 \frac{\text{см}^3}{\text{см}^3 \cdot \text{сек}}$, а при обжатиях около 90% достигала $7,5 \frac{\text{см}^3}{\text{см}^3 \cdot \text{сек}}$. Отношение длины пояса деформации к высоте и ширине образца изменялось от 1,4 при обжатии около 30% до 2,3 при обжатии около 90%.

Анализ результатов, полученных при прокатке сталей, показывает, что высоты образцов сталей различных марок после пропуска их при одинаковой установке валков и различных температурах оказались почти одинаковыми (табл. 42).

При проведении опытов не было возможности воспользоваться мессдозами для определения удельного давления при прокатке.

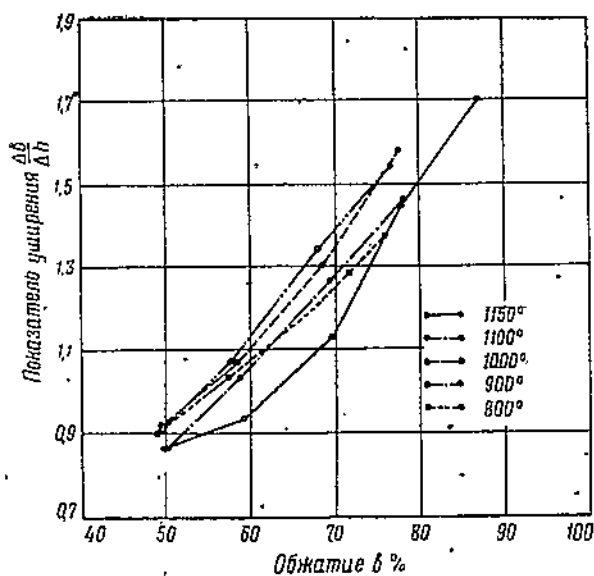
Таблица 12

Высота образцов после пропуска при одинаковом зазоре между валками

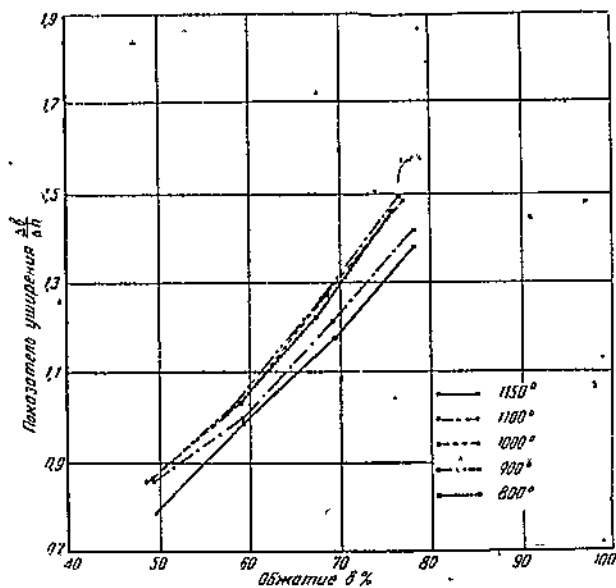
Установка валков на величину обжатия мм	Температура прокатки °C	Высота образца в мм после пропуска						
		ЭШХ10	ЭШХ15	ЭБ	Э12ХН3А	Э20Х	Э40Х	Э30ХМА
50	1150	9,04	9,05	9,01	9,09	8,99	8,95	9,05
	1100	9,09	9,06	9,06	9,13	8,09	8,96	9,11
	1000	9,09	9,09	9,17	9,18	9,47	9,04	9,20
	900	9,19	9,17	9,24	9,30	9,16	9,14	9,25
	800	9,18	9,16	9,27	9,31	9,17	9,18	9,32
60	1150	7,37	7,33	7,60	7,39	7,36	7,33	7,34
	1100	7,44	7,40	7,66	7,40	7,42	7,39	7,40
	1000	7,53	7,51	7,76	7,46	7,47	7,48	7,45
	900	7,58	7,59	7,75	7,57	7,56	7,57	7,62
	800	7,53	7,66	7,82	7,61	7,62	7,67	7,59
70	1150	5,45	5,45	5,72	5,53	5,63	5,50	5,62
	1100	5,60	5,55	5,75	5,58	5,70	5,72	5,66
	1000	5,69	5,69	5,86	5,71	5,90	5,80	5,83
	900	5,74	5,76	5,94	5,79	5,90	5,85	5,85
	800	5,87	5,90	6,06	5,90	5,97	5,99	5,82
80	1150	4,0	3,97	4,06	3,97	3,98	4,01	3,96
	1100	4,0	3,96	4,02	3,98	4,02	4,15	4,02
	1000	4,08	4,10	4,24	4,16	4,24	4,27	4,16
	900	4,17	4,27	4,34	4,23	4,33	4,28	4,17
	800	4,42	4,33	4,42	4,38	4,39	4,43	4,08
90	1150					2,36	2,31	2,27
	1100					2,42	2,43	2,27
	1000					2,54	2,59	2,48
	900					2,69	2,65	2,48
	800					2,66	2,75	2,70

Однако почти одинаковая высота образцов после пропуска при одном и том же зазоре между валками указывает на то, что удельные давления истечения при прокатке сталей в интервале примененных температур очень близки по своим значениям. Это подтверждается и данными растяжения образцов, показавшими очень близкие по величине значения сопротивления разрыву для всех марок стали.

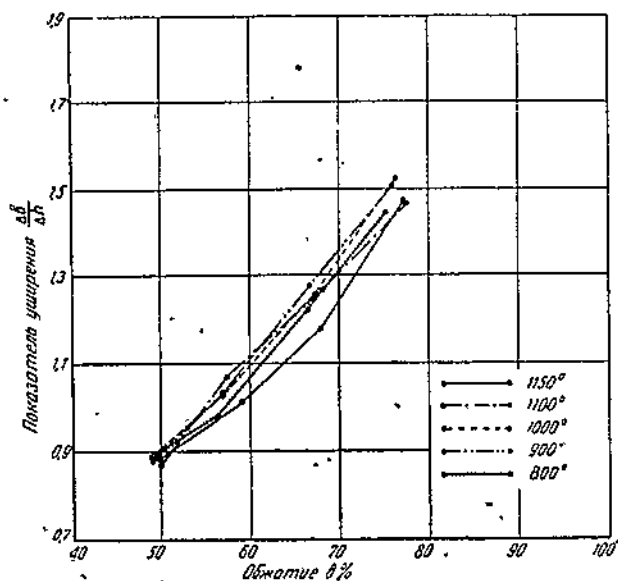
Также незначительно изменяется и высота образца каждой марки стали при одном и том же зазоре между валками в зависимости от температуры. Так например, от 1150 до 800° высота образца после



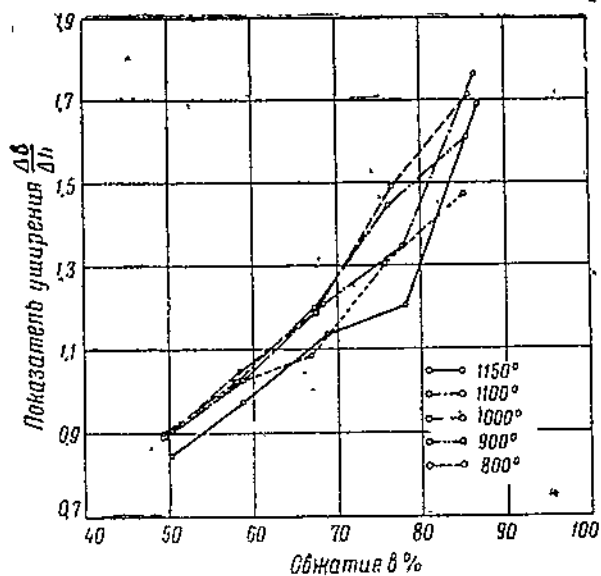
Фиг. 17. То же, что на фиг. 16, но для стали ЭШХ15.



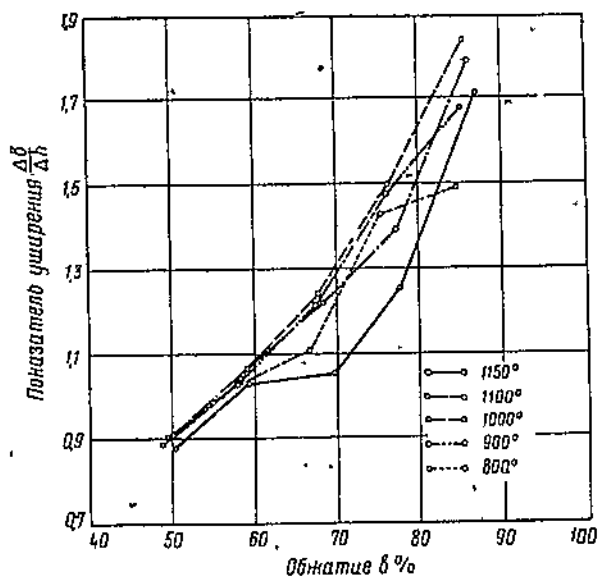
Фиг. 18. То же, что на фиг. 16, но для стали Э12ХН3А.



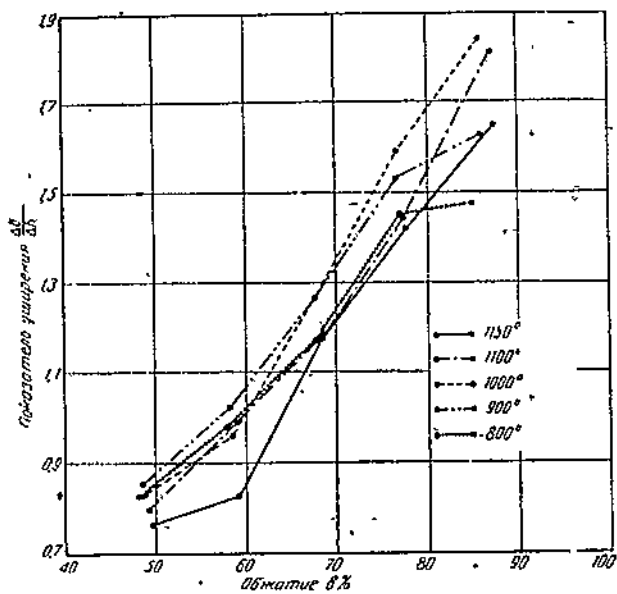
Фиг. 19. То же, что на фиг. 16, но для стали 35.



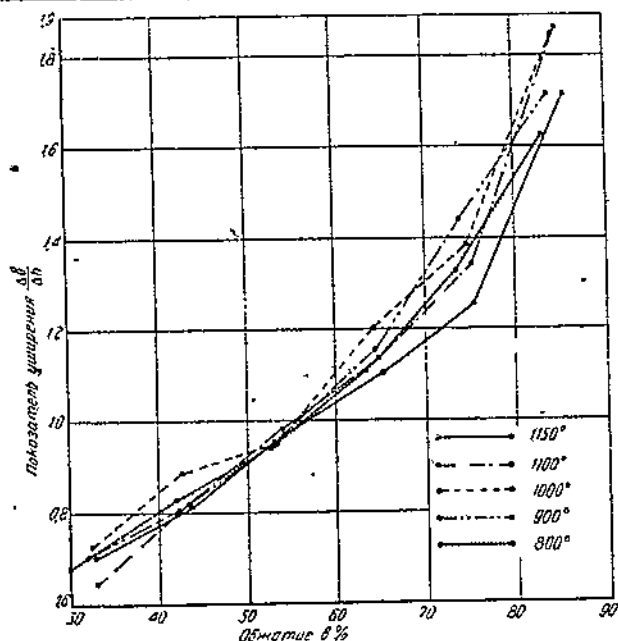
Фиг. 20. То же, что на фиг. 16, но для стали 320X.



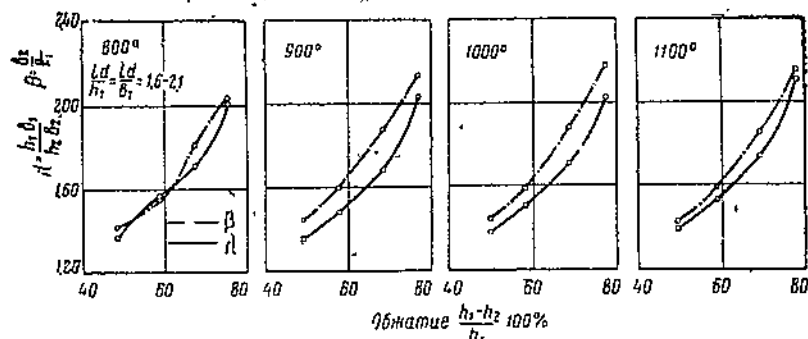
Фиг. 21. То же, что на фиг. 16, но для стали Э40Х.



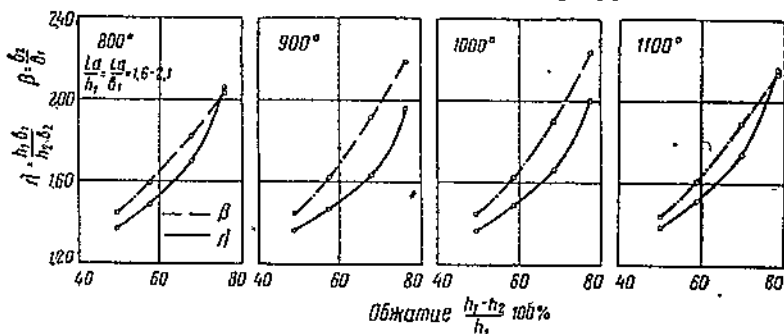
Фиг. 22. То же, что на фиг. 16, но для стали Э30ХМА.



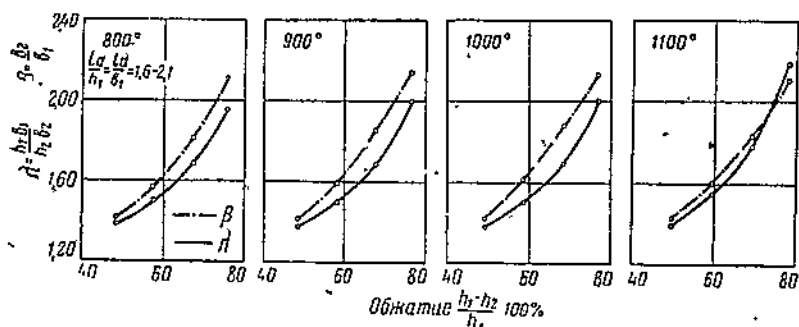
Фиг. 23. То же, что на фиг. 16, но для стали 15XФ.



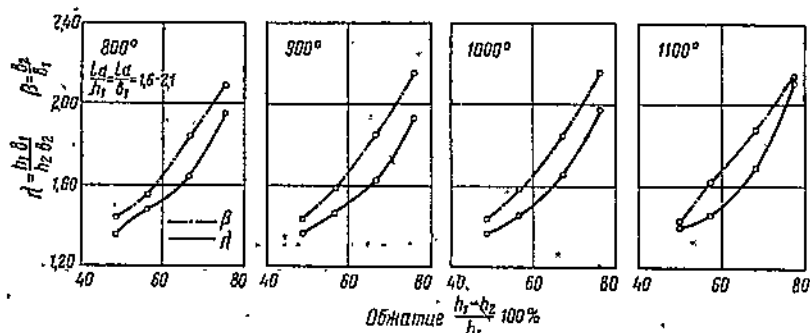
Фиг. 24. Коэффициенты вытяжки и уширения при прокатке стали ЭШХ10 в зависимости от обжатия и температуры.



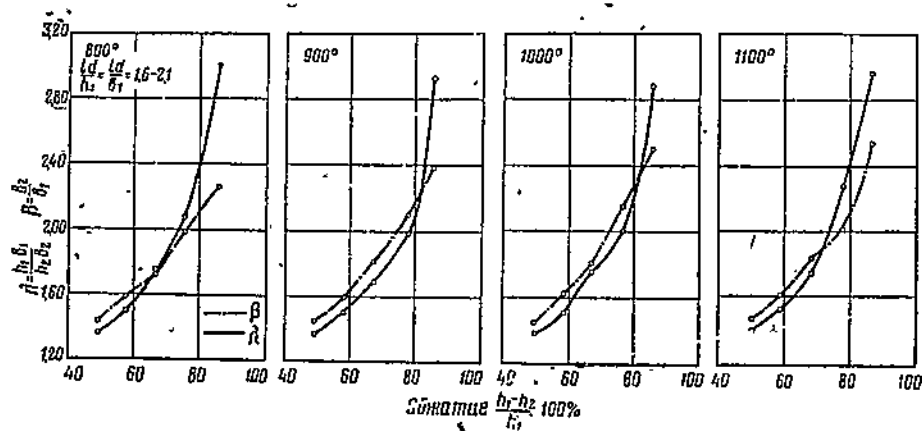
Фиг. 25. То же, что на фиг. 24, но для стали ЭШХ15.



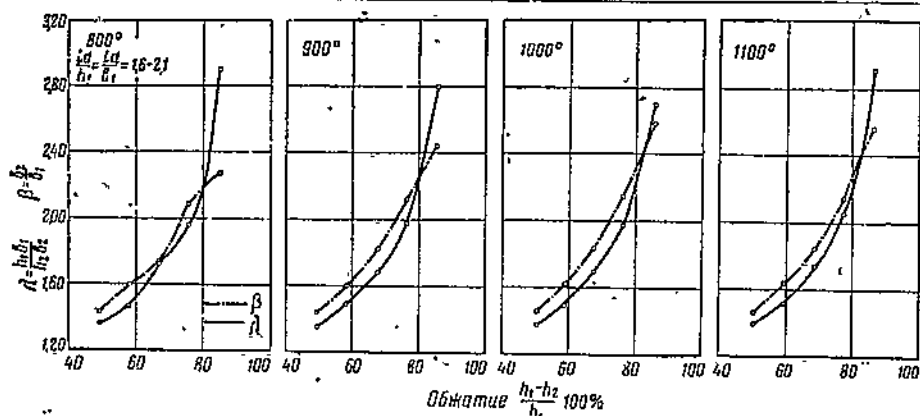
Фиг. 26. То же, что на фиг. 24, но для стали 312XN3A.



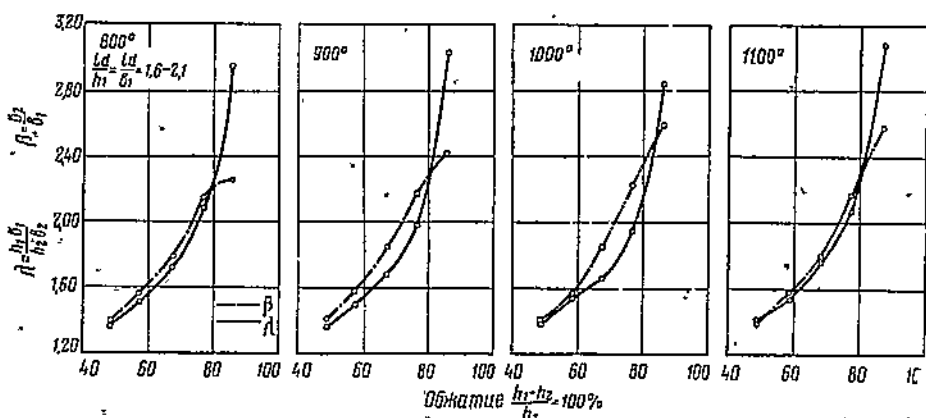
Фиг. 27. То же, что на фиг. 24, но для стали 35.



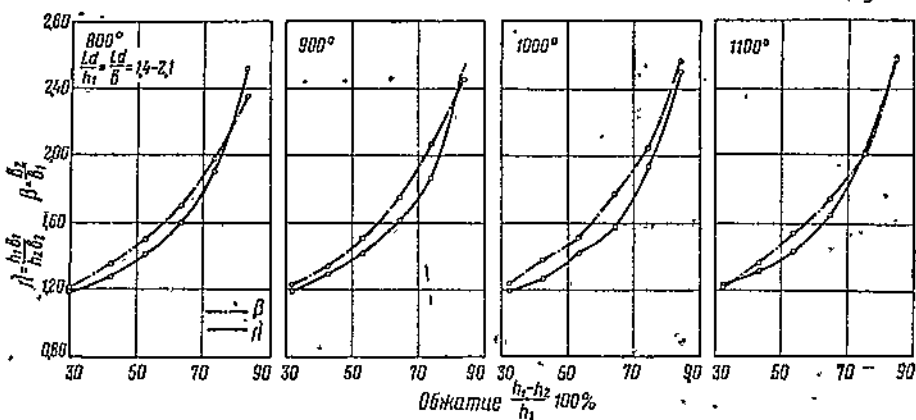
Фиг. 28. То же, что на фиг. 24, но для стали 320X.



Фиг. 29. То же, что на фиг. 24, но для стали 340X.



Фиг. 30. То же, что на фиг. 2, но для стали 330XMA.



Фиг. 31. То же, что на фиг. 24, но для стали 315XF.

пропуска при обжатиях 50% увеличивается всего лишь на 0,2 мм; а при обжатиях около 90% всего лишь на 0,4 мм. Увеличение разницы в высотах с изменением температуры и увеличением обжатия скорее всего объясняется отдачей валков.

При анализе данных табл. 12 обращает на себя внимание лишь сталь Э5; высота образцов этой стали после обжатия до 70% превышает высоту образцов, изготовленных из сталей других марок. При применении же обжатия выше 70% заметной разницы уже не наблюдается. Сталь этой марки менее пластична по сравнению с другими. Надо полагать, что большая высота образцов при прокатке с малыми обжатиями связана с пониженной пластичностью. Исчезновение этого различия при более высоких обжатиях основано на повышенной пластичности при этих обжатиях под влиянием увеличения скорости деформации.

Все прокатанные образцы тщательно осматривались с целью обнаружения нарушений целостности металла. Кроме того, половина образцов от каждой марки стали подвергалась травлению. Поверхностные трещины не были обнаружены.

Как уже отмечалось, прокатка образцов производилась на гладких валках со свободным уширением. Поэтому поверхностные трещины легче всего могли образоваться на боковой поверхности образца, где имеются растягивающие напряжения. В середине же образца возникают сжимающие напряжения, и, следовательно, при отсутствии поверхностных трещин внутренних трещин не должно быть. Такое положение подтверждается данными практики и результатами исследований работ; это установлено также в результате проверки образцов, прокатанных при высоких обжатиях и низких температурах, путем разрезки их по середине, шлифовки, травления и просмотра под микроскопом.

Результаты исследования приводят к выводу, что до сих пор при прокатке стали из обжатой болванки применяются обжатия, далеко не исчерпывающие всей пластичности металла, и что при выборе обжатий следует учитывать не пластичность стали, а целый ряд факторов процесса прокатки, ограничивающих это обжатие. К числу этих факторов следует отнести: 1) условие захвата полосы валками; 2) форму калибров с точки зрения: а) наличия простора для уширения и б) получения наиболее хорошей поверхности металла; 3) прочность валков и деталей стана; 4) мощность двигателя стана и др.

В связи с изучением пластичности стали значительный интерес представляет вопрос об уширении стали. Процесс уширения еще недостаточно изучен, особенно при прокатке с такими большими обжатиями, какие были применены в широком интервале температур на сталях с различным химическим составом.

Имеющиеся формулы для подсчета уширения не учитывают ряда факторов, значительно влияющих на уширение.

Так например наиболее простая и часто применяемая формула Жеза

$$\Delta b = C (h_1 - h_2)$$

учитывает лишь влияние обжатия. Формула Зибеля

$$\Delta b = C \cdot \frac{h_1 - h_2}{h_1} l_d$$

учитывает, кроме обжатия, влияние диаметра валков $l_d = R \sin \alpha$ и толщину полосы до пропуска h_1 .

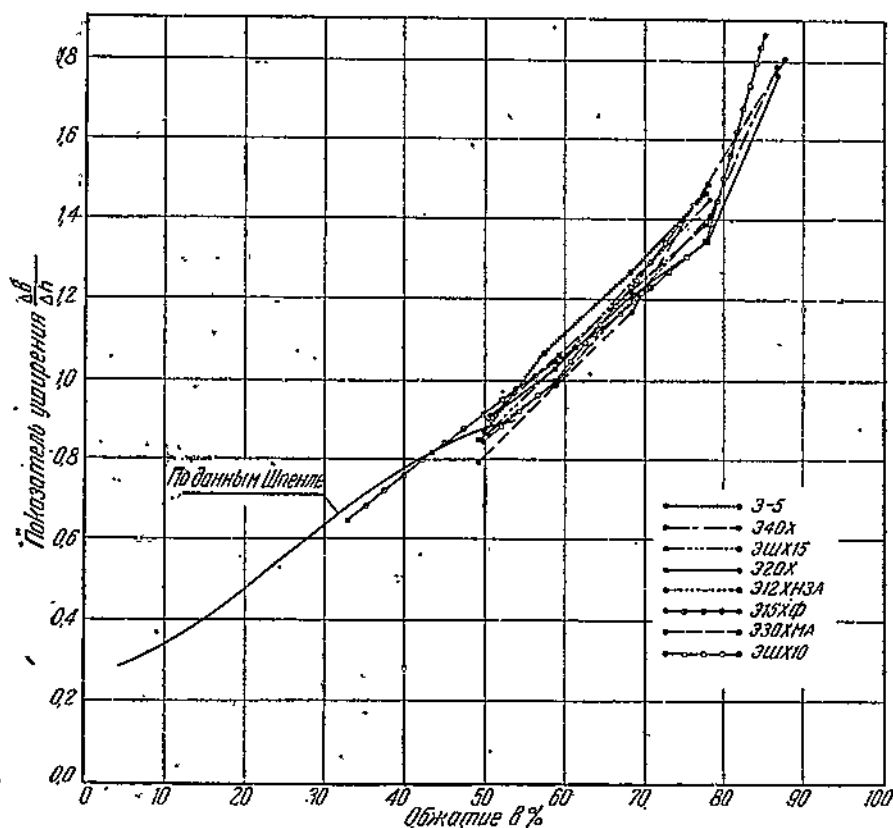
В основу последней формулы положено предположение, что уширение тем значительнее, чем длиннее проекция дуги захвата (l_d) и чем больше сопротивление течению в продольном направлении. Коэффициент C и в той и в другой формуле принят равным 0,35.

Таблица 13

Показатель уширения $\frac{\Delta b}{\Delta h}$ при прокатке различных марок стали в зависимости от обжатия и температуры

Установка валков на величину обжатия, %	Температура прокатки, °C	Показатель уширения $\frac{\Delta b}{\Delta h} = \frac{b_2 - b_1}{h_1 - h_2}$ при прокатке стали						
		ЭШХ10	ЭШХ15	Э5	Э12ХНЗА	Э20Х	Э40Х	Э30ХМА
50	1150	0,832	0,867	0,884	0,789	0,845	0,878	0,766
	1100	0,853	0,869	0,87	0,856	0,906	0,911	0,798
	1000	0,885	0,918	0,891	0,865	0,894	0,908	0,835
	900	0,899	0,903	0,88	0,853	0,899	0,902	0,855
	800	0,879	0,91	0,897	0,856	0,89	0,887	0,827
60	1150	0,888	0,935	0,013	0,986	0,975	1,029	0,829
	1100	1,00	1,031	1,069	1,00	1,028	1,062	0,988
	1000	1,021	1,069	1,032	1,031	1,046	1,051	0,958
	900	1,032	1,07	1,034	1,025	1,024	1,034	1,021
	800	0,939	1,032	0,98	1,009	1,021	1,027	0,979
70	1150	1,037	1,13	1,182	1,178	1,136	1,053	1,18
	1100	1,244	1,264	1,269	1,213	1,206	1,219	1,172
	1000	1,266	1,301	1,261	1,273	1,186	1,24	1,264
	900	1,277	1,342	1,278	1,264	1,20	1,214	1,262
	800	1,203	1,199	1,222	1,221	1,085	1,107	1,17
80	1150	1,358	1,441	1,474	1,379	1,203	1,252	1,419
	1100	1,493	1,458	1,467	1,416	1,344	1,39	1,491
	1000	1,508	1,533	1,522	1,483	1,488	1,496	1,585
	900	1,475	1,545	1,507	1,492	1,444	1,474	1,526
	800	1,369	1,371	1,446	1,46	1,305	1,429	1,448
90	1150					1,69	1,71	1,644
	1100					1,763	1,787	1,806
	1000					1,714	1,835	1,836
	900					1,610	1,678	1,624
	800					1,570	1,49	1,47

Существует и ряд других формул, как формула Тафеля и Седлачека и т. д. Однако ни одна из этих формул не учитывает такого фактора, как температура прокатки, которая оказывает большое влияние на уширение. Практические данные по горячей прокатке показывают, что чем выше температура, тем уширение меньше.



Фиг. 32. Показатели уширения $\frac{\Delta b}{\Delta h}$ при прокатке различных марок стали в зависимости от обжатия при температуре 1100°.

Не учитывается формулами также влияние химического состава. Практические данные показывают, что различные легированные железоуглеродистые сплавы уширяются по-разному.

Здесь уместно упомянуть о работах Шпенле [4] по изучению уширения различных сортов стали в зависимости от скорости прокатки. Эти опыты были проведены над различными сортами легированной стали: нержавеющей, хромистой, шарикоподшипниковой, пружинной, быстрорежущей и др.

Опыты показали, что большинство исследованных сортов стали дает уширение, соответствующее коэффициенту 0,35 только в пределах

обжатий от 10 до 20%. С повышением же обжатия коэффициент уширения увеличивается в два-три раза. Опыты были проведены при температуре 1100° на гладких валках диаметром 425 мм при постоянной скорости, равной 1,8 мм/сек. Заготовка была сечением 50 × 50 мм. За один пропуск давались обжатия от 5 до 50%.

Результаты анализа наших данных показывают, что показатель уширения $\frac{\Delta b}{\Delta h}$ почти одинаков для всех марок стали (фиг. 10—31 и табл. 13 и 14). Изменяясь в пределах от 0,8 при обжатии около 50% до 1,9 при обжатии около 90%, показатель уширения в среднем в 2,5—5,5 раза больше, чем по формуле Жеза. Поэтому формула

Таблица 14

Коэффициент уширения $\beta = \frac{b_2}{b_1}$ при прокатке различных марок стали в зависимости от обжатия и температуры

Установка валков на величину обжатия, %	Температура прокатки, °C	Коэффициент уширения $\beta = \frac{b_2}{b_1}$ при прокатке стали						
		ЭШХ10	ЭШХ15	ЭБ	Э12ХН3А	Э20Х	Э40Х	Э30ХМА
50	1150	1,413	1,432	1,438	1,391	1,425	1,444	1,382
	1100	1,426	1,44	1,429	1,422	1,456	1,458	1,392
	1000	1,441	1,448	1,438	1,426	1,442	1,464	1,407
	900	1,447	1,442	1,437	1,415	1,442	1,449	1,416
	800	1,422	1,448	1,438	1,415	1,440	1,435	1,398
60	1150	1,533	1,552	1,591	1,586	1,574	1,613	1,492
	1100	1,589	1,601	1,614	1,598	1,604	1,628	1,532
	1000	1,593	1,626	1,587	1,612	1,614	1,619	1,561
	900	1,60	1,621	1,589	1,597	1,596	1,602	1,589
	800	1,551	1,592	1,548	1,571	1,59	1,597	1,568
70	1150	1,724	1,776	1,804	1,804	1,780	1,735	1,808
	1100	1,855	1,885	1,870	1,828	1,824	1,832	1,803
	1000	1,877	1,899	1,85	1,877	1,800	1,835	1,855
	900	1,879	1,915	1,849	1,854	1,811	1,825	1,852
	800	1,811	1,815	1,832	1,813	1,724	1,737	1,793
80	1150	2,065	2,130	2,143	2,075	1,945	1,976	2,090
	1100	2,163	2,133	2,130	2,10	2,051	2,133	2,164
	1000	2,170	2,233	2,155	2,126	2,140	2,143	2,222
	900	2,135	2,182	2,155	2,139	2,101	2,118	2,171
	800	2,033	2,028	2,086	2,111	1,987	2,079	2,117
90	1150		2,476			2,476	2,493	2,444
	1100					2,526	2,556	2,575
	1000					2,482	2,587	2,587
	900					2,38	2,481	2,405
	800					2,261	2,268	2,252

Жеза в приведенном виде недействительна для определения уширения легированных сталей, особенно при таких больших обжатиях.

Что касается формулы Зибеля, учитывающей, кроме обжатия, также и влияние на уширение отношения длины пояса деформации к высоте полосы, то для наших условий она дает преуменьшенные значения уширения. По нашим данным в этой формуле коэффициент для обжатий от 50 до 90% должен изменяться в пределах от 0,5 до 0,85.

Результаты наших исследований показывают, что уширение, начиная с некоторого момента, начинает расти быстрее обжатия. Такое же положение отмечают Зибель и Озенберг [5]. В опытах Шпенле отмечается наличие некоторой пропорциональности между степенью обжатия и уширением легированных сталей в пределах от 10 до 20% обжатия. С увеличением же обжатия уширение возрастало быстрее, чем обжатие.

В связи с последними опытами интересно отметить следующее. На фиг. 32 представлена диаграмма зависимости показателя уширения $\frac{\Delta b}{\Delta h}$ исследованных нами сталей от обжатия при температурах 1100°. Одновременно приводится кривая уширения почти таких же по химическому составу сталей по данным Шпенле. Как видно из диаграммы, наши кривые являются продолжением кривой Шпенле.

Кроме влияния химического состава, величин обжатия и отношений длины пояса деформации к толщине образца, на уширение оказывало большое влияние отношение ширины сечения к высоте образца. По данным Тафеля и Кнолль [6], уширение при горячей прокатке достигает максимума при отношении ширины сечения к высоте в пределах от 1 до 2; в наших опытах это отношение было равно единице.

Уширение увеличивается с понижением температуры и достигает максимума при температурах 900—1000°. При температурах же 800° уширение заметно уменьшается для всех марок стали.

ВЫВОДЫ

Растяжение образцов до разрыва при высоких температурах

1. Сопротивление разрыву плавно снижается с повышением температуры у всех марок стали. Значения сопротивления разрыву при высоких температурах (1100—1150°) для всех марок стали очень близки по величине. Влияние химического состава на сопротивление разрыву весьма незначительно даже при температуре ниже 1100°.

2. Значения удлинения сталей более различны, чем сопротивление разрыву. Удлинение большинства марок сталей уменьшается при температурах 900 и 1000°.

3. Значения сжатия поперечного сечения еще более различны, чем показатели удлинения.

4. Прямой нагрев до температуры опыта приводит к значительному понижению пластичности стали при температуре 900—1000°.

Перегрев до 1150° оказывает значительное влияние на пластичность при этих температурах, но полностью не устраняет хрупкости.

5. Скорость деформации оказывает влияние на увеличение пластичности при температурах 900—1000°. Чем больше скорость растяжения, тем ниже может быть перегрев, чтобы устранить хрупкость при этих температурах. Хрупкость полностью устраняется при скорости растяжения около 15 мм/сек даже при прямом нагреве до температуры опыта. С увеличением скорости растяжения увеличивается пластичность при всех остальных температурах.

Величина зерна влияет на пластичность; крупнозернистая сталь отличается большей пластичностью при всех температурах.

Прокатка

1. Высота образцов, изготовленных из различных сталей, после прокатки почти одинакова, что указывает на одинаковые значения удельных давлений истечения.

2. Применяемые до сих пор обжатия при прокатке стали из болванки болванки не используют всей пластичности металла. При выборе обжатий следует учитывать не пластичность, а целый ряд факторов процесса прокатки, ограничивающих это обжатие:

- а) условия захвата полосы валками;
- б) форму калибров с точки зрения простора для уширения и получения наиболее хорошей поверхности металла;
- в) прочность вальцов и деталей стана;
- г) мощность двигателя стана и др.

3. Показатель уширения $\frac{\Delta b}{\Delta h}$ почти одинаков для всех марок стали. Изменяясь в зависимости от обжатия в пределах от 0,8 при обжатии около 50% до 1,9 при обжатии около 90%, показатель уширения в среднем в 2,5—5,5 раза больше, чем по формуле Жеза. Формула Зибеля также дает преуменьшенные значения уширения.

Согласно нашим данным, коэффициент C в этой формуле для обжатий от 50 до 90% должен изменяться в пределах от 0,5 до 0,85 (вместо 0,35).

4. Уширение не остается все время прямо пропорциональным обжатию. Начиная с некоторого момента оно начинает расти быстрее обжатия.

5. Уширение увеличивается с понижением температуры, достигая максимума при температурах 900—1000° С. При температуре 800° С уширение заметно уменьшается у всех марок стали.

ЛИТЕРАТУРА

1. Metall Progress, v 30, № 5, 1937 г.
2. Н. М. Сурово и, Сборник научно-исследовательских трудов Московского ин-та стали XI, Оборонгиз, 1938 г.
3. М. В. Рак и И. Францевич, Журнал «Сталь» № 4—5, 1933 г.
4. Spence, St. u. Eis., 19, 1936 г.
5. Зибель и Озенбергер, St. u. Eis., S. 318—319, 1934 г.
6. Тафель и Кноль, Metallwirtschaft, S. 799, 1931.

ЗАВИСИМОСТЬ УШИРЕНИЯ СТАЛИ ПРИ ПРОКАТКЕ ОТ НАКЛЕПА¹

Уширение металла при продольной прокатке, являющееся одним из главных градиентов деформации металла, имеет чрезвычайно большое значение для прокатки, в особенности при калибровке валков. Недостаточно правильная оценка влияния уширения приводит к незаполнению калибров или к его перевыполнению; в результате прокатные изделия получают с большим браком как в отношении размера, так и профиля. Знание величины и характера уширения дает возможность правильно учесть заполнение отдельных калибров, дает ключ к правильному построению калибровки и, следовательно, гарантирует получение точного профиля.

Однако изучение процесса уширения металлов в различных случаях до сих пор чрезвычайно затруднено вследствие наличия большого количества факторов, влияющих на уширение.

Наряду с факторами геометрического порядка (обжатие, высота полосы, диаметр валков), влияние которых объясняется основными законами пластической деформации, имеются также факторы физического порядка, для обоснования влияния которых законы пластической деформации недостаточны. К таким факторам относятся прежде всего температура прокатки и род металла. До недавнего времени являлся спорным вопрос о том, оказывают ли эти факторы вообще какое-либо влияние. Так например, Шельд [1] утверждал, что ни температура, ни род металла не оказывают влияния на уширение при прокатке.

Задачи исследования

Общий характер изменения величины уширения в связи с изменением температуры в настоящее время стал достаточно ясным.

В литературе имеются многочисленные указания на то, что уширение увеличивается с понижением температуры (прокатка при высоких температурах) [2—16]. Экспериментаторы более позднего времени, исследовавшие также область низких и средних температур, существенно дополнили наши знания о влиянии температуры на

¹ Настоящая диссертационная работа выполнена автором под научным руководством заведующего кафедрой прокатки проф. В. Н. Рудбаха. Работа печатается в сокращенном виде.

уширение. Обергофер и Юнкерс [17], Тафель и Анке [18], Помп и Люег [19], Эмике и Роденбах [20], Гопфер [21] и Майлендер [22] приходят к заключению, что в интервале низких и средних температур уширение увеличивается с повышением температуры, в то время как при высоких температурах оно уменьшается с повышением температуры.

Эмике и Роденбах [20] нашли, что уширение увеличивается с повышением содержания углерода в одних калибрах и уменьшается в других калибрах; по данным Гопфера [21], с повышением содержания углерода уширение увеличивается.

Специальные стали по сравнению с углеродистыми дают большее уширение (9, 23, 16).

Исследования Тафеля и Анке [18] о влиянии рода металла на уширение цветных металлов и железа показывают, что при прочих равных условиях уширение получается меньше для железа, чем для свинца, меди и алюминия; полученные авторами кривые показывают постепенное последовательное увеличение уширения при переходе от железа к свинцу, меди и алюминию (фиг. 1).

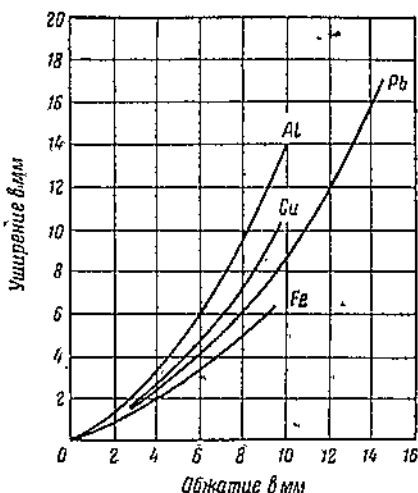
Закс [24], исследуя уширение при холодной прокатке алюминия, меди и олова, установил, что олово уширяется больше алюминия, а алюминий, в свою очередь, больше меди (фиг. 2). Автор приходит к выводу, что мягкие металлы вообще уширяются больше, чем твердые.

Проф. И. М. Павлов [14], ссылаясь на практиков, которые обычно считают, что жесткий металл дает большее уширение по сравнению с мягким, утверждает, что свинец уширяется меньше, чем алюминий.

Результаты наших опытов показали, что при холодной прокатке железо уширяется больше, чем алюминий; это также подтверждается результатами исследований В. П. Северденко [25]. Уширение возрастает при переходе от цинка к алюминию, малоуглеродистой стали и меди (фиг. 3).

В связи с изложенным возникает вопрос, чем объясняются те различия в уширении, которые наблюдаются при прокатке одного и того же металла в различных температурных условиях, с одной стороны, и при прокатке в одинаковых температурных условиях различных металлов, с другой.

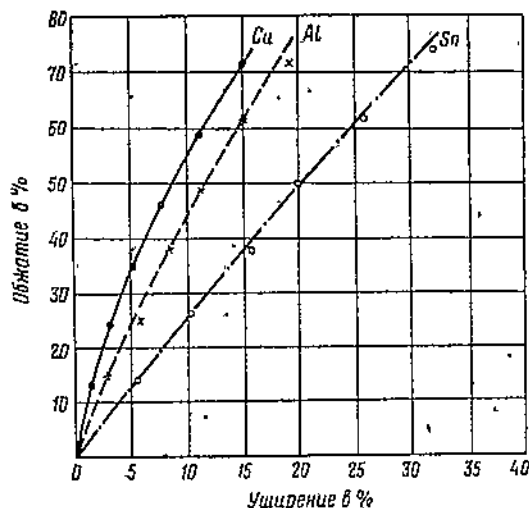
На основании данных, имеющих в литературе, и результатов исследований, полученных в лаборатории прокатки Института стали, можно прийти к выводу, что решающее значение имеет не температура



Фиг. 1. Сопоставление среднего уширения железа, алюминия, свинца и меди (по Тафелю и Анке).

металла сама по себе, а трение, развивающееся в различной степени на поверхности соприкосновения валков с металлом в зависимости от температуры последнего.

Проф. В. Н. Рудбах [26] считает, что крупнейшую роль играют свойства окислов и окалина, которыми покрывается поверхность металла. Эти вещества в одних случаях являются как бы смазкой, уменьшающей трение, а в других случаях, обладая несколько иными свойствами, увеличивают трение. В силу этого, с изменением температуры и изменением тренда уменьшается или увеличивается уширение. Таким образом влияние температуры на



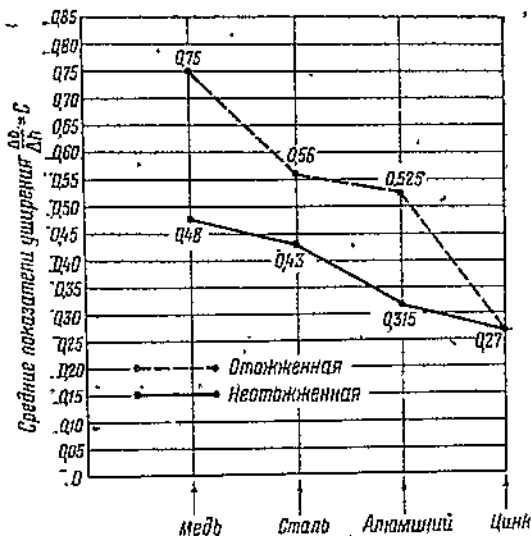
Фиг. 2. Уширение меди, алюминия и олова в зависимости от обжатия (по Заксу).

уширение при прокатке сводится в основном к влиянию внешнего трения на процесс уширения.

Надо полагать, что в результате изучения зависимости уширения от рода прокатываемого металла выявилось бы значение внешнего трения между вращающимися валками и прокатываемым металлом. В данном случае нас, однако, интересовало влияние другого фактора.

Различную склонность металлов к уширению можно было ожидать в связи с явлением упрочнения (наклепа) и сопровождающего его, в случае прокатки при высоких температурах, процесса рекристаллизации.

Представлялось вероятным, что текстура, приобретаемая металлом при деформации, и обуславливаемые ею свойства металла



Фиг. 3. Сопоставление среднего уширения разных металлов.

в различных направлениях должны оказать определенное влияние на уширение металла [27].

Это обстоятельство и позволило предположить, что наклепанный при прокатке металл должен обнаружить другую склонность к истечению в поперечном направлении (в направлении ширины — уширение), чем ненаклепанный металл.

Методика исследования

В основу настоящей работы было положено сравнение результатов, полученных при параллельной прокатке металлических полос одного и того же материала и одних и тех же размеров без промежуточного отжига между отдельными пропусками и с промежуточным отжигом металла после каждого пропуска.

До пропуска металла между вальками одноименные парные полосы (предварительно отожженные и наклепанные) отделялись в виде параллелепипедов одинаковых размеров; половина образцов (один из каждой пары) подвергалась отжигу в условиях возможно минимального окисления поверхности. Для достижения одинаковых внешних условий между вальками и полосой верхние и нижние основания полос подвергались легкой обработке наждачной бумагой; все полосы промывались спиртом и насухо протирались; прокатные валки также промывались и насухо протирались в целях устранения влияния частиц металла и окислов металла, пристающих ранее к поверхности валков.

При каждом пропуске между вальками должны были быть получены одинаковые коэффициенты обжатия для полос (предварительно отожженных и наклепанных) данной пары; с одного пропуска не всегда удавалось достичь такого равенства; поэтому приходилось толщину одной из полос доводить одним или несколькими легкими добавочными пропусками с минимальным обжатием в сотые доли миллиметра. В связи с этим обстоятельством в настоящей работе нами было введено понятие о «турах» прокатки; в состав тура входил всегда один основной пропуск, которому, однако, могли сопутствовать отдельные вспомогательные пропуски по доводке размеров. После каждого тура прокатки и после каждого отжига от полос отрезались пробы для определения структуры и твердости; разница в уширении одноименных парных полос (предварительно отожженных и наклепанных) устанавливалась после каждого тура прокатки.

Для сравнения величин уширения после каждого тура прокатки предварительно отожженных и наклепанных полос приняты следующие показатели:

коэффициент уширения $\beta = b_2 : b_1$;

показатель уширения $c = (b_2 - b_1) : (h_1 - h_2) = \Delta b : \Delta h$.

Оборудование

Прокатка производилась на прокатном стане дуо типа ленточного с диаметром валков 150 мм и длиной бочки 168 мм. Валки стальные, закаленные; бочка валков гладкая, шлифованная и полированная. Окружающая скорость валков 0,35 м/сек, число оборотов регулиру-

руемое. Максимальный подъем верхнего валка около 8 мм. Прокатный стан приводился в движение через трансмиссию мотором мощностью 13,6 л. с. с числом оборотов 955 в минуту.

Отжиг производился чаще всего в электрической печи сопротивления муфельного типа или в газовой нагревательной печи. Некоторые операции отжига были произведены в вакуум-печи.

Испытание на твердость железа производилось на прессах Бринелля или Роквелла, а испытание меди и алюминия — на приборе Виккерса.

Выбор материала и его подготовка

В качестве материала для исследования были применены малоуглеродистая сталь, медь, алюминий и цинк.

Необходимость исследования стали была вызвана тем, что вопрос о влиянии наклепа на уширение стали в связи с изменением ориентировки кристаллических частиц металла при наклепе не изучен. Исследование меди и алюминия, имеющих решетку куба с центрированными гранями, а также цинка, имеющего гексагональную решетку, наряду со сталью, характеризующейся решеткой центрированного куба, позволило бы дать сравнительную характеристику уширения этих металлов.

Фиг. 4. Схема получения полос. → направление прокатки слитка на сутунку, ↓ то же — на листы.

Малоуглеродистая сталь имела следующий химический состав: Сталь А С—0,09; Мп—0,28; Si—следы; S—0,036; P—0,03%. Сталь Б С—0,115; Мп—0,65; Si—0,02; S—0,030; P—0,021%.

Из стали А в виде листов размером 500 × 500 × 11 мм на фрезерном станке вырезались полосы в порядке, указанном на фиг. 4. По химическому составу медь и алюминий подразделялись следующим образом: медные полосы содержали 99,85% меди; алюминий А содержал 99,88% Al, а алюминий Б — 98,70% Al.

Отжиг полос из малоуглеродистой стали производился в электрической печи сопротивления в упаковке на металлической стружке или в вакуум-печи; медные и алюминиевые полосы отжигались на поду электрической печи. Стальные и медные полосы после отжига в электрической печи подвергались травлению в 10%-ном растворе серной кислоты в течение 10—30 минут.

Подготовленные таким образом полосы перед прокаткой измерялись по длине, толщине и ширине. Измерение толщины и ширины

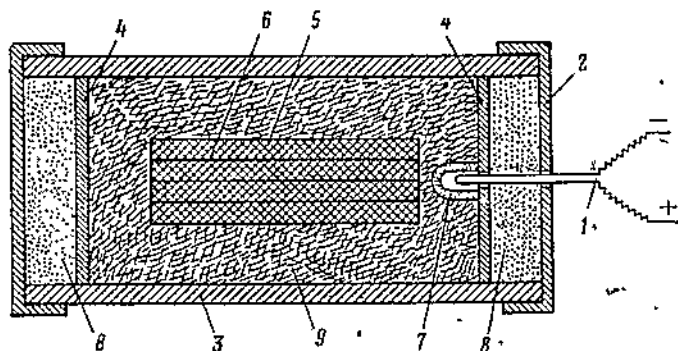
производилось в трех местах: на заднем конце, на середине и переднем конце. При этом конец, задаваемый в валки, считался передним и обозначался с торцевой стороны точкой, а другой конец, выходящий из валков последним, считался задним и обозначался крестом.

Кроме того, все полосы подвергались испытанию на твердость в трех местах: на концах и посередине.

Из этих определений выводилось затем среднее значение. При измерении толщины в каждом месте бралось по три определения: по краям и посередине. Таким образом, среднее значение толщины выводилось каждый раз из девяти определений.

Отжиг углеродистой стали

Наиболее подходящей температурой для отжига исследованной стали следует считать 900—950°. Отжиг при столь высокой температуре в печах обычного типа связан с образованием окалины. Судачением окалины полосы изменяют свои первоначальные размеры. Между тем в наших опытах параллельной прокатки отожженных и наклепанных полос — придание образцам одинаковых размеров имело существенное значение.



Фиг. 5. Схема расположения железных полос и терморпары:

1—терморпара; 2—крышка; 3—труба; 4—круглый экран; 5—железные полосы; 6—асбестовая прослойка; 7—глиняный колпак; 8—глина; 9—металлическая стружка.

Для этого необходимо вовсе избежать окисления и образования окалины или довести потерю металла до минимума.

С целью выбора наилучшего способа отжига было проведено предварительное исследование в трех направлениях:

- отжиг образцов, упакованных в металлическую стружку,
- отжиг образцов, обмазанных толстым слоем минеральных смесей,
- отжиг образцов в атмосфере светильного газа.

Наиболее подходящим и вполне надежным способом является отжиг в упаковке из металлической стружки.

Полосы из углеродистой стали А подвергались отжигу в электрической печи сопротивления или в упаковке из металлических стружек или в вакууме.

Что касается полос из углеродистой стали Б, то они отжигались в лабораторной пламенной печи, в упаковке из металлической стружки. В этом случае полосы с тонкой асбестовой прокладкой помещались в железной трубе, в которую набивалась металлическая стружка, содержащая 0,41% углерода.

В отверстия трубы на некотором расстоянии от концов вставлялись круглые металлические экраны, а оставшееся место заполнялось смесью из огнеупорной глины и песка. Труба с обоих концов закрывалась металлическими крышками, а щели замазывались указанной смесью. В крышке и в экране с одного конца трубы были сделаны отверстия для ввода термопары, снай которой внутри трубы защищался минным колпачком (фиг. 5). Измерение температуры производилось при помощи термопары.

Для устранения начальной неоднородности структуры металла до первой прокатки отжигался в электрической печи с вакуумной установкой при температуре 900—950° в течение 30—120 мин.

Отжиг медных полос

По диаграмме, характеризующей изменение механических свойств наклепанной меди в связи с отжигом [28], наилучшие результаты для красной меди получаются при отжиге в интервале температур 400—600°.

Первая операция отжига всех полос была произведена при температуре 475° с выдержкой 40 мин; остальные операции производились при температурах от 550 до 580° с выдержкой 30 мин. Во всех случаях отжиг полос производился на поду электрической печи сопротивления. Остывание полос происходило вместе с печью.

Отжиг алюминиевых полос

На основании литературных данных [29] механические свойства алюминия начинают изменяться при температуре около 100°, рекристаллизация происходит в интервале температур 150—240°, полное восстановление структуры наблюдается при температурах 350—450°. В наших исследованиях отжиг алюминиевых полос производился в электрической печи сопротивления при температурах 375—400° с выдержкой 30 мин. Охлаждение происходило вместе с печью, как это было принято для стальных и медных полос.

Проверка результатов отжига

Твердость. При достаточной толщине полос из углеродистой стали А твердость после каждого отжига определялась по Бринеллю, а при незначительной толщине — по Роквеллу. Твердость же полос из углеродистой стали Б во всех случаях определялась по Роквеллу. Испытание твердости после отжига медных полос производилось на приборе Виккерса при нагрузке в 40 кг и диаметре шарика в 2 мм; объектив 1 1/2 дюйма; испытание алюминия производилось в тех же условиях, но при нагрузке 20 кг. На каждом образце

производилось по 3—5 измерений и выводилось среднее значение, вошедшее затем в таблицы после приведения твердости к одной системе.

Кривые изменения твердости после отжига приведены на фиг. 6, 7, 8 и 9.

Структура. После каждого отжига от предварительно отожженных полос отрезались образцы для исследования микроструктуры. Исследованию структуры подвергалась лишь боковая поверхность переднего конца. Шлифы из углеродистой стали и меди травились 3%-ной азотной кислотой, а образцы из алюминия — 15%-ным раствором плавиковой и соляной кислот.

Для иллюстрации приводятся микроструктуры металлов после двух отжигов (фиг. 10—17). Структура образцов углеродистой стали состоит из феррита и структурно-свободного цементита; заметны неметаллические включения. Зерна в своей массе неравномерны по величине; встречаются следы пластической деформации.

Влияние температуры отжига на предварительно наклепанную медь выразилось в том, что зерна во всех случаях в общем значительно выросли. Во многих кристаллитах заметны вполне ясные двойниковые образования, что весьма характерно для меди в отожженном состоянии.

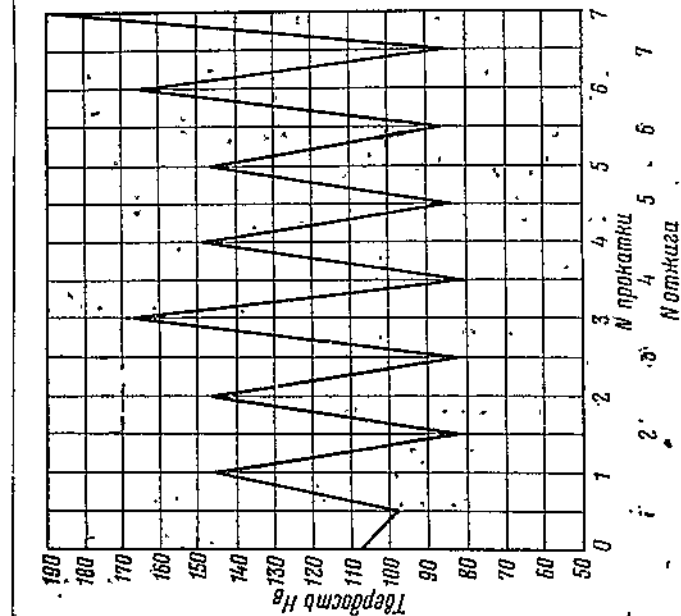
Что касается алюминия, то отжиг хотя и изменил структуру, однако, зерна во всех случаях сохранили вытянутость, указывающую на то, что ориентировка, сообщенная деформированием, полностью не была уничтожена.

По мнению ряда авторов [30, 31], процесс рекристаллизации в алюминии протекает чрезвычайно медленно, и для полной рекристаллизации, т. е. уничтожения ориентировки, потребовались бы более высокая температура и более продолжительный отжиг.

Приведенные микрофотографии показывают, что в результате отжига, за исключением алюминия, была достигнута перекристаллизация с уничтожением ориентировки зерен, приобретенной после очередной прокатки.

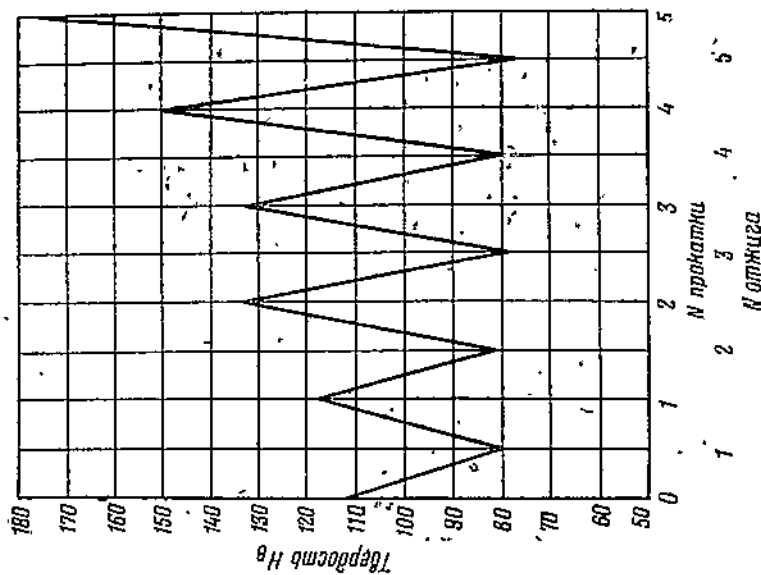
Прокатка полос. Перед первой опытной прокаткой все стальные полосы промывались в спирте и насухо протирались. Травление не требовалось, так как полосы после первого отжига в вакууме, предшествовавшего первой прокатке, сохранили исходную блестящую поверхность. Точно так же, как и после первого отжига, последующие операции отжига в вакууме исключали необходимость травления полос. Травлению подвергались лишь образцы после отжига в упаковке из металлической стружки, так как в этом случае на полосах получался весьма тонкий налет окислов, который легко удалялся травлением в 10%-ном растворе серной кислоты в течение 10—30 мин. После травления полосы промывались в воде, а затем в спирте и тщательно насухо протирались.

Перед прокаткой все отожженные медные полосы подвергались травлению в 10%-ном растворе серной кислоты в течение 5—15 мин. Затем они промывались в воде и насухо протирались.



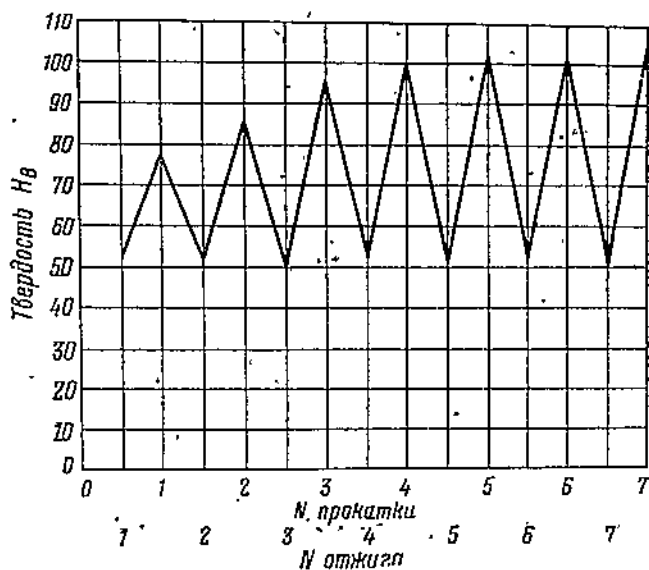
Фиг. 6. Изменение твердости (в связи с отжигом) полос из углеродистой стали с содержанием 0,03% углерода:

$t_1=3,87$ мм; $t_2=39,85$ мм. Обжигание после 1-й прокатки 15,8°/с; 2-й 19,0°/с; 3-й 21,8°/с; 4-й 17,9°/с; 5-й 16,7°/с; 6-й 23,2°/с; 7-й 34,7°/с.



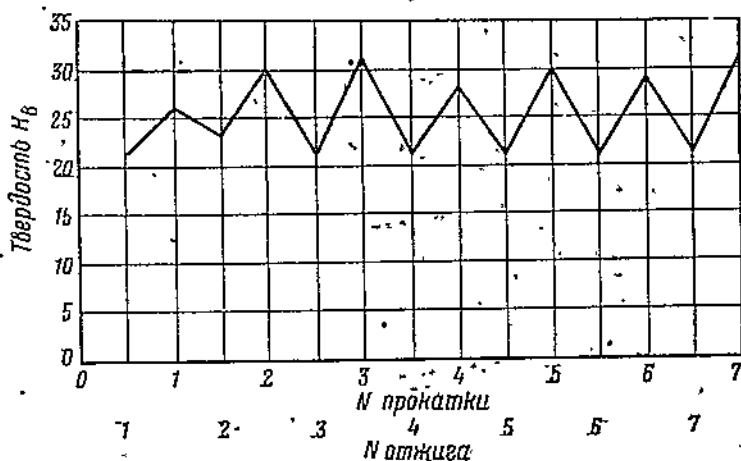
Фиг. 7. Изменение твердости (в связи с отжигом) полос из углеродистой стали с содержанием 0,115% углерода:

$t_1=9,29$ мм; $t_2=27,40$ мм. Обжигание после 1-й прокатки 10,2°/с; 2-й 13,4°/с; 3-й 18,6°/с; 4-й 18,8°/с; 5-й 23,2°/с.



Фиг. 8. Изменение твердости в связи с отжигом медной полосы:

$h_1=7,51$ мм; $b_1=16,55$ мм. Обкатание после 1-й прокатки 8°/с; 2-й 23,2°/с; 3-й 26,0°/с; 4-й 25,4°/с; 5-й 29,2°/с; 6-й 32,5°/с; 7-й 29,4°/с.



Фиг. 9. Изменение твердости в связи с отжигом алюминиевой полосы:

$h_1=4,53$ мм; $b_1=15$ мм. Обкатание после 1-й прокатки 8,3°/с; 2-й 23,8°/с; 3-й 22,8°/с; 4-й 18,9°/с; 5-й 24,8°/с; 6-й 24,8°/с; 7-й 29,4°/с.



Фиг. 10. Микроструктура стали с содержанием 0,09% углерода после отжига непосредственно перед прокаткой; $\times 200$.



Фиг. 11. Микроструктура стали с содержанием 0,09% углерода после 4-ой прокатки (обжатие за пропуск 17,9%) и последующего пятого отжига; $\times 200$.



Фиг. 12. Микроструктура стали с содержанием 0,115% углерода после отжига непосредственно перед 1-ой прокаткой; $\times 200$.



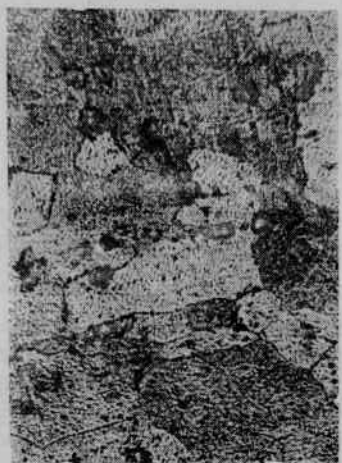
Фиг. 13. Микроструктура стали с содержанием 0,115% углерода после 4-ой прокатки (обжатие за пропуск 18,8%) и последующего пятого отжига; $\times 200$.



Фиг. 14. Микроструктура меди после отжига непосредственно перед 1-ой прокаткой; $\times 200$.



Фиг. 15. Микроструктура меди после 4-ой прокатки (обжатие за пропуск 25,4%) и последующего пятого отжига; $\times 200$.



Фиг. 16. Микроструктура алюминия после отжига непосредственно перед 1-ой прокаткой; $\times 200$.



Фиг. 17. Микроструктура алюминия после 6-ой прокатки (обжатие за пропуск 24,8%) и последующего 7-го отжига; $\times 200$.

После отжига алюминиевые полосы не окислялись и не покрывались окалиной, поэтому алюминиевые полосы не подвергались травлению. Однако для соблюдения одинаковых условий алюминиевые полосы после отжига слегка очищались наждачной бумагой, промывались в спирте и насухо протирались.

Как правило, сперва прокатывалась предварительно отожженная полоса между валками, установленными на определенном расстоянии друг от друга. Зазор между валками определялся условиями захвата полосы. При таких условиях максимальное обжатие за пропуск при достаточной толщине прокатываемых полос колебалось в пределах 15—20%. Во избежание сильного упрочнения, обжатия при каждом туре прокатки давались сравнительно небольшие. Это обстоятельство обеспечивало проведение с каждой парой полос большего числа туров прокатки.

Вслед за отожженной полосой прокатывалась неотожженная, т. е. предварительно наклепанная; для достижения одной и той же толщины приходилось несколько уменьшать зазор между валками в связи с отдачей валков.

В большинстве случаев после одного пропуска не удавалось достичь одной и той же толщины двух полос; обычно разница в толщине полос одной пары получалась равной сотым долям миллиметра, и для ее уничтожения приходилось число пропусков при каждом туре прокатки варьировать. Если учесть, что добавочные пропуски давались с минимальным обжатием в сотые доли миллиметра, то следует считать, что это обстоятельство не влияло на результат последования упрочнения.

Результаты прокатки и основной вывод

При испытании твердости полос после очередной прокатки были соблюдены те же условия, что и при испытании твердости предварительно отожженных полос.

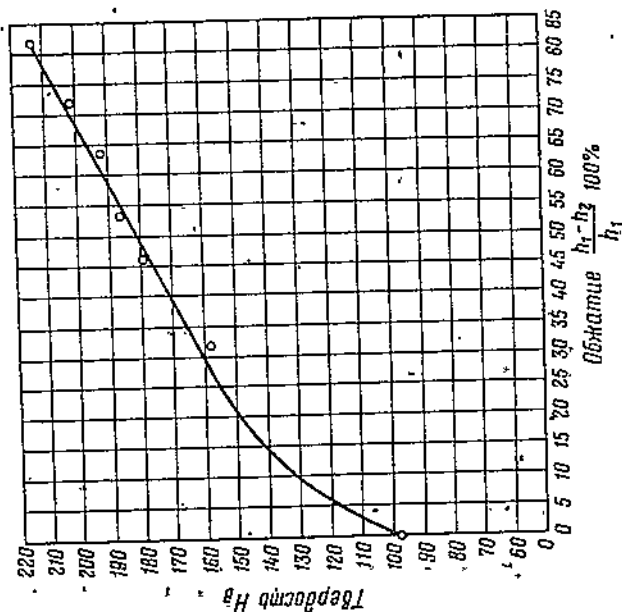
Кривые изменения твердости в связи с наклепом приведены на фиг. 18—21. На оси ординат отложена твердость в единицах Бриггса (H_B), а на оси абсцисс — степень деформации, вычисленной по формуле $\frac{h_1 - h_2}{h_1} 100\%$. Ход кривых показывает, что при началь-

ных степенях деформации сопротивление возрастает резко; при дальнейшем увеличении деформации сопротивление возрастает весьма незначительно, а кривая приобретает прямолинейный характер.

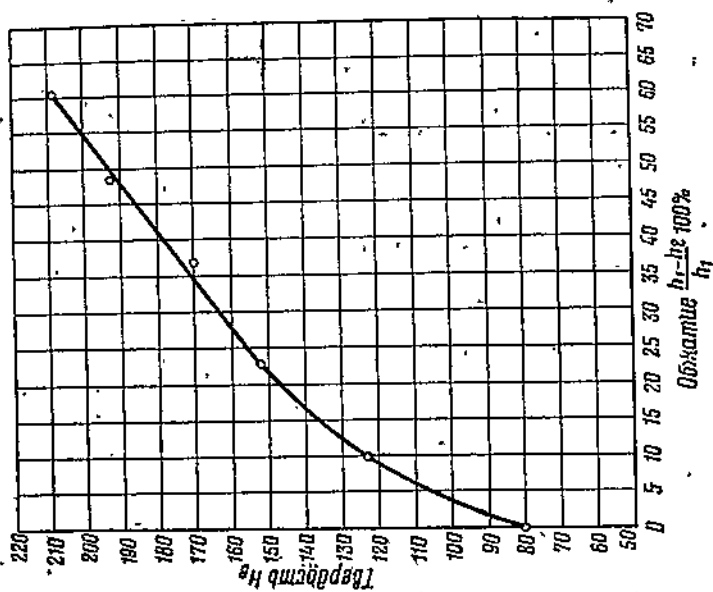
Приведенные кривые для одной полосы из каждого рода металла вполне определяют характер изменения сопротивления деформации, обусловленного наклепом.

После прокатки во всех случаях зерна получались неравномерными по величине и вытянутыми вдоль прокатки в большей или меньшей степени (фиг. 22—29).

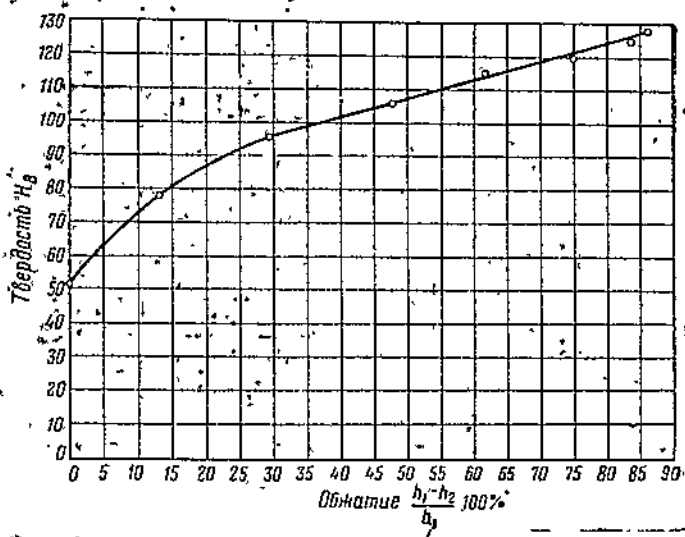
Микроструктуры образцов всех исследованных металлов, подвергнутых различной пластической деформации, показывают постепенное исчезновение границ между отдельными зернами. При малых степенях деформации границы между зернами видны еще весьма



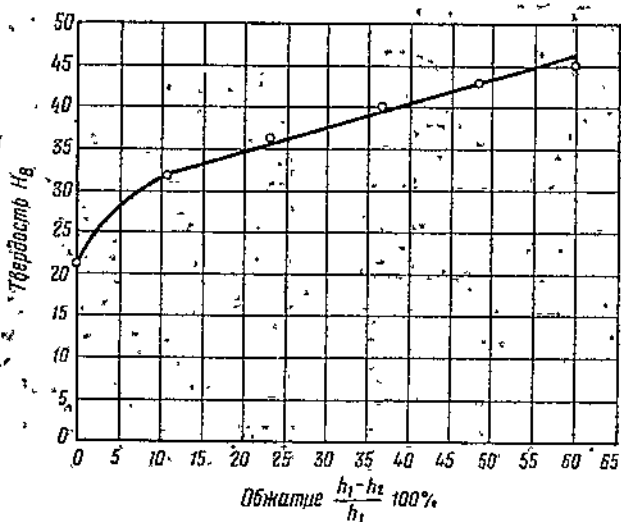
Фиг. 18. Изменение твердости в зависимости от обжатия полосы стали с содержанием углерода 0,09%; $b_1 = 8,87$ мм; $b_2 = 39,85$ мм.



Фиг. 19. Изменение твердости в зависимости от обжатия полосы стали с содержанием 0,115% углерода; $b_1 = 9,29$ мм; $b_2 = 27,40$ мм.



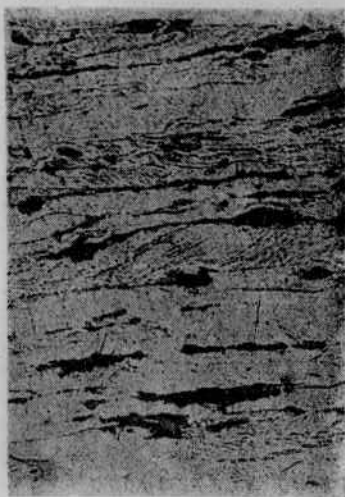
Фиг. 20. Изменение твердости в зависимости от обжатия медной полосы; $h_1 = 7,51$ мм; $b_1 = 16,55$ мм.



Фиг. 21. Изменение твердости в зависимости от обжатия алюминиевой полосы; $h_1 = 9,30$ мм; $b_1 = 27,40$ мм.



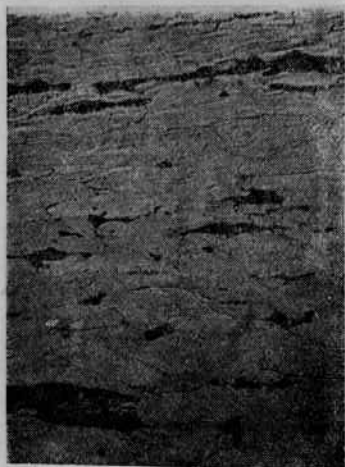
Фиг. 22. Микроструктура неотожженного образца стали с содержанием 0,09% углерода после 1-ой прокатки. Обжатие 15,8%; $\times 200$.



Фиг. 23. Микроструктура неотожженного образца стали с содержанием 0,09% углерода после 5-ой прокатки. Обжатие 63,4%; $\times 200$.



Фиг. 24. Микроструктура неотожженного образца стали с содержанием 0,115% углерода после 1-ой прокатки. Обжатие 10,2%; $\times 200$.



Фиг. 25. Микроструктура неотожженного образца стали с содержанием 0,115% углерода после 5-ой прокатки. Обжатие 60,7%; $\times 200$.



Фиг. 26. Микроструктура неотожженного образца меди после 1-ой прокатки. Обжатие 8%; $\times 200$.



Фиг. 27. Микроструктура неотожженного образца меди после 5-ой прокатки. Обжатие 72,9%; $\times 200$.



Фиг. 28. Микроструктура неотожженного образца алюминия после 1-ой прокатки. Обжатие 8,3%; $\times 200$.



Фиг. 29. Микроструктура неотожженного образца алюминия после 5-ой прокатки. Обжатие 67,2%; $\times 200$.

отчетливо, однако, по мере возрастания величины деформации, границы зерен все более и более нарушаются, частично обрываются, становятся прерывистыми, наконец, вовсе исчезают; в последнем случае под микроскопом с большим трудом удаётся обнаружить кристаллическую структуру.

В структуре алюминевых образцов, подвергнутых различной деформации, происходит разрыв и исчезновение границ между зёрнами в более ранней стадии деформации, чем в структуре медных и стальных образцов.

Для объяснения такой особенности зерен металла в настоящее время пользуется довольно широким признанием высказанная Тамманом и поддерживаемая Кербером теория, заключающаяся схематически в следующем.

До деформации, когда металлы находятся в отожженном состоянии, зерна имеют более или менее правильную (приблизительно равноосную) форму. Металлический образец в ненаклепанном состоянии представляет конгломерат произвольно ориентированных кристаллитов, состоящих из многочисленных рядов элементарной пространственной решетки. При нагрузке, превышающей предел упругости материала образца, в наиболее благоприятно расположенных кристаллах возникает явление скольжения по определенным ориентированным кристаллографическим поверхностям и в определенных кристаллографических направлениях.

С развитием деформации число плоскостей скольжения, а вместе с тем и число кристаллитов, в которых происходит скольжение, все более и более увеличивается. Одновременно также все больше и больше увеличивается сопротивление скольжению в плоскости скольжения. Этот рост сопротивления вызывает скручивание и поворот кристаллитов, причем скольжение постепенно распространяется на все системы плоскостей скольжения.

За счет указанных сдвигов и поворотов пачек скольжения зерна конгломерата, деформируясь, приобретают все возрастающее однообразие ориентировки.

С увеличением деформации количество смежных кристаллитов с одинаковой ориентировкой будет расти.

Представляется более вероятным, что примыкание, одинаково ориентированных участков кристаллитов вызывает нарушение, а затем и исчезновение границ между зёрнами; происходит, как бы продолжение одного кристаллита в другой и получается, может быть, впечатление роста зерен. При некоторых благоприятных условиях возможно раздробление кристаллитов на более мелкие.

С другой стороны, пластическая деформация вызывает вытяжку зерен в направлении действия сил, при этом зерна теряют свою равноосную форму и принимают продолговатую, вытянутую. В отношении строения металла с внешней стороны длительная холодная обработка давлением проявляется в образовании волокнистой структуры.

Разамеры предварительно отожженных и неотожженных полос (предварительно наклепанных) до и после каждого тура прокатки приведены в табл. 1.

Линейные размеры и вес образцов

№ туров прокатки	Образец после прокатки	b_1 мм	b_2 мм	$b_1 - b_2 = \Delta b$ мм	$\frac{h}{h_1} 100\%$		b_1 мм	b_2 мм		$b_2 - b_1 = \Delta b$ мм
					после от-дельного тура	суммарное		намеренное	расчетное по весу	

Углеродистая

Полосы

1	Отожженный	8,87	7,47	1,40	15,8	15,8	39,85	40,20	—	0,35
2	Отожженный	7,48	6,06	1,42	19,0	—	40,06	40,54	—	0,48
	Неотожженный	7,74	6,06	1,41	18,9	31,6	40,06	40,38	—	0,32
3	Отожженный	6,06	4,74	1,32	21,8	—	39,32	40,10	—	0,78
	Неотожженный	6,06	4,74	1,32	—	46,5	39,32	39,82	—	0,70
4	Отожженный	4,74	3,89	0,85	17,9	—	39,82	40,22	40,19	0,40
	Неотожженный	4,74	3,87	0,87	18,4	56,5	39,82	40,04	40,06	0,22
5	Отожженный	3,88	3,23	0,65	16,7	—	39,74	39,95	40,03	0,21
	Неотожженный	3,88	3,24	0,64	16,5	63,4	39,74	39,90	40,01	0,16
6	Отожженный	3,23	2,48	0,75	23,2	—	39,79	40,10	40,13	0,31
	Неотожженный	3,24	2,49	0,75	23,2	72,0	39,79	40,06	39,96	0,27
7	Отожженный	2,48	1,62	0,86	34,7	—	39,99	40,40	40,84	0,41
	Неотожженный	2,49	1,63	0,86	34,5	81,5	39,99	40,32	40,70	0,33

Полосы

1	Отожженный	8,88	7,65	1,23	13,8	13,8	39,84	40,16	40,12	0,32
2	Отожженный	7,65	6,40	1,25	16,8	—	40,11	40,47	40,44	0,36
	Неотожженный	7,65	6,38	1,27	16,6	28,2	40,11	40,36	40,38	0,25
3	Отожженный	6,40	5,41	0,99	15,5	—	40,36	40,60	40,61	0,25
	Неотожженный	6,38	5,41	0,97	15,2	39,2	40,35	40,55	40,58	0,20
4	Отожженный	5,41	4,48	0,93	17,2	—	40,50	40,79	40,83	0,29
	Неотожженный	5,41	4,50	0,91	16,8	49,5	40,50	40,71	40,64	0,21

Полосы

1	Отожженный	9,47	8,39	1,08	11,5	11,5	11,83	12,15	—	0,32
2	Отожженный	8,31	7,24	1,07	12,9	—	11,95	12,36	12,46	0,41
	Неотожженный	8,38	7,32	1,06	12,7	22,7	11,95	12,27	12,31	0,32
3	Отожженный	7,24	5,67	1,57	21,7	—	12,25	13,16	13,15	0,91
	Неотожженный	7,24	5,67	1,57	—	40,0	12,25	12,91	12,95	0,66
4	Отожженный	5,66	4,41	1,25	22,1	—	12,90	13,76	13,76	0,86
	Неотожженный	5,67	4,41	1,26	22,2	53,5	12,90	13,52	13,50	0,62
5	Отожженный	4,41	3,37	1,04	23,6	—	13,50	14,25	14,24	0,75
	Неотожженный	4,41	3,37	1,04	—	64,4	13,50	14,06	14,02	0,56

Полосы

1	Отожженный	9,25	8,23	1,02	11,0	11,0	11,84	12,17	—	0,33
2	Отожженный	8,14	7,03	1,11	13,6	—	12,00	12,48	12,60	0,48
	Неотожженный	8,21	7,10	1,11	13,5	23,2	12,00	12,36	12,46	0,36
3	Отожженный	7,03	5,65	1,38	—	—	12,34	13,13	13,13	0,79
	Неотожженный	7,03	5,65	1,38	19,7	39,0	12,34	12,96	12,98	0,62

$\frac{b_2 - b_1}{b_1} \cdot 100, \%$	l_1 мм	l_2 мм	$l_2 - l_1 = \Delta l$ мм	$h_2 : h_1 = \gamma$	$b_2 : b_1 = \beta$	$l_2 : l_1 = \lambda$	$\Delta b : \Delta h = \epsilon$	σ_1 с	σ_2 с	d_1 с/мм ³	d_2 с/мм ³
сталь А											
II-3 (пара)											
0,9	163,5	194,5	31,0	0,84	1,009	1,19	0,25	—	—	—	—
1,2	125,0	153,0	28,0	0,81	1,012	1,224	0,34	—	—	—	—
0,8	125,0	153,4	28,4	0,81	1,008	1,228	0,23	—	—	—	—
2,0	110	ваклин.	—	0,78	1,020	—	0,59	—	—	—	—
1,3	110	139,0	29,0	0,78	1,013	1,26	0,38	—	—	—	—
1,0	92	112,0	20,0	0,82	1,010	1,218	0,47	136,33	112,76	7,858	7,817
0,6	92	113,5	21,5	0,82	1,006	1,234	0,25	136,00	111,65	7,795	7,790
0,6	87,1	105,0	17,9	0,83	1,006	1,206	0,32	106,04	88,80	7,858	7,848
0,4	87,1	105,5	18,4	0,83	1,004	1,212	0,25	105,86	89,00	7,790	7,790
0,8	80,5	104,5	24,0	0,77	1,008	1,298	0,41	81,15	62,69	7,858	7,840
0,7	80,5	105,6	25,1	0,77	1,007	1,312	0,36	81,38	62,81	7,790	7,790
1,0	80,5	122,0	41,5	0,65	1,010	1,516	0,48	62,51	41,50	7,858	7,818
0,8	80,5	122,3	41,8	0,65	1,008	1,520	0,38	62,66	41,75	7,790	7,790
II-7 (пара)											
0,8	118,8	136,9	18,1	0,86	1,008	1,16	0,26	331,60	287,45	7,858	7,851
0,9	118,8	140,5	21,7	0,84	1,009	1,183	0,29	286,90	241,68	7,858	7,848
0,6	118,8	141,9	23,1	0,84	1,006	1,195	0,20	286,75	240,13	7,851	7,831
0,6	118,8	139,5	20,7	0,85	1,006	1,174	0,25	241,02	204,85	7,858	7,850
0,5	118,8	139,9	21,1	0,85	1,005	1,178	0,21	239,90	204,01	7,831	7,809
0,7	118,8	142,6	23,8	0,83	1,007	1,200	0,31	204,40	170,42	7,858	7,847
0,5	118,8	143,2	24,4	0,83	1,005	1,206	0,23	205,68	171,29	7,809	7,791
4 (пара)											
2,7	188,0	205,5	17,5	0,89	1,027	1,093	0,30	—	—	—	—
3,4	97,0	106,7	9,7	0,87	1,034	1,099	0,38	74,960	67,949	7,858	7,852
2,7	97,0	108,0	11,0	0,87	1,027	1,119	0,30	75,520	67,814	7,854	7,840
7,4	97,0	115,4	18,4	0,78	1,074	1,190	0,58	67,277	56,449	7,858	7,842
5,4	97,0	117,7	20,7	0,78	1,054	1,213	0,42	67,333	55,616	7,840	7,808
6,7	97,0	117,1	20,1	0,78	1,067	1,206	0,59	55,635	45,981	7,858	7,841
4,8	97,0	119,7	22,7	0,78	1,048	1,234	0,49	55,584	45,164	7,808	7,790
5,6	97,0	120,1	23,1	0,77	1,056	1,238	0,72	45,175	36,331	7,858	7,836
4,2	97,0	122,1	25,1	0,77	1,042	1,258	0,54	45,106	35,789	7,790	7,790
6 (пара)											
2,8	187,8	205,5	17,7	0,89	1,028	1,094	0,32	—	—	—	—
4,0	97,0	107,0	10,0	0,86	1,040	1,103	0,43	73,355	65,474	7,858	7,851
3,0	97,0	108,5	11,5	0,86	1,030	1,109	0,32	73,240	65,663	7,858	7,844
6,4	97,0	113	16	0,80	1,064	1,165	0,57	65,836	56,187	7,858	7,844
5,0	97,0	115	18	0,80	1,050	1,106	0,45	65,862	55,464	7,840	7,810

№ тура про- катки	Образец после прокатки	h_1 мм	h_2 мм	$h_1 - h_2 = \Delta h$ мм	$\frac{h_1 - h_2}{h_1} \cdot 100\%$		b_1 мм	b_2 мм		$b_2 - b_1 = \Delta b$ мм
					после от- дельного тура	суммарное		измеренное	расчетное по весу	
4	Отожженный	5,64	4,29	1,35	24,0	—	12,90	13,85	13,78	0,95
	Неотожженный	5,64	4,28	1,36	24,1	53,7	12,90	12,62	13,52	0,72
5	Отожженный	4,29	3,49	0,80	18,7	—	13,49	14,03	13,98	0,54
	Неотожженный	4,28	3,48	0,80	—	62,4	13,49	13,88	13,71	0,39

Полосы

1	Отожженный	9,31	8,27	1,04	11,2	11,2	15,80	16,11	16,11	0,31
2	Отожженный	8,18	7,15	1,03	12,6	—	15,97	16,36	16,30	0,39
	Неотожженный	8,25	7,22	1,03	12,5	22,4	15,97	16,26	16,20	0,29
3	Отожженный	7,15	5,83	1,32	—	—	16,26	16,94	16,96	0,68
	Неотожженный	7,15	5,83	1,32	18,1	37,4	16,26	16,78	16,80	0,52
4	Отожженный	5,82	4,75	1,07	—	—	16,70	17,30	17,30	0,60
	Неотожженный	5,82	4,75	1,07	18,4	49	16,70	17,14	17,19	0,44
5	Отожженный	4,75	3,74	1,01	—	—	17,11	17,67	17,76	0,56
	Неотожженный	4,75	3,74	1,01	21,3	60	17,11	17,53	17,48	0,42

Полосы

1	Отожженный	9,30	8,30	1,00	10,7	10,7	19,95	20,22	20,24	0,27
2	Отожженный	8,21	7,06	1,15	—	—	20,12	20,56	20,63	0,44
	Неотожженный	8,28	7,12	1,16	14,0	23,4	20,12	20,46	20,50	0,34
3	Отожженный	7,06	5,69	1,47	—	—	20,46	21,21	20,91	0,75
	Неотожженный	7,06	5,69	1,47	20,8	40	20,46	21,10	20,73	0,64
4	Отожженный	5,59	4,69	0,90	—	—	21,0	21,44	21,42	0,44
	Неотожженный	5,59	4,69	0,90	16,1	49,6	21,0	21,34	21,39	0,34
5	Отожженный	4,69	3,65	1,14	—	—	21,25	21,90	22,19	0,65
	Неотожженный	4,69	3,65	1,14	24,3	61,8	21,25	21,80	21,84	0,55

Полосы

1	Отожженный	9,29	8,34	0,95	10,2	10,2	27,40	27,69	27,58	0,19
2	Отожженный	8,29	7,18	1,11	13,4	—	27,30	27,67	27,58	0,37
	Неотожженный	8,32	7,21	1,11	13,3	22,4	27,30	27,56	27,50	0,26
3	Отожженный	7,18	5,85	1,33	—	—	27,50	28,0	28,05	0,50
	Неотожженный	7,18	5,85	1,33	18,6	37,0	27,50	27,85	27,96	0,35
4	Отожженный	5,85	4,75	1,10	18,8	—	27,85	28,32	28,35	0,47
	Неотожженный	5,85	4,75	1,10	—	49	27,85	28,24	28,22	0,39
5	Отожженный	4,75	3,65	1,10	23,2	—	28,15	28,65	28,65	0,50
	Неотожженный	4,75	3,65	1,10	—	60,7	28,15	28,56	28,48	0,41

Полосы

1	Отожженный	6,83	6,37	0,46	6,7	6,7	18,70	18,78	—	0,08
2	Отожженный	6,36	4,73	1,63	25,6	—	18,73	19,87	19,80	1,14
	Неотожженный	6,36	4,73	1,63	—	30,8	18,73	19,65	19,50	0,92
3	Отожженный	4,72	3,64	1,08	22,8	—	19,56	20,27	20,28	0,71
	Неотожженный	4,72	3,65	1,08	22,7	46,8	19,56	19,98	20,02	0,42
4	Отожженный	3,58	2,60	1,08	30,2	—	19,90	20,37	20,35	0,97
	Неотожженный	3,59	2,50	1,09	30,4	63,5	19,90	20,54	20,46	0,64
5	Отожженный	2,49	1,81	0,68	27,3	—	20,45	21,20	21,14	0,75
	Неотожженный	2,50	1,82	0,68	27,2	73,6	20,45	20,90	20,82	0,45

$\frac{b_2 - b_1}{b_1} \cdot 100\%$	l_1	l_2	$l_2 - l_1 = \Delta l$	$h_2 : h_1 = \gamma$	$b_2 : b_1 = \beta$	$l_2 : l_1 = \lambda$	$\Delta b : \Delta h = c$	g_1	g_2	$d_1 \frac{e}{cm^2}$	$d_2 \frac{e}{cm^2}$
7,4	96,5	119,1	22,6	0,76	1,074	1,234	0,70	55,318	44,835	7,858	7,898
5,6	96,5	121,4	24,9	0,76	1,056	1,258	0,53	55,255	43,957	7,810	7,790
4,0	96,5	114,0	17,5	0,81	1,040	1,181	0,68	43,692	36,783	7,858	7,846
2,9	96,5	115,7	19,2	0,81	1,029	1,139	0,49	43,615	36,325	7,790	7,790

9 (пара)

2,0	196,0	217,0	21,0	0,89	1,020	1,107	0,30	226,550	205,160	7,858	7,854
2,0	96,0	107,1	11,1	0,87	1,024	1,116	0,38	98,690	87,999	7,858	7,853
1,8	96,0	108,2	12,2	0,87	1,018	1,127	0,28	99,790	88,463	7,852	7,840
4,2	96,0	112,2	16,7	0,82	1,042	1,174	0,52	87,327	74,149	7,858	7,845
3,2	96,0	114,6	18,6	0,82	1,032	1,194	0,39	87,455	73,336	7,853	7,815
3,6	96,0	113,7	17,7	0,82	1,036	1,184	0,56	73,048	61,652	7,858	7,845
2,6	96,0	115,1	19,1	0,82	1,026	1,199	0,41	73,070	61,223	7,815	7,792
3,3	96,0	117,5	21,5	0,79	1,033	1,224	0,55	60,945	49,720	7,888	7,842
2,5	96,0	119,4	23,4	0,79	1,025	1,244	0,42	61,106	49,166	7,792	7,790

17 (пара)

1,4	196,0	216,7	20,7	0,89	1,014	1,106	0,27	285,390	258,300	7,858	7,854
2,2	96,5	109,2	12,7	0,86	1,022	1,132	0,38	124,780	109,912	7,858	7,851
1,7	96,5	110,6	14,1	0,86	1,017	1,146	0,29	126,190	110,347	7,854	7,840
3,6	96,5	117,3	20,8	0,79	1,036	1,216	0,51	108,046	87,264	7,858	7,843
3,1	96,5	118,9	22,4	0,79	1,031	1,232	0,44	108,347	86,554	7,840	7,808
2,1	94,0	109,9	15,9	0,84	1,021	1,169	0,49	86,438	73,900	7,858	7,848
1,6	94,0	110,3	16,3	0,84	1,016	1,173	0,38	86,393	73,670	7,808	7,790
3,1	94,0	119,8	25,8	0,76	1,031	1,274	0,57	73,219	57,708	7,858	7,836
2,6	94,0	121,7	27,7	0,76	1,026	1,295	0,48	73,434	57,126	7,790	7,790

19 (пара)

0,7	189	209,5	20,5	0,90	1,007	1,108	0,20	337,520	341,070	7,858	7,855
1,4	93	106,2	13,2	0,87	1,014	1,142	0,33	165,975	145,084	7,858	7,851
1,0	93	107,0	14,0	0,87	1,010	1,151	0,23	166,690	145,219	7,855	7,840
1,8	93	111,6	18,6	0,82	1,018	1,200	0,38	144,109	119,572	7,858	7,845
1,3	93	112,1	19,1	0,82	1,013	1,206	0,26	143,898	118,845	7,840	7,815
1,7	93	112,5	19,5	0,81	1,017	1,210	0,43	118,908	98,133	7,868	7,845
1,4	93	113,9	20,9	0,81	1,014	1,225	0,35	118,838	97,484	7,815	7,791
1,8	93	118,3	25,3	0,77	1,018	1,272	0,46	97,283	75,932	7,858	7,840
1,5	93	119,3	26,3	0,77	1,015	1,283	0,37	97,320	75,670	7,791	7,790

2 (пара)

0,4	167	178,0	11,0	0,93	1,004	1,066	0,17	—	—	—	—
6,1	81	102,5	21,5	0,74	1,061	1,275	0,70	85,855	67,360	8,918	8,899
4,9	81	105,0	24,0	0,74	1,049	1,296	0,56	86,130	66,555	8,914	8,898
3,6	71	88,5	17,5	0,77	1,036	1,246	0,66	58,030	46,320	8,918	8,904
2,1	71	89,0	18,0	0,77	1,021	1,254	0,40	58,005	45,880	8,898	8,891
4,9	71	96,5	25,5	0,70	1,049	1,359	0,90	44,900	32,777	8,918	8,898
3,2	71	96,8	27,8	0,70	1,032	1,392	0,60	45,100	32,270	8,891	8,887
3,6	71	94,3	23,3	0,73	1,036	1,328	1,103	32,033	24,020	8,918	8,898
2,2	71	95,6	24,6	0,73	1,022	1,346	0,66	32,135	33,822	8,887	8,888

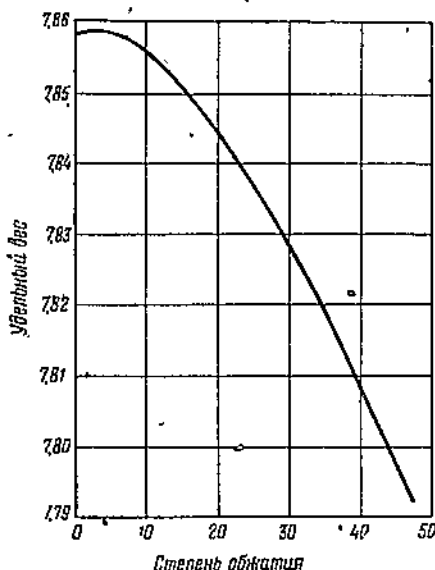
№ туров про- катки	Образец после прокатки	h_1 мм	h_2 мм	$h_1 - h_2 = \Delta h$ мм	$\frac{h_1 - h_2}{h_1} \cdot 100\%$		b_1 мм	b_2 мм		$b_2 - b_1 = \Delta b$ мм
					после от- дельного тура	суммарное		намеренное	расчетное по весу	
6	Отожженный . . .	1,80	1,16	0,64	35,6	—	20,86	21,57	21,79	0,71
	Неотожженный . . .	1,81	1,16	0,65	35,9	83,0	20,86	21,30	21,45	0,44
7	Отожженный . . .	1,15	0,76	0,39	33,9	—	21,25	21,72	21,71	0,47
	Неотожженный . . .	1,16	0,77	0,39	33,6	89,0	21,25	21,61	21,36	0,36
П о л о с ы										
1	Отожженный . . .	7,51	6,91	0,60	8,0	8,0	16,55	16,71	—	0,16
2	Отожженный . . .	6,90	5,30	1,60	23,2	—	16,60	17,73	17,69	1,13
	Неотожженный . . .	6,91	5,30	1,61	—	29,4	16,60	17,47	17,41	0,87
3	Отожженный . . .	5,28	3,91	1,37	26,0	—	17,39	18,42	18,44	1,03
	Неотожженный . . .	5,30	3,92	1,38	25,4	48,0	17,39	18,00	17,90	0,61
4	Отожженный . . .	3,89	2,90	0,99	25,7	—	17,90	18,83	18,73	0,93
	Неотожженный . . .	3,89	2,89	1,00	29,2	61,4	17,90	18,48	18,37	0,58
5	Отожженный . . .	2,88	2,04	0,84	29,3	—	18,30	19,20	19,22	0,90
	Неотожженный . . .	2,88	2,03	0,85	—	72,9	18,30	18,85	18,83	0,55
6	Отожженный . . .	2,03	1,37	0,66	32,5	—	18,78	19,45	19,52	0,67
	Неотожженный . . .	2,03	1,37	0,66	—	84,4	18,78	19,23	19,89	0,45
7	Отожженный . . .	1,36	0,96	0,40	29,4	—	19,20	19,67	19,62	0,47
	Неотожженный . . .	1,36	0,96	0,40	—	87,2	19,20	19,50	19,49	0,30
П о л о с ы										
1	Отожженный . . .	9,25	8,14	1,11	12,0	12,0	11,84	12,27	—	0,43
2	Отожженный . . .	8,14	6,99	1,15	14,1	—	12,00	12,55	—	0,55
	Неотожженный . . .	8,14	7,00	1,14	14,0	24,3	12,00	12,29	—	0,29
3	Отожженный . . .	6,99	5,61	1,38	19,8	—	12,13	12,95	—	0,82
	Неотожженный . . .	7,00	5,60	1,40	20,0	39,5	12,13	12,66	—	0,53
4	Отожженный . . .	5,61	4,25	1,36	24,2	—	12,50	13,40	—	0,90
	Неотожженный . . .	5,60	4,24	1,36	24,3	54,0	12,50	13,10	—	0,60
5	Отожженный . . .	4,25	3,44	0,81	19,9	—	12,96	13,45	—	0,49
	Неотожженный . . .	4,24	3,44	0,80	19,9	62,7	12,96	13,30	—	0,34
П о л о с ы										
1	Отожженный . . .	9,32	8,28	1,04	11,2	11,2	19,95	20,28	—	0,38
2	Отожженный . . .	8,28	7,07	1,21	—	—	20,10	20,60	—	0,50
	Неотожженный . . .	8,28	7,08	1,20	14,6	24,2	20,10	20,37	—	0,27
3	Отожженный . . .	7,07	5,62	1,45	20,5	—	20,25	21,00	—	0,75
	Неотожженный . . .	7,08	5,62	1,46	20,6	39,7	20,25	20,71	—	0,46
4	Отожженный . . .	5,62	4,71	0,91	—	—	20,34	20,75	—	0,41
	Неотожженный . . .	5,62	4,71	0,91	16,2	49,4	20,34	20,58	—	0,24
5	Отожженный . . .	4,71	3,56	1,15	24,4	—	20,47	21,10	—	0,63
	Неотожженный . . .	4,71	3,57	1,14	24,2	61,7	20,47	20,86	—	0,39
П о л о с ы										
1	Отожженный . . .	9,30	8,31	0,99	10,6	10,6	27,40	27,66	—	0,26
2	Отожженный . . .	8,31	7,18	1,13	—	—	27,30	27,70	—	0,40
	Неотожженный . . .	8,31	7,19	1,12	13,6	12,8	27,30	27,50	—	0,20
3	Отожженный . . .	7,18	5,90	1,28	17,8	—	27,41	27,97	—	0,56
	Неотожженный . . .	7,19	5,90	1,29	18,0	36,6	27,41	27,73	—	0,32
4	Отожженный . . .	5,90	4,77	1,13	—	—	27,66	28,14	—	0,48
	Неотожженный . . .	5,90	4,77	1,13	19,1	48,7	27,66	27,95	—	0,29
5	Отожженный . . .	4,77	3,69	1,08	22,6	—	27,86	28,34	—	0,48
	Неотожженный . . .	4,77	3,70	1,07	22,4	60,2	27,86	28,13	—	0,27

$\frac{b_2 - b_1}{b_1} \cdot 100 \%$	l_1 мм	l_2 мм	$l_2 - l_1 = \Delta l$ мм	$h_2 : h_1 = \gamma$	$b_2 : b_1 = \beta$	$l_2 : l_1 = \lambda$	$\Delta b : \Delta h = e$	g_1 а	g_2 а	d_1 а/см ²	d_2 а/см ²
3,4	71	105,4	34,4	0,64	1,034	1,485	1,11	23,511	15,787	8,918	8,896
2,1	71	108,4	37,4	0,64	1,021	1,526	0,68	23,771	15,663	8,888	8,887
2,2	71	105,7	34,7	0,66	1,022	1,488	1,20	15,365	10,350	8,918	8,897
1,7	71	106,7	35,7	0,66	1,017	1,508	0,92	15,620	10,420	8,887	8,886
4 (пара)											
1,0	165,7	167,0	11,3	0,92	1,010	1,073	0,27	—	—	—	—
7,0	74	90,0	16,0	0,77	1,070	1,216	0,71	75,138	61,400	8,918	8,904
5,2	74	91,0	17,0	0,77	1,052	1,230	0,54	75,515	60,650	8,912	8,898
5,9	74	93,5	19,5	0,74	1,059	1,264	0,76	60,120	47,100	8,918	8,899
3,5	74	96,5	22,5	0,74	1,035	1,304	0,44	60,455	46,220	8,898	8,891
5,2	74	94,8	20,8	0,74	1,052	1,281	0,94	45,775	35,630	8,918	8,899
3,2	74	96,8	22,8	0,74	1,032	1,308	0,58	45,730	34,855	8,891	8,887
5,0	74	99,2	25,2	0,71	1,050	1,340	1,07	34,582	25,666	8,918	8,898
3,0	74	102,2	28,2	0,71	1,030	1,381	0,65	34,532	25,050	8,887	8,888
3,6	74	105,3	31,3	0,67	1,036	1,422	1,01	25,043	17,527	8,918	8,897
2,4	74	108,3	34,3	0,67	1,024	1,464	0,68	24,967	17,203	8,888	8,887
2,4	74	103,5	29,5	0,71	1,024	1,398	1,18	17,041	12,265	8,918	8,898
1,6	74	104,7	30,7	0,71	1,016	1,415	0,75	16,974	12,170	8,887	8,886
5 (пара)											
3,6	188	206,8	18,8	0,88	1,036	1,100	0,39	—	—	—	—
4,6	97	108,2	11,2	0,86	1,046	1,116	0,48	—	—	—	—
2,4	97	109,8	12,8	0,86	1,024	1,132	0,25	—	—	—	—
6,8	97	113,9	16,9	0,80	1,068	1,174	0,59	—	—	—	—
4,4	97	116,5	19,5	0,80	1,044	1,201	0,38	—	—	—	—
7,2	96,5	119,2	22,7	0,76	1,072	1,235	0,66	—	—	—	—
4,8	96,5	121,2	24,7	0,76	1,048	1,255	0,44	—	—	—	—
3,8	96,5	115,4	18,9	0,81	1,038	1,196	0,60	—	—	—	—
2,6	96,5	116,0	19,5	0,81	1,026	1,202	0,42	—	—	—	—
7 (пара)											
1,7	196	216,3	20,3	0,89	1,017	1,104	0,32	—	—	—	—
2,5	96,5	110,1	13,6	0,85	1,025	1,141	0,41	—	—	—	—
1,3	96,5	111,0	14,5	0,85	1,013	1,150	0,22	—	—	—	—
3,7	96,5	117,1	20,6	0,79	1,037	1,214	0,52	—	—	—	—
2,3	96,5	118,8	22,3	0,79	1,023	1,231	0,32	—	—	—	—
2,0	94,0	109,5	15,5	0,84	1,020	1,165	0,45	—	—	—	—
1,2	94,0	110,3	16,3	0,84	1,012	1,173	0,26	—	—	—	—
3,1	94,0	120,2	26,2	0,76	1,031	1,278	0,55	—	—	—	—
1,9	94,0	121,2	27,2	0,76	1,019	1,290	0,34	—	—	—	—
8 (пара)											
1,0	189	209,2	20,2	0,89	1,00	1,107	0,26	—	—	—	—
1,5	93	105,8	12,8	0,86	1,015	1,137	0,35	—	—	—	—
0,8	93	106,5	13,5	0,86	1,008	1,145	0,18	—	—	—	—
2,0	93	110,4	17,4	0,82	1,020	1,187	0,44	—	—	—	—
1,2	91	111,5	18,5	0,82	1,012	1,199	0,25	—	—	—	—
1,7	93	112,5	19,5	0,81	1,017	1,210	0,42	—	—	—	—
—	93	113,4	20,4	0,81	1,010	1,219	0,26	—	—	—	—
1,7	93	117,6	24,6	0,77	1,017	1,264	0,44	—	—	—	—
1,0	93	118,7	25,2	0,77	1,010	1,271	0,25	—	—	—	—

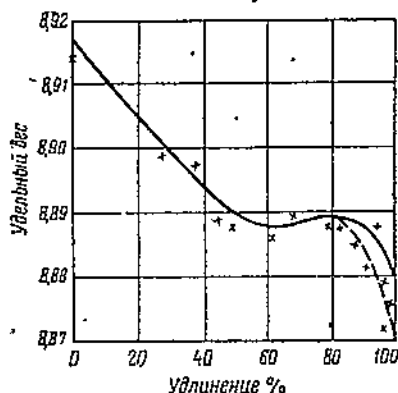
Мы стремились получить лишь разницу в уширении одноименных парных полос, у которых при данном туре прокатки все исходные линейные размеры одинаковы; поэтому после каждого тура прокатки, в порядке подготовки к следующему туру, ширина парных полос приводилась к ширине наклепанной полосы.

Для подсчета величины уширения мы оперировали со средним значением ширины, полученной для средней трети по длине полосы и измеренной против середины ее толщины.

Кроме того, для правильного определения ширины, послед-



Фиг. 30. Влияние холодной пластической деформации на удельный вес железа.



Фиг. 31. Влияние волочения на удельный вес меди.

няя проверялась для полос из углеродистой стали и из меди во всех почти случаях по весу полос равной длины до и после прокатки.

Среднее уширение по весу определялось следующим образом: вес полосы до прокатки:

$$g_1 = h_1 b_1 l_1 d_1,$$

вес полосы после прокатки

$$g_2 = h_2 b_2 l_2 d_2,$$

откуда

$$b_2 = b_1 \frac{g_2 h_1 d_1}{g_1 h_2 d_2} \quad (l_2 = l_1 \text{ по условию}),$$

где d_1 — удельный вес металла до прокатки,

d_2 — удельный вес металла после прокатки.

Удельный вес отожженной стальной полосы принимался равным 7,858, а медной полосы — 8,918 г/см³; удельный вес стальных полос, деформированных при разных степенях обжатия, определялся по диаграмме фиг. 30 [32], а медных полос — фиг. 31 [33].

Уширение алюминиевых полос расчетным путем не определялось вследствие отсутствия в литературе диаграммы изменения удельного веса алюминия в связи с деформацией.

По данным, приведенным в табл. 1, построены сравнительные диаграммы уширения полос, прокатанных в отожженном и неотожженном (наклепанном) виде (фиг. 32—43). Для каждой пары полос имеются две диаграммы. По оси абсцисс отложены порядковые номера туров прокатки и коэффициенты обжатия для каждого тура прокатки, а по оси ординат — на одной диаграмме коэффициенты уширения, а на другой диаграмме — показатели уширения. На диаграммах рядом с соответствующими точками показаны: отношение ширины полосы после данного тура прокатки к первоначальной ширине ($\beta = b_2 : b_1$) и отношение абсолютного уширения к абсолютному обжатию ($c = \Delta b : \Delta h$).

При построении диаграмм принимались размеры, установленные непосредственно измерением. Контрольные исчисления величины уширения полос по их весу не повлияли на результаты; подсчет уширения по весу во всех случаях дал значения, весьма близкие к значениям уширения, полученным непосредственным измерением.

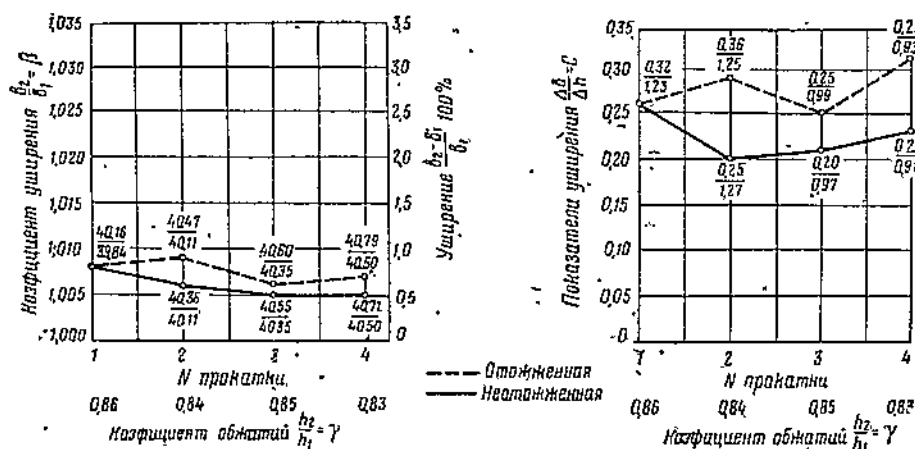
В приведенных в табл. 1 данных на первый взгляд может показаться непонятным расхождение в некоторых случаях между конечной толщиной стальных и медных полос после очередной прокатки и из одной для следующего тура прокатки.

В одних случаях увеличение толщины получалось за счет того, что концы полосы, которые отрезывались после каждого тура прокатки для определения твердости при исследовании структуры по общеизвестной закономерности, отличались меньшей толщиной по сравнению с толщиной полосы в целом; в других случаях незначительное уменьшение толщины получалось в результате травления полос, подвергнутых отжигу в упаковке из металлической стружки (углеродистая сталь) и на поду электрической печи (медь). Эти изменения в пределах сотых долей миллиметра все же учитывались.

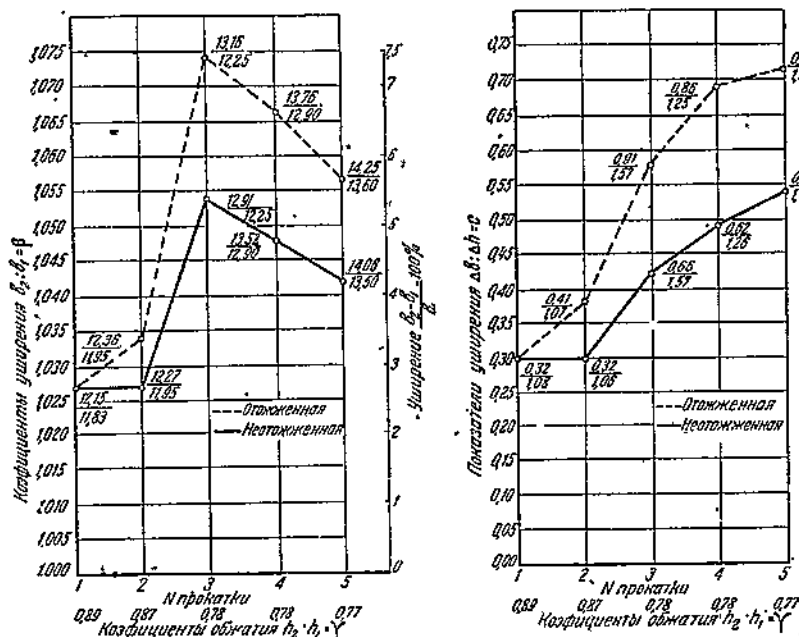
Данные, приведенные в табл. 1, показывают, что коэффициенты уширения $\beta = b_2 : b_1$, равно как и показатели уширения $c = \Delta b : \Delta h$, в результате применения одних и тех же коэффициентов обжатия, получались большими для предварительно отожженных полос всех металлов, чем для полос, предварительно наклепанных и не подвергнутых термической обработке.

Совпадение результатов, полученных после 119 туров параллельной прокатки предварительно отожженных и предварительно наклепанных полос малоуглеродистой стали, меди и алюминия, позволяет с полной уверенностью утверждать, что предварительно отожженный металл уширяется больше, чем предварительно наклепанный (неотожженный); большее уширение предварительно отожженных полос по сравнению с уширением наклепанных представляет вполне закономерное явление. Отсюда можно сделать основной вывод о том, что это явление свойственно вообще всем металлам, имеющим пространственную решетку куба.

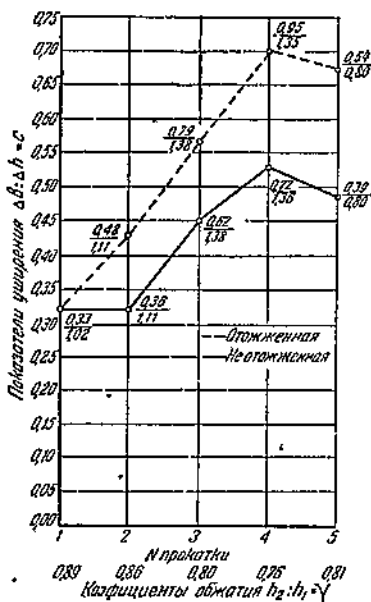
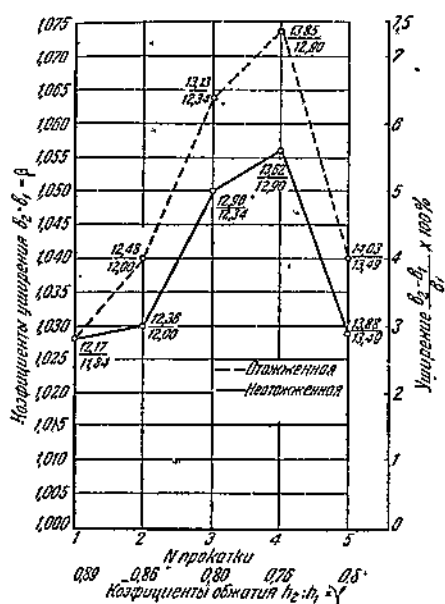
Любой из исследованных нами металлов кубической системы при продольной прокатке в неизменно заданном направлении после образования наклепа теряет способность уширяться, т. е. течь в направлении, перпендикулярном к направлению прокатки.



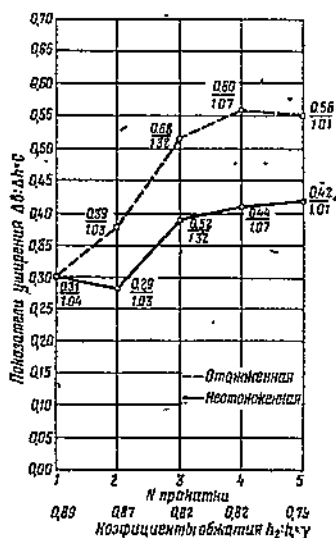
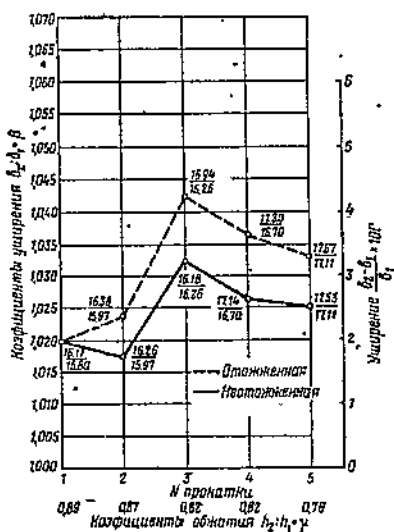
Фиг. 33. Диаграммы уширения полос стали, предварительно отожженной и наклепанной; 0,09% углерода; $h_1 = 8,88$ мм; $b_1 = 39,82$ мм.



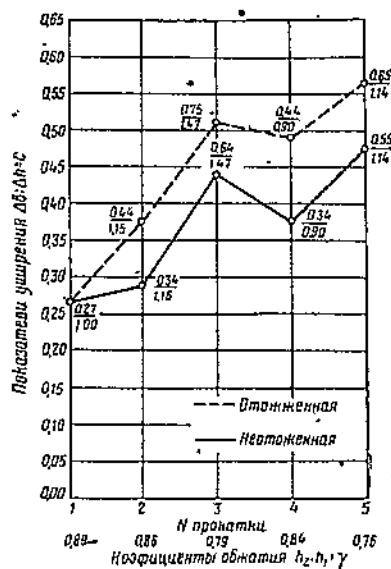
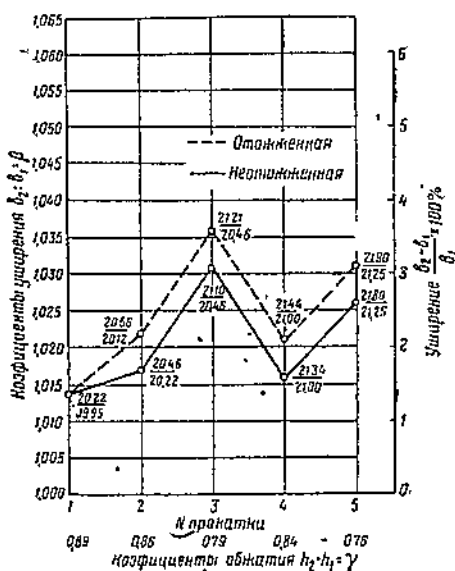
Фиг. 34. Диаграммы уширения полос стали, предварительно отожженной и наклепанной; 0,115% углерода; $h_1 = 9,47$ мм; $b_1 = 11,85$ мм.



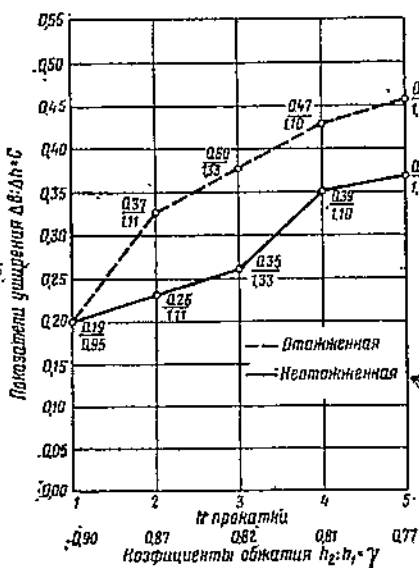
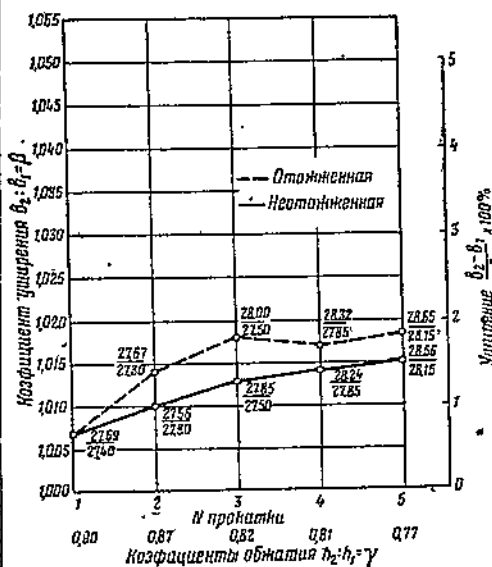
Фиг. 35. Диаграммы уширения полос стали, предварительно отожженной и наклепанной; 0,115% углерода; $b_1=9,25$ мм; $b_2=11,84$ мм.



Фиг. 36. Диаграммы уширения полос стали, предварительно отожженной и наклепанной; 0,115% углерода; $b_1=9,31$ мм; $b_2=15,80$ мм.

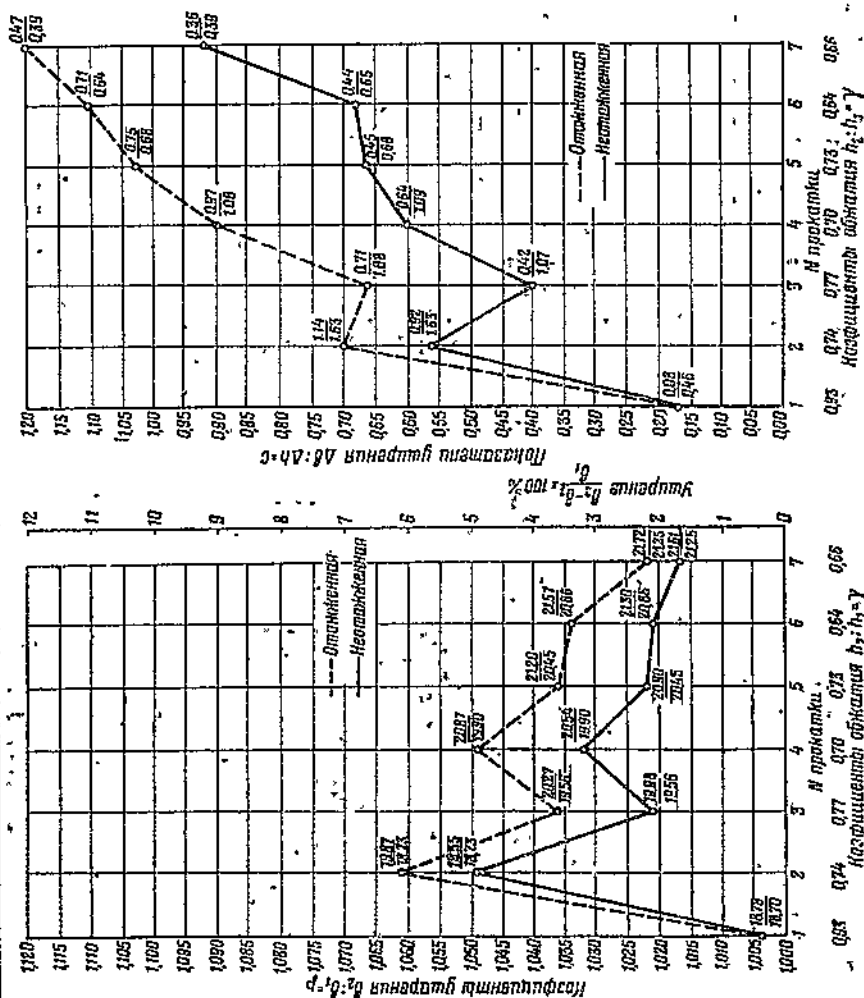


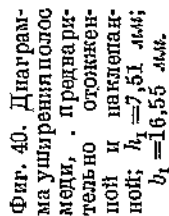
Фиг. 37. Диаграммы уширения полос стали, предварительно отожженной и наклепанной; 0,115% углерода; $h_1=9,30$ мм, $b_1=19,95$ мм.

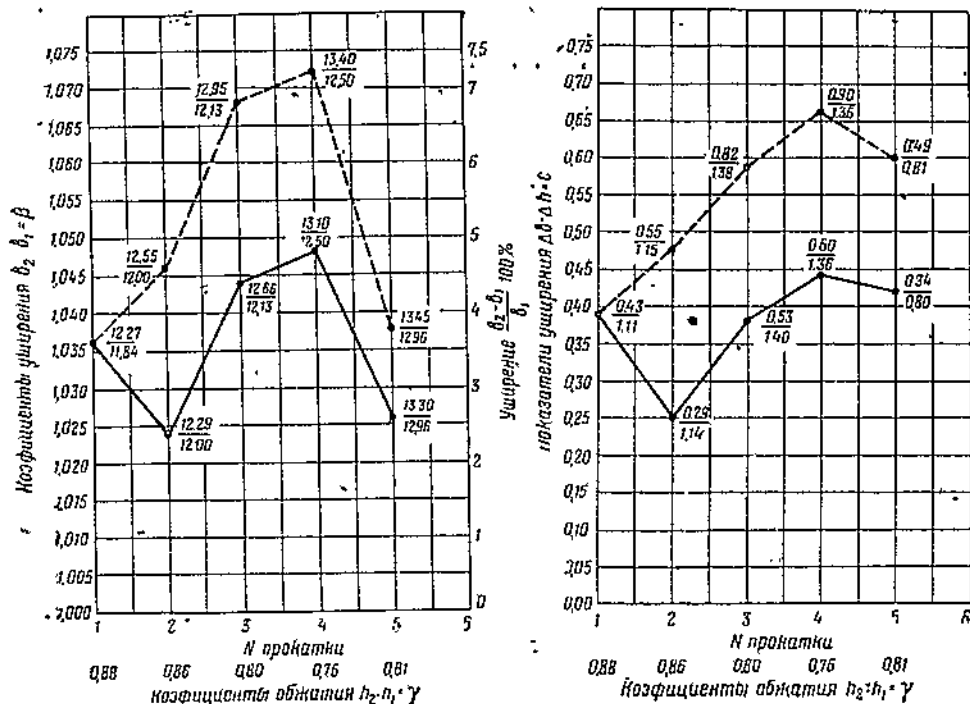


Фиг. 38. Диаграммы уширения полос стали, предварительно отожженной и наклепанной; 0,115% углерода; $h_1=9,29$ мм, $b_1=27,40$ мм.

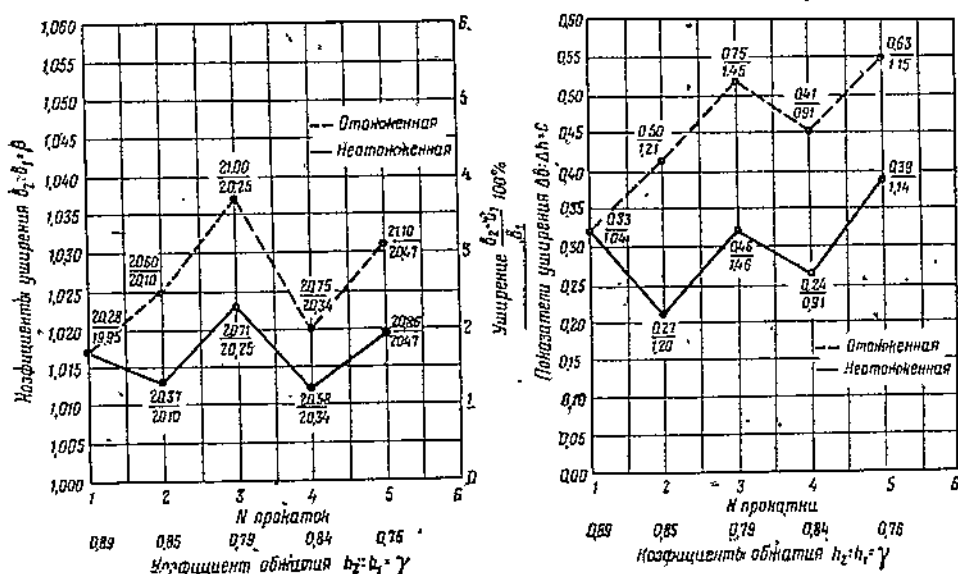
Фиг. 39. Диаграммы упрочнения лос меди, предва- рительно отожжен- ной и наклепан- ной; $h_1 = 6,83$ мм; $b_1 = 18,70$ мм.







Фиг. 41. Диаграммы уширения полос алюминия, предварительно отожженных и наклепанных; $h_1=9,25$ мм; $b_1=11,84$ мм.

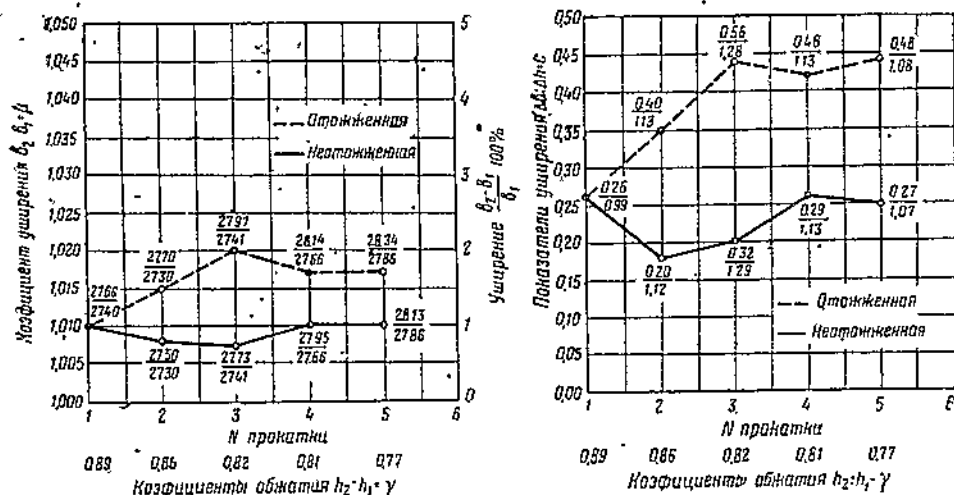


Фиг. 42. То же, что на фиг. 41; $h_1=9,32$ мм; $b_1=19,95$ мм.

В связи с тем, что исследованные металлы кристаллизуются по кубической пространственной решетке, возник вопрос о том, можно ли распространить основной вывод также на металлы других систем пространственной решетки.

Для этого была проведена параллельная прокатка четырех пар цинковых полос размером $9,24 \times 11,88 \times 188$, $9,32 \times 16,80 \times 196$, $9,32 \times 19,95 \times 196$ и $9,32 \times 27,40 \times 189$ мм.

Отжиг цинковых полос производился в кипящей воде с выдержкой 30 мин. По литературным данным [34] рекристаллизация цинка проявляется уже при температуре $10-75^\circ$; сильный же рост зерен



Фиг. 43. Диаграмма уширения полос алюминия, предварительно отожженных и наклепанных; $h_1=9,30$ мм; $b_1=27,40$ мм.

происходит при температуре 100° . Нормальный отжиг может быть достигнут при температуре 100° с выдержкой 30 мин.

Прокатка и исследование цинковых полос производились по режиму, установленному в предыдущих исследованиях.

Полученные результаты приводят к заключению, что отожженные и наклепанные цинковые полосы характеризуются одним и тем же уширением (табл. 2).

Таким образом основной вывод, сделанный в отношении трех металлов, имеющих кубическую пространственную решетку, не может быть распространен на все металлы, в частности, на металлы с гексагональной решеткой.

В технической литературе этот вопрос не освещен; имеется лишь весьма краткое сообщение [35] о том, что отожженная медь дает большее уширение, чем наклепанная; однако, авторы не обосновали в достаточной степени своих наблюдений.

Текстура металла. При рассмотрении результатов прокатки нами была сделана ссылка на теорию Таммана и Кербера, усматривающую причину изменения микроструктуры деформирован-

№ туров прокатки	Образцы после прокатки	h_1 мм	h_2 мм	$h_1 - h_2 = \Delta h$ мм	$\frac{h_1 - h_2}{h_1} \cdot 100\%$		b_1 мм	b_2 мм
					за пропуск	суммарное		
Полосы 1								
1	Отожженный	9,24	8,12	1,12	12,1	12,1	11,83	11,98
2	Отожженный	8,12	6,96	1,16	14,3	—	11,80	12,01
	Неотожженный	8,12	6,96	1,16	14,3	24,7	11,80	12,01
3	Отожженный	6,96	5,54	1,42	20,4	—	11,92	12,3
	Неотожженный	6,96	5,54	1,42	20,4	40,0	11,92	12,23
4	Отожженный	5,54	4,27	1,27	22,9	—	12,29	12,76
	Неотожженный	5,54	4,27	1,27	22,9	53,8	12,29	12,76
5	Отожженный	4,27	3,40	0,87	20,4	—	12,65	13,03
	Неотожженный	4,27	3,40	0,87	20,4	63,2	12,65	13,03
Полосы 2								
1	Отожженный	9,32	8,18	1,14	12,2	12,2	15,80	15,98
2	Отожженный	8,18	7,18	1,00	12,2	—	15,90	16,09
	Неотожженный	8,18	7,18	1,00	12,2	23,0	15,90	16,09
3	Отожженный	7,18	5,82	1,36	18,9	—	16,06	16,46
	Неотожженный	7,18	5,82	1,36	18,9	37,6	16,06	16,46
4	Отожженный	5,82	4,79	1,03	17,8	—	16,30	16,63
	Неотожженный	5,82	4,79	1,03	17,8	48,5	16,30	16,65
5	Отожженный	4,79	3,83	0,96	20,0	—	16,55	16,89
	Неотожженный	4,79	3,83	0,96	20,0	58,8	16,55	16,89
Полосы 3								
1	Отожженный	9,32	8,34	0,98	10,5	10,5	10,95	20,08
	Неотожженный	—	—	—	—	—	—	—
2	Отожженный	8,34	7,12	1,22	14,7	—	19,80	20,03
	Неотожженный	8,34	7,12	1,22	14,7	23,6	19,80	20,03
3	Отожженный	7,12	5,60	1,52	21,3	—	20,00	20,45
	Неотожженный	7,12	5,60	1,52	21,3	39,9	20,00	20,43
4	Отожженный	5,60	4,74	0,86	15,4	—	20,30	20,53
	Неотожженный	5,60	4,74	0,86	15,4	49,1	20,30	20,63
5	Отожженный	4,74	3,56	1,18	25,0	—	20,46	20,90
	Неотожженный	4,74	3,56	1,18	25,0	61,8	20,46	20,88
Полосы 4								
1	Отожженный	9,32	8,43	0,89	9,5	9,5	27,40	27,48
2	Отожженный	8,43	7,22	1,21	14,4	—	27,27	27,44
	Неотожженный	8,43	7,22	1,21	14,4	22,5	27,27	27,44
3	Отожженный	7,22	5,94	1,28	17,7	—	27,36	27,64
	Неотожженный	7,22	5,94	1,28	17,7	36,3	27,36	27,62
4	Отожженный	5,94	4,84	1,10	18,5	—	27,50	27,75
	Неотожженный	5,94	4,84	1,10	18,5	48,0	27,50	27,77
5	Отожженный	4,84	3,79	1,05	21,8	—	27,70	27,96
	Неотожженный	4,84	3,79	1,05	21,8	59,4	27,70	27,98

милл	рас- четное по весу	$b_2 - b_1 = \Delta b$ мм	$\frac{b_2 - b_1}{b_1} 100\%$	l_1 мм	l_2 мм	$l_2 - l_1 = \Delta l$ мм	$h_2 : h_1 = \gamma$	$b_2 : b_1 = \beta$	$l_2 : l_1 = \lambda$	$\Delta b : \Delta h = \alpha$	Число про- пусков
—	—	0,15	1,3	188,0	210,5	22,5	0,88	1,013	1,120	0,13	1
—	—	0,21	1,8	93,0	106,5	13,5	0,86	1,018	1,145	0,18	1
—	—	0,21	1,8	93,0	106,5	13,5	0,86	1,018	1,145	0,18	1
—	—	0,41	3,4	93,0	113,0	20,2	0,79	1,034	1,217	0,29	1
—	—	0,41	3,4	93,0	113,2	20,2	0,79	1,034	1,217	0,29	1
—	—	0,47	3,8	93,0	115,0	23,0	0,77	1,038	1,247	0,37	1
—	—	0,47	3,8	93,0	116,0	23,0	0,77	1,038	1,247	0,37	1
—	—	0,88	3,0	93,0	113,3	20,3	0,80	1,030	1,218	0,44	1
—	—	0,88	3,0	93,0	113,3	20,3	0,80	1,030	1,218	0,44	1
—	—	0,18	1,1	196,0	221,0	25,0	0,88	1,011	1,128	0,16	1
—	—	0,19	1,2	96	108,0	12,0	0,88	1,012	1,125	0,19	1
—	—	0,19	1,2	96	108,0	12,0	0,88	1,012	1,125	0,19	1
—	—	0,40	2,5	96	115,8	19,8	0,81	1,025	1,206	0,29	1
—	—	0,40	2,5	96	115,8	19,8	0,81	1,025	1,206	0,29	1
—	—	0,33	2,0	96	114,4	18,4	0,82	1,020	1,192	0,32	1
—	—	0,35	2,1	96	114,4	18,4	0,82	1,021	1,192	0,34	1
—	—	0,34	2,0	96	117,5	21,5	0,80	1,020	1,224	0,35	1
—	—	0,34	2,0	96	117,5	21,5	0,80	1,020	1,224	0,35	1
—	—	0,13	0,7	196,0	217,7	21,7	0,89	1,007	1,111	0,13	1
—	—	0,23	1,2	96,5	111,8	14,8	0,85	1,012	1,153	0,19	1
—	—	0,23	1,2	96,5	111,8	14,8	0,85	1,012	1,153	0,19	1
—	—	0,45	2,3	96,5	120,4	23,9	0,79	1,023	1,238	0,29	1
—	—	0,43	2,2	96,5	120,6	24,1	0,79	1,022	1,250	0,29	1
—	—	0,23	1,1	96,5	112,6	16,7	0,85	1,011	1,167	0,27	1
—	—	0,23	1,1	96,5	112,6	16,1	0,85	1,011	1,167	0,27	1
—	—	0,44	2,1	96,5	126,3	29,8	0,75	1,021	1,308	0,37	1
—	—	0,42	2,0	96,5	125,7	30,1	0,75	1,020	1,312	0,36	1
—	—	0,8	0,3	189,0	203,2	19,2	0,90	1,003	1,102	0,09	1
—	—	0,17	0,6	93,0	107,8	14,8	0,86	1,006	1,159	0,14	1
—	—	0,17	0,6	93,0	107,8	14,8	0,86	1,006	1,159	0,14	1
—	—	0,28	1,0	93,0	111,9	18,9	0,82	1,010	1,203	0,22	1
—	—	0,26	0,9	93,0	112,1	19,1	0,82	1,009	1,205	0,20	1
—	—	0,25	0,9	93,0	112,9	19,9	0,82	1,009	1,203	0,23	1
—	—	0,27	1,0	93,0	112,9	19,9	0,82	1,010	1,203	0,25	1
—	—	0,26	0,9	93,0	117,5	24,5	0,78	1,009	1,263	0,25	1
—	—	0,28	1,0	93,0	117,5	24,5	0,78	1,010	1,263	0,27	1

Изменение ориентировки кристаллов в железе, меди и алюминии

Металлы	Изменение ориентации					
	слабых деформаций			средних деформаций		
	плоскости			плоскости		
	111	101	100	111	101	100
α-железо (пространственно-центрированный куб)	Численно сильно растут	Численно падают	Несколько растет число носителей эдегов. Угол между направлением скольжения и направлением прокатки равен 36°	Численно несколько растут. Угол между направлением скольжения и направлением прокатки равен $19,50^\circ$; имеются октаэдры, повернутые высотами параллельно направлению прокатки	Численно падают	Численно падают. Число плоскостей с диагоналями, параллельными направлению прокатки, растет
Алюминий (градецентрированный куб)	Численно растут. Направление скольжения с направлением прокатки составляет угол $19,50^\circ$	Численно падают	Численно падают	Численно растут	Численно остаются без изменения	Численно падают
Медь (градецентрированный куб)	Численно растут (до 33% обжатия). Направление скольжения с направлением прокатки составляет угол $19,50^\circ$. Имеются плоскости октаэдров с высотами, параллельными направлению прокатки	Численно падают	Численно слабо падают	Численно падают. Высоты октаэдров параллельны направлению прокатки	Численно сильно растут. Короткая диагональ с направлением прокатки составляет угол 35°	Численно сильно падают

Таблица 3

в зависимости от различной степени деформации (по Тамману)

ровки в результате					
силыных деформаций			рекристаллизации		
плоскости			плоскости		
111	101	100	111	101	100
Численно растут. Угол между направлением скольжения и направлением прокатки равен $19,5^\circ$. Растет также число плоскостей октаэдров, высоты которых перпендикулярны к направлению прокатки	Численно несколько падают	Численно падают. Число плоскостей куба, диагонали которых параллельны направлению прокатки, сильно растет. Скольжение идет по плоскости икоситетраэдра. Направление скольжения с направлением прокатки составляет угол 70°	Очень малое число	Большое число	Наибольшее число; ребра и диагонали куба параллельны плоскости прокатки
Численно растут. Высоты октаэдров параллельны направлению прокатки	Численно падают слабо	Пропадают совершенно	Наибольшее число	Большое число	Очень малое число
Совершенно пропадают	Численно значительно растут. Короткая диагональ с направлением прокатки составляет угол 55°	Совершенно пропадают	Наибольшее число. Высоты октаэдров параллельны направлению прокатки	Большое число	Очень малое число

ного металла о том, что зерна металла, деформируясь, приобретают все возрастающее однообразие ориентировки. Причину установленного нами принципиального различия в уширении отожженного и наклепанного металла следует искать в том же явлении изменения ориентировки кристаллитов.

Пластическая деформация в холодном состоянии вместо дезориентированного распределения кристаллитов в исходном материале вызывает упорядочение структуры, причем кристаллиты стремятся расположиться в некотором закономерном порядке; окончательное их расположение зависит от конкуренции имеющихся систем плоскостей скольжения, и в результате последней образуются лишь несколько (одна или две) устойчивых ориентировок. Кроме того, разрыв и перемещение пленки межкуристаллического вещества при более сильных деформациях способствуют примыканию смежных кристаллитов по одноименным плоскостям скольжения и вызывают исчезновение границ между кристаллитами.

Все это, естественно, должно в сильной степени ограничить «свободу» текучести в произвольных направлениях и способствовать истечению кристаллитов в одном каком-либо определенном направлении.

Совершенно другая картина наблюдается при деформациях отожженного металла с текстурой рекристаллизации. Кристаллиты такого металла уже опять более или менее дезориентированы и отделены друг от друга межкуристаллическим веществом; эти кристаллиты деформируются в основном независимо друг от друга.

Предварительно отожженный металл (рекристаллизованный) получает значительно большую «свободу» текучести отдельных кристаллитов в произвольных направлениях, в том числе и в поперечном направлении (уширение).

На основании литературных данных [36—57] наблюдаемые в плоскости прокатки изменения ориентировки зерен в железе, алюминии и меди при различных деформациях объединены нами в три группы деформаций: малых (от 10 до 30), средних (от 30 до 60%) и сильных (выше 60%) с указанием угла, образованного направлением скольжения и направлением прокатки (табл. 3). Характеристика ориентировки после рекристаллизации соответствует температурам, практически примененным в наших исследованиях.

Несмотря на то, что α -железо и алюминий имеют различную кубическую решетку, нет принципиальной разницы в изменении ориентировок при деформациях; во всех стадиях деформации в плоскости прокатки растет число плоскостей октаэдра (111) при неуклонном уменьшении числа плоскостей других ориентировок (101) (100); это означает, что в плоскости прокатки приобретает преобладающее значение кристаллографические плоскости октаэдра. Небольшое различие обоих металлов состоит в том, что в α -железе при малых деформациях несколько растет число плоскостей икоситедра.

Несмотря на то, что медь и алюминий принадлежат к одной и той же гранецентрированной кубической решетке, в поведении этих

металлов при их пластической деформации все же имеется существенная разница.

Медь, обжатая лишь до 30—40%, дает в плоскости прокатки увеличенное число плоскостей октаэдра за счет уменьшения числа плоскостей додекаэдра; при более высоких обжатиях, напротив, число плоскостей октаэдра неуклонно убывает и, наконец, вовсе пропадает. Убывают также с увеличением деформации и вовсе пропадают при очень высоких деформациях плоскости куба; за счет убывания числа плоскостей октаэдра и куба энергично возрастает число плоскостей додекаэдра, достигающее 100% при деформациях, близких к 90%.

При увеличении деформации алюминия неуклонно растет число плоскостей октаэдра, скольжение по которым происходит не только в направлении высот, но и в других направлениях.

Рекристаллизация при температурах, аналогичных тем, которые применялись в наших исследованиях, вызывает образование на плоскостях прокатки во всех исследованных металлах большого количества плоскостей додекаэдра; однако, над ними численно преобладают: в α -железе — плоскости куба, диагонали и ребра которых параллельны направлению прокатки, и в меди и алюминии — плоскости октаэдра, высоты которых параллельны направлению прокатки.

При сопоставлении углов, определяющих направление скольжения по плоскостям скольжения по отношению к направлению прокатки, приняты лишь основные ориентировки; из всех конкурирующих при деформациях плоскостей скольжения наибольшего внимания заслуживают в α -железе плоскости октаэдра (111) и плоскости икоситетраэдра; в меди — плоскости додекаэдра (101) и октаэдра (111) и в алюминии — плоскости октаэдра (111).

Направление скольжения по этим плоскостям с направлением прокатки составляет следующие углы:

Металл и плоскость	При слабых и средних деформациях	При сильных деформациях
α -железо		
Плоскость октаэдра	19,5°	19,5°
Плоскость икоситетраэдра	35°	70°
Алюминий		
Плоскость октаэдра	19,5°	19,5° и 0°
Медь		
Плоскость додекаэдра	35°	55°
Плоскость октаэдра	19,5°	19,5°

Наибольшую склонность к истечению в направлении прокатки при всех деформациях имеет алюминий; при малых деформациях высоты октаэдров, по которым происходит скольжение, с направлением прокатки составляют угол в $19,5^\circ$, а при сильных деформациях — становятся в положение, параллельное с направлением прокатки.

Наименьшую склонность к истечению в направлении прокатки проявляет медь; следует иметь в виду, что плоскостей октаэдра, высоты которых с направлением прокатки образуют угол $19,5^\circ$, очень мало; больше всего встречается плоскостей додекаэдра, короткая ось которых с направлением прокатки составляет при малых деформациях угол 35° , а при сильных — 55° .

Промежуточное положение занимает α -железо. Объясняется это тем, что при слабых и сильных деформациях количество плоскостей октаэдра, высоты которых с направлением прокатки образуют угол $19,5^\circ$, больше, чем плоскостей икоситетраэдра, направление скольжения которых с направлением прокатки образует угол в 35° при слабых деформациях и 70° при сильных деформациях.

Как уже было отмечено, прокатка цинка в предварительном отожженном состоянии и в предварительно наклепанном дает одинаковое уширение. Это объясняется особенностями ориентировки кристаллитов цинка. Принято считать, что скольжение происходит по одной лишь плоскости скольжения — базису (0001). По данным Марка, Полани и Шмида, приведенным Вефером [49], подробно исследовавших механизм пластической деформации при растяжении монокристаллов цинка, кристаллизующегося по гексагональной пространственной решетке, скольжение происходит по базису в направлении, параллельном двум его сторонам.

Этим, между прочим, и объясняется, что все металлы с гексагональной решеткой, и в частности цинк, обладают меньшей пластичностью по сравнению с металлами, имеющими кубическую систему пространственной решетки, у которых благодаря существованию нескольких, в общем, равноценных систем скольжения кристаллиты обладают большей свободой для продолжения процесса деформации.

При прокатке металлов с гексагональной решеткой уже при ранних степенях деформации (10% обжатия) ориентировка кристаллитов устанавливается таким образом, что плоскость базиса оказывается параллельной плоскости прокатки. Дальнейшая деформация вызывает более сильное упрочнение металла, обусловливаемое, с одной стороны, «искажением» атомной решетки пачек скольжения, а с другой — неблагоприятным положением плоскости скольжения относительно направления прокатки и «запиранием» этой плоскости соседними кристаллитами.

Исследование Шмида и Вассермана показало, что во время прокатки цинка происходит также устранение «искажения» решетки и упрочнения благодаря невысокой температуре рекристаллизации цинка и механическому двойникованию его решетки. При таком двойниковании плоскость скольжения становится в новое положение под углом примерно 70° к плоскости проката, создавая тем самым

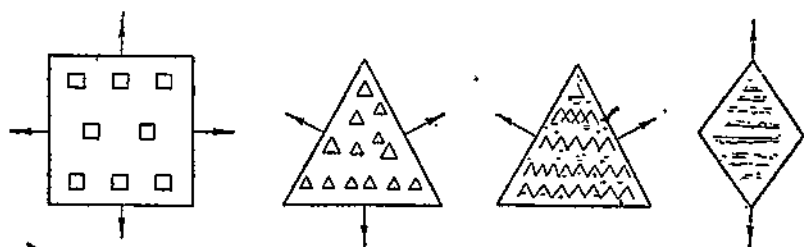
возможность для дальнейшего скольжения и, следовательно, возможность осуществления дальнейшего процесса прокатки.

Рекристаллизация цинка приводит к текстуре, в которой ориентировка кристаллитов совпадает с ориентировкой их после холодной прокатки. Этим и следует объяснить, почему предварительно наклепанный цинк при прокатке не обнаруживает много упрочнения, чем предварительно отожженный. Ограниченной свободой скольжения следует также объяснить меньшую упрочимость цинка по сравнению с упрочимостью металла с кубической пространственной решеткой.

Экспериментальное исследование текстуры

Известно, что в результате глубокого травления на плоскости шлифа металлы кубической системы образуют фигуры травления, схематический вид которых представлен на фиг. 44. В наших исследованиях текстуры был применен метод фигур травления.

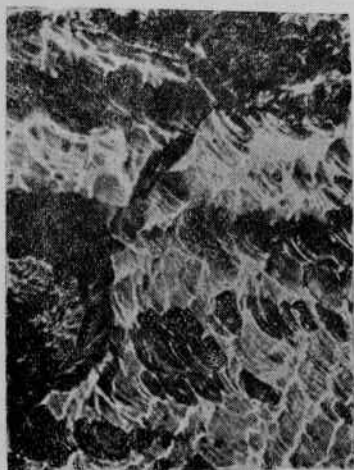
В качестве травителя нами применялся 20%-ный раствор персульфат аммония; объектом исследования служили образцы стали Б. Фигуры травления на образцах выявлялись во всех случаях на плоскости прокатки после 2-й и 4-й прокаток, что соответствует приблизительно 20 и 50% обжатия.



Фиг. 44. Фигуры травления, полученные на различных плоскостях медного кристалла (Тамман).

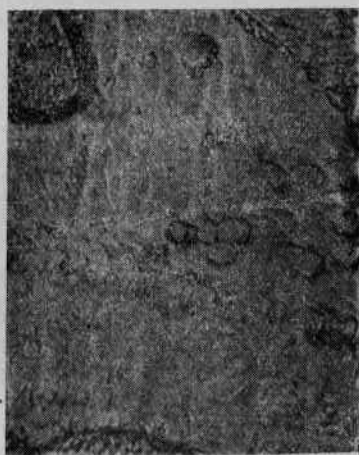
Для фиксирования направления прокатки при фотографировании текстуры образец всегда клался на столик микроскопа так, что поперечное сечение прокатанного образца было перпендикулярно наблюдателю. Зная расположение негатива в кассете, тем самым представлялась возможность установить направление прокатки на негативе и, следовательно, на фотоснимках. Необходимо указать, что поперечное сечение образца на столике микроскопа не всегда было строго перпендикулярно к наблюдателю. По этой причине на фотоснимках можно заметить в некоторых случаях небольшие отклонения параллельности «цепочек» фигур травления с направлением прокатки.

На фиг. 45—53 приводится текстура ряда образцов после 2-го и 4-го тура прокатки, без промежуточного отжига, а на фиг. 54 и 55 — текстуры после рекристаллизации. Текстура рекристаллизации была получена после третьего тура прокатки со степенями обжатия 18,4 и 19,3% и последующим отжигом при температуре 950° в течение 2 часов.



Фиг. 45. Текстура наклепанного образца стали с содержанием 0,115% углерода после 2-ой прокатки (обжатие 22,4%); $\times 500$.

→ Направление прокатки



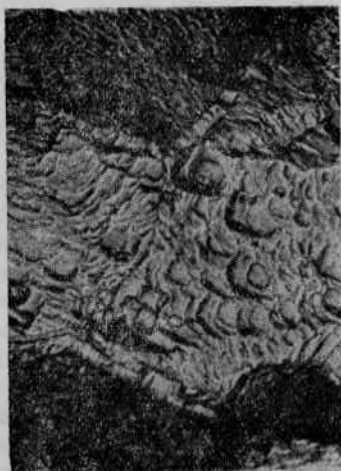
Фиг. 46. Текстура наклепанного образца стали с содержанием 0,115% углерода после 2-ой прокатки (обжатие 21%); $\times 500$.

→ Направление прокатки.



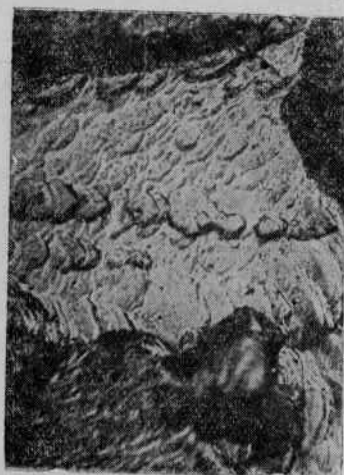
Фиг. 47. Текстура наклепанного образца стали (0,115% C) после второй прокатки (обжатие 22,8%); $\times 500$.

→ Направление прокатки.



Фиг. 48. Текстура наклепанного образца стали (0,115% C) после 4-ой прокатки; обжатие 48; $\times 500$.

→ Направление прокатки.



Фиг. 49. Текстура наклепанного образца стали (0,115% С) после 2-ой прокатки; обжатие 23,2%; $\times 500$.

→ Направление прокатки



Фиг. 50. Текстура наклепанного образца стали (0,115% С) после 2-ой прокатки; обжатие 23,4%; $\times 500$.

→ Направление прокатки.



Фиг. 51. Текстура наклепанного образца стали (0,115% С) после 4-ой прокатки; обжатие 49,6%; $\times 500$.

→ Направление прокатки.



Фиг. 52. Текстура наклепанного образца стали (0,115% С) после 2-ой прокатки; обжатие 19,4%; $\times 500$.

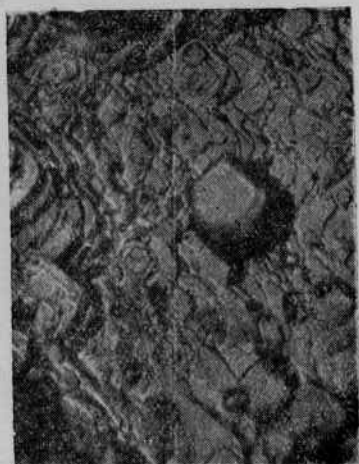
→ Направление прокатки.

Рассматривая фотоснимки текстуры образцов, прокатанных с различной степенью деформации с последующей рекристаллизацией,



Фиг. 53. Текстура наклепанного образца стали (0,115%С) после 4-ой прокатки; обжигание 49%; $\times 500$.

→ Направление прокатки.



Фиг. 54. Текстура отожженного образца стали с содержанием 0,115% углерода после 4-го отжига и предшествовавшей третьей прокатки; обжигание 18,4%; $\times 500$.

можно заметить, что отдельные группы плоскостей скольжения располагаются правильно и образуют «цепочку» фигур травления, сдвинутых одна относительно другой.

Весьма важным обстоятельством, на которое следует обратить внимание, является расположение «цепочек» со сдвинутыми относительно друг друга плоскостями скольжения исключительно по направлению прокатки; такое расположение не случайно, а вполне закономерно.

Совершенно иная картина наблюдается в отожженном металле (фиг. 55). Здесь незаметны вытянутые «цепочки»; наоборот, все поле кристаллита усеяно различно расположенными относительно друг друга и правильно образованными фигурами травления. Фотоснимки текстуры наклепанного металла позволяют отметить во многих



Фиг. 55. То же, что на фиг. 54, но с обжигом 19,3%; $\times 500$.

случаях наличие нескольких ориентировок плоскостей скольжения.

Представлялось вероятным, что упомянутые выше «цепочки» обнаружатся в большом количестве в поле зрения каждого кристаллита и в одинаково ориентированных соседних кристаллитах. Однако на фотоснимках этого не обнаруживается. «Цепочки» видны лишь в отдельных местах определенного кристаллита. Это обстоятельство можно объяснить неполной однородностью ориентировки кристаллической решетки, даже в границах одного и того же кристаллита.

Литературные данные, а также результаты нашей экспериментальной работы, позволяют сделать следующие выводы о влиянии текстуры на уширение металла: алюминий должен давать (и практически дает) меньшее уширение, чем медь, медь — большее, чем железо, а цинк — меньшее, чем алюминий, железо и медь.

На основании отмеченного совпадения данных теории и практики можно с достаточной уверенностью считать, что различная ориентировка и «свобода» текучести кристаллитов в предварительно отожженных (рекристаллизованных) и предварительно наклепанных (неотожженных) образцах железа, меди и алюминия с кубической пространственной решеткой и цинка с гексагональной пространственной решеткой, несомненно, составляют основную причину различного уширения металла при его прокатке.

ВЫВОДЫ

Результаты данной исследовательской работы по определению зависимости уширения стали (а также меди, алюминия и цинка) позволяют сделать следующие основные выводы:

1. Исследованные металлы кубической системы (малоуглеродистая сталь, медь и алюминий) при прокатке в неизменно заданном направлении (один раз без промежуточного отжига между отдельными пропусками и другой раз — с промежуточным отжигом между ними) дают при одном и том же коэффициенте обжатия ($\gamma = h_2 : h_1$) больший коэффициент уширения ($\beta = b_2 : b_1$) и меньший коэффициент удлинения ($\lambda = l_2 : l_1$) в том случае, когда прокатка ведется с промежуточным отжигом.

2. Причина уменьшения способности к уширению при прокатке по мере деформирования металла кубической системы (малоуглеродистая сталь, медь и алюминий) скрывается, вероятно, в особенностях текстуры.

Микроструктура и текстура, свойственные неотожженному (наклепанному) металлу кубической системы, прокатываемому в неизменно заданном направлении, способствуют получению меньшего уширения (большей вытяжки) по сравнению с уширением (вытяжкой), вызванным микроструктурой и текстурой рекристаллизованного металла.

3. Отмечается особое поведение алюминия, благодаря которому последний по результатам пластической деформации (уширению и вытяжке) приближается к стали и удаляется от меди, несмотря на то, что медь и алюминий принадлежат к одной и той же кубической гранецентрированной решетке.

4. Цинк, кристаллизующийся в гексагональную пространственную решетку, при прокатке в неизменно заданном направлении не дает разницы в уширении, независимо от того, применяется ли промежуточный отжиг или не применяется.

5. Уширение постепенно увеличивается при переходе от цинка к алюминию, к малоуглеродистой стали и к меди.

ЛИТЕРАТУРА

1. E. Scheld. St. u. Eis., 1910, 10.
2. В. Е. Грум-Гржимайло. Прокатка и калибровка, 1933.
3. J. Kollmann. Über die Festigkeit des Eisens, 1880.
4. D. Bradschaw. The Iron Age, 1910, 8;
5. Schruiff und Scheld. St. u. Eis. 1910.
6. Tafel, und Scheld. St. u. Eis. 1910.
7. Тафель. Прокатка и калибровка, 1930 г.
8. N. Metz. Arch. f. d. Eis., 1927.
9. Houdremont. St. u. Eis., 1930, 44.
10. Н. В. Гутковский. Известия Сибирского института металлов, 1931, 1.
11. Грум-Гржимайло. Прокатка и калибровка, 1930.
12. М. В. Вращкий. Известия Донского политехнического института 1928, 10.
13. А. П. Виноградов, Введение в изучение деформации стали, 1929.
14. И. М. Павлов. Теория прокатки, 1934.
15. А. Ф. Головин. Прокатка.
16. Гинцбург и Гельдерман. Сообщения Центрального института металлов, 1935, 18.
17. Oberhoffer. Met. u. Erz., 1918.
18. Tafel u. Anke. Zeitschrift f. Metal., 1927.
19. Pompu. Lueg. St. u. Eis., 1933, 31.
20. Emicke u. Rodenbach. St. u. Eis., 1924, 51.
21. Hopfer. Mitteil. K.-W. Inst., 1928, 14.
22. Maufaender. St. u. Eis., 1933, 23.
23. Вращкий и Александров. Труды Харьковского института металлов, 1933.
24. Sachs. Zeitschr. f. Metallkunde, 1927, 5.
25. В. П. Северденко. Труды МИС, 1940.
26. Рудбах и Северденко. Труды МИС, 1936.
27. П. Ф. Бутырин. Ж.Р.М.О., 1914, 1.
28. Истомин и Берман. Прокатка цветных металлов, 1934, 1.
29. Тоже, 1934, II.
30. Карпентер. Рекристаллизация металлов, 1933, I.
31. Burgers. Рекристаллизация металлов, 1933, I.
32. Штейнберг. Металловедение, 1933, II.
33. Штейнберг. Металловедение, 1934, I.
34. Бочвар. Цветные металлы, 2.
35. Siebel u. Osenberg. Mitteil K.-W. Inst. 1934, XVI, 4.
36. Тамман. Металловедение, 1935.
37. Masing. Zeitschrift f. Metal., 1924.
38. Jeffries a. Archer. The Science of Metals, 1924.
39. Dehlinger. Annalen der Physik, 1929, 2.
40. Körber. Mitteil. K.-W. Inst., 1922.
41. Stead. Iron Steel Inst., 1923.
42. Siebel u. Pomp. Mitteil. K.-W. Inst., 1929, 4.
43. Grenlich. St. u. Eis., 1930, 40.
44. Зибель. Обработка металлов в пластическом состоянии.
45. Бочвар, Основы термической обработки сплавов, 1931 г.

46. Г л о к к е р, Рентгеновские лучи и испытание материалов, 1932.
 47. З а й м о в с к и й, Кач. сталь, 1935, 8.
 48. G o u g h. Proc. Roy. Soc., 1928, 118.
 49. В е ф е р, Металлофизика, 1933.
 50. K ö r b e r. Mitteil. K.-W. Inst., 1922, 11.
 51. З а у э р в а л ь д. Пособие по металлвоведению, 1933.
 52. Т а м м а н н и. H e i n z e l. Z. f. A. u. A. Chem., 1927, 163.
 53. Т а м м а н н и. M e y e r. Z. f. Metallkunde, 1927, 19.
 54. Ф р а н ц е в и ч, Деформация стали, 1933.
 55. Т а м м а н н и. M e y e r. Z. f. Metallkunde, 1926, 11.
 56. Т а м м а н н и. H e i n z e l. Z. f. Metallkunde, 1927, 9.
 57. Т а м м а н н и. M e y e r. Z. f. Metallkunde, 1926, 176.
-

ЗАКОНЫ КАЛИБРОВКИ ЧЕРНОВЫХ ФАСОННЫХ ПРОФИЛЕЙ¹

В основе построения калибровки ручьевых прокатных валков должно лежать всестороннее знание явлений, происходящих при деформации металла в калибре. Эти явления еще далеко не полностью изучены даже для столь распространенных видов фасонной стали, как двутавровые и швеллерные балки, рельсы и им подобные профили. Поэтому целесообразно подвергнуть тщательному анализу хорошо действующие калибровки, а также организовать опыты и наблюдения для установления тех закономерностей, которые характерны для различных условий прокатной практики.

При калибровке прокатных валков стремятся обеспечить: 1) точный профиль; 2) чистоту поверхности полосы; 3) отсутствие внутренних напряжений в прокатанном продукте; 4) высокую производительность стана и 5) удобство работы вальцовщика.

Наши исследования относятся к рассмотрению первой задачи, т. е. условий получения точного профиля при прокатке фасонных профилей.

Точность конечного профиля связана с соблюдением правила пропорциональных обжатий во всем ряду фасонных калибров и с хорошим заполнением первого фасонного калибра. Недостаточное заполнение черновых фасонных калибров ведет к невыполнению конечного профиля. Переполнение чернового фасонного калибра ведет к образованию заусенцев, которые при охлаждении в процессе дальнейшей прокатки вдавливаются в металл и служат источником образования расслоений, закатов и волосовин.

Из сказанного ясно, как важно изучить поведение металла при деформации в черновых фасонных калибрах, от которых в конечном итоге зависит успех получения точного по форме и размерам доброкачественного готового продукта.

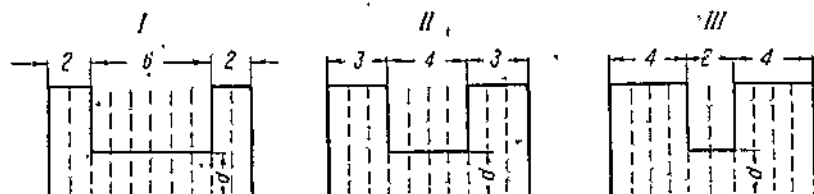
Задачей данной исследовательской работы является изучение закономерностей при деформации металла в разрезающих и в трапециодальных калибрах.

Изучением вопросов, связанных с переходом от квадратного или прямоугольного сечения заготовки к черновым фасонным профилям, подготовляющим форму конечного продукта, занимался ряд исследователей.

¹ Настоящая диссертационная работа выполнена под научным руководством проф. В. Н. Рудбаха.

дователей. Наибольший интерес представляют исследования Тафеля, Грум-Гржимайло, Экелунда и Метца.

Тафель [1] установил закон «средней арифметической» естественных длин. Смысл этого закона заключается в том, что полоса, отдельные части поперечного сечения которой при прокатке подвергаются неодинаковым обжатиям, получает длину, равную приблизительно средней арифметической «естественных длин» отдельных неравномерно обжимаемых частей.



Фиг. 1. Форма калибров и метод разбивки их на равные по ширине участки (Тафель).

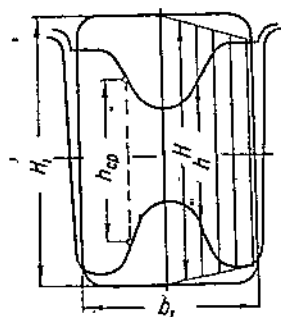
В первых опытах Тафеля на валках диаметром 350 мм были расположены калибры, показанные на фиг. 1; в эти калибры задавались заготовки прямоугольного сечения, нагретые до температуры 1000°, при отсутствии простора для уширения. В этих и в многочисленных последующих опытах автора фактические длины неравномерно обжимаемых заготовок показали отклонения от длины, подсчитанных по правилу «средней арифметической», не превышающие 5%.

Тафель останавливается на случае прокатки заготовки прямоугольной формы в разрезающем калибре и определяет на основании своего правила площадь поперечного сечения полосы после прокатки в названном калибре.

Разрезающие и им подобные калибры являются объектами, для которых правило средней арифметической могло бы иметь существенное практическое значение, поэтому мы остановимся на этих калибрах в целях проверки пригодности метода Тафеля.

Тафель пользуется своим методом следующим образом: калибр и исходное сечение задаваемой в него заготовки делится вертикальными прямыми на равные по ширине участки (фиг. 2), находят высоты H и h , а из отношений определяется коэффициент вытяжки полосы как средняя арифметическая этих отношений:

$$\lambda = \frac{L_2}{L_1} = \frac{\sum \frac{H}{h}}{n},$$



Фиг. 2. Схема разбивки разрезающего калибра для расчета по методу Тафеля.

где n — число участков, на которые были разбиты калибр и профиль исходной заготовки.

Пренебрегая уширением и на основании закона постоянства объема (при длине исходной заготовки L_1 , равной единице), вычисляется средняя высота H_{cp} полосы после прокатки в разрезающем калибре по формуле:

$$H_{cp} = \frac{H_1}{\lambda} = \frac{H_1}{\sum \frac{H}{h}} \cdot n,$$

где H_1 — высота задаваемой заготовки.

Попоставление величин H_{cp} и h_{cp} средней высоты калибра характеризует степень заполнения калибра, а именно:

- а) при $H_{cp} > h_{cp}$ — калибр переполнен,
- б) при $H_{cp} < h_{cp}$ — калибр не заполнен,
- в) при $H_{cp} = h_{cp}$ — калибр заполнен без избытка и недостатка.

Тафель полагал, что этим найден научный метод для проверки правильности калибровок, в которых не соблюдено правило пропорциональных обжатий.

К сожалению, закон Тафеля грешит против правил элементарной геометрии. На основании последних, общая длина полосы (L_2) может равняться средней арифметической естественных длин отдельных ее частей лишь в случае абсолютного равенства площадей поперечного сечения этих частей. При неравных же поперечных сечениях последних фактическая длина полосы будет всегда меньше среднеарифметической их естественных длин, потому что большие значения естественных длин являются неполноценными, поскольку они относятся к сильно обжатым частям со сравнительно малым поперечным сечением (фиг. 3).

Отклонение фактической длины в меньшую сторону будет тем больше, чем больше разница в обжатии отдельных частей. В случае разрезающего калибра разница в обжатии отдельных частей тем больше, чем острее угол гребня разрезающего калибра; поэтому отклонения средней арифметической естественных длин от фактической длины прокатанной полосы будет тем больше, чем меньше угол гребня.

Отсюда понятно, что длина прокатанной полосы, подсчитанная по правилу средней арифметической естественных длин, окажется всегда больше длины, подсчитанной на основе закона постоянства объема.

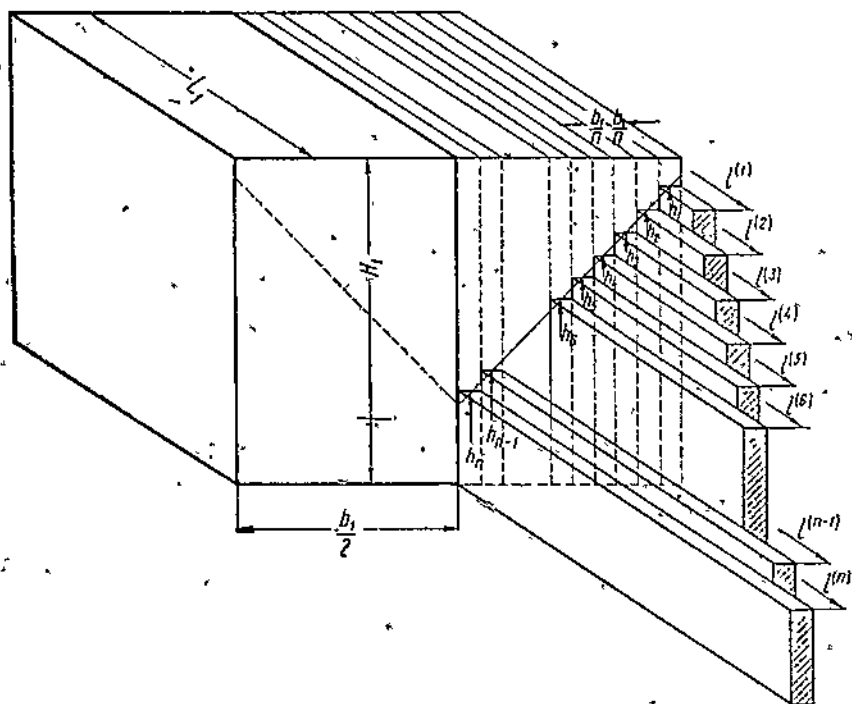
Ниже приводятся подсчеты, дающие конкретное представление о значении противоречия в методе Тафеля.

Фиг. 3 иллюстрирует воображаемый процесс вытяжки каждой отдельной части неравномерно обжимаемой заготовки ($H_1 \times b_1 \times L_1$) до естественной ее длины, отвечающей индивидуально ее обжатию, при отсутствии уширения:

$$l^{(1)} = \frac{H_1}{h_1} L_1; \quad l^{(2)} = \frac{H_1}{h_2} L_1 \text{ и т. д.}$$

Общая формула для определения длины полосы по закону Тафеля принимает вид:

$$L_T = \frac{L_1 \left(\frac{H_1}{h_1} + \frac{H_1}{h_2} + \frac{H_1}{h_3} + \dots + \frac{H_1}{h_n} \right)}{n} \quad (1)$$



Фиг. 3. Иллюстрация к закону Тафеля «О средней арифметической естественных длин»:

$l^{(1)}, l^{(2)}, \dots, l^{(n)}$ — естественные длины.

$h_1, h_2, \dots, h_n$ — средние высоты отдельных участков калибра.

L_1, H_1 и b_1 — начальные: длина, высота и ширина заготовки.

Формула для определения длины полосы по закону постоянства объема имеет вид:

$$L_{п.о.} = L_1 \cdot \frac{F_1}{F_2}, \quad (2)$$

где F_1 — сечение полосы до прохода,

F_2 — сечение полосы после прохода.

На основании данных, приведенных на фиг. 3, последняя формула (2) может быть представлена в следующем виде:

$$L_{п.о.} = L_1 \frac{n \cdot H_1}{(h_1 + h_2 + h_3 + \dots + h_n)}.$$

Расхождение между значениями, подсчитанными по формулам (1) и (2), проще всего характеризуется их отношением:

$$\frac{L_T}{L_{n,0}}$$

Чем ближе численное значение этого отношения к единице, тем ближе к истине длина полосы, подсчитанная по правилу «средней арифметической естественных длин». Это отношение в общем случае принимает вид:

$$\frac{L_T}{L_{n,0}} = \frac{\left(\frac{1}{h_1} + \frac{1}{h_2} + \dots + \frac{1}{h_n}\right)(h_1 + h_2 + \dots + h_n)}{n^2}$$

В диаграммах на фиг. 4 и 5 в табл. 1 приводятся результаты подсчета величины $\frac{L_T}{L_{n,0}}$ по указанной формуле для разрезающих калибров с углами гребней $\varphi = 160; 130, 90, 60^\circ$.

Таблица 1

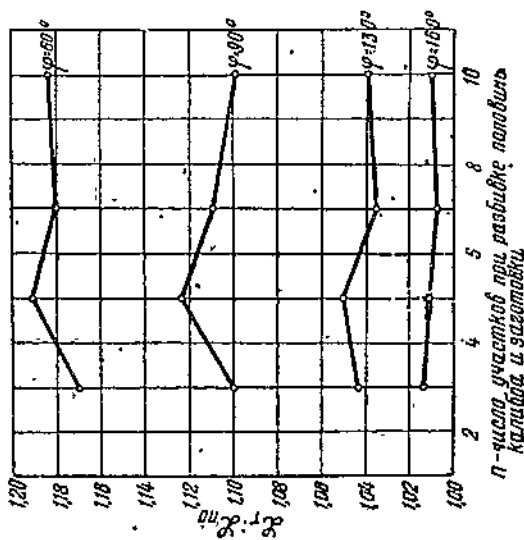
Результаты подсчета величины $\frac{L_T}{L_{n,0}}$ в зависимости от числа участков n и от угла разрезающего гребня φ (фиг. 4 и 5)

Угол гребня \ Число участков в половине калибра	3	5	7	10	Диапазон колебаний
160°	1,013	1,008	1,004	1,003	0,4—1,3%
130°	1,042	1,048	1,037	1,04	3,5—5%
90°	1,10	1,126	1,11	1,098	10—12,5%
60°	1,15	1,19	1,18	1,183	15—19%

Примечание. Отклонение L_T от $L_{n,0}$ не является постоянной величиной для данного угла гребня; оно меняется в зависимости от взаимоотношений размеров калибра; цифры в таблице характеризуют частный случай и показывают на примере, что отклонения достигают существенных значений.

В основу подсчета положены калибры, отвечающие по форме фиг. 3, а по размерам — калибрам, примененным при экспериментировании (ширина у основания 24,7 мм и высота против вершин гребня 5 мм).

Расчет произведен для половины каждого калибра, разбитого последовательно на 3, 5, 7 и 10 участков по ширине.

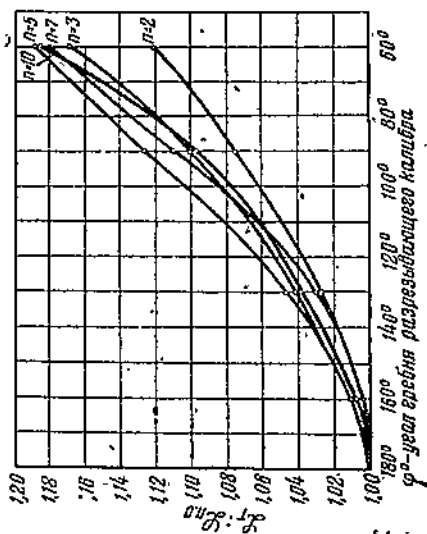


Фиг. 4. Отклонение результатов подсчета по закону Тафеля от результатов подсчета по закону постоянства объема (для разрезающего калибра).

L_T — длина полуса по Тафелю.

L_n, o — длина полуса по закону постоянства объема.

φ° — угол гребня разрезающего калибра.



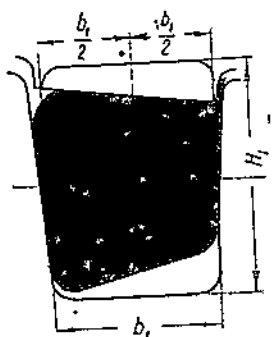
Фиг. 5. Отклонение результатов подсчета по закону Тафеля от результатов подсчета по закону постоянства объема (для разрезающего калибра).

L_T — длина полуса по Тафелю.

L_n, o — длина полуса по закону постоянства объема.

φ° — угол гребня разрезающего калибра.

Из диаграмм и таблицы следует, что число участков n не оказывает влияния на отношение $\frac{L_T}{\varphi_{n,0}}$; что же касается влияния угла гребня, то здесь закономерность такова, что с увеличением угла гребня φ° отношение $\frac{L_T}{\varphi_{n,0}}$ уменьшается, и наоборот. Подсчеты вполне подтверждают высказанные выше соображения.



Фиг. 6. Схема заполнения трапецидального калибра по Грум-Гржимайло.

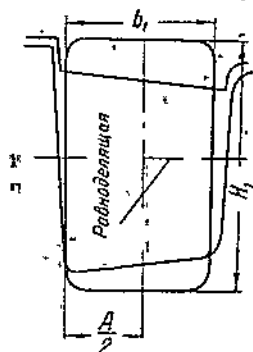
Из изложенного с очевидностью вытекает, что закон Тафеля «О средней арифметической» теоретически необоснован. Практически же, в определенных границах, результаты подсчета по методу Тафеля могут расцениваться как некоторые приближения к истинным значениям. Ниже, в экспериментальной части, приводятся данные опытов, при помощи которых проверялись вышеуказанные теоретические выкладки.

Грум-Гржимайло [4] сформулировал правило «О несместимости равноделящей» при прокатке заготовки прямоугольного сечения в трапецидальном калибре. Рассматривая процесс деформации в трапецидальном калибре, имеющем форму, указанную на фиг. 6, автор высказывает следующее по-

ложение: «Нетрудно заметить, что левая половина заготовки деформируется в меньшей степени, чем правая половина; поэтому правая половина заготовки, вытягиваясь больше, чем левая, утянет последнюю. В результате, в левой части калибра получится невыполненным, а в правой части образуется заусенка». Чтобы избежать этого нежелательного явления, Грум-Гржимайло рекомендует воспользоваться следующим правилом (фиг. 7): «Если, идя от отделочного ручья, мы доходим до несимметричного черного ручья, то надо найти линию, равноделящую площадь этого профиля; расстояние $\frac{A}{2}$ и есть половина ширины поступающей в калибр болванки».

По мнению Грум-Гржимайло, закон «о несместимости равноделящей» находит подтверждение на практике. Автор приводит примеры из практики прокатки рельсов на бывшем заводе Новороссийского общества (ныне завод им. Сталина в Донбассе) и из практики прокатки таврового железа на бывшем Каменском заводе (ныне завод им. Дзержинского).

Заметим, что закон «о несместимости равноделящей» не противоречит основам теории пластической деформации (закону постоянства объема и закону истечения), если формулировку строить на тех предположениях, из которых исходил Грум-Гржимайло.



Фиг. 7. То же, что на фиг. 6.

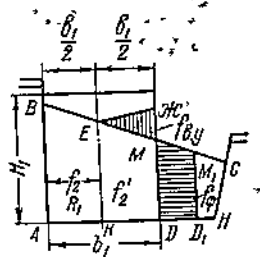
Автор исходил из того, что «прижатая к большому основанию трапециoidalного калибра полоса в части, смежной с широким основанием трапеции, только удлиняется, в части же, смежной с меньшим основанием, удлиняется и вынужденно уширяется». Указанное положение определяется эскизом, содержащим трапециoidalный калибр $ABCH$ (фиг. 8), в котором прокатывается заготовка прямоугольного сечения шириной b_1 и высотой H_1 .

Равноделящая заготовки находится посередине ширины заготовки и отстоит на расстоянии $R_1 = \frac{b_1}{2}$ от линий AB большого основания трапециoidalного калибра. Если считать, что нормальное свободное уширение не имеет места, то левая половина заготовки должна обжиматься в трапецию $ABEK$ площадью f_2 , а правая половина — в трапецию $KEMD$ площадью f'_2 . Разность между площадями $ABEK$ и $KEMD$ равна площади $\triangle EKM$, т. е. $f_{\text{с.н.}} = f_2 - f'_2$. По закону Грум-Гржимайло подразумевается, что весь металл, отвечающий сечению EKM , смещается в сторону малого основания трапециoidalного калибра и обуславливает вынужденное уширение в виде прироста ширины полосы на площадку DM_1D_1 , равную по площади EKM . При таких условиях истечения металла равноделящая площади полосы, конечно, остается на своем месте.

Таким образом в положениях Грум-Гржимайло: 1) пренебрегается свободным уширением; 2) допускается, что неравномерность в деформации левой и правой частей полосы полностью реализуется в порядке вынужденного уширения.

По поводу этих допущений следует отметить, что свободное уширение, как правило, всегда имеет место при прокатке; оно, в зависимости от обстановки, в которой совершается процесс, проявляется в большей или меньшей мере. В данном случае форма калибра не особенно благоприятствует уширению, и этим обстоятельством в известной степени оправдывается первое допущение. Что касается сообщения о реализации неравномерности деформации в виде вынужденного уширения, то последнее является вообще вполне справедливым; однако, обстановка в трапециoidalном калибре не благоприятствует деформации в той же мере, в какой не благоприятствует свободному уширению; это обстоятельство заставляет сомневаться в том, что между означенными градиентами на деле устанавливается полная эквивалентность.

Первоочередными факторами, влияющими на оба упомянутые вида уширения, должны быть признаны величина линейного обжатия полосы, зависящая от высоты употребляемой заготовки, и наклон между непараллельными сторонами трапециoidalного калибра. Первый из этих факторов действует в противоположном направлении на свободное и на вынужденное уширение; когда под его влиянием свободное уширение увеличивается, вынужденное уширение должно



Фиг. 8. Трапециoidalный калибр.

уменьшаться. Второй фактор влияет в одинаковом направлении на оба вида уширения, и чем больше угол наклона между непараллельными сторонами, тем больше будет затруднено проявление обоих видов уширения.

На основании приведенных соображений можно допустить, что соотношение между площадями DM_1D_1 и EJM не будет всегда выражаться равенством; возможны следующие три варианта:

$$\begin{aligned} f_{\phi} &< f_{\phi.н}; \\ f_{\phi} &= f_{\phi.н}; \\ f_{\phi} &> f_{\phi.н}. \end{aligned}$$

Предположим, что в результате деформации в трапециoidalном калибре площадь фактического уширения f_{ϕ} окажется меньше площади, обуславливающей вынужденное уширение $f_{\phi.н}$, т. е. отношение $\frac{f_{\phi}}{f_{\phi.н}} < 1$.

Это означает, что не весь металл пошел на вынужденное уширение; часть его направлена на удлинение всей полосы. В данном случае равноделящая полосы окажется смещенной в сторону большого основания трапециoidalного калибра.

Предположим, что в результате деформации площадь фактического уширения f_{ϕ} окажется равной площади, обуславливающей вынужденное уширение $f_{\phi.н}$, т. е. отношение $\frac{f_{\phi}}{f_{\phi.н}} = 1$. В этом случае равноделящая осталась на своем месте. Этот случай отвечает положением Грум-Гржимайло.

Предположим, наконец, что в результате деформации площадь фактического уширения окажется больше площади, обуславливающей вынужденное уширение, т. е. отношение $\frac{f_{\phi}}{f_{\phi.н}} > 1$. В этом случае равноделящая окажется смещенной в сторону малого основания трапециoidalного калибра.

Задачей нашего исследования является выяснение экспериментальным путем, в какой мере практически наблюдается смещение равноделящей в ту или другую сторону под влиянием вышеуказанных факторов (H и ϵ). Соответствующие опыты проводились при прокатке заготовок точно определенного сечения в трапециoidalных калибрах.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ЧАСТЬ

Опыты проводились на стане горячей прокатки; средний диаметр валков 210 мм, длина бочки 315 мм, число оборотов валков в минуту 45.

В качестве материала для заготовок прямоугольного и трапециoidalного сечений была применена малоуглеродистая сталь с содержанием 0,12% углерода. Нагрев заготовки производился в газовой печи. Температура пламени в печи измерялась термопарой, а температура металла — оптическим ардометром. Температура нагрева металла колебалась, в зависимости от целей и назначения опыта, в пределах 900—1200°.

Для уравнивания условий образования окалина, нагрев всех заготовок в газовой печи производился по возможности с соблюдением постоянства температуры нагрева, времени выдержки и условий по-садок.

Образцы (заготовки) изготавливались с точностью 0,03 мм. После прокатки заготовок из остывших полос вырезались темплеты, которые подвергались измерениям (точность микрометра 0,01 мм).

В связи с неравномерной деформацией в черновых фасонных калибрах, фактическая длина полосы после прокатки не поддается непосредственному измерению с приемлемой точностью, поэтому для определения размеров был применен метод взвешивания темплетов.

С целью обеспечения достаточной точности при расчетах калибры вычерчивались с увеличением в десять раз. Такой порядок позволял измерять линейные размеры калибра с точностью до 0,01 мм и определять с той же точностью уширение металла при прокатке в разрезающем и трапециoidalном калибрах.

Контуры, в пределах которых происходило уширение металла при деформации, наносились на чертеж калибра на основании измерения точечным микрометром ширины темплета прокатанной полосы.

При описании опытов и при обработке результатов, полученных в порядке экспериментирования, употреблялись следующие обозначения.

А. Для исходных размеров образца (до прокатки):

b_1 — ширина образца прямоугольного профиля, мм

H_1 — высота образца прямоугольного профиля, мм

L_1 — длина образца прямоугольного профиля, мм

$F_1 = b_1 \cdot H_1$ — площадь поперечного сечения образца прямоугольного профиля, мм².

$l_{т.п}$ — длина темплета.

Б. Для конечных размеров образца (после прокатки):

L_T — длина, вычисленная по правилу «средней арифметической» Таффеля, мм.

$L_{ф}$ — фактическая длина, установленная измерением, мм.

$L_{т.о}$ — длина, вычисленная по закону постоянства объема, мм.

F_2 — площадь сечения образца, мм².

Q — площадь использованной части пространства для уширения в разрезающем калибре, мм².

$f_{ф}$ — площадь полного фактического уширения в трапециoidalном калибре, мм².

$f_{с.н}$ — часть смещенной площади, отражающая неравномерность деформации при сопоставлении левой и правой половинок образца, мм².

В. Для размеров калибра:

ab — ширина калибра у нижнего основания, мм.

cd — ширина калибра у верхнего основания, мм.

$H_{ф}$ — высота калибра с края, мм (фиг. 9 и 10).

$b_{ср}$ — средняя ширина калибра; $b_{ср} = \frac{ab + cd}{2}$, мм.

$F_{кал}$ — площадь калибра, вычисленная по чертежу, мм².

h_{cp} — средняя высота калибра; $h_{cp} = \frac{F_{клб}}{b_{cp}}$, мм.

$f\varphi$ — площадь простора для уширения со стороны большого основания трапеции в трапециoidalном калибре.

Q_1 — площадь простора для уширения в разрезающем калибре, мм².

φ° — угол гребня разрезающего калибра.

ε° — угол наклона стороны трапециoidalного калибра.

f_2 — площадь части трапециoidalного калибра, отвечающей слабо обжимаемой половине исходного образца, мм².

f'_2 — площадь части трапециoidalного калибра, отвечающей сильно обжимаемой половине исходного образца, мм².

«Средняя арифметическая естественных длин» (закон Тафеля)

Наши опыты для проверки правила о «средней арифметической» проводились в разрезающих калибрах при наличии простора для уширения и при его отсутствии.

Длина полосы после прокатки L_T подсчитывалась по правилу «средней арифметической» согласно формуле:

$$L_T = \frac{L_1 \left(\frac{H_1}{h_1} + \frac{H_2}{h_2} + \dots + \frac{H_n}{h_n} \right)}{n},$$

где n — число участков, на которое разделены калибр и заготовка.

Вычисленная таким образом «расчетная» длина L_T сравнивалась с длиной L_ϕ фактической, полученной после прокатки.

а) При наличии простора для уширения

Опыты проведены в калибрах 1, 2, 3, 4, 5, 6 и 8 (фиг. 11 и 12) на вальках диаметром 210 мм (фиг. 13 и 14).

Примененные калибры состояли из следующих групп: 1) калибр 8 с углом гребня $\varphi=160^\circ$, 2) калибры 1, 2 и 3 с углом гребня $\varphi=130^\circ$, 3) калибры 4, 5 и 6 с углом гребня $\varphi=92^\circ$.

В указанных калибрах были прокатаны в горячем состоянии заготовки прямоугольного сечения, причем ширина заготовок во всех случаях была меньше ширины калибра.

Вследствие этого при деформации полосы имела возможность уширяться на величину в 1,7—4,5 мм (считая уширение по размеру калибра b_{cp}).

Из прокатанных полос по остыванию вырезались темплеты, при помощи которых определялась фактическая длина полосы; последняя сравнивалась с теоретической длиной L_T , вычисленной по правилу «средней арифметической».

Результаты опытов (табл. 2, 3 и 4) показывают, что: а) при наличии простора для уширения во всех случаях расчетная длина L_T получается больше фактической длины L_ϕ , б) расхождение между длинами L_T и L_ϕ зависит в заметной степени от двух факторов: величины угла разрезающего гребня калибра φ° и величины простора для уширения ($b_{cp} - b_1$), мм.

Проверка правила «средней арифметической» при прокатке в разрезывающем калибре с углом гребня в 160° и при наличии простора для уширения

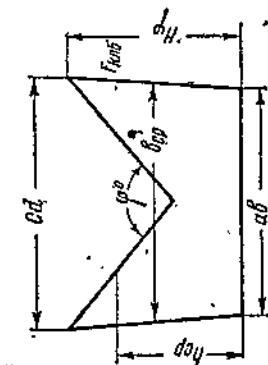
№ п/п	Калибр №	Размеры разрезывающего калибра по чертежу				Исходные размеры образца в холодном состоянии				Профиль исходный	Простор для уширения $b_{cp} - b_1$, мм	Длина образца после прокатки, мм			% отклонения между длинами	Температура нагретого образца
		φ°	b_{cp} , мм	$F_{клб}$, мм ²	k_{cp} , мм	b_1 , мм	H_1 , мм	L_1 , мм	$F_1 = b_1 H_1$, мм ²			расчетная	фактическая	L_{ϕ}		
1	8					27	20,8	143	562	прямоугольный	4,3	197(191,5)	190	190	3,6(0,3)	1075
2	8					27	20,8	140	562	»	4,3	193(187,4)	187	187	3,2(0,2)	1085
3	8					27,6	19	105	524	»	3,7	136(131,8)	130	130	4,6(1,4)	1080
4	8	160	31,3	450	14,3	27,6	18	103	497	»	3,7	129(125,5)	124	124	4,0(1,2)	1070
5	8					28	18	176	504	»	3,3	231(225)	226	226	2,2(0,4)	1090
6	8					29,6	21	129	622	»	1,7	181(178,6)	179	179	1,1(-0,2)	1080
7	8					29,6	19	130	562	»	1,7	170,5(168,8)	170	170	0,2(-0,1)	1080

Цифры в скобках получены при подсчете длины L_T с учетом уширения металла в калибре

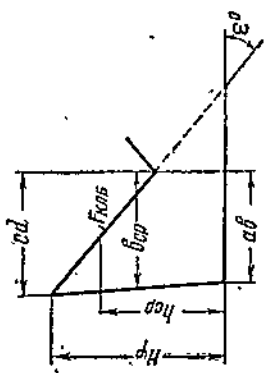
$$b_{cp} = \frac{ab + cd}{2}$$

$$k_{cp} = \frac{F_{клб}}{b_{cp}}$$

(см. фиг. 9)



Фиг. 9. Обозначения для разрезывающего калибра.



Фиг. 10. Обозначения для трапециoidalного калибра.

Проверка правила «средней арифметической» при прокатке в разрезывающем калибре с углом гребня в 130° и при наличии простора для уширения

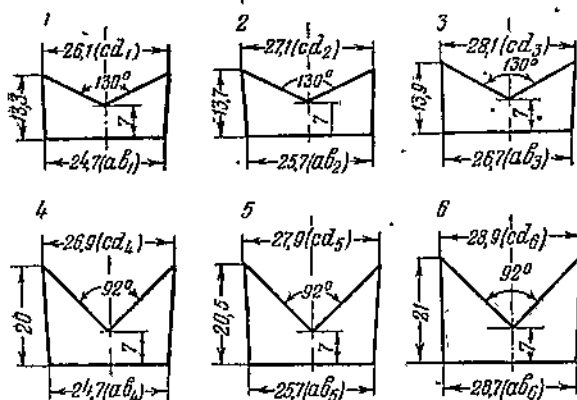
№ п/п	Ка- либр №	Размеры разрезывающе- го калибра по чертежу				Исходные размеры образца в холодном состоянии			Профиль исход- ный	Простор для уширения $b_{cp} - b_1$, мм	Длина образца после прокатки, мм		% отклоне- ния между длинами $\frac{L_T - L_{\phi}}{L_{\phi}} \cdot 100$	Температура на- гретая образца в печи, $^\circ\text{C}$
		φ°	b_{cp} , мм	$F_{\text{разб}}$, мм ²	$b_{cp} = \frac{F_{\text{разб}}}{h_{cp}}$, мм	b_1 , мм	H_1 , мм	L_1 , мм			расчетная L_T	фактиче- ская L_{ϕ}		
1	1	130	25,35	218	8,6	23,24	13,0	139	Прямо- уголь- ный	2,11	211(197,2)	193,5	[8,7(2,2)	960
2	1	130	26,35	218	8,6	23,6	12,0	139	»	1,85	200(188,3)	187	6,9(0,7)	1085
3	1	130	25,35	218	8,6	23,8	13,6	125	»	1,65	188,7(184)	185	2,0(43)	1050
4	2	130	26,35	231	8,76	23,8	13,6	139	»	2,65	188(178,7)	178	6(0,4)	1050

Таблица 4

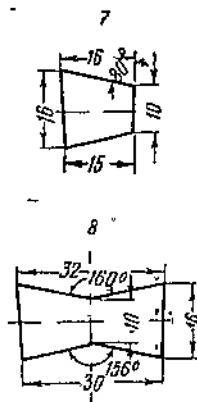
Проверка правила «средней арифметической» при прокатке в разрезывающем калибре с углом гребня в 92° и при наличии простора для уширения

№ п/п	Ка- либр №	Размеры разрезывающе- го калибра по чертежу				Исходные размеры образца в холодном состоянии			Профиль исход- ный	Простор для уширения $b_{cp} - b_1$, мм	Длина образца после прокатки, мм		% отклоне- ния между длинами $\frac{L_T - L_{\phi}}{L_{\phi}} \cdot 100$	Температура на- гретая образца в печи, $^\circ\text{C}$
		φ°	b_{cp} , мм	$F_{\text{разб}}$, мм ²	$b_{cp} = \frac{F_{\text{разб}}}{h_{cp}}$, мм	b_1 , мм	H_1 , мм	L_1 , мм			расчетная L_T	фактиче- ская L_{ϕ}		
1	6	92	28	450	16,1	23,5	22	148	прямо- угольный	4,5	214	178	20	1050
2	6	92	27	432	16	23,5	22	148	»	3,5	214	184	16,2	1050
3	4	92	25,7	308	11,67	23	18	123	»	2,7	205(187)	180	13,8(7,4)	1015
4	4	92	25,7	308	11,67	23	20	123	»	2,7	215(203)	193	11,4(7,0)	1010
5	4	92	26	413	15,8	23,5	22	143	»	2,6	214	191	12,4	1050

Цифры в скобках получены при подсчете длины L_T с учетом уширения металла в калибре.



Фиг. 11. Калибры для проверки правила Тафеля (шаблоны).



Фиг. 12. Шаблоны калибров для проверки правила Грум-Гржимайло.

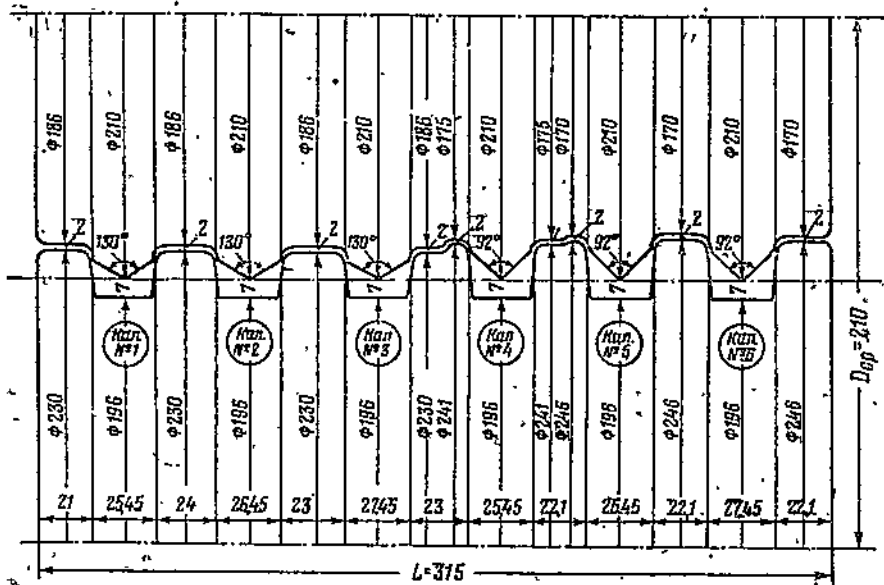
Из приведенных в табл. 5 данных об отклонениях длины L_T от L_{cp} в зависимости от φ° и простора для уширения ($b_{cp} - b_1$) следует, что чем меньше величина угла φ° , тем больше отклонение длины L_T , вычисленной по закону «средней арифметической», от фактической.

Причина того, что с уменьшением угла гребня отклонение $\frac{L_T - L_{cp}}{L_{cp}} \cdot 100$ возрастает, была указана выше.

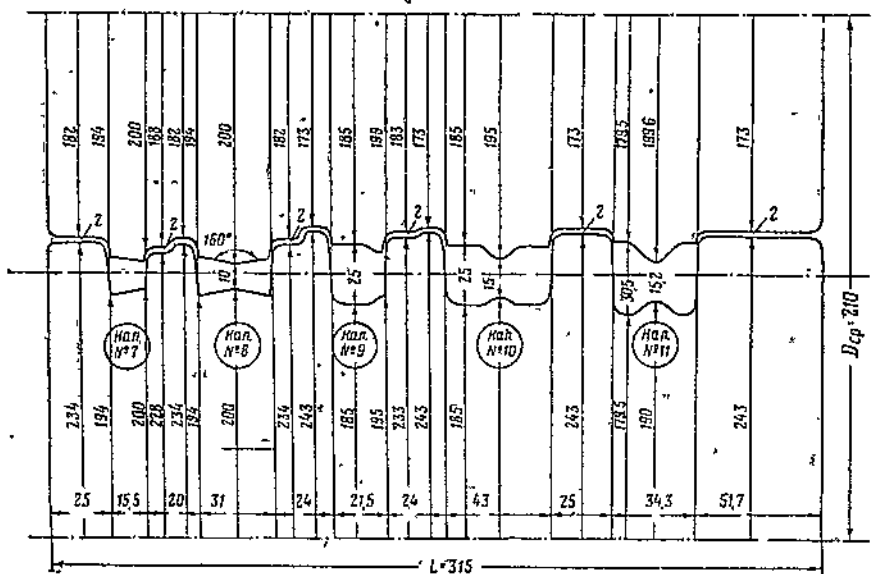
Влияние простора для уширения на отклонение длины L_T от L_{cp} обуславливается тем, что с увеличением простора для уширения в калибре поперечное сечение прокатываемой полосы возрастает, и одновременно с этим уменьшается длина полосы.

Таблица 5
Результаты проверки величины $\frac{L_T}{L_{cp}}$ в зависимости от угла разрезающего гребня и простора для уширения

Угол гребня	Простор для уширения ($b_{cp} - b_1$) мм	Величина $\frac{L_T}{L_{cp}}$	Диапазон колебаний
160°	4,8	1,036	0,2 — 4,6%
160°	4,3	1,032	
160°	3,7	1,046	
160°	3,7	1,040	
160°	3,3	1,022	
160°	1,7	1,011	
160°	1,7	1,002	
130°	2,11	1,087	2 — 8,7%
130°	1,85	1,069	
130°	2,55	1,060	
130°	2,55	1,020	
92°	4,5	1,200	11,4 — 20,0%
92°	3,5	1,162	
92°	2,7	1,138	
92°	2,7	1,114	
92°	2,5	1,124	



Фиг. 13. Калибровка валков для проверки правила Тафеля.



Фиг. 14. Калибровка валков для проверки правила Грум-Гриммайло.

Если при деформации заготовки размерами H_1 b_1 L_1 в разрезающем калибре известны величины:

- а) площадь использованной части простора для уширения Q и
- б) фактическая длина полосы L_{ϕ} , то, пользуясь законом постоянства объема, можно написать уравнение:

$$b_1 L_1 \Delta H_1 = Q \cdot L_{\phi},$$

откуда

$$\Delta H_1 = \frac{Q L_{\phi}}{b_1 L_1};$$

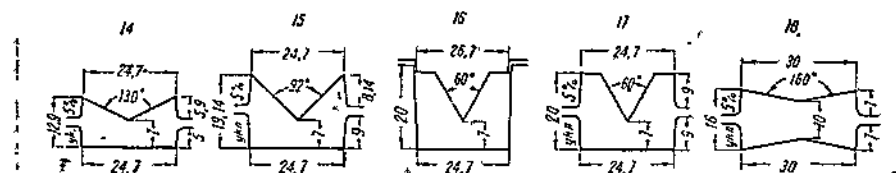
откладывая величину ΔH_1 , согласно фиг. 23, получим толщину воображаемой исходной заготовки ($H_1 - \Delta H_1$). Наконец, подставляя значения толщины воображаемой исходной заготовки в формулу для подсчета длины L_T по правилу «средней арифметической», получаем соответственно L_T и $\frac{L_T - L_{\phi}}{L_{\phi}} \cdot 100$.

Сравнивая данные, полученные для длины L_T , с фактической длиной L_{ϕ} , мы видим, что и в этом случае сказывается влияние угла гребня разрезающего калибра. Закономерность остается та же, что и в случае сравнения длин L_T и L_{ϕ} без учета уширения.

Отрицательные значения величины $\frac{L_T - L_{\phi}}{L_{\phi}} \cdot 100$, указанные в скобках табл. 2, 3 и 4, следует отнести за счет неточностей.

б) При отсутствии простора для уширения

Опыты проводились в тех же калибрах 1, 2, 3, 4, 5, 6 и 8 с добавлением к ним калибра с углом гребня $\varphi = 60^\circ$ (фиг. 15).



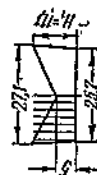
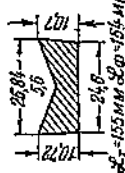
Фиг. 15. Калибры для изучения закономерностей при неравномерной деформации (шаблоны).

В отличие от предыдущих опытов, в указанных калибрах прокатывались заготовки трапециoidalного сечения; размеры оснований трапеций в заготовке были равны соответственно размерам разрезающего калибра у верхнего и нижнего оснований. Вследствие этого при деформации полосы не имела возможности уширяться в калибре. Как и в предыдущих опытах, длина полосы сравнивалась с длиной L_T , вычисленной по правилу «средней арифметической».

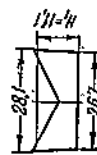
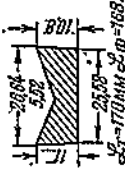
Результаты опытов приводятся в табл. 6, 7, 8 и 9 и на фиг. 16, 17 и 18. При отсутствии простора для уширения отклонение между фактической длиной L_{ϕ} и расчетной длиной L_T получается меньше по сравнению с отклонением, имеющим место при прокатке с наличием простора для уширения (табл. 10).



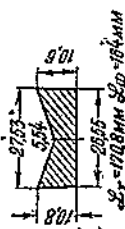
Калибр № 1



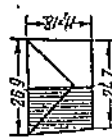
Калибр № 2



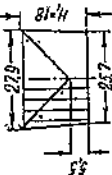
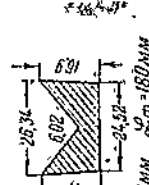
Калибр № 3



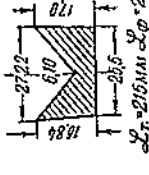
Фиг. 16. Отклонение фактической длины полоски от теоретической, вычисленной по закону Таффеля при прокатке без простора для уширения в разрезающих калибрах 1, 2, 3.



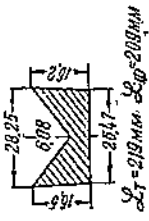
Сечение образца после прокатки в кал. № 4



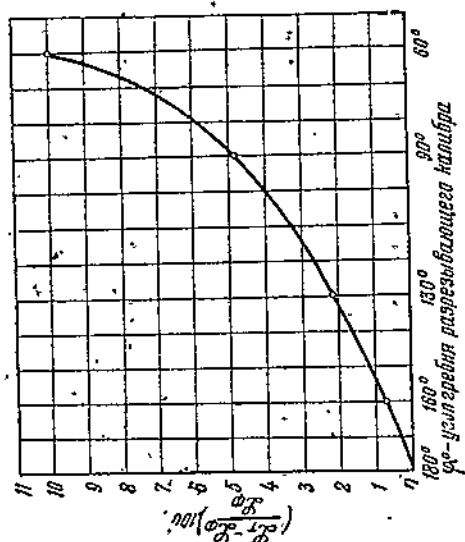
Сечение образца после прокатки в кал. № 5



Сечение образца после прокатки в кал. № 6



Фиг. 17. Проверка правила «Средней арифметической» без простора для уширения в калибрах 1, 2, 3.



Фиг. 18. Проверка правила «Средней арифметической» без простора для уширения в калибрах 1, 2, 3.

Проверка правила «средней арифметической» при прокатке в разрезывающем калибре с углом гребня в 160° и при отсутствии простора для уширения

№ п/п	Ка- либр №	Размеры разрезывающе- го калибра по чертежу				Исходные размеры образца в холодном состоянии			Профиль ваго- товки	Длина образца после прокатки		% отклоне- ния между длинами $\frac{L_T - L_{\phi}}{L_{\phi}} \cdot 100$	Температура нагрева образца в печи °C	
		φ°	b _{ср} мм	R _{н.д.б} мм ²	h _{ср} мм	b ₁ мм	H ₁ мм	L ₁ мм		расчет- ная L _T мм	фактиче- ская L _φ мм			
1	8	160	31,8	450	14,3	30×32	16	100	496	Трапецо- идаль- ный	120	119*	0,8	1060
2	8	160	31,3	450	14,3	30×32	17	100	527		122	120	1,2	1060
3	8	160	31,3	450	14,3	30×32	18	100	558		126	123	1,5	1060

Проверка правила «средней арифметической» при прокатке в разрезывающем калибре с углом гребня в 130° и при отсутствии простора для уширения

№ п/п	Ка- либр №	Размеры разрезывающе- го калибра по чертежу				Исходные размеры образца в холодном состоянии				Профиль ваго- товки	Длина образца после прокатки			Темпера- тура нагрева образца в печи °C
		φ°	$b_{ср}$ мм	$R_{\text{н.д.б.}}$ мм ²	$h_{ср}$ мм	b_1 мм	H_1 мм	L_1 мм	$H_1 = b_1 H_2$ $M_{\text{н.д.б.}}$		расчет- ная L_T мм	фактиче- ская L_{ϕ} мм	% отклоне- ний между длинами $\frac{L_T - L_{\phi}}{L_{\phi}} \cdot 100$	
1	1	130	26,35	218	8,6	$24,7 \times 26,1$	11,1	118	283	Трапецо- идаль- ный	155	154	0,61	1080
2	2	130	26,35	231	8,76	$25,7 \times 27,1$	11,1	132	293		170	168	1,2	1080
3	3	130	27,36	242	8,90	$26,7 \times 28,1$	11,1	133	304		170,8	164	4,2	1080

Таблица 8

Проверка правила «средней арифметической» при прокатке в разрезывающем калибре с углом гребня в 92° и при отсутствии простора для уширения

№ п/п	Калибр №	Размеры разрезывающего калибра по чертежу				Исходные размеры образца в холодном состоянии			Профиль ватова	Длина образца после прокатки			Температура нагрева образца в печи в $^\circ\text{C}$
		φ°	b_{cp} мм	$F_{к\lambda\delta}$ мм ²	h_{cp} мм	b_1 мм	H_1 мм	L_1 мм		расчетная L_T мм	фактическая L_{ϕ} мм	% отклонения между длинами $\frac{L_T - L_{\phi}}{L_{\phi}} \cdot 100$	
1	4	92	25,7	303	11,67	24,7 × 26,9	18	116	Тrapeцoidalный	190	180	5,5	1080
2	5	92	26,7	326	13,2	26,7 × 27,9	18	136		215	205	5,3	1080
3	6	92	27,7	347	12,5	26,7 × 28,9	17,5	140		219	209	4,9	1080

Таблица 9

Проверка правила «средней арифметической» при прокатке в разрезывающем калибре с углом гребня в 60° и при отсутствии простора для уширения

№ п/п	Калибр №	Размеры разрезывающего калибра по чертежу				Исходные размеры образца в холодном состоянии			Профиль ватова	Длина образца после прокатки			Температура нагрева образца в печи в $^\circ\text{C}$
		φ°	b_{cp} мм	$F_{к\lambda\delta}$ мм ²	h_{cp} мм	b_1 мм	H_1 мм	L_1 мм		расчетная L_T мм	фактическая L_{ϕ} мм	% отклонения между длинами $\frac{L_T - L_{\phi}}{L_{\phi}} \cdot 100$	
1	16					20	100	514	Тrapeцoidalный	137	126	8,7	1100
2	16					20	100	514		137	125	9,6	1100
3	16	60	25,7	408	15,8	24,7 × 26,7	20	100		137	126,8	8,6	1100
4	16					21	100	540		144	131	9,9	1100
5	16					21	100	540		137	130	10,7	1100

Таблица 10

Результаты проверки величины $\frac{L_T}{L_\phi}$ в зависимости от угла разрезающего гребня, при отсутствии простора для уширения

Угол разрезающего гребня калибра φ°	Величина $\frac{L_T}{L_\phi}$	Диапазон колебаний %
160	1,008—1,015	0,8 — 1,5
130	1,006—1,042	0,61 — 4,2
92	1,049—1,055	4,9 — 5,5
60	1,086—1,107	8,6 — 10,7

Приведенные в табл. 10 данные показывают, что при отсутствии простора для уширения величина угла разрезающего гребня оказывает влияние на отклонение между длиной L_T и L_ϕ в том же направлении, как при наличии простора для уширения, но в меньшей мере.

Здесь уместно сопоставить теоретическую диаграмму фиг. 5 с практической диаграммой фиг. 18. Диаграмма фиг. 5 построена для иллюстрации теоретической зависимости величины отклонения

$\frac{L_T}{L_{m.o}}$ от угла гребня φ° и числа участков n . Кривые фиг. 5 свидетельствуют о том, что с уменьшением угла φ отношение $\frac{L_T}{L_{m.o}}$ возрастает.

Диаграмма фиг. 18 дает картину отклонений фактической длины L_ϕ от расчетной длины L_T . Характер кривой фиг. 18 отвечает характеру кривых диаграммы фиг. 5. Сопоставления кривых приводят к принципиальному подтверждению наших теоретических предположений практическими данными экспериментирования.

На основании всей совокупности проведенных опытов по проверке правила о «средней арифметической» и сопоставления их с теоретическими предположениями можно сделать следующие выводы:

1. Закон Тафеля о «средней арифметической» является по природе своей техническим заблуждением. Результаты подсчета по указанному методу могут расцениваться лишь как грубое приближение к истинным значениям; степень приближения зависит от величины угла разрезающего гребня φ° и простора для уширения.

2. Основным фактором, влияющим на величину отклонения расчетной длины L_T от фактической длины L_ϕ , является угол гребня калибра; с уменьшением величины угла гребня отклонение между длиной L_T и L_ϕ возрастает.

3. Простор для уширения в разрезающем калибре оказывает дополнительное влияние на величину отклонения длины L_T от фактической длины L_ϕ ; с уменьшением величины простора для уширения в калибре уменьшается отклонение длины L_T от L_ϕ .

Результаты опытов, характеризующие влияние угла гребня разрезающего калибра и величины простора для уширения на расхождение между данными подсчета по методу Тафеля и фактическими данными, приведены в табл. 11.

Таблица 11

Сопоставление результатов опытов при наличии и отсутствии
простора для уширения

Угол гребня φ°	Величина отклонения $\frac{L_T - L_{\phi}}{L_{\phi}} \cdot 100$	
	при наличии простора для уширения, %	при отсутствии простора для уширения, %
160	0,2—4,6	0,8 — 1,5
130	2—8,7	0,61— 4,2
92	11,4—20	4,9 — 5,5
60	не определено	8,6 — 10,7

**«НЕСМЕСТИМОСТЬ РАВНОДЕЛЯЩЕЙ В ТРАПЕЦИОДАЛЬНОМ КАЛИБРЕ»
(ПРАВИЛО ГРУМ-ГРЖИМАЙЛО)**

Как уже было отмечено, закон Грум-Гржимайло является теоретически обоснованным, если пренебречь свободным уширением и считать, что вся неравномерность, выявляемая при сопоставлении деформаций левой и правой половинок задаваемой в трапециодальный калибр полосы, реализуется в виде вынужденного уширения. При учете же также свободного уширения, являющегося неотъемлемой частью всякой деформации прокаткой, формулировка автора нуждается в соответствующей поправке: Закон Грум-Гржимайло с поправкой при учете свободного уширения должен приобрести увеличенное практическое значение; этим он выгодно отличается от закона Тафеля, который при всех условиях является теоретически необоснованным, так как он противоречит основному закону пластической деформации — закону постоянства объема.

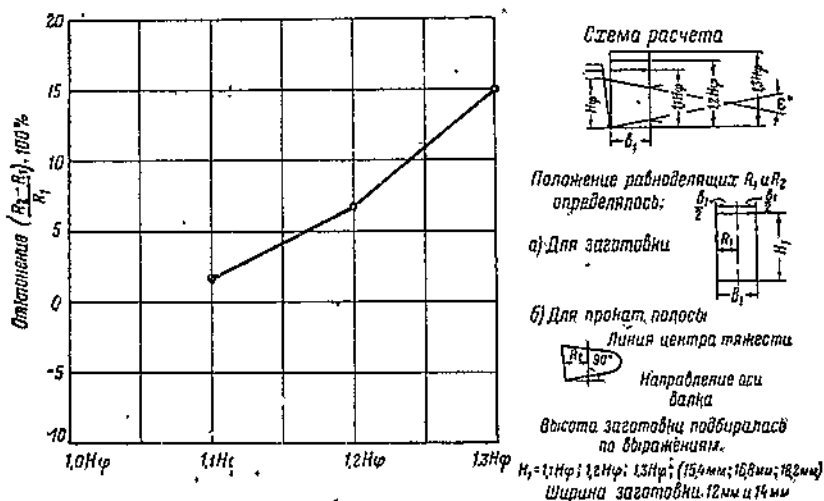
При экспериментировании по закону Грум-Гржимайло на основании изложенного главной задачей являлась проверка установленного нами положения, что закон Грум-Гржимайло в простейшем своем виде должен оправдаться на практике с тем большей полнотой, чем меньше развито свободное нормальное уширение.

На величину свободного нормального уширения наиболее резкое влияние оказывает величина линейного обжатия прокатываемой полосы. Учитывая это обстоятельство, мы в основных своих экспериментах по закону Грум-Гржимайло подвергли прокатке в одних и тех же трапециодальных калибрах полосы с различной исходной толщиной, полагая, что вместе с уменьшением указанной толщины будет меняться положение равноделящей в прокатанной полосе, причем равноделящая сместится в тем большей степени по сравнению с начальным положением, чем больше исходная толщина заготовки.

В качестве трапециодальных калибров были использованы разрезающие калибры 1, 4, 8 и 16 на том основании, что при прокатке заготовки прямоугольного профиля в половинке разрезающего калибра по существу происходит деформация в трапециодальном

калибре. В означенных калибрах имеются углы гребня $\varphi=160, 130, 92$ и 60° , а стороны гребня составляют с осью валков углы $\epsilon=21^\circ$, $25, 44$ и 60° (фиг. 9, 10, 19, 20, 21, 22).

В указанных калибрах были прокатаны в горячем состоянии заготовки переменной толщины: $H_1 = 1,1 H_\varphi$, $H_1 = 1,2 H_\varphi$, $H_1 = 1,3 H_\varphi$.



Фиг. 19. Влияние высоты заготовки и обусловленной ею величины обжатия полосы на положения равнодействующей при прокатке в калибре трапециoidalной формы с углом наклона стороны $\epsilon=21^\circ$.

В другой серии экспериментов менялась ширина исходной заготовки от 0,7 до $1,0 \frac{ab}{2}$. Из прокатанных полос по остыванию вырезались темплеты, для которых определялось положение центра тяжести и равнодействующей. За равнодействующую профиля как прокатанной полосы, так и заготовки принята прямая, проходящая через центр тяжести соответствующего профиля и составляющая с осью валков угол 90° . Положение этих равнодействующих определялось при помощи отрезков R_1 для заготовки и R_2 — для прокатанной полосы.

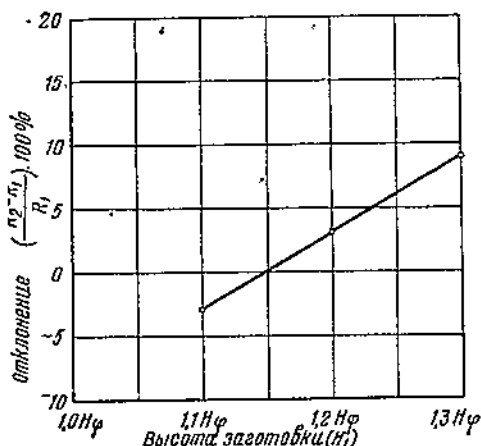
Для заготовки имеем $R_1 = \frac{b_1}{2}$.

R_1 для заготовки определялось как расстояние от центра тяжести заготовки до боковой вертикальной грани ее.

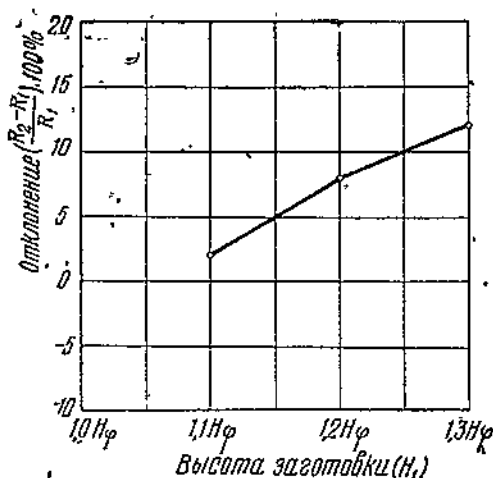
R_2 для прокатанной полосы определялось при помощи отпечатка торца темплета полосы на чертежной бумаге и приготовленного по нему бумажного шаблона.

Подвешиванием указанного шаблона на иголку находился центр тяжести. R_2 определяется как расстояние между двумя параллельными прямыми, перпендикулярными к оси валька: прямой через центр тяжести профиля прокатанной полосы и прямой через середину боковой стороны калибра.

Результаты опытов приводятся в табл. 12, 13, 14 и 15 и, на диаграммах фиг. 19, 20, 21, 22.

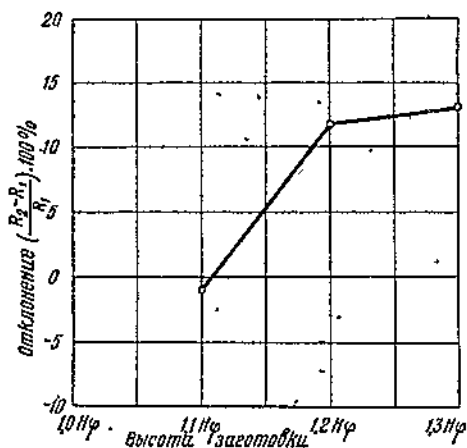


Фиг. 20. Влияние высоты заготовки и обусловленной ею величины обжатия полосы на положения равноделящей при прокатке в калибре трапециoidalной формы с углом наклона стороны $\varepsilon = 25^\circ$.



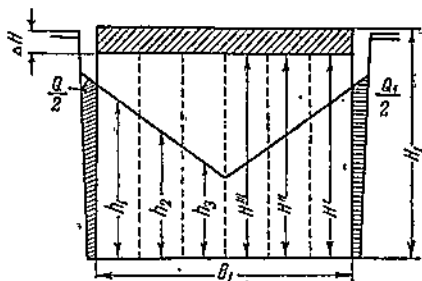
Фиг. 22. То же, что на фиг. 20, но $\varepsilon = 60^\circ$.

занные опыты подтверждают, что в реальной обстановке прокатки, где имеет место свободное уширение, положение равноделящей,



Фиг. 21. То же, что на фиг. 20, но $\varepsilon = 44^\circ$.

Отрезки R_1 и R_2 , определяющие положения равноделящих для заготовки и для прокатанной полосы, по своей величине действительно не одинаковы. Однако разность между указанными отрезками во всех случаях прокатки составляет незначительную величину. Ука-



Фиг. 23. Схема условного расчета длины полосы с применением закона Тафеля к прокатке с простором для уширения.

Т а б л и ц а 12

Проверка положения равноделящих заготовки и прокатанной полосы при прокатке в калибре трапециoidalной формы с углом наклона сторон $\varepsilon=21^\circ$, калибр № 8, фиг. 12

№ п/п	Размеры трапециoidalного калибра по чертежу					Размеры образца до прокатки в холодном состоянии			Положение равноделящих		Отклонение в % $\frac{R_2 - R_1}{R_2} \cdot 100$
	ε°	b_{cp} мм	$F_{клб}$ мм ²	h_{cp} мм	H_φ мм	b_1 мм	H_1 мм	$\frac{H_1}{H_\varphi}$	заготовка R_1 мм ²	прокат полосы R_2 мм ²	
1	21	15,5	168,5	10,9	14	12	15,4	1,1	6	6,1	+1,65
2						12	16,8	1,2	6	6,4	+6,65
3						12	18,2	1,3	6	6,9	+15,0
4						14	15,4	1,1	7	7,2	+3
5						14	16,8	1,2	7	(7,0)	(±0)
6						14	18,2	1,3	7	7,8	+11

Примечания. 1. Положение равноделящих исходной заготовки и прокатанной полосы определялось в порядке, указанном на фиг. 19.

2. Трапециoidalным калибром служила половина разрезающего калибра с углом гребня $\varphi = 160^\circ$.

$$b_{cp} = \frac{15 + 16}{2} = 15,5 \text{ мм} \quad h_{cp} = \frac{F_{клб}}{b_{cp}} = \frac{168,5}{15,5} = 10,9 \text{ мм.}$$

$F_{клб}$ — площадь половины разрезающего калибра.

Т а б л и ц а 13

Проверка положения равноделящих заготовки и прокатанной полосы при прокатке в калибре трапециoidalной формы с углом наклона сторон $\varepsilon=25^\circ$, калибр № 1, фиг. 11

№ п/п	Размеры трапециoidalного калибра по чертежу					Размеры образца до прокатки в холодном состоянии				Положение равноделящей		Отклонение в % $\frac{R_2 - R_1}{R_2} \cdot 100$
	ε	b_{cp} мм	$F_{клб}$ мм ²	h_{cp} мм	H_{φ} мм	b_1 мм	H_1 мм	$F_1 = b_1 H_1$ мм ²	$\frac{H_1}{H_{\varphi}}$	заготовка R_1 мм	прокат полосы R_2 мм	
1	25	12,6	109	8,6	11,1	10	12,4	124	1,1	5	4,85	-3
2						10	13,6	136	1,2	5	5,15	+3
3						10	14,7	147	1,3	5	5,45	+9
4						12,35	12,4	153	1,1	6,17	6,15	-1
5						12,35	13,6	168	1,2	6,17	6,35	+3
6						12,35	14,7	182	1,3	6,17	6,52	+6

Примечания. 1. Положение равноделящих исходной заготовки и прокатанной полосы определялось в порядке, указанном на фиг. 19.

2. Трапециoidalным калибром служила половина разрезающего калибра с углом гребня $\varphi=130^\circ$.

$$b_{cp} = \frac{ab + cd}{2} = 12,65 \text{ мм.}$$

Таблица 14

Проверка положения равноделящих заготовки и прокатанной полосы при прокатке в калибре трапециoidalной формы с углом наклона сторон $\epsilon = 44^\circ$, калибр № 4, фиг. 11

№ п/п	Размеры трапециoidalного калибра по чертежу					Размеры образца до прокатки в холодном состоянии				Положение равноделящих		Отклонение в % $\frac{R_2 - R_1}{R_1} \cdot 100$
	ϵ°	b_{cp} мм	$F_{каб}$ мм ²	h_{cp} мм	H_φ мм	b_1 мм	H_1 мм	$F_1 = b_1 H_1$ мм ²	$\frac{H_1}{H_\varphi}$	заготовка R_1 мм	прокат полосы R_2 мм	
1						10	19,8	198	1,1	5	4,95	- 1
2						10	21,6	216	1,2	5	5,55	+ 11
3						10	23,4	234	1,3	5	5,85	+ 13
4	44	12,9	151	11,7	18	12,35	12,8	244	1,1	6,17	(6,25)	(+ 3)
5						12,35	21,6	267	1,2	6,17	6,75	+ 9,5
6						12,35	23,4	289	1,3	6,17	6,85	+ 11

Примечания. 1. Положение равноделящих заготовки и прокатанной полосы определяется в порядке, указанном на фиг. 19.

2. Трапециoidalным калибром служила половина разрезающего калибра с углом гребня $\varphi = 92^\circ$.

$$b_{cp} = \frac{ab + cd}{2} = 12,9 \text{ мм.}$$

Таблица 15

Проверка положения равноделящих заготовки и прокатанной полосы при прокатке в калибре трапециoidalной формы с углом наклона сторон $\epsilon = 60^\circ$, калибр № 16, фиг. 15

№ п/п	Размеры трапециoidalного калибра по чертежу					Размеры образца до прокатки в холодном состоянии				Положение равноделящих		Отклонение в % $\frac{R_2 - R_1}{R_1} \cdot 100$
	ϵ°	b_{cp} мм	$F_{каб}$ мм ²	h_{cp} мм	H_φ мм	b_1 мм	H_1 мм	$F_1 = b_1 H_1$ мм ²	$\frac{H_1}{H_\varphi}$	заготовка R_1 мм	прокат полосы R_2 мм	
1						10	19,8	198	1,1	5	5,1	+ 2
2						10	21,6	216	1,2	5	5,4	+ 8
3						10	23,4	234	1,3	5	5,6	+ 12
4	60	12,9	179	13,8	16	12,35	19,8	244	1,1	6,17	5,9	(- 4,5)
5						12,35	21,6	267	1,2	6,17	6,5	+ 5
6						12,35	23,4	289	1,3	6,17	6,8	+ 10

Примечания. 1. Положение равноделящих заготовки и прокатанной полосы определяется в порядке, указанном на фиг. 19.

2. Трапециoidalным калибром служила половина разрезающего калибра с углом гребня $\varphi = 60^\circ$.

$$b_{cp} = \frac{ab + cd}{2} = 12,9 \text{ мм.}$$

определяемое отрезком R_2 , не всегда совпадает с положением равноделящей, определяемым отрезком R_1 . Уширение действительно является функцией высоты заготовки при постоянной ее ширине b_1 . При этом важно подчеркнуть, что по мере увеличения высоты заготовки H_1 , при прокатке в трапецидальном калибре, всё возрастающее количество металла идет на уширение подосы и вызывает смещение центра тяжести в сторону увеличения R_2 (табл. 16).

Таблица 16

Отклонения R_2 от R_1 , в зависимости от высоты заготовки для трапецидальных калибров

Угол наклона	Высоты походной заготовки мм	Отклонение %
21	15,4; 16,8; 18,2	+1,65; +6,65; +15
25	12,4; 13,6; 14,7	-3; +3; +9
44	19,8; 21,6; 23,4	-1; +11; +13
60	19,8; 21,6; 23,4	+2; +8; +12

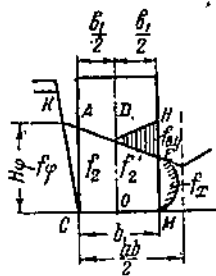
На основании полученных результатов важно найти связь между свободным уширением металла и смещенной площадью, обуславливающей вынужденное уширение, с одной стороны, и положением равноделящей R_2 — с другой. С этой целью была проведена вторая серия опытов по прокатке заготовок прямоугольного сечения в горячем состоянии в тех же трапецидальных калибрах с углом наклона сторон $\epsilon = 21, 25, 44$ и 60° .

Размеры заготовок подбирались по выражениям: высота заготовки $H = 1,1H_0, 1,2H_0$ и $1,3H_0$, ширина заготовки $b_1 = (0,7-1,0) \cdot \frac{ab}{2}$, где ab — ширина разрезающего калибра у нижнего основания (см. предыдущие эскизы калибров).

По остыванию из прокатанных полос вырезались темплеты, для которых подсчитывалось уширение металла согласно схеме расчета (фиг. 24).

Из фиг. 24 следует, что: а) фактическая площадь уширения равна $f_{\phi} = (f_x + f_y)$, где f_y — площадь простора для уширения со стороны большего основания трапецидального калибра, равная площади $\triangle ACK$, и f_x — площадь уширения в направлении малого основания трапецидального калибра;

б) смещенная площадь, обуславливающая вынужденное уширение, $f_{с.в.} = (f_2 - f'_2)$, где f_2 — площадь участка калибра, отвечающего слабо обжимаемой половине заготовки; она равна площади трапеции $ADOC$; f'_2 — площадь участка, отвечающая трапеции $DEMO$. Ука-



Фиг. 24. Схема расчета уширения металла.

занные участки определяются по чертежу калибра при совмещении с ним заготовки. Границей для участков является прямая линия, проходящая через середину ширины заготовки b_1 и составляющая с осью прокатного вала угол 90° .

Результаты опытов приводятся в табл. 17, 18, 19 и 20 и на фиг. 25.

Приступая к исследованию явления уширения полосы — параллелепипеда в трапециoidalном калибре, мы вправе были ожидать, что общее уширение металла должно состоять:

а) из вынужденного уширения, обусловленного неравномерным обжатием, и

б) из нормального уширения, обусловленного обжатием по высоте; следовательно, при условии, что поток вынужденного уширения увлекает с собой весь металл, отвечающий разности обжатий обеих половинок заготовки, все уширение в трапециoidalном калибре должно выразиться формулой

$$f_{a.u.} + \Delta f, \quad (1)$$

где $f_{a.u.} = (f_2 + f'_2)$ — соответствует площади, отражающей неравномерность деформации, а Δf соответствует уширению от обжатия полосы по высоте.

На самом же деле мы видим, на основании данных таблиц 17, 18, 19 и 20, что фактическое уширение $f_{ф}$ меньше величины $f_{a.u.}$, несмотря на то, что со стороны сильно обжимаемого участка в калибре имелся значительный простор для обеспечения беспрепятственного уширения металла. В связи с этим, обозначая, согласно фиг. 24, площадное уширение со стороны меньшей высоты трапециoidalного калибра через f_x , а площадное уширение со стороны большей высоты трапециoidalного калибра через f_y , для общего уширения полосы при прокатке в трапециoidalном калибре получим выражение:

$$f_x + f_y = C(f_2 - f'_2), \quad (2)$$

где коэффициент C имеет переменную величину, зависящую прежде всего от высоты исходной заготовки H .

На основании данных, приведенных в табл. 17—21, можно сделать следующие общие выводы:

1) Величина коэффициента C зависит прежде всего от высоты исходной заготовки и колеблется в пределах:

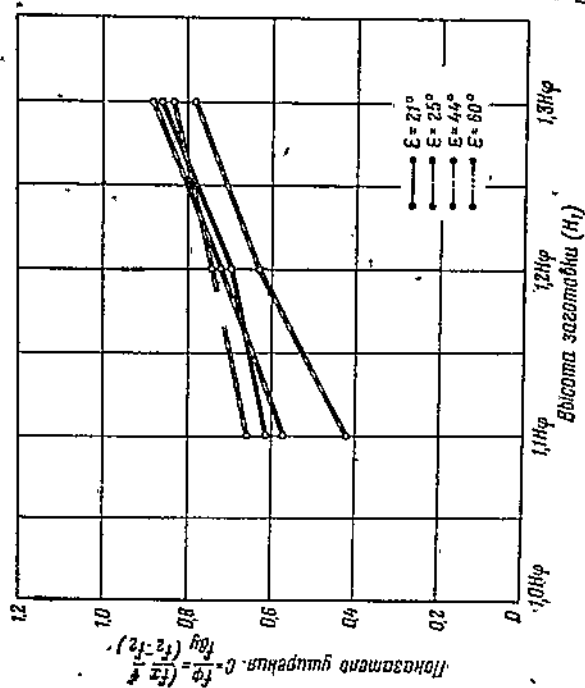
при $H_1 = 1,1H_y$ — от 0,41 до 0,72;

при $H_1 = 1,2H_y$ — от 0,58 до 0,75;

при $H_1 = 1,3H_y$ — от 0,68 до 0,87.

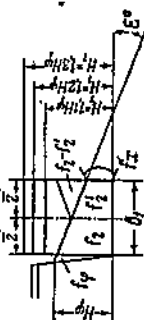
2) Тот факт, что уширение подчиняется не выражению (1), а выражению (2), указывает на то, что для обеих половинок заготовки поток в направлении удлинения является основным потоком и что связь потока уширения и удлинения не дает полностью проявиться вынужденному уширению.

Другими словами, часть металла $f_{a.u.}$ пойдет на удлинение всей полосы.



Фиг. 25. Влияние высоты заготовки на уширение при прокатке в трапециевидных калибрах с различным углом наклона сторон.

Схема расчета



Фактическая площадь уширения
 $f_{2g} = (f_2 - f_1) / f_1$

Смещенная площадь обуславливающая
 боковое уширение

$$f_{2g} = (f_2 - f_1)$$

Характеристика конструкции трапециевид. калибров

- 1) Угол наклона сторон $E = 21^\circ; 25^\circ; 44^\circ; 60^\circ$
- 2) Ширина у основания - 1235 мм и 15 мм
- 3) Высота с края $H_1 = 11,3$ мм; 14 мм; 18 мм

Характеристика заготовки

- 1) форма - трапециевидная
- 2) Ширина - 6, 12, 85 мм и 15 мм
- 3) Высота $H_1 = 13$ мм; 12 мм; 13 мм

Трапециевид. калибрыми служили половинки
 разрезыв. калибров с углами средин; $60^\circ; 130^\circ; 92^\circ; 60^\circ$

Проверка влияния высоты заготовки на уширение в трапециoidalном калибре с углом наклона сторон $\epsilon=21^\circ$, калибр № 8, фиг. 12 (сравнительная таблица № 12)

№ п. п.	Размеры трапецидального калибра по чертежу						Размеры заготовки до прокатки				Площади отдельных участков калибра, отвечающих			Площади, отражающие		Отношение фактического уширения к первоначальной деформации
	ε°	b _{ср} мм	F _{к.л.б} мм ²	h _{ср} мм	H _φ мм	b ₁ мм	H ₁ мм	L ₁ мм	F ₁ = b ₁ H ₁ мм ²	$\frac{H_1}{H_\phi}$	сечение обжимной заготовки f _{с.м.з}	сильно обжатой заготовки f _{с.м.з}	неравномерность деформации f _{с.н.д} = f ₂ - f ₁	фактическое уширение f _φ = f ₂ + f _φ		
1	8					15	15,4	137	231	1,1	92	71	21	11,6	0,55	
2	8					15	15,4	137	231	1,1	92	71	21	12,8	0,61	
3	8					15	15,4	137	231	1,1	92	71	21	13,4	0,64	
4	8					15	16,8	135	252	1,2	92	71	21	13,6	0,55	
5	8	21	15,5	168,5	10,9	14	15	16,8	252	1,2	92	71	21	15,0	0,70	
6	8					15	16,8	135	252	1,2	92	71	21	15,3	0,73	
7	8					15	18,2	135	273	1,3	92	71	21	16,6	0,79	
8	8					15	18,2	135	273	1,3	92	71	21	17,4	0,83	
9	8					15	18,2	135	273	1,3	92	71	21	18,0	0,86	

Примечание. Трапециoidalный калибр служил половина разрывного калибра с углом гребня $\varphi=160^\circ$.

Проверка влияния высоты заготовки на уширение при прокатке в трапециoidalном калибре с углом наклона $\varepsilon=25^\circ$, калибр № 1, фиг. 11

№ п. п.	Размеры трапециoidalного калибра по чертежу					Размеры заготовки до прокатки				Площади отдельных участков калибра, отвечающих			Площади, отражающие		Отношение фактического уширения к уширению при равномерности деформации
	ε°	$b_{\text{ср}}$ мм	$T_{\text{плГ}}$ мм ²	$\eta_{\text{ср}}$ мм	H_ϕ мм	b_1 мм	H_1 мм	L_1 мм	$F_1 = b_1 H_1$ мм ²	$\frac{b_1 H_1}{H}$	слабо обжиманной заготовки f_a мм ²	сильной обжиманной заготовки f_a мм ²	неравномерность деформации по пп. f_a и f_b мм ²	фактическое уширение $f_\phi = f_a + f_b$ мм ²	
1	1					12,35	12,4	136	153	1,1	61	41	20	12	0,60
2	1					12,35	12,4	136	153	1,1	61	41	20	13	0,65
3	1					12,35	12,4	136	153	1,1	61	41	20	14,4	0,72
4	1					12,35	13,6	126	168	1,2	61	41	20	13	0,65
5	1	25	106	8,3	11,1	12,35	13,6	126	168	1,2	61	41	20	14,4	0,72
6	1					12,35	13,6	126	168	1,2	61	41	20	15	0,75
7	1					12,35	14,7	139	182	1,3	61	41	20	15,2	0,76
8	1					12,35	14,7	139	182	1,3	61	41	20	16,4	0,82
9	1					12,35	14,7	139	182	1,3	61	41	20	17	0,85

Примечание. Трапециoidalным калибром служила половина разрезывающего калибра с углом гребня $\alpha=130^\circ$.

Проверка влияния высоты заготовки на уширение при прокатке в трапециoidalном калибре с углом наклона сторон $\epsilon = 44^\circ$, калибр № 4, фиг. 11

№ п. п.	Калибр №	Размеры трапецидального калибра по чертежу				Размеры заготовки до прокатки				Площади отдельных участков калибра, отвечающих			Площади, отражающие		Отношение фактического уширения к неравномерности деформации		
		ϵ°	b_{cp} мм	$F_{клб}$ мм ²	h_{cp} мм	H_ϕ мм	b_1 мм	H_1 мм	L_1 мм	$H_1 = c_1 H_{1, max}$	$\frac{H_1}{H_\phi}$	слабо обжатой заготовки $f_{2, max}^2$	сильно обжатой заготовки $f_{2, max}^2$	максимальная заготовка $f_{2, max}^2$		неравномерность деформации $f_{2, max}^2 = f_2 - f_1$	фактическое уширение $\phi = \frac{f_2}{f_1} + \frac{f_2}{f_1}$
1	4						12,35	19,8	148	244	1,1	88	51	51	37	21	0,57
2	4						12,35	19,8	148	244	1,1	88	51	51	37	22,2	0,60
3	4						12,35	19,8	148	244	1,1	88	51	51	37	24	0,65
4	4						12,35	21,6	120	267	1,2	88	51	51	37	24,4	0,66
5	4	44	12,85	142,5	11,1	18	12,35	21,6	120	267	1,2	88	51	51	37	25,9	0,70
6	4						12,35	21,6	120	267	1,2	88	51	51	37	27	0,73
7	4						12,35	23,4	109	289	1,3	88	51	51	37	28,8	0,78
8	4						12,35	23,4	109	289	1,3	88	51	51	37	31	0,84
9	4						12,35	23,4	109	289	1,3	88	51	51	37	33	0,87

Примечание. Трапециoidalным калибром служила половина разрезывающего калибра с углом гребня $\phi = 92^\circ$.

Результаты проверки влияния высоты заготовки на уширение при прокатке в трапециальном калибре с углом наклона сторон $\alpha = 60^\circ$, калибр № 16, фиг. 15

№ п. п.	Калибр №	Размеры трапециального калибра по чертежу					Размеры заготовки до прокатки				Площади отдельных участков калибра, отвечающих		Площади, отражающие		Отношение фактического уширения к первоначальной деформации $\frac{f_\phi}{f_{a,y}}$
		$b_{ср}$ мм	$F_{к.об}$ мм ²	$h_{к.р}$ мм	H_ϕ мм	b_1 мм	H_1 мм	L_1 мм	$r H_1 S_1 = \frac{a_{1,2}^2}{2}$	слабо обжатый полотно заготовки f_2 мм ²	сильно обжатый полотно заготовки f_3 мм ²	неравномерность деформации $f_{a,y} = f_2 - f_3$ мм ²	фактическое уширение $f_\phi = f_2 - f_3$ мм ²		
1	16					12,35	19,8	150	244	1,1	108	64	44	18,4	0,41
2	16					12,35	19,8	150	244	1,1	108	64	44	19,4	0,44
3	16					12,35	19,8	150	244	1,1	108	64	44	22	0,50
4	16					12,35	21,6	150	267	1,2	108	64	44	25,5	0,58
5	16	60	12,85	179	13,8	12,35	21,6	150	267	1,2	108	64	44	27,4	0,62
6	16					12,35	21,6	150	267	1,2	108	64	44	28,6	0,65
7	16					12,35	23,4	150	289	1,3	108	64	44	29,9	0,68
8	16					12,35	23,4	150	289	1,3	108	64	44	35	0,79
9	16					12,35	23,4	150	289	1,3	108	64	44	40	0,84

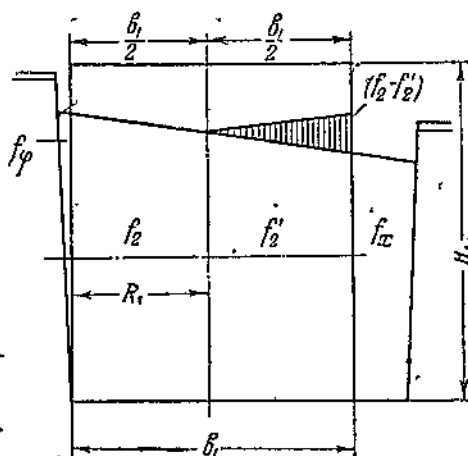
Примечание. Трапециальным калибром служила половина разрезывающего калибра с углом гребня $\varphi = 60^\circ$.

Таблица 21

Результаты проверки влияния высоты заготовки на уширение в трапеци-
идальных калибрах с различным углом наклона стороны ε°

φ°	ε°	$\frac{H}{H_\varphi}$	$c = \frac{f_\phi}{f_{a,y}}$	φ°	ε°	$\frac{H}{H_\varphi}$	$c = \frac{f_\phi}{f_{a,y}}$
160	21	1,1	0,55 — 0,64	92	44	1,1	0,57 — 0,65
160	21	1,2	0,65 — 0,73	92	44	1,2	0,66 — 0,73
160	21	1,3	0,79 — 0,86	92	44	1,3	0,78 — 0,87
			средний результат—0,71				средний результат—0,71
130	25	1,1	0,60 — 0,72	60	60	1,1	0,41 — 0,50
130	25	1,2	0,65 — 0,75	60	60	1,2	0,53 — 0,65
130	25	1,3	0,76 — 0,85	60	60	1,3	0,68 — 0,84
			средний результат—0,72				средний результат—0,61

3) С увеличением высоты заготовки при постоянной величине $f_{a,y}$ вместе с ростом потока удлинения растет также поток уширения. Для заготовок высотой $H_1 = 1,3H_\varphi$ отношение площади фактиче-
ского уширения f_ϕ к уширению $f_{a,y}$ близко к единице; $\frac{f_\phi}{f_{a,y}}$ достигает значений 0,84—0,87.



Фиг. 26. Иллюстрация к закону Грум-Гржимайло о несместимости равноделящей.

Из сказанного также вытекает, что равноделящая прокатанной полосы будет смещена относительно равноделящей исходной заготовки (фиг. 26).

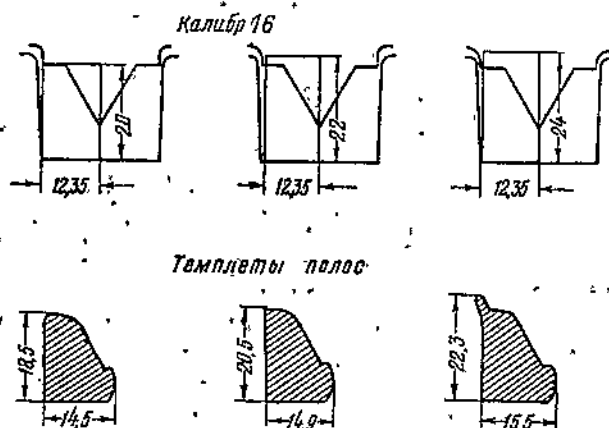
Уклон сторон трапецидального калибра оказывает заметное задерживающее влияние на поток уширения лишь тогда, когда ε делается больше 45° .

Кроме перечисленных выводов, нашедших отражение в таблицах, заслуживает внимания следующее наблюдение над поведением металла со стороны слабо обжимаемой части трапецидального калибра, которое характеризуется тем, что с увеличением

высоты исходной заготовки H_1 увеличивается высота профиля со стороны слабо обжимаемой части калибра.

Как следует из экспериментирования, заготовка высотой $H_1 = 1,3H_\varphi$ всегда при деформации давала заусенку со стороны слабо обжимаемой части калибра (см. фиг. 27), а заготовка высотой $H_1 = 1,1H_\varphi$ не обеспечивала заполнения указанной части трапецидального калибра.

На практике последнее соотношение ($H_1 \neq 1,1H_0$) является, по видимому, преобладающим; поэтому есть основание предполагать, что анализ примеров из производственной практики дает, как правило, некоторое незаполнение со стороны слабо обжимающей части



Фиг. 27. Влияние высоты заготовки на заполнение трапециевидного калибра (половинки разрезающего калибра).

калибра. Но, с другой стороны, как это вытекает из данных табл. 16, такие примеры подтвердят, как правило, положение о несовместимости равнодежающей прокатываемой полосы.

ЛИТЕРАТУРА

1. W. Tafel, Новый метод для расчета калибров (Stahl und Eisen, 1909 г. № 18, стр. 649), Реферат в Ж.Р.М.О. 1910 г. стр. 321, см. так же Tafel «Прокатка и калибровка» перевод А. Ракова 1931 г. стр. 109—116.
2. N. Metz, Опытное исследование истечения металла при прокатке двутавровых балок. (Stahl und Eisen, 1926 г. 18. XI, стр. 1577—1582). Реферат в Ж.Р.М.О. 1928 г. № 2, стр. 27—31.
3. N. Metz, Опытное исследование истечения металла при прокатке (Archiv für das Eisenhüttenwesen 1927 г. № 3), Реферат в Ж.Р.М.О. 1928 г. № 2, стр. 10—27.
4. В. Б. Грум-Гржимайло, Прокатка и калибровка, изд. 1933 г. стр. 116—119, см. так же В. Б. Грум-Гржимайло «Металлургия стали» ч. 2 литографированное издание 1909 г. стр. 109—111.
5. S. Ekelund, Nagra allmänna riktlinjer för profilvalsning (Jern Kontoretts Annaler 1928 г. № 2, стр. 67).
6. W. Tafel und Wagener, Исследование способа Экелуна для определения высоты слитка. (Stahl und Eisen 1930 г. 30 января 126—128), Реферат в журн. Гипромес 1930 г. № 8—9.
7. W. Tafel u. Wagener, Еще о заполнении калибров (Stahl und Eisen 1930 г. 24 апреля). Реферат в журн. Домез 1930 г. № 6.
8. Н. Пурре, Определение уширения в ребровом рельсовом калибре (Stahl und Eisen 1930 г. № 44, стр. 1529). Реферат в журн. Домез № 3.
9. W. Tafel, Определение размеров притупления ручьев для устранения образования заусенцев при прокатке. (Archiv für das Eisenhüttenwesen 1930 г. июль, стр. 745—749).

10. Т о ч н а ч, Калибровка балок нормальных профилей. (Archiv für das Eisenhüttenwesen 1928 г. № 3). Реферат в журн. Домес 1929 г. № 3—4.
11. K i r s c h b e r g, Калибровка прокатных валков. Реферат в журн. Домес 1929 г. № 1—2.
12. И. П а в л о в, Теория прокатки в свете новейших данных. (Ж.Р.М.О. 1929 г. № 1).
13. И. П а в л о в, Теория прокатки. Изд. 1934 г., стр. 251—288.
14. Т р и н к с, Прокатка и калибровка, ч. I, изд. 1934 г.
15. Прокатка и тепловая обработка стали. Сборник трудов Московского института стали, изд. 1936 г., выпуск XX, стр. 33—79, статья проф. Рудбах В. Н. и инж. В. Северденко «Влияние внешнего трения на деформацию металла при прокатке».
16. А. В и н о г р а д о в, Калибровка прокатных валков, изд. 1934 г.
17. E. S c h e i d, Das Breiten-beim Walzen. (Stahl und Eisen, 1910 г. № 10). Реферат в Ж.Р.М.О. 1910 г. № 5.
18. W. T a f e l u. Fr. A n k e. Zur Frage der Breitung bei einigen Nicht-eisen metallen (Zeitschrift für Metallkunde 1927 г.). Реферат в журн. «Metallurg», 1932 г. № 7.
19. P. O b e r h o f f e r, Über den Einfluss der Walzentemperatur der Verarbeitungsgrader und des Glühens auf einige Eigenschaften des Kupfers (Metall u. Erz. 1918 г.).
20. Н. Н и л т е р h a u s, Влияние бокового давления на формовзвешение и качество материала при прокатке. (Stahl und Eisen, 1930 г.). Реферат в журн. Гипромез 1931 г. № 1—2.
21. L. G e u z e, Калибровка валков. «Laminage du fer et de l'acier» 1900 г.
22. М. В р а ц к и й и П. А л е к с а н д р о в, Труды научно-исследовательского института металлов в Харькове, 1933 г.
23. N. M e t z, Горячая прокатка и калибровка валков, перевод с французского под редакцией А. Соколова и И. Кулебачного, под общей редакцией проф. Ф. Малышева.

СВОЙСТВА РОМБИЧЕСКИХ КАЛИБРОВ

Большинство заводов качественных сталей СССР имеют следующую типичную схему прокатки: обжатие слитка производится на блюмингах или на обжимных трио-станах в ящичных калибрах до квадратного сечения 150—100 мм. Дальнейшее обжатие и вытяжка металла производится преимущественно в ряде ромбических калибров и редко в системе калибров ромб—квадрат и овал—квадрат. Ромбические калибры применяются также в подготовительных валах для получения исходных квадратов при переходе к любому профилю.

Изученный нами завод является типичным и имеет четыре стана (табл. 1). Стальные слитки сечением 315 × 315 мм, весом 850 кг, поступают на обжимной стан-трио (750 мм). В первой клетке стана в ящичных калибрах слиток обжимается до сечения 160 × 160 мм. Из первой клетки полоса сечением 160 × 160 мм передается во вторую клетку (фиг. 1), где она обжимается в ромбических калибрах

Таблица 1
Характеристика прокатных станов

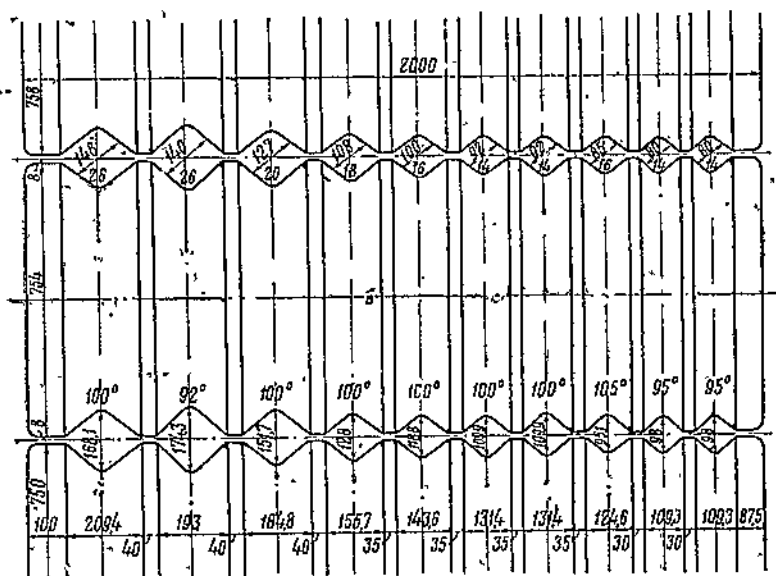
№ п/п	Тип стана	Характеристика стана				Характеристика двигателя	
		Диаметр валков мм	обороты в мин. валков	число клетей	система стана	тип двигателя	мощность л. с.
1	Обжимной заготовочный	750	38—51	2	трио	электро-мотор	2000
2	Среднесортный	450	60—105	4	»	То же	900
3	Среднесортный:						
	а) обжимная клеть . . .	480	60—100	1	»	»	750
	б) отделочная линия . .	360	105—190	5	двупель-дуо	»	900
4	Мелкосортный:						
	а) обжимная клеть . . .	360	100—145	2	трио	»	750
	б) отделочная линия . .	280	185—315	7	»	»	1200

Работа выполнена под научным руководством проф. В. Н. Рудбаха.

до сечения 140×140 и 80×80 мм. Не исключена возможность получения из ромбических калибров и других квадратных заготовок промежуточных размеров.

Заготовки сечением 160×160 и 140×140 мм предназначены для станов 450 мм и 360 мм дошпель-дуо, а заготовка сечением 80×80 мм — для стана 280 мм.

На стане 450 мм нагретая заготовка за два или четыре пропуска обжимается в ящичных калибрах до сечения 130×130 мм и в дальнейшем прокатывается в ромбических калибрах как в первой, так и во второй клетях (фиг. 2, 3 и 4). Из ромбических калибров второй клетки берется целая серия исходных квадратов для прокатки круглого, квадратного и полосового профилей.

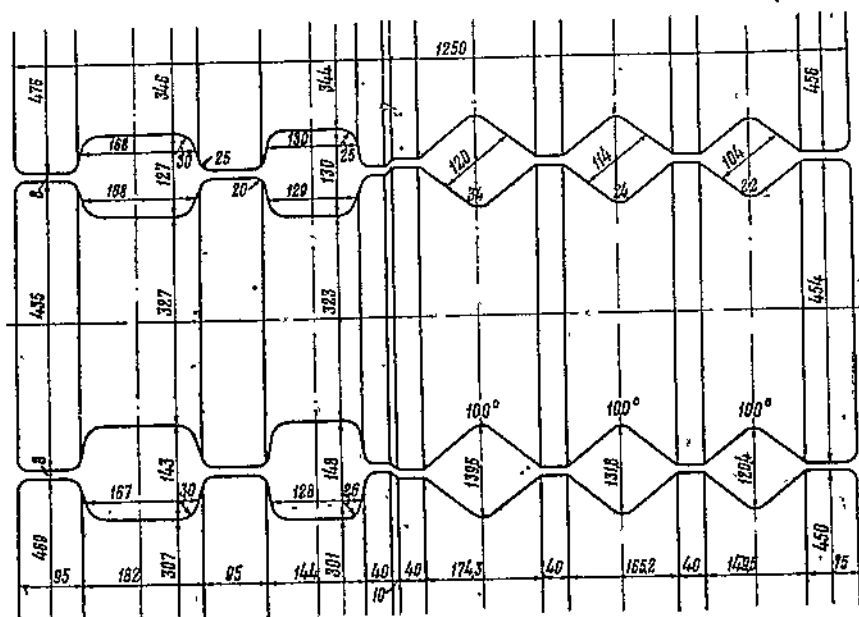


Фиг. 1. Чертеж валков второй клетки стана 750 мм.

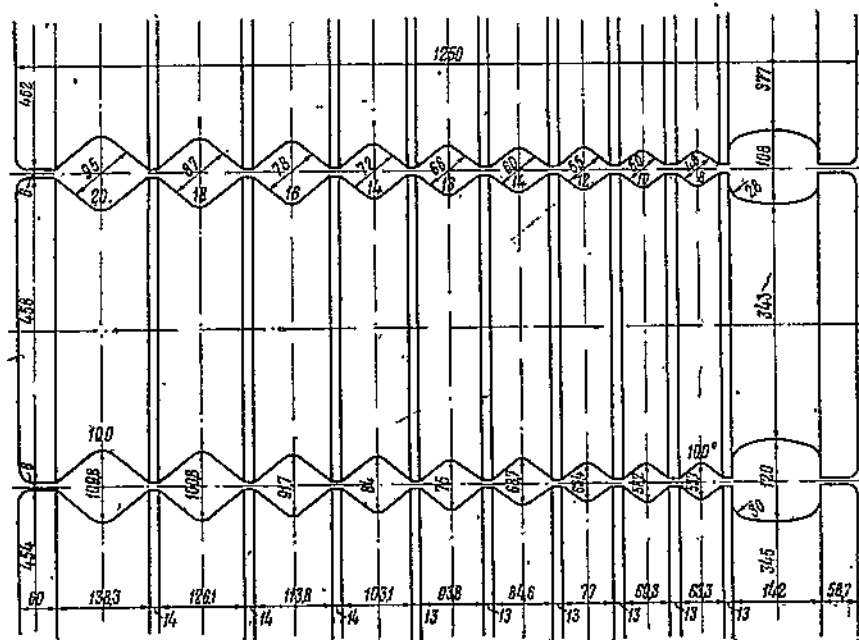
На стане 360 мм нагретая заготовка прежде всего поступает в обжимную клетку 480 мм, где в первых пропусках она получает обжатие в ящичных калибрах до сечения 120×120 мм. Дальнейшая прокатка полосы производится в ромбических калибрах, как в обжимной клетке (фиг. 5), так и в следующей первой клетке стана 360 мм (фиг. 6 и 7).

Из ромбических калибров первой клетки стана 360 мм можно получать большую серию квадратных заготовок от 95×95 до 45×45 мм. Последующая вытяжка полосы производится во второй и третьей клетках в системе калибров ромб—квадрат.

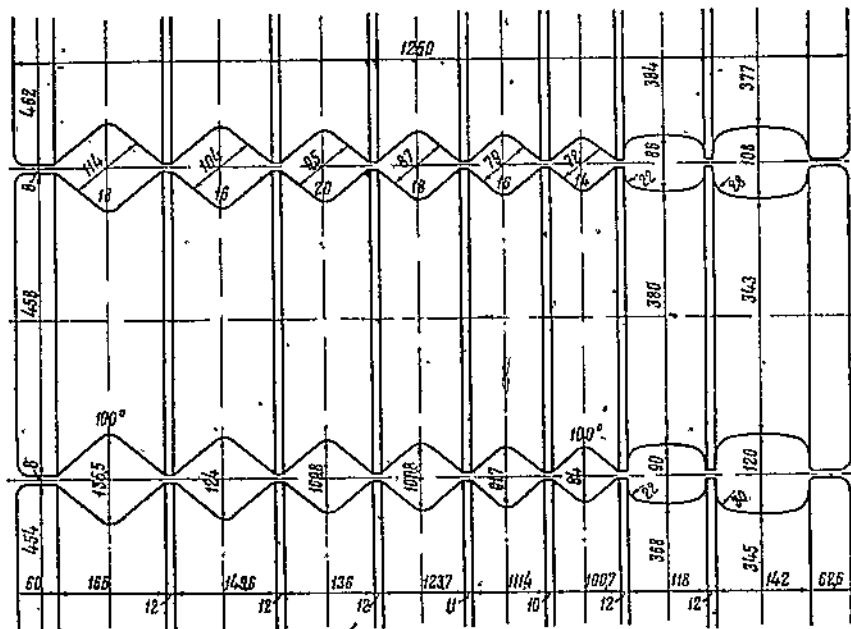
На стане 280 мм нагретая заготовка сечением 80×80 мм сразу поступает в ромбические калибры в первой клетке обжимной линии (фиг. 8), где она обжимается до сечения 60—50 мм. Затем прокатка продолжается в системе калибров овал—квадрат.



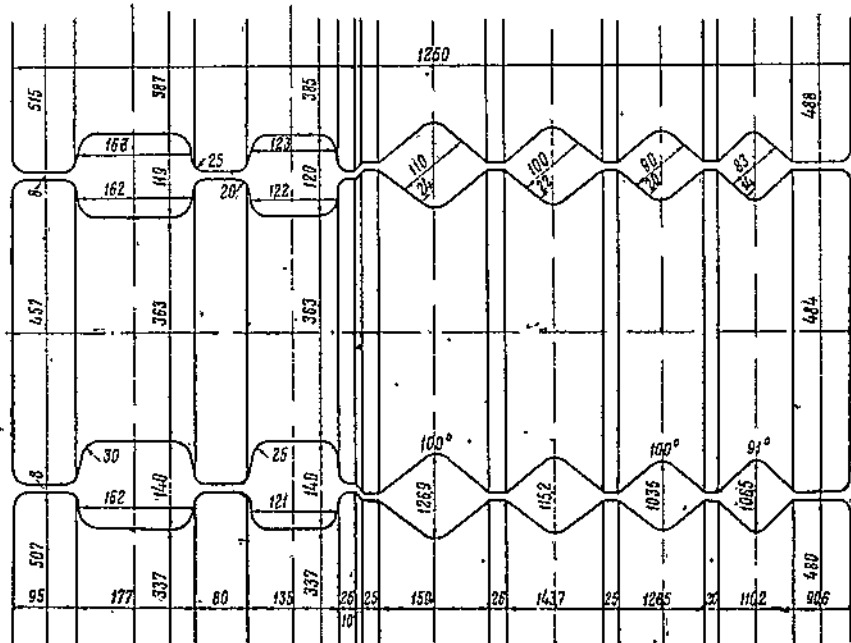
Фиг. 2. Чертеж валков первой клетки стана 450 мм.



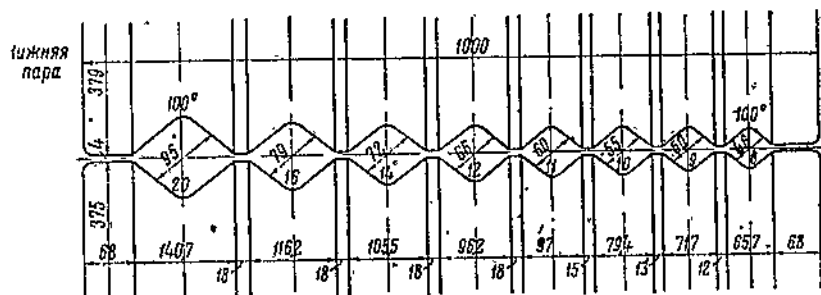
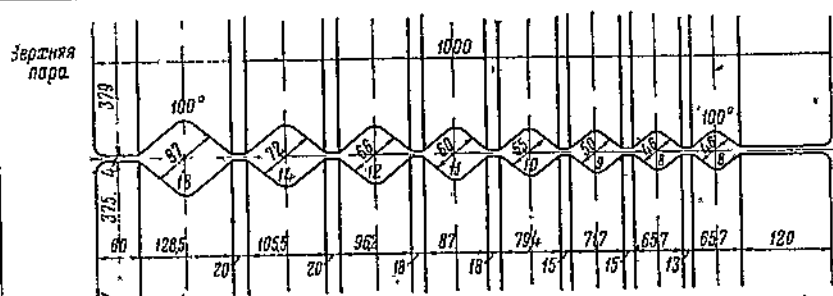
Фиг. 3. Чертеж валков второй клетки стана 450 мм.



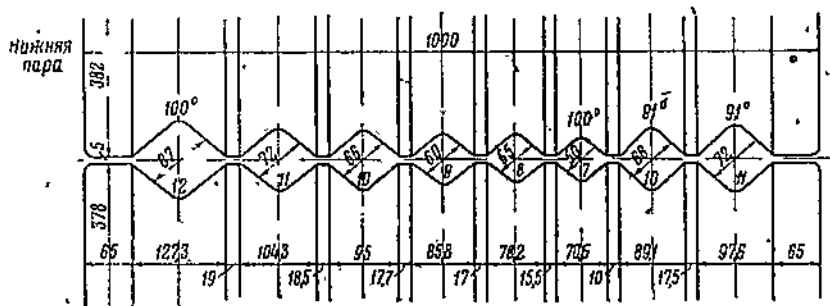
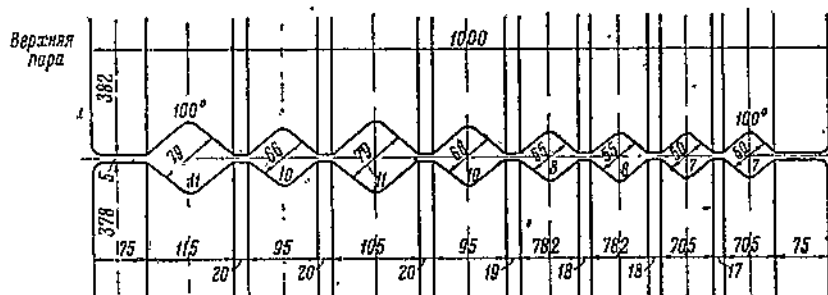
Фиг. 4. Чертеж валков второй клетки стана №450 мм.



Фиг. 5. Чертеж валков обжимной клетки стана 360 мм.



Фиг. 6. Чертеж валков первой клетки стана 360 мм.



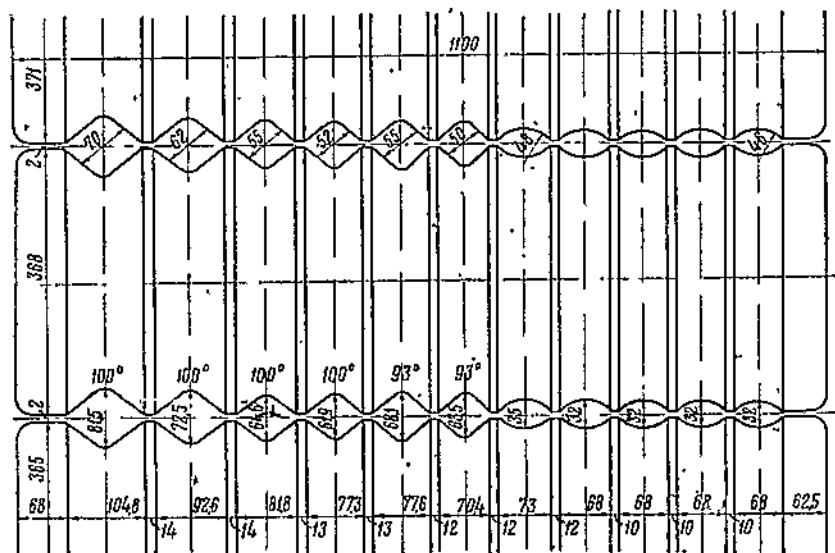
Фиг. 7. Чертеж валков первой клетки стана 360 мм.

Характеристика применения ромбических калибров на заводах качественной стали

№ п/п	Завод	Станы, на которых применяются ромбические калибры	В комбинации с какими предшествующими калибрами употребляются ромбические	Основные данные о ромбических калибрах — расчетные			
				угол у вершины ромба $\angle \rho^\circ$	оформление калибра у развѣта	ориентировочная величина коэффициента вытяжки	размер квадрат. заготовок, поступающих в ромбич. калибры, мм
1	А	Стан 750 II клетъ	Яичные калибры 9—11 пропусков Яичные калибры 4 пропусков Яичные калибры 4 пропусков Обжимная клетъ 360 д/д Стан 360 д/д I клетъ Обжимная клетъ 360 для стана 280	100	без развала	1,21	160 и 140
		Стан 450 I и II клетъ		160	»	1,21	130
		Обжимная клетъ 480 для стана 360 д/д		100	»	1,21	120
		Стан 360 д/д I клетъ		100	»	1,21	90—80
		Обжимная клетъ 360 для стана 280		100	»	1,28	80
2	Б	Стан 600 Обжимная клетъ 450 для стана 300	Яичные калибры Яичные калибры 4 пропусков	98 100	без развала »	1,17—1,23 1,21	140 75
		Стан 600 I клетъ		96	с раввалом	1,21—1,25	165
3	В	Обжимная клетъ 600 для стана 400 № 1	Обжимная клетъ с яичными калибрами, но после прокатки в обжимной клетъ дается вторичный нагрев 1) Непосредственная прокатка нагретой заготовки в ромбических калибрах 2) Яичных калибра при прокатке слитка	96	с развалами	1,23—1,25	170
		Стан 400 № 1 I клетъ		98	без развала	1,21	100—90

4	Г	Стан 400 № 2 I клеть Обжимный стан 750 II клеть	Непосредственная прокатка нагретой заготовки в ромбических калибрах Предшествующие калибры в I клети	98 94	без развала с развалом	1,21 1,21—1,25	90—75 155
		Обжимная клеть 550 для стана 450	Ящичные калибры 6 пропусков	97	с развалом	1,19 1,23	115
5	Д	Стан 700 II клеть Обжимная клеть 600 для стана 450 Стан 450 I клеть Обжимная клеть 450 для стана 300	Ящичные калибры в I клети 13 пропусков Непосредственная прокатка в ромбических калибрах. Обжим 600 Непосредственная прокатка в ромбических калибрах	96 и 94 96 94 94	с развалом » » » »	1,21 1,21 1,21 1,21 1,21	180 180 80 90
6	Е	Стан 625 Стан 400 I клеть II клеть Стан 300 Стан 270 I клеть (мелкосортный)	Непосредственная прокатка в ромбических калибрах Непосредственная прокатка в ромбических калибрах 2 пропущена на ступенчатых валках То же	98 95 95 96 96	без развала » » » »	1,28—1,30 1,23 1,21—1,23 1,10—1,17 1,11	140 140 55 40 38
7	Ж	Стан 450 (новый среднесортный)	Ящичные калибры в обжиме 600	93	с развалом	1,17—1,21	100

Ромбические калибры применяются на всех станах в обжимных и подготовительных клетях. Такое же широкое применение ромбические калибры имеют почти на всех заводах качественных сталей (табл. 2).



Фиг. 8. Чертеж валков первой клетки обжимного стана 360 мм.

Эксплуатационные свойства ромбических калибров

Широкое применение ромбических калибров обуславливается тем, что они имеют ряд эксплуатационных достоинств.

Основное достоинство заключается в том, что из всякого ромбического калибра можно получить квадратную заготовку, если полосу с кантовкой на 90° пропустить вторично через тот же самый ромбический калибр. Результатом этого будет восьмиугольник с закругленными углами, весьма близкий по форме к квадрату (фиг. 9). При этом из одного и того же калибра можно получить квадратную заготовку нескольких размеров, для этого требуется только поднять или опустить один из валков данной пары.

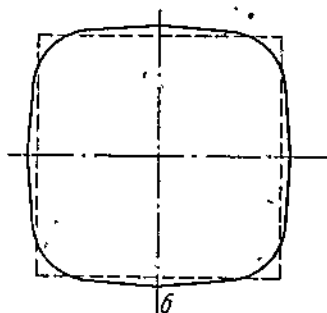
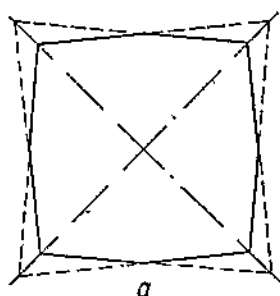
Таким образом из одного комплекта прокатных валков с ромбическими калибрами можно получить серию размеров квадратных заготовок. Это обстоятельство позволяет обходиться небольшим числом комплектов валков и не прибегать к частым сменам их в подготовительных клетях.

Ромбические калибры позволяют просто и легко изменять настройку валков при переходе на прокатку другого профиля или другой марки стали. Это свойство особенно ценно при прокатке качественных сталей ввиду различия в сопротивлении деформации и в уширении, наблюдаемого среди различных марок стали. При

настройке валков приходится учитывать эти особенности и изменять размеры калибров. В ромбических калибрах это достигается путем поднятия или опускания одного из двух рабочих валков:

Ромбические калибры обеспечивают устойчивое положение полосы в калибре при захвате и во время прокатки. Поэтому сворачивание полос в ромбических калибрах происходит лишь в исключительных случаях при неравномерном нагреве заготовки, при неправильной настройке валков и при прокатке длинных и тонких полос.

Ромбические калибры позволяют обходиться простой и немногочисленной арматурой валков.



Фиг. 9. Форма квадратной заготовки, полученной двойным пропуском через ромбический калибр

а) без закругления вершин калибра,
б) с закруглением.

{ Для манипулирования с ромбическими полосами требуется сравнительно простой инструмент.

Наряду с достоинствами ромбические калибры отличаются рядом недостатков.

По сравнению с некоторыми другими калибрами (например, плоскими—ящичными) врезание ромбических калибров по диагонали сильно ослабляет прочность валков. Это относится особенно к ромбам крупных размеров.

Квадратная заготовка, получаемая двойным пропуском полосы через ромбический калибр с $\angle \approx 100^\circ$ и с большими углами, имеет заметную восьмигранность. Такая квадратная заготовка может создать затруднения при нагреве ее в длинных методических печах, так как при проталкивании через печь она будет выдавливаться вверх. Указанный недостаток не имеет значения, когда заготовка используется без промежуточного нагрева.

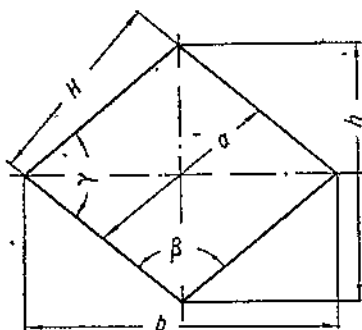
Геометрические свойства ромбических калибров

Геометрическая фигура—ромб характеризуется следующими элементами (фиг. 10):

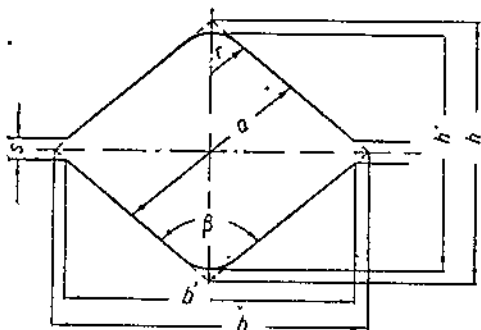
” $\angle \beta$ — тупой угол ромба,
” $\angle \gamma$ — острый угол ромба,

a — сторона ромба,
 h — малая диагональ ромба,
 b — большая диагональ ромба.

Между этими элементами существует определенная геометрическая зависимость, которая выражается следующими формулами:



Фиг. 10. Основные размеры ромба.



Фиг. 11. Основные размеры ромбического калибра.

Площадь ромба

$$F = \frac{b \cdot h}{2} = a^2 \cdot \sin \gamma.$$

Диагонали

$$b = 2a \cdot \sin \frac{\beta}{2} = h \cdot \operatorname{tg} \frac{\beta}{2};$$

$$h = 2a \cdot \sin \frac{\gamma}{2} = b \cdot \operatorname{tg} \frac{\gamma}{2}.$$

В качестве формы калибров прокатных валков употребляют обычно несколько видоизмененный ромб (фиг. 11), где:

r — радиус закругления в вершине калибра;

S — зазор между валками,

h' — высота ромбического калибра в валках,

b' — ширина ромбического калибра в валках.

Между элементами видоизмененного ромба и ромба, геометрически правильного, существует также определенная геометрическая зависимость:

$$h' = h - 2 \cdot r \left(\frac{1}{\sin \frac{\beta}{2}} - 1 \right),$$

$$b' = b - \frac{S}{\operatorname{tg} \frac{\gamma}{2}}.$$

Для облегчения расчета элементов ромбических калибров нами составлена табл. 3.

Таблица 3

Вспомогательная таблица для расчета элементов ромбических калибров

а

$\angle \beta$	$b = 2a \sin \frac{\beta}{2}$	$h = 2a \sin \frac{\gamma}{2}$	$b' = b - \frac{S}{\operatorname{tg} \frac{\gamma}{2}}$	$h' = h - 2r \left(\frac{1}{\sin \frac{\beta}{2}} - 1 \right)$	$\frac{h}{a}$
90	1,414 <i>a</i>	1,414 <i>a</i>	<i>b</i> — <i>S</i>	<i>h</i> — <i>r</i> 0,8242	1,414
95	1,474 <i>a</i>	1,352 <i>a</i>	<i>b</i> — <i>S</i> 1,0913	<i>h</i> — <i>r</i> 0,7126	1,352
100	1,532 <i>a</i>	1,286 <i>a</i>	<i>b</i> — <i>S</i> 1,1918	<i>h</i> — <i>r</i> 0,6108	1,286
105	1,587 <i>a</i>	1,218 <i>a</i>	<i>b</i> — <i>S</i> 1,304	<i>h</i> — <i>r</i> 0,522	1,218
110	1,638 <i>a</i>	1,147 <i>a</i>	<i>b</i> — <i>S</i> 1,428	<i>h</i> — <i>r</i> 0,440	1,147
115	1,680 <i>a</i>	1,075 <i>a</i>	<i>b</i> — <i>S</i> 1,570	<i>h</i> — <i>r</i> 0,372	1,075
120	1,732 <i>a</i>	<i>a</i>	<i>b</i> — <i>S</i> 1,733	<i>h</i> — <i>r</i> 0,310	1,00

б

$\angle \beta$	$\angle \gamma$	$\sin \gamma$	$\sin \frac{\gamma}{2}$	$\sin \frac{\beta}{2}$	$\operatorname{tg} \frac{\gamma}{2} - \pi \frac{\gamma}{360}$	$\frac{1}{4 \operatorname{tg} \frac{\gamma}{2}}$	$\operatorname{tg} \frac{\beta}{2} - \operatorname{tg} \frac{\gamma}{2}$
100	80	0,985	0,643	0,766	0,142	0,298	0,353
98	82	0,990	0,656	0,755	0,154	0,288	0,281
96	84	0,995	0,669	0,743	0,167	0,279	0,211
94	86	0,998	0,682	0,731	0,183	0,268	0,139
92	88	0,999	0,695	0,719	0,199	0,259	0,070
90	90	1,000	0,707	0,707	0,215	0,250	0,000

Другим видоизменением формы ромба является придание «развала», т. е. расширения калибра у развела (фиг. 12), где:

C — участок стороны ромба, на котором прямая линия заменяется дугой радиуса *R*,

R — радиус развала,

b'' — ширина калибра с развалом.

Обычно принято при построении ромбов с развалами пользоваться следующим правилом: *R* берется равным *a*, *C* — берется равным $\frac{1}{3}a$. Размер *b''* определяется геометрическим построением, но он может быть найден и расчетом. Для этой цели пользуются формулами:

$$b'' = b + 2K = b' + 2l,$$

$$K = l - i = l - \frac{S}{2 \operatorname{tg} \frac{\gamma}{2}},$$

$$l = g - g',$$

$$g = M \cdot \cos \beta/2 \pm \sqrt{R^2 - M^2 \cdot \sin^2 \beta/2},$$

$$M = R + C \cdot \operatorname{ctg} \beta/2 - \frac{S}{2 \sin \beta/2},$$

$$g' = \frac{C}{\sin \beta/2} - \frac{S}{2 \cdot \cos \beta/2 \cdot \sin \beta/2}.$$

Указанный способ построения ромбов с развалом вытекает из старого правила построения квадратных калибров с развалом, данного Жезом [4].

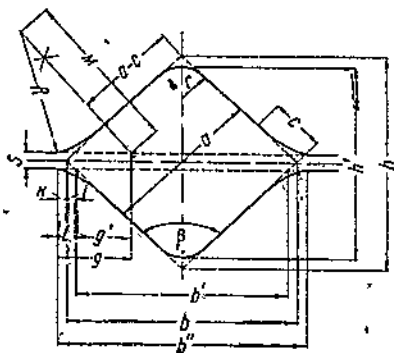
Если это правило Жеза (фиг. 13) применить, например, при построении ромбов ($\neq 96^\circ$ с развалом), то получим:

$$R = a,$$

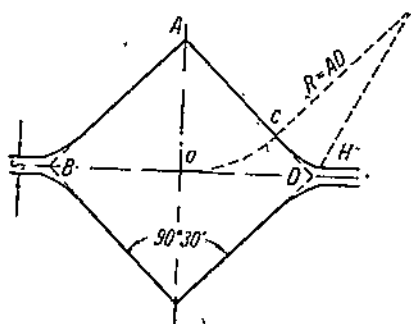
$$C = a - \frac{h}{2} = a - \frac{1,398 \cdot a}{2} = a - 0,669 a = 0,331 \cdot a,$$

т. е. $C = \frac{1}{3} a$.

На прокатных валах вытачивается обычно целый ряд подобных ромбических калибров с постепенно уменьшающимися размерами, но с постоянным коэффициентом вытяжки между смежными калибрами.



Фиг. 12. Ромбический калибр с развалом.



Фиг. 13. Способ Жеза для построения развала в квадратном калибре.

Если большой ромб имеет размеры a_1, b_1, h_1, R_1 , а меньший — a_2, b_2, h_2, R_2 , то в подобных ромбах отношение диагоналей

$$b_1 : h_1 = b_2 : h_2 = \operatorname{tg} \beta/2 = \text{const.}$$

Отношение площадей

$$\frac{R_1}{R_2} = \frac{b_1 \cdot h_1}{b_2 \cdot h_2} = \frac{a_1^2}{a_2^2} = \frac{b_1^2}{b_2^2} = \frac{h_1^2}{h_2^2} = \lambda.$$

Из последних равенств вытекает, что отношение квадратов сторон смежных ромбов равняется коэффициенту вытяжки λ , а отношение $a_1 : a_2 = \sqrt{\lambda}$.

В основу классификации ромбических рядов может быть положено соотношение размеров диагоналей двух соседних калибров. Возможны три вида соотношений:

$$h_1 = b_2,$$

$$h_1 < b_2,$$

$$h_1 > b_2.$$

Первый вид выражается условием $h_1 = b_2$, т. е. ширина полосы h_1 равняется ширине калибра b_2 (фиг. 14а). При этом соотношении отсутствует простор для уширения. Чтобы создать необходимый простор для уширения необходимо сделать закругление в вершинах ромбических калибров, как это показано на фиг. 14 (схемы б и в). Если это не даст нужного простора для уширения, можно прибегнуть еще к развалу у разъема калибра (фиг. 14, схема г). В этом случае коэффициент обжатия $\frac{h_1}{h_2}$ для всего сечения одинаков.

Коэффициент вытяжки принимает следующее выражение:

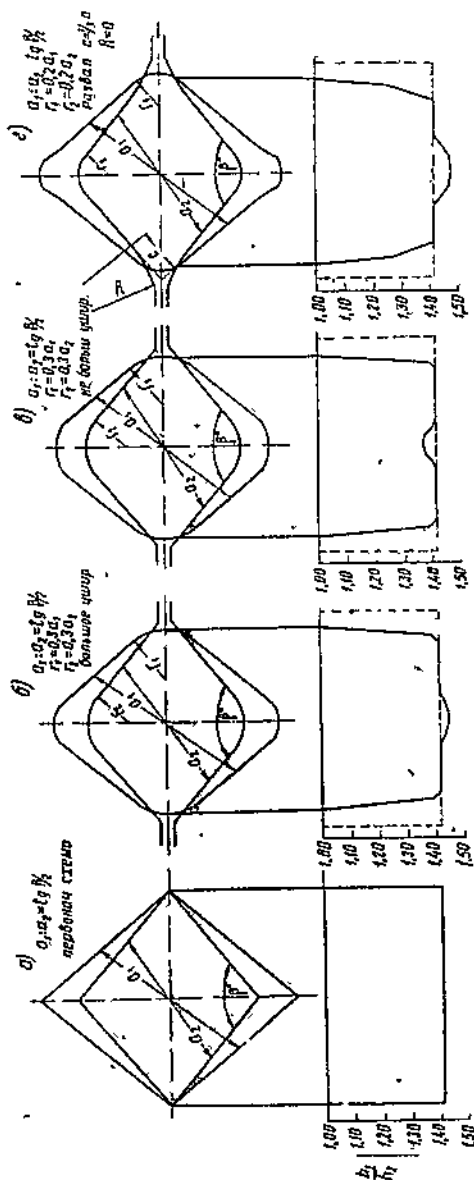
$$\lambda = \frac{F_1}{F_2} = \frac{b_1 \cdot h_1}{b_2 \cdot h_2} = \frac{b_1}{h_2} \quad (\text{равенство: } h_1 = b_2), \text{ но } b_1 = b_2 \cdot \operatorname{tg} \beta_{1/2} \text{ и } h_2 = b_2 \cdot \operatorname{tg} \beta_{2/2}, \text{ поэтому } \lambda = \operatorname{tg}^2 \beta_{1/2}.$$

Второй вид соотношений выражается условием $h_1 < b_2$, т. е. ширина полосы h_1 меньше ширины калибра b_2 (фиг. 15, схема а).

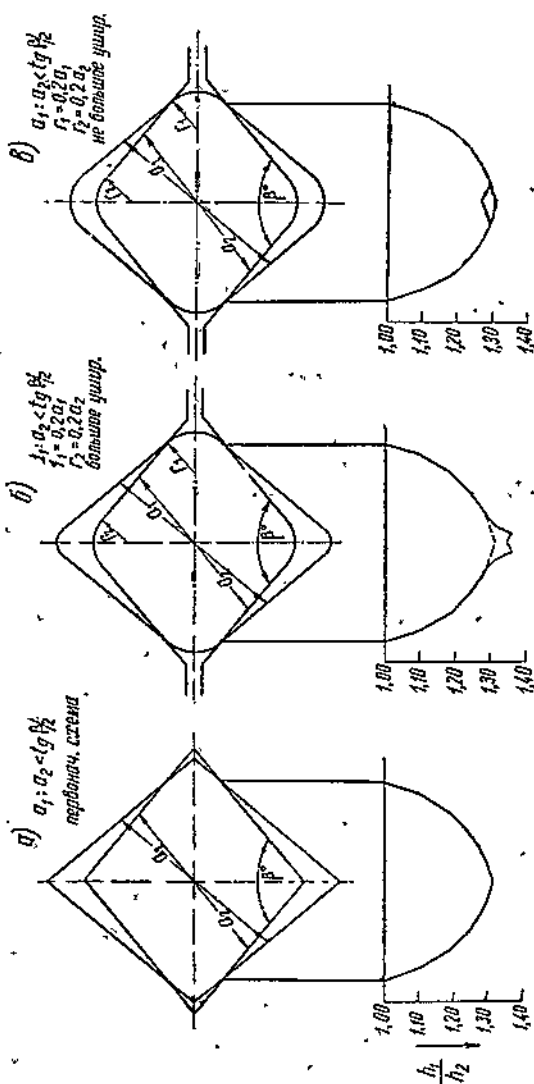
При этом соотношении имеется простор для уширения. Применение закруглений в вершинах калибров увеличит этот простор (фиг. 15, схемы б и в).

Обжатия в этом случае по поперечному сечению неодинаковы: наибольшие обжатия приходятся на середину, а наименьшие — на край полосы.

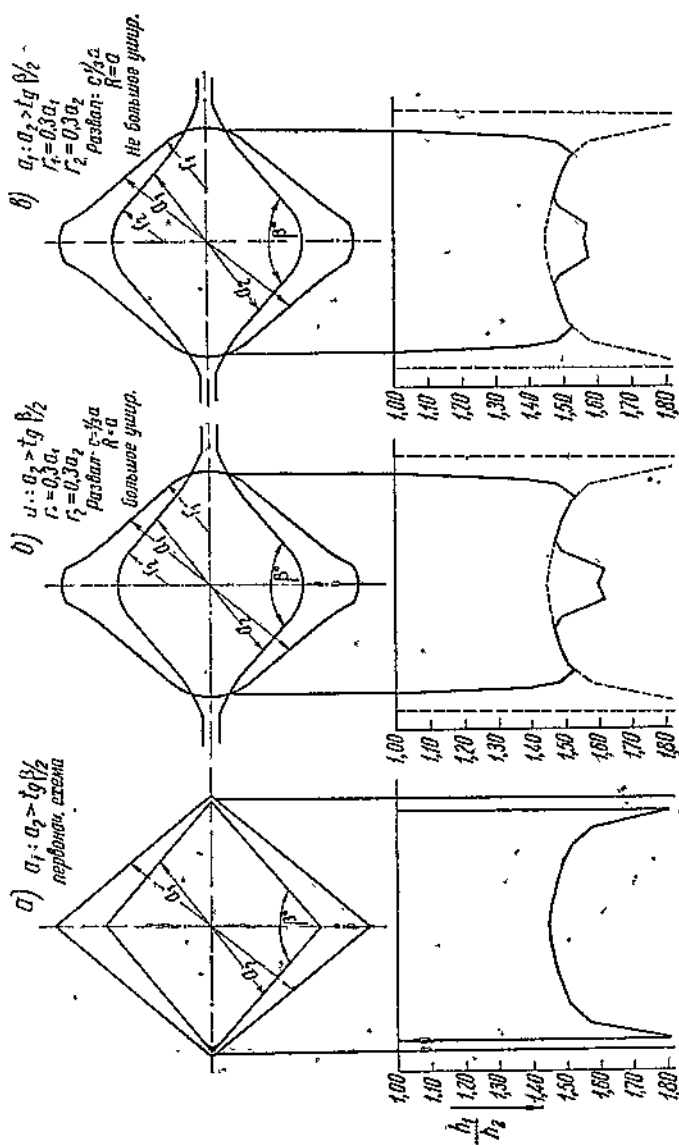
Третий вид соотношений выражается условием $h_1 > b_2$, т. е. ширина полосы h_1 больше ширины калибра b_2 (фиг. 16, схема а). При этом соотношении контуры полосы выходят за пределы калибра. Чтобы создать необходимый простор для уширения приходится



Фиг. 14. Диаграммы обжатия в ромбических калибрах при условии $h_1 = b_2$.



Фиг. 15. Диаграммы обжатий в ромбических калибрах при условии $h_1 < b_2$.



Фиг. 16. Диаграммы обжатий в ромбических калибрах при условии $h_1 > b_2$.

применить закругления в вершинах, а также развал у разъема калибров (фиг. 16, схемы б и в). Обжатия по поперечному сечению полосы и в этом случае неодинаковы. Но наибольшие обжатия приходится на края полосы, а наименьшие — на средние участки. Оформление калибров вносит некоторые изменения в диаграммы обжатий.

Характерным для оценки ромбических калибров, встречающихся на заводах качественных сталей СССР, является то, что почти все калибры запроектированы с отношением $a_1 : a_2 = 1,40$ и $\lambda = 1,21$.

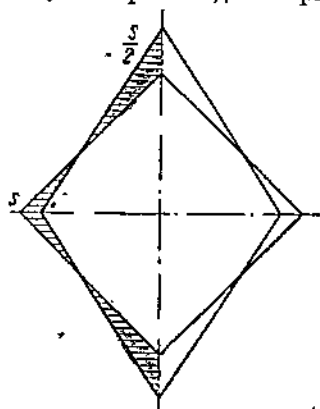
В действительности же в ромбических калибрах с $\alpha 100, 98$ и 97° можно работать с коэффициентами вытяжки, значительно большими 1,21, если использовать все возможности создания простора для уширения, имеющиеся в геометрии ромбических калибров.

Освещение этих вопросов может быть дано на основании знаний величины уширения в ромбических калибрах.

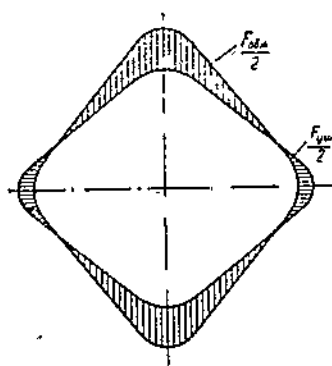
Уширение в ромбических калибрах

А. Особенности уширения

Общепринятый способ выражения уширения в линейных единицах, как функции линейного обжатия, малопригоден для ромбических калибров. Здесь пришлось вспомнить старый прием Жеза,



Фиг. 17. Схема Жеза для учета уширения.



Фиг. 18. Схемы, принятые для учета уширения, и соответствующие обозначения.

который в некоторых случаях сопоставлял площадь, полученную от уширения, с площадью, идущей на осадку. Таким способом Жез рекомендовал, например, проверять простор для уширения при прокатке ромба в квадрате (фиг. 17).

Воспользовавшись этим приемом, примем следующие обозначения и терминологию (фиг. 18):

F_1 — площадь полосы до пропуска, мм².

F_2 — площадь полосы после пропуска, мм².

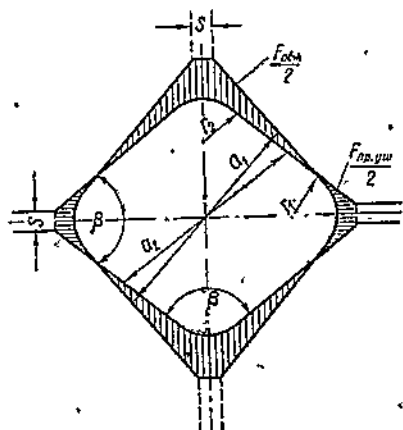
$F_{обж}$ — площадь, смещаемая при обжатии, мм².

$F_{уш}$ — площадь уширения, мм².

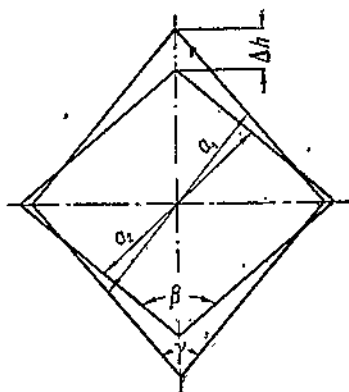
$K = \frac{F_{уш}}{F_{обж}}$ — показатель уширения.

Отношение $\frac{F_{ши}}{F_{обжс}}$ показывает, какую долю от площади металла, смещаемого при обжатии, составляет площадь уширения. Это отношение назовем показателем уширения и оно будет нам служить характеристикой величины уширения, получаемого при прокатке в ромбических калибрах.

По аналогии, в целях характеристики величины простора для уширения при анализе ромбического ряда калибров, будем пользоваться показателем $K_{п. ши} = \frac{F_{п. ши}}{F_{обжс}}$. Здесь вместо фактического уширения в числителе берется простор для уширения, выраженный



Фиг. 19. То же, что на фиг. 18.



Фиг. 20. То же, что на фиг. 18.

в единицах площади. Площадь обжатия $F_{обжс}$ определяется из сопоставления площадей предыдущего и последующего калибров (фиг. 19). Отношение это будем называть показателем простора для уширения.

Из сопоставления обоих показателей можно сделать следующие важные практические выводы:

1. Если показатель простора для уширения больше показателя уширения, то имеется резерв для увеличения коэффициента вытяжки против запроектированного.

2. Если же первый из этих показателей больше второго, то имеется опасность выжимок металла в зазоры. Такую калибровку надо пересмотреть и уменьшить запроектированный коэффициент вытяжки или расширить простор для уширения.

Теперь задача состоит в том, чтобы найти количественное выражение этих показателей.

Показатель простора для уширения вычисляется по данным калибровки. Нетрудно заметить, что между F_1 , F_2 , $F_{обжс}$ и $F_{п. ши}$ существует следующая зависимость (фиг. 19):

$$F_{п. ши} = (F_2 + F_{обжс}) - F_1.$$

$$\text{Отсюда вытекает, что } K_{п. ши} = \frac{F_{п. ши}}{F_{обжс}} = 1 - \frac{F_1 - F_2}{F_{обжс}}.$$

Для геометрически правильных ромбов (фиг. 20) величины F_1 , F_2 и $F_{общ}$ выражаются просто:

$$F_1 = a_1^2 \cdot \sin \gamma,$$

$$F_2 = a_2^2 \cdot \sin \gamma,$$

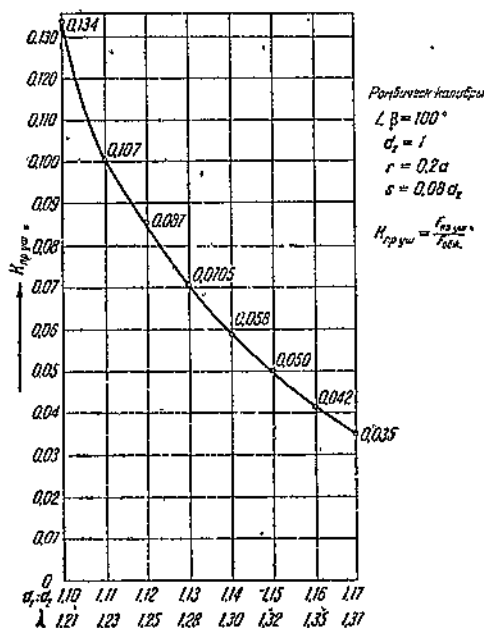
$$F_{общ} = \frac{2\Delta h^2}{\operatorname{tg} \beta/2 - \operatorname{tg} \gamma/2} = \frac{2(a_1 \cdot \sin \beta/2 - a_2 \cdot \sin \gamma/2)^2}{\operatorname{tg} \beta/2 - \operatorname{tg} \gamma/2}.$$

Для ромбических калибров, которым дается обычное оформление, т.е. закругление на концах вертикальной диагонали и притупление на концах горизонтальной диагонали (фиг. 19), эти выражения несколько усложняются:

$$F_1 = a_1^2 \cdot \sin \gamma - 2r_1^2 \left(\operatorname{tg} \gamma/2 - \pi \frac{\gamma}{360} \right) - \frac{S_1^2}{4 \operatorname{tg} \gamma/2};$$

$$F_2 = a_2^2 \cdot \sin \gamma - 2r_2^2 \left(\operatorname{tg} \gamma/2 - \pi \frac{\gamma}{360} \right) - \frac{S_2^2}{4 \operatorname{tg} \gamma/2};$$

$$F_{общ} = \frac{2(a_1 \cdot \sin \beta/2 - a_2 \cdot \sin \gamma/2)^2}{\operatorname{tg} \beta/2 - \operatorname{tg} \gamma/2} + 2r_2^2 \left(\operatorname{tg} \gamma/2 - \pi \frac{\gamma}{360} \right) - \frac{S_2^2}{4 \operatorname{tg} \gamma/2}.$$



Фиг. 21. Зависимость величины показателя простора для уширения от коэффициента вытяжки.

Определение значений F_1 , F_2 и $F_{общ}$ по приведенным формулам не представляет большого труда, если воспользоваться таблицей 36.

Такие величины, как β , a_1 , a_2 , r_1 , r_2 и s , должны быть заданы.

Расчетным путем мы определили простор для уширения в ромбических калибрах с $\angle \approx 100^\circ$.

Результаты этих подсчетов приведены в табл. 4 и на фиг. 21.

Эта задача была решена для различных отношений сторон $a_1 : a_2$ или, другими словами, для различных коэффициентов вытяжки.

За основу приняли ромбический калибр с размерами $a_2 = 1$.

$$r_2 = 0,2a_2 = 0,2,$$

$$s = 0,08a_2 = 0,08,$$

и затем подобрали к нему серию ромбов с различным отношением сторон, с закруглением $r = 0,2a$ и с постоянным зазором $s = 0,08a$ (см. табл. 4). Для каждой пары калибров подсчитали простор для уширения и выразили его показателем $k_{кр.уш}$.

Таблица 4

Величина простора для уширения в ромбических калибрах с углом 100°

Характеристика калибров						Показатель простора для уширения при различных значениях		
Предыдущего			Последующего			Значение $a_1 : a_2$	Значение λ	Показатель уширения $K_{п.уш} = \frac{F_{п.уш}}{F_{обис}}$
a_1 мм	r_1 мм	s_1 мм	a_2 мм	r_2 мм	s_2 мм			
1,10	0,22	0,08	1	0,2	0,08	1,10	1,21	0,134
1,11	0,222	0,08	1	0,2	0,08	1,11	1,23	0,107
1,12	0,224	0,08	1	0,2	0,08	1,12	1,25	0,087
1,13	0,226	0,08	1	0,2	0,08	1,13	1,28	0,0706
1,14	0,228	0,08	1	0,2	0,08	1,14	1,30	0,058
1,15	0,230	0,08	1	0,2	0,08	1,15	1,32	0,050
1,16	0,232	0,08	1	0,2	0,08	1,16	1,35	0,042
1,17	0,234	0,08	1	0,2	0,08	1,17	1,37	0,035

Б. Исследование уширения в ромбических калибрах с углом 100°

Ниже сообщаются данные об исследовании уширения в производственных условиях. По темплетам, взятым от полосы до пропуска и после пропуска, были установлены:

коэффициент вытяжки,

смещаемая площадь при обжатии $F_{обис}$,площадь уширения $F_{уш}$,угол захвата $\angle \alpha$.

При взятии темплетов отмечались: температура нагрева, температура прокатки, химический состав стали, диаметр валков и скорость прокатки.

Химический состав сталей и режим нагрева в заводских условиях приведены в табл. 5 и 7.

Таблица 5

Химический анализ сталей

№ п/п	Марки стали	Содержание химических элементов в %						
		C	Mn	Si	S	P	Ni	Cr
1	ШХ-9	0,95—1,10	0,20—0,40	0,15—0,35	0,020	0,027	0,20	0,75—1,05
2	ШХ-15	0,95—1,10	0,20—0,40	0,15—0,35	0,020	0,027	0,20	1,30—1,65
3	9ХС	0,85—0,95	0,30—0,60	1,20—1,60	0,030	0,030	—	0,95—1,25
4	9255	0,5—0,6	0,6—0,9	1,50—2,0	0,040	0,040	—	—

Темплеты брались на двух станах: в обжимной клетки 360 мм стана 280 (фиг. 8) и в первой клетки стана 360 мм дошпелъ-дуо (фиг. 6 и 7).

Анализ templeгов некоторых марок стали, прокатанных в ромбических

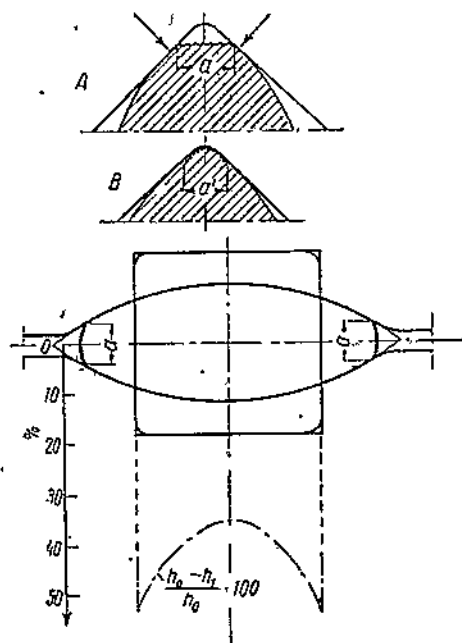
Марки стали	№ пропусков	№ templeтов	Поперечные размеры полос ромбического профиля								
			до пропуска				после пропуска				
			a_1 мм	b_1 мм	h_1 мм	F_1 мм ²	a_2 мм	b_2 мм	h_2 мм	F_2 мм ²	
ШХ15	1 и 2	13	74,5×74	96	87	5220	66,5×66	90,5	77,5	4300	
	1 и 2	12	74×73,5	100	85	5230	65×64,5	91	76	4090	
	2 и 3	12	65×64,5	91	76	4090	56,5×56	84	65,5	3156	
	2 и 3	16	64,5×64	87	75,5	3970	56,3×56	80	65,5	3080	
	1 и 2	17	74,5×74	101,5	86	5376	64×63,5	90,5	75	4020	
	2 и 3	17	64×63,5	90,5	75	4020	56×55,5	80	65	3090	
	1 и 2	14	74,5×74,5	100	87,5	5350	64×64	90,5	76	4030	
	1 и 2	15	75×75	110,5	87	5400	65×65	90,5	76,5	4080	
	2 и 3	15	65×65	90,6	76,5	4080	56×56	81,6	65	3130	
	1 и 2	18	80×80	98,5	96	5980	74×73	98	85	5176	
	2 и 3	19	73,5×72,5	98	84	5130	68×68	86	79	4370	
	1 и 2	21	78×77	98	94	5610	72×71	93,5	83,5	4820	
	2 и 3	22	72×71,5	94	84	4820	65,5×65	86,5	76	4030	
	2 и 3	23	72×71,5	95	84	4870	65,5×65	86	77	4040	
ШХ9	1 и 2	4	72,5×72	98,6	85,2	5126	64,5×65	88,0	76,4	4100	
	2 и 3	4	64,5×65	88	76,4	4100	54,5×54	83,6	63	3020	
	1 и 2	7	74,5×74	100	86	5320	65×64,5	92	75,5	4090	
	2 и 3	7	65×64,5	92	75,5	4090	56×55,5	81,5	64,7	3100	
	1 и 2	9	74,5×74	100	86	5380	65×64,5	92	75,5	4120	
	2 и 3	9	65×64,5	92	75,5	4120	56×55,5	81,5	65	3110	
	1 и 2	5	75×73,5	100,4	86,3	5420	66,5×67,5	88	79,5	4380	
	2 и 3	5	66,5×67,5	88	79,5	4380	57,5×57	86	66,2	3300	
	1 и 2	8	75×74,5	102,5	87,5	5440	65×64,5	90,5	76	4230	
	2 и 3	8	65×64,5	90,5	76	4230	57,5×57	83	66	3230	
	2 и 3	6	66,5×65	91,5	78	4370	57×56,5	82,5	65,2	3240	
	2 и 3	10	75×74	100,5	90	5470	70×70	91,5	82	4620	
	2 и 3	11	75,8×74,8	100	91	5520	70×70	93	82	4690	
	1 и 2	1	72,5×72	105,0	84,5	5210	54,5×63,5	91	74,8	4000	
9ХС	2 и 3	1	64,5×63,5	91	74,8	4000	54,5×64	80,8	62,5	2970	
	1 и 2	2	73,5×73	102	86,8	5300	65,3×64,3	90,5	75,8	4130	
	2 и 3	2	65,3×64,3	90,6	75,8	4130	54,5×54	80,5	62,8	3030	
	1 и 2	3	74×73,5	104,5	86,3	5330	65,5×64,5	91	76	4130	
	1 и 2	31	71,2×71,2	102,5	83	5170	62×62	88	72,5	3910	
	2 и 3	31	62×62	88	72,5	3910	54×54	77,5	61,5	2910	
	1 и 2	32	71,6×71,6	103,5	83,5	5090	62,4×62,4	87,5	73	3870	
	2 и 3	32	62,4×62,4	87,5	74	3870	54×54	78	61,5	2940	
	1 и 2	33	72×72	101	84	5050	62,8×62,8	86	73,5	3870	
	2 и 3	33	62,8×62,8	86	73,5	3870	54,5×54,5	77	62	2950	
	1 и 2	34	79×78	99	93,5	5660	72×72	95	85,3	4880	
	2 и 3	35	72×72	98,7	85,5	5010	69×68	87	81	4370	
	9256	1 и 2	29	73,5×73,5	97	86	5460	66,5×66	90	77,5	4370
		2 и 3	29	66,5×66	90	77,5	4370	58,5×58,5	81,5	66,5	3350
1 и 3		30	75×74,5	101,5	85,5	5470	66×64,5	89,5	76	4190	
1 и 2		37	75×74,5	101	85,5	5240	66×64,5	90,5	76	4100	
2 и 3		37	66×64,5	90,5	76	4100	57×56,5	81	65	3150	
1 и 2		38	74,6×74,1	101	85	5310	66×64,5	90	76,5	4110	
2 и 3		38	66×64,5	90	76,5	4110	57×56,5	81	65	3140	
1 и 2		24	79×78,5	98,5	96	5840	72,8×72	97	84,5	5030	
2 и 3	25	72,4×71,6	96,5	84	4930	67×66,5	87	78	4190		
3 и 4	26	67,5×67	87	79	4340	61×60,2	81,5	71,5	3580		

Величина деформации					Рабочий диаметр валка в вершине калибра	Угол захвата, градусы дуго- вые	Скорость про- катки (условно) м/сек	Температу- ра полосы по выходе из калибра °C
абсолютная		относительная						
сместенная площадь в попереч. сечения $F_{обс}$ мм ²	Площ. уни- рентия $F_{ун}$ мм ²	коэффициент вытяжки $\lambda = \frac{F_{ун}}{F_{обс}}$	показатели уни- рентия					
			$K = \frac{F_{ун}}{F_{обс}}$	$k_1 = \frac{(b_2 - h_1)}{(b_1 - h_2)}$				
973	57	1,215	0,0586	0,19	300,5	20°14'	3—4,5	1030
1242	102	1,28	0,0820	0,25	300,5	23°04'	3—4,5	980
1020	86	1,297	0,0844	0,31	308	23°29'	3—4,5	940
962	72	1,29	0,0748	0,21	308	21°32'	3—4,5	930
1410	54	1,386	0,0388	0,17	300,5	24°15'	3—4,5	980
1001	71	1,30	0,0703	0,196	308	23°29'	3—4,5	950
1260	40	1,327	0,030	0,125	300,5	23°03'	3—4,5	990
1378	58	1,323	0,0422	0,146	300,5	23°03'	3—4,5	980
1023	73	1,305	0,0713	0,196	308	23°29'	3—4,5	950
810	36	1,155	0,0444	0,148	299	17°18'	3,3—6	1000
803	43	1,175	0,0535	0,105	305,5	20°19'	3,3—6	980
809	19	1,165	0,024	—	299	17°55'	3,3—6	1000
843	53	1,196	0,063	0,14	305,5	19°46'	3,3—6	960
865	35	1,205	0,0405	0,11	305,5	19°46'	3,3—6	970
1090	64	1,250	0,0586	0,126	300,5	22°09'	3—4,5	1040
1150	70	1,357	0,0608	0,29	308	23°15'	3—4,5	1000
1298	68	1,300	0,0524	0,245	300,5	23°18'	3—4,5	1000
1070	80	1,320	0,0748	0,22	308	24°18'	3—4,5	940
1340	80	1,305	0,0596	0,245	300,5	23°20'	3—4,5	990
1085	75	1,327	0,0692	0,22	308	24°15'	3—4,5	960
1095	55	1,235	0,0502	0,081	300,5	21°30'	3—4,5	980
1156	78	1,330	0,0658	0,30	308	21°40'	3—4,5	940
1280	72	1,285	0,0562	0,113	300,5	24°10'	3—4,5	970
1123	123	1,310	0,1095	0,286	308	23°0'	3—4,5	920
1192	62	1,350	0,0520	0,17	308	23°52'	3—4,5	950
887	37	1,185	0,417	0,081	305,5	20°03'	3,3—6	920
883	53	1,178	0,0600	0,11	305,5	19°45'	3,3—6	900
1280	70	1,303	0,0547	0,215	300,5	25°55'	3—4,5	1000
1093	63	1,348	0,0576	0,21	308	24°51'	3—4,5	950
1240	70	1,285	0,0565	0,18	300,5	24°06'	3—4,5	1000
1166	66	1,366	0,0567	0,17	308	24°30'	3—4,5	970
1266	66	1,29	0,0522	0,165	300,5	25°10'	3—4,5	1000
1340	80	1,323	0,0597	0,167	300,5	25°50'	3—4,5	960
1080	80	1,345	0,0741	0,19	308	23°55'	3—4,5	920
1267	47	1,315	0,0371	0,13	300,5	26°14'	3—4,5	970
1006	76	1,315	0,0716	1,154	308	23°42'	3—4,5	930
1226	46	1,305	0,375	0,073	300,5	24°42'	3—4,5	980
986	66	1,312	0,0670	1,146	308	22°47'	3—4,5	940
792	22	1,157	0,0280	0,11	299	17°25'	3,3—6	970
702	62	1,147	0,0883	0,085	305,5	19°35'	3,3—6	900
1160	62	1,250	0,0535	0,21	300,5	20°45'	3—4,5	1000
1076	56	1,304	0,0521	0,17	308	22°32'	3—4,5	970
1380	100	1,306	0,0724	0,157	300,5	23°46'	3—4,5	980
1230	90	1,278	0,0732	0,20	300,5	23°32'	3—4,5	980
1014	64	1,301	0,0630	0,196	308	23°29'	3—4,5	940
1275	75	1,291	0,0588	0,204	300,5	23°18'	3—4,5	980
1040	70	1,310	0,0673	0,18	308	23°15'	3—4,5	930
822	12	1,160	0,0150	0,072	299	17°36'	3,3—6	1010
801	61	1,175	0,0762	0,162	305,5	20°03'	3,3—6	960
799	89	1,213	0,0488	0,161	312,5	18°07'	3,3—6	970

Режим нагрева и температура конца прокатки некоторых марок стали

Марка стали	Температура нагрева		Продолжительность нагрева в часах					Температура конца прокатки	
	слитка	заго- товки	слитка 340 × 340	квадратных заготовок мм				слит- ков	загото- вок
				160	140	100	80		
9255	1100°	1050	6	—	—	2,5	1,75	800	800
9ХС	1160°	1050	6	4,5	4	2,5	1,75	800	800—750
ШХ-15	1160°	1050 1000*)	7	4,5	4	2,5	1,75	800	800—750
ШХ-9	1160°	1050 1000*)	7	4,5	4	2,5	1,75	800	800—750
ЭХТМ	1200°	1150	7	4,5	4	2,5	1,75	800	840—800

Примечание *). Температура нагрева заготовки для подката.



Фиг. 22. Схемы образования складок при прокатке по системе овал—квадрат (по Неллиу).

Каждая пара темплетов бралась от одной и той же полосы, по одному после каждого пропуска через два смежных калибра.

Для отбора темплетов употреблялась заготовка 80 × 80 мм, длиной 900—800 мм. Эта заготовка отрезалась от головного конца полосы возможно ближе к его здоровой части. Заготовки с видимыми следами усадочной раковины не употреблялись.

Заготовка нагревалась в сварочной камере печи. Нагрев продолжался 1,5—2 часа.

Температура полосы измерялась после выдачи из печи и после выхода из соответствующего калибра. Для измерения температуры применялся оптический пирометр «Cambridge». Торцы темплетов обрабатывались на токарном станке. Контуры темплета от полосы до пропуска и после пропуска показаны на фиг. 18.

Определение площадей F_1 , F_2 , $F_{обис}$ и $F_{ши}$ производилось планиметром. После этого подсчитывались:

коэффициент вытяжки $\lambda = \frac{F_1}{F_2}$ и

показатель уширения $k = \frac{F_{ши}}{F_{обис}} = 1 - \frac{F_1 - F_2}{F_{обис}}$.

Результаты анализа темплетов приведены в табл. 6. Результаты последования показали, что для интервала температур прокатки 1000—970° величина уширения меньше, чем для интервала температур 960—930°. Для первого интервала средний показатель уширения $K = \frac{F_{\text{ши}}}{F_{\text{обс}}} = 0,05$, а для второго интервала температур $k = 0,068$ (табл. 8).

Влияние температуры на величину уширения является очевидным. Что касается влияния состава стали на величину уширения, то на основании имеющихся данных нельзя сделать определенного заключения.

Полученные данные о величине уширения в ромбических калибрах на валках диаметром 360 мм можно использовать также для валков других диаметров, имея в виду, что величина уширения для валков большего или меньшего диаметра также несколько больше или меньше.

Можно считать в первом приближении, что показатель уширения в ромбических калибрах на крупносортовых, среднесортовых и мелкосортовых станах выражается цифрами порядка:

0,05—0,06 для интервала температур 1000—970° и 0,07—0,08 для 960—930°.

Сравнение показателей фактического уширения с показателями простора для уширения (табл. 4) приводит к следующим выводам:

1. В обжимных клетях, где температура полосы не падает ниже 1000—970°, можно проектировать ромбические калибры с $\angle 100^\circ$ с отношением сторон $a_1 : a_2 = 1,13 — 1,14$, т. е. с коэффициентом вытяжки $\lambda = 1,28 — 1,30$, если позволяют условия захвата.

Таблица 8
Величина уширения в ромбических калибрах

Марка стали	Показатель уширения $K = \frac{F_{\text{ши}}}{F_{\text{обс}}}$ для некоторых температур прокатки в ромбических калибрах с $\angle 100^\circ$	
	1000 — 970°	960 — 930°
ШХ15	0,0444	0,0630
	0,0240	0,0703
	0,0300	0,0713
	0,0383	
	0,0422	0,0748
	0,0535	
ШХ9	0,0505	
	$K_{\text{ср}} = 0,0405$	0,0699
	0,0524	
	0,0608	0,0691
	0,0596	0,0658
	0,0502	0,0748
9 ХС	0,0562	
	$K_{\text{ср}} = 0,0558$	0,0699
	0,0522	0,0597
	0,0547	0,0576
	0,0565	0,0670
	0,0567	0,0716
9255	0,0375	
	0,0371	
	$K_{\text{ср}} = 0,0491$	0,0638
	0,0535	0,0762
		0,0630
		0,0673
	0,0588	
	0,0521	
	0,0488	
	$K_{\text{ср}} = 0,0533$	0,0688
$K_{\text{ср.общ.}} = 0,050$		0,0681

2. В подготовительных клетях сортовых станов, где прокатка заканчивается при температурах 960—930°, ромбические калибры с $\angle 100^\circ$ необходимо проектировать с отношением сторон $a_1 : a_2 = 1,12 - 1,13$, т. е. с коэффициентом вытяжки $\lambda = 1,25 - 1,28$.

3. В тех случаях, когда требуется еще больше увеличить коэффициент вытяжки, необходимо прибегать к употреблению развалов у разъема калибра.

Пределом угла захвата в ромбических калибрах при скорости прокатки около 3 м в секунду может считаться величина $\alpha = 24-26^\circ$ при отсутствии насечки на поверхности валков. Вполне обеспеченный захват при скорости около 3 м в стальных валках с неповрежденной от износа поверхностью будет иметь место при угле захвата не более 22—24°. Угол захвата до $\alpha = 26^\circ$ может быть допущен только на валках с сильно шероховатой поверхностью.

Влияние ромбических калибров на возникновение поверхностных дефектов на прокатной продукции

А. Источники поверхностных дефектов в процессе прокатки

Как известно, к прокатной продукции качественных углеродистых, легированных и специальных сталей предъявляются строгие требования в отношении качества поверхности. По техническим требованиям на наружной поверхности прутков стали не должно быть трещин, закатов, плен, волосовин и других поверхностных пороков, глубина которых уменьшает размеры сечения, остающегося после удаления дефектов, по сравнению с номинальными размерами, более, чем на половину допуска на данный размер (ОСТ 4956 на инструментальные углеродистые стали, ОСТ 4957 на инструментальные быстрорежущие стали и ОСТ 4958 на инструментальные легированные стали). Такие же требования предъявляются и к другим качественным, легированным и специальным сталям.

Чтобы успешно бороться с поверхностными дефектами, нужно знать источники их возникновения на всех ступенях технологического процесса, начиная от выплавки и разливки стали и кончая прокаткой.

Уже давно известно из производственного опыта и из специальных исследований, что качество слитков имеет решающее значение для качества поверхности проката. Ввиду этого видимые дефекты слитков (плены, трещины и др.) удаляются до прокатки.

Внутренние дефекты слитков, особенно газовые подкорковые пузыри, которые трудно обнаруживаются, дают нередко на прокатной заготовке дефекты в виде трещин и волосовин. Чтобы воспрепятствовать переходу этих дефектов на готовую продукцию, заготовки легированных и качественных сталей подвергают травлению и затем тщательно осматривают. Обнаруженные дефекты удаляются вырубкой пневматическими зубилами или зачисткой наждаками. Только годные и зачищенные заготовки поступают для прокатки готовой продукции. Несмотря на такую тщательную подготовку

материала перед окончательной прокаткой, на готовой прокатной продукции нередко встречаются такие поверхностные дефекты, как трещины и волосовины:

Это обстоятельство побудило исследователей и практиков искать источники поверхностных дефектов не только в процессе приготовления и разливки стали, но и в процессе самой прокатки.

Известно, что шероховатость арматуры валков (проводок и пропусков) оставляет следы в виде борозд на всей длине полосы; шероховатость валков от износа и наварка металла на поверхности калибра оставляют также следы на полосе.

Этим моментам при производстве проката рядовых сортов стали не придавалось большого значения. Их устраняли лишь тогда, когда они давали видимый дефект на полосе.

При производстве легированных и специальных сталей прокатчики на опыте часто убеждаются в том, что указанные моменты дают трещины и волосовины, обнаруживаемые лишь после травления.

Результаты производственного опыта и наблюдений по этому вопросу были сформулированы Крамером [2]. Автор рассматривает дефекты, которые возникают вследствие шероховатости поверхности арматуры валков, срезания материала с боковых поверхностей полосы в узких ящичных калибрах и повреждения поверхности ручьев. Последнему вопросу Крамер уделяет много внимания и утверждает, что дефекты на поверхности прокатываемой полосы, возникающие вследствие повреждений поверхности ручьев, проявляются в виде маленьких рисок, которые в следующем пропуске сжимаются, образуют складки и ведут к трещинам-складкам «по вине калибра».

В отличие от таких трещин-складок по вине калибра Крамер отмечает трещины-складки «по вине сжатия», возникновение которых он поясняет следующим образом.

Если прокатываемая полоса обжимается между гладкими валками, то она уширяется, причем боковые поверхности, в зависимости от величины давления, температуры и рода материала, становятся более или менее шероховатыми. Эта шероховатость может потом, когда полоса получает на шероховатой грани обжатие, привести к закату складок, т. е. к трещинам. Примером может служить фиг. 23, на которой показана грань сутунки, прокатанной при свободном уширении без осадочного пропуска из стальной болванки с содержанием 12% хрома.

Крамер указывает, что если бы теперь эта полоса получила осадочный пропуск, грань сутунки оказалась бы усеянной трещинками.

Возникновению складок последней категории, по мнению Крамера, способствуют сильное обжатие, вертикальное ограничение профиля и уже имеющаяся шероховатость поверхности прокатываемой полосы.

Следуя взглядам Крамера, Нэлль [3] дал схему образования складок под влиянием сжатия при прокатке в системе калибров квадрат—овал (фиг. 22).

В 1935 г. появилась другая работа Крамера [4], в которой раз-
виваются ранее высказанные автором взгляды о трещинах-складках

по вине сжатия; с этой точки зрения автор дает оценку некоторым системам калибров: квадрат—овал, круг—овал и системе восьмигранных калибров.

Наконец, в 1936 г. появилась третья работа Крамера [5]. В этой работе, помимо исследования различных калибровок для прокатки шестигранного профиля, автор освещает вопрос, имеющий более широкое значение, а именно — влияние температуры прокатки на образование поверхностных дефектов (трещин вследствие складок от сжатия). По этому вопросу мнения специалистов расходятся:



Фиг. 23. Складки на грани сутунки, прокатанной без осадочного пропуска из стальной болванки с содержанием 12% хрома (Крамер).

некоторые считают, что прокатка при низких температурах благоприятней для избежания поверхностных дефектов вследствие образования более тонкой печной окалины. Но это мнение, как указывает Крамер, не подтвердилось опытами. Многократно повторенные опыты показали, что свободно упирающиеся поверхности при высокой температуре прокатки гораздо менее склонны к образованию складок, чем при низкой температуре; предполагается, что заготовки не слишком сильно покрываются окалиной при продолжительном нагреве до высокой температуры прокатки.

В целях избежания образования складок Крамер рекомендует прокатку вести горячо, а нагрев заготовки вести возможно быстро, особенно избегая длительного пребывания ее в печи при высоких температурах.

Б. Исследование состояния поверхности полос, прокатанных в ромбических калибрах

В данной работе требовалось установить, какие моменты при прокатке в ромбических калибрах могут явиться источником поверхностных дефектов.

Для этой цели были проведены на заводе опытные прокатки заготовок в ромбических калибрах, причем из каждого калибра, подвергнувшегося исследованию, брались: проба для освидетельствования поверхности полосы, проба для осадки в горячем состоянии и темплет для определения обжатия.

Последовательный и тщательный контроль поверхности полос позволял обнаруживать не только дефект, но и его источник.

Для исследования была применена шарикоподшипниковая сталь марки ШХ15. Исходные заготовки ромбического сечения 85×85 мм, длиной 600—800 мм были получены из вполне здорового металла, удовлетворяющего техническим условиям. Эти заготовки прошли тщательный контроль: травление, промывку и осмотр. Удаление обнаруженных трещин и волосовин производилось зачисткой наждачными кругами.

Перед прокаткой заготовка нагревалась в методических печах. Загрузка ее производилась примерно с середины печи (в 8-е и 9-е окно от окна выдачи). По мере продвижения к окну выдачи заготовка постепенно прогревалась. Продолжительность нагрева в большинстве случаев равнялась 2 часам. Температура нагрева колебалась в пределах 1040—1100°.



Фиг. 24. Печная окалина сбита на ребрах и вдавлена по граням после пропуска квадратной полосы через ромбический калибр.

Прокатка производилась на стане 450 мм во второй клетке (фиг. 3) и на стане 360 мм допелель-дуо в первой клетке (фиг. 6).

Пробы для освидетельствования поверхности полосы брались длиной не менее 400—500 мм и до 800 мм. Непосредственно после прокатки и остывания полосы осматривались и видимые дефекты фиксировались. Для выявления более тонких дефектов — мелких волосовин и трещин — полосы протравливались в подогретом растворе серной кислоты (концентрация 20%) в течение 1—1,5 час., затем промывались и снова осматривались.

Дополнительно к этому под молотом в горячем состоянии осаживались темплеты для выявления грубых дефектов — закатов и глубоких трещин.

Результаты контроля поверхности полос с характеристикой условий нагрева и прокатки в сжатой форме приведены в табл. 9. Основной вывод заключается в том, что ромбические калибры плохо сбивают с полосы печную и прокатную окалину. В ромбических калибрах окалина сбивается только с ребер полосы, а по граням полосы она вдавливается (фиг. 24).

В процессе последующей прокатки в ромбических калибрах окалина частично сбивается с граней, а известная доля ее переходит в закатанном состоянии на поверхность готовой продукции. На

Состояние поверхности полос, проката

№ операции проката	Стан мм	Марка стали	Размер заготовки мм	Режим нагрева		Характеристик	
				продолжительность в часах	температура нагрева °C	Форма калибра и число пропусков	
1	450	ШХ15	83×83	2	1080	Ромбы 3 пропуска	
2	450	ШХ15	83×83	1 1/4	1050	Ромбы 3 пропуска	
3	360	допель-дуо	83×83	2 1/4	1100.	Ромбы 5 пропусков	
4	360	допель-дуо	83×83	2 1/4	1080	Ромбы 5 пропусков и 1 пропуск в отделочном калибре Ø 28 мм	

таных в ромбических калибрах

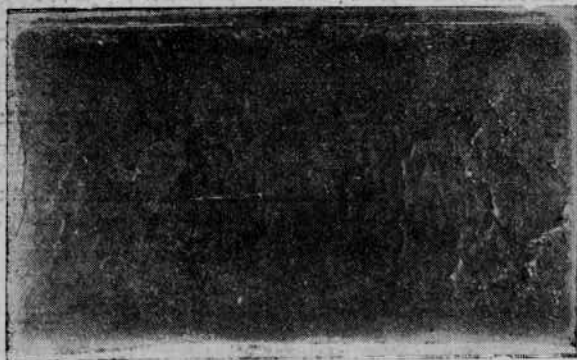
стича про- ки	Состояние поверхности полос по результатам контроля	Причины, вызвавшие обнаружен- ные дефекты поверхности
величина деформации λ		
1,05—1,23	1) У всех полос на гранях глубокая рябизна 2) Ребра полосы из 3-го пропуска с мелкими надрывами	1) Следы вдавленной печной окалины при прокатке в ромбических калибрах 2) Перегрев металла и действие растягивающих усилий на ребрах ромбической полосы
1,02—1,20	У всех полос на гранях очень глубокая рябизна	Следы вдавленной печной окалины при прокатке в ромбических калибрах
1,14—1,50	1) У всех полос на гранях рябизна 2) У всех полос ребра с мелкими надрывами 3) На полосе из 2-го калибра, на двух противоположных гранях, вблизи разъема — неглубокие, узкие, продольные борозды 4) На полосе из 3-го калибра, на двух противоположных гранях, серия мелких, коротких волосовин. На одной из этих же граней неглубокая трещина на всей длине куска, равная 600 мм	1) Следы вдавленной печной окалины при прокатке в ромбических калибрах 2) Перегрев и действие растягивающих усилий на ребрах 3) Следы наварки металла на поверхности ручьев 4) Волосовины, повидимому, результат сжатия и закатывания борозд, образовавшихся в предшествующем калибре Причину трещин установить не удалось
1,10—1,40	1) У всех ромбических полос на гранях рябизна 2) У полос из 2-го и 3-го калибров ребра с мелкими надрывами 3) На полосе из 1-го калибра на одной грани следы в виде бороздок от наварки металла на поверхности ручья. На полосе из 2-го калибра на двух гранях вблизи разъема серия глубоких бороздок по той же причине 4) На полосе из 3-го калибра на гранях продольные, узкие борозды 5) На полосе из 5-го калибра в вершинах закат, а на одной грани неглубокие волосовины длиной 50 мм 6) На поверхности круглой полосы заметная шероховатость и местами мелкие волосовины	1) По пунктам 1 и 2 объяснения прежние. 4) Борозды — следы порченной поверхности калибра вследствие износа 5) Закат возник из заусенцев, образовавшихся на ромбической полосе в 4-м калибре. Волосовины — результат сжатия и закатывания бороздок, возникших вследствие наварки металла на поверхности предшествующего 2-го калибра 6) Шероховатость поверхности готовой круглой полосы — результат вдавливания остатков печной и прокатной окалины. Волосовины имеют тот же источник, что и в пункте 5 или же они возникли вследствие складок, образовавшихся в овальном калибре

№ операции прокатки	Стан мм	Марка стали	Размер ваготовки мм	Режим нагрева		Характери- кат форма ка- либра и число пропусков
				продолжи- тельность в часах	температура нагрева °С	
5	450	ШХ15	83×83	2	1040	Ромбы 3 пропуска
6	450	ШХ15	86×86	2	1050	Ромбы 4 пропуска
7	360 д/д	ШХ15	86×86	3	1050	Ромбы 5 пропусков и 1 пропуск в отделоч- ном калибре Ø 36 мм
8	360 д/д	ШХ15	86×86	2	1060	Ромбы 5 пропусков
9	360 д/д	ШХ15	140	4	1080	Ромбы, 6 проб, ромб-квад- рат, 4 про- пуска овал 1 пропуск, круг Ø 33 1 пропуск

стика про- ки	Состояние поверхности полос по результатам контроля	Причины, вызвавшие обнаружен- ные дефекты поверхности
величина деформации		
1,14—1,19	У всех полос на гранях ря- бизна, местами глубокая	Следы вдавленной печной окалины при прокатке в ромбических калибрах
1,02—1,25	У полос из 2-го и 3-го калибров на гранях рябизна, на отдель- ных участках глубокая. У по- лосы из 4-го калибра мелкая рябизна, как бы придавленная	Следы вдавленной печной окалины при прокатке в ромбических калибрах
1,12—1,28	1) У всех ромбических полос на гранях рябизна 2) На полосах из 1-го, 2-го и 4-го калибров ребра с мелки- ми надрывами 3) На полосе из 1-го калибра — закат 4) На поверхности готовой круг- лой полосы по бокам грубая шероховатость, а в вершинах серия мелких волосовин	1) По пунктам 1 и 2 объяснения прежние 3) Закат образовался из заусенцев, возникших при неправильной задаче полосы в калибр в об- жимной клетке. 4) Шероховатость—результат вдав- ливания остатков печной и про- катной окалины. Волосовины— результат складок, образовав- шихся на ребрах овала при обжатии квадрата с рябизной от вдавленной окалины боковыми сторонами
1,19—1,21	1) У всех полос на гранях рябизна 2) На полосе из 3-го калибра глу- бокие косые следы изношенной поверхности калибра. На по- лосе из 4-го калибра такие же, но менее глубокие следы 3) На полосе из 6 калибра двух- сторонний закат	По пункту 1 объяснение прежнее 3) Закат возник из заусенцев, об- разовавшихся вследствие не- правильной задачи ромбической полосы в одном предшествую- щем калибре
1,12—1,42	1) У всех полос из ромбических и квадратных калибров на гра- нях неглубокая рябизна. На по- лосе из овального калибра по поверхностям, бывшим в со- прикосновении с валками, то же рябизна. На поверхности круглой полосы в местах отве- чающих вершинам и разъему калибра—заметная рябизна 2) Следы изношенной поверхности калибра на полосах из 1, 2, 3 и 4 ромбических калибров 3) На ребрах овала складки 4) Неглубокие трещины и волосо- вины различной длины име- ются на всех полосах из 1, 2, 3, 4, 5, 7, 8, 9, 10 и 11 калиб- ров, за исключением 6-го про- пуска	1) Следы вдавленной печной и прокатной окалины 3) Складки на ребрах овала воз- никли вследствие осадки ребрых боковых стенок квадрата при прокатке в овале 4) Трещины и волосовины на всех полосах—результаты порченой поверхности калибров в обжим- ной клетке и в 1 кл. ст. д/д (калибры 1, 2, 3 и 4) В обжимной клетке в 1 калибре был очень сильный износ и на- варка металла на гранях вблизи разъема. После смены, в кото- рой производилась данная про- катка, валки с порченой по- верхностью были удалены из клетей, а новые вложены

участках полосы, где окалина в процессе прокатки сбивается, остаются гнезда от вдавленной окалины, и поверхность полосы получается рябая (фиг. 25). Такая же рябизна выявляется после травления

ромбических полос в растворе кислоты.



Фиг. 25. Рябизна на грани ромбической полосы после спадения вдавленной печной окалины.

Вдавленная окалина на поверхности готовой продукции является существенным дефектом (фиг. 26 и 27). Но, кроме этого вдавленная окалина может явиться источником и таких дефектов, как волосовины и мелкие трещины. В самих ромбических калибрах от вдавленной окалины волосовины и трещины не возникают. Это имеет место,

например, в том случае, когда из ромбических калибров квадратная заготовка с вдавленной окалиной по граням поступает в овальный калибр. В овальном калибре боковые грани квадрата получают сильную осадку. Ранее вдавленная окалина здесь отпадает, а гнезда от вдавленной окалины сжимаются и образуют складки (фиг. 28 и 29). Из этих складок легко возникают волосовины и трещины. Описанный пример имеет широкое распространение при прокатке круглого профиля.

Во избежание возникновения названных дефектов, при употреблении ромбических калибров в обжимных и подготовительных клетях необходимо заботиться о сбивании как печной окалины в первых пропусках, так и прокатной окалины в пропусках, предшествующих отделочному.

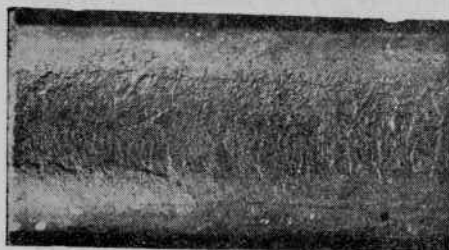
Для сбивания окалины в пропусках, предшествующих отделочному, употребляются различные осадочные калибры.

Для сбивания печной окалины в первых пропусках можно использовать ящичные калибры. Но не во всяких ящичных калибрах можно



Фиг. 26. Вдавленная окалина на поверхности круглой полосы.

сбить печную окалину. Для этого ящичные калибры нужно проектировать с большими выпусками и производить если возможно, кантовку полосы после каждого пропуска.



Фиг. 27. То же, что на фиг. 26.



Фиг. 28. Складки на узкой боковой грани овальной полосы.

В отношении причин плохого сбивания окалины в ромбических калибрах следует отметить следующее:

1. Деформация в ромбических калибрах сопровождается слабым сжатием граней полосы в поперечном направлении. Отношение стороны ромба до пропуска к стороне ромба после пропуска выражается величиной $\sqrt{\lambda}$, т. е. сторона за пропуск осаживается незначительно по сравнению с общей вытяжкой.



Фиг. 29.
Складки на узкой боковой грани овальной полосы.



Фиг. 30. Шероховатая поверхность ромбического ручья вследствие износа валков.

С этой точки зрения более благоприятные условия для сбивания окалины будут в овальных и в ящичных калибрах.

2. В процессе деформации в ромбическом калибре грани полосы охвачены стенками калибра со всех сторон. Чем меньше угол ромба,

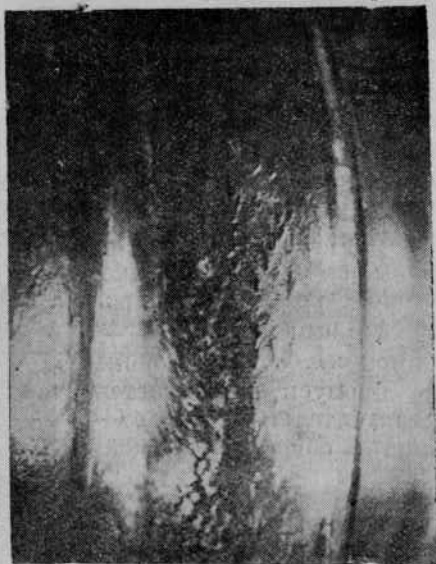
тем скорее наступает полный охват граней полосы стенками калибра, поэтому сбивание окалины особенно затруднено в ромбах с малыми углами.

3. Не последнюю роль играет «липкость» печной окалины, т. е. способность ее прочно удерживаться на поверхности заготовки. Большинство специальных и легированных сталей имеют окалину такого свойства.

Второй вывод, вытекающий из результатов исследования, заключается в том, что в ромбических калибрах сравнительно быстро наступает повреждение поверхности ручьев.



Фиг. 31. Наварка металла на поверхности ромбического ручья.



Фиг. 32. Наварка металла на поверхности ромбического ручья.

Повреждения эти бывают двух видов:

1. Износ поверхности, выражающийся в образовании борозд, в шероховатости в вершинах и на стенках калибра (фиг. 30).

2. Наварка металла на стенках калибра вблизи разъема (фиг. 31 и 32).

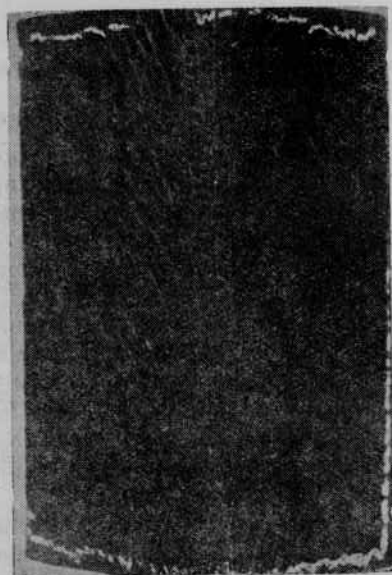
Грубая шероховатость от износа и наварка металла на стенках калибра возникают на стальных валках. На чугунных валках износ поверхности не ведет к сильной шероховатости, а наварки металла вовсе не происходит. В этом отношении чугунные валки имеют преимущество перед стальными валками.

Шероховатая поверхность ручья от износа дает отпечатки на прокатываемой полосе. При сильном износе ручьев на полосе остаются глубокие следы, как это, например, показано на фиг. 33.

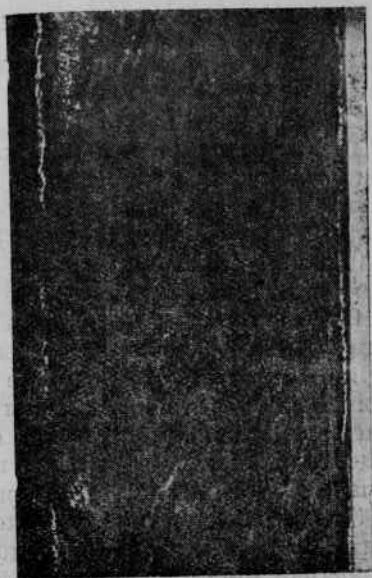
Следы эти имеют форму борозд, и потому в некоторых случаях из них могут возникнуть волосовины на поверхности полосы. В ром-

бических калибрах по этой причине волосовины не возникают, потому что подобные борозды расположены обычно у тупых ребер полосы (соответствующих вершинам калибра). При прокатке в ромбическом калибре эти участки полосы не подвергаются сильной осадке, и потому борозды не сжимаются, а скорее расплющиваются.

Другое дело, если квадратная заготовка, полученная из ромбического калибра с такими бороздами на гранях, поступит в овальный



Фиг. 33. Отпечатки шероховатой поверхности ромбического ручья на поверхности прокатанной полосы.



Фиг. 34. Борозды на поверхности полосы от наварки металла на поверхности ромбического ручья.

калибр. Под воздействием сильной осадки боковых граней квадрата здесь возникнут складки металла и волосовины.

Наварка металла на стенках ручья происходит вблизи разъема и имеет форму узких и прерывистых выступов (фиг. 32).

Приставший металл очень прочно удерживается на поверхности ручья и на прокатываемых полосах дает отпечатки в виде узких борозд (фиг. 34). Из этих борозд возникают волосовины даже при прокатке в ромбических калибрах, потому что они обычно расположены вблизи острых ребер полосы, которые воспринимают осадку в следующем калибре. При осадке эти борозды сжимаются и дают складки металла и волосовины. Такие случаи приходилось наблюдать в процессе исследования (табл. 9). Если квадратную заготовку с такими бороздами на гранях обжимать в овальном или другом осадочном калибре, то и здесь возникнут волосовины.

Быстрый износ поверхности ручьев и наварка металла возникают в связи с тем, что в ромбических калибрах неодинаковая окружная

скорость по глубине ручья. Наибольшая окружная скорость отвечает точкам, расположенным вблизи разъема ручья; по мере углубления к вершине окружная скорость уменьшается. Вследствие этого будет иметь место значительное скольжение между полосой и поверхностью ручья на всем протяжении пояса деформации.

Это скольжение вместе с давлением прокатки весьма благоприятствует быстрому износу поверхности ручья и наварке металла.

В ы в о д ы

1. В обжимных и в подготовительных клетях необходимо применять ромбические калибры с $\angle 100^\circ$, позволяющие работать с вытяжкой порядка 1,28—1,30.

Применение ромбических калибровок с малыми углами ($94-96^\circ$) может быть оправдано только в тех случаях, когда: а) из обжимной клетки берется серия заготовок для прокатки с промежуточным нагревом на других станах, б) в подготовительных клетях берется квадрат для прокатки полосы и в) в ромбических калибрах прокатываются длинные полосы малого сечения.

2. Ромбические калибры необходимо применять в комбинации с предшествующими осадочными калибрами для сбивания в них печной окалины. В качестве таких осадочных калибров можно применять ящичные калибры с большими выпусками и частыми кантовками полосы. В связи с этим в действующих калибровках надо устранить случаи, когда нагретая заготовка из печи сразу поступает в ромбические калибры.

3. В подготовительных клетях выгоднее употреблять чугунные валки для избежания порчи поверхности ручьев вследствие износа и наварки металла.

ЛИТЕРАТУРА

1. Л. Жез, Калибровка валков, изд. 1929 г.
2. Н. Грамер, St. u. Eis. 1933 г., S. 973—984.
3. А. Нölл, St. u. Eis. 1934 г., S. 893—898.
4. Н. Грамер, St. u. Eis. 1935 г., S. 797—805.
5. Н. Грамер, St. u. Eis. 1936 г., S. 785—790.

НАПРЯЖЕНИЯ В ПРОКАТАННОЙ ПОЛОСЕ¹

Существование остаточных напряжений в металле было замечено уже в середине прошлого века. Однако до настоящего времени еще нет работ по изучению остаточных напряжений в прокатанном материале. Между тем, как показывает наша и заграничная практика, они имеют исключительно важное практическое значение. Ярким примером этого может служить изменение в течение времени механических свойств металла, обнаруженное на Кузнецком металлургическом заводе им. Сталина.

На этом заводе было установлено, что механические свойства металла, определенные непосредственно после прокатки, не оставались постоянными [1], а изменялись со временем в сторону улучшения (табл. 1).

Таблица 1

№ плавки	Химический анализ (в %)					Механические свойства						«Длительность старения» в днях
	C	Mn	Si	S	P	$\sigma_{\frac{K\sigma}{M, M^2}}$		δ (в %)		ψ (в %)		
						1*	2**	1*	2**	1*	2**	
1871	0,61	0,67	0,19	0,03	0,02	83,6	84,4	8,7	11,3	13,0	15,2	23
6266	0,54	0,73	0,23	0,02	0,02	76,2	76,7	12,0	17,3	19,3	28,3	30
3753	0,58	0,81	0,23	0,02	0,02	83,6	83,6	8,7	11,9	12,0	26,0	31
6207	0,64	0,76	0,24	0,02	0,03	93,3	93,1	5,3	11,1	7,8	17,9	33
9008	0,62	0,74	0,20	0,02	0,05	85,8	85,7	8,0	11,1	10,3	18,9	30
1962	0,60	0,66	0,22	0,03	0,01	74,5	74,3	10,6	13,5	15,3	28,2	34
1850	0,54	0,75	0,18	0,03	0,02	81,9	80,2	8,0	12,0	10,3	21,3	32
5440	0,59	0,69	0,22	0,03	0,05	85,0	84,2	9,3	12,0	11,8	26,0	36
6263	0,57	0,84	0,26	0,03	0,04	91,8	91,6	5,3	11,3	7,8	19,0	32

Особенно большие изменения со временем наблюдались при определении относительного сужения. В отдельных случаях сужение увеличивалось на 80—100% по сравнению с первоначальным.

¹ Настоящая диссертационная работа выполнена под научным руководством проф. В. Н. Рудбаха. Печатается в сокращенном виде.

* Результаты испытаний непосредственно после прокатки.

** Результаты, полученные после старения.

Подобное изменение механических свойств в осевом металле наблюдалось И. Брайкиным и С. Иоффиным [2] на Сталинском металлургическом заводе, Кербером [3] в рельсовом металле за границей. Это явление, как отмечают авторы, связано с изменением внутренних остаточных напряжений во времени.

Благодаря остаточным напряжениям механические испытания образцов часто не дают правильного представления о механических свойствах всей детали или изделия, так как при изготовлении этих образцов остаточные напряжения первого рода уничтожаются.

По этой причине нередки случаи, когда изделие с прекрасными механическими качествами при испытаниях на практике оказываются мало пригодными или даже совсем непригодными в работе.

Имеется и ряд указаний на связь процессов старения металлов после деформации, усталости и образования флокенов с остаточными напряжениями [4].

Остаточные напряжения способствуют разрушению металла из-за хрупкости, вызывают дополнительную пластическую деформацию и понижают антикоррозийные свойства металлов.

Хрупкость напряженного металла обуславливается тем, что объемное напряженное состояние вызывает повышение предела текучести материала, приближая его к истинному сопротивлению разрыву. Если предел текучести окажется, благодаря объемному характеру внутренних напряжений, выше или вблизи пределов истинного сопротивления разрыву, то материал не будет иметь пластических свойств и будет разрушаться.

Возникновение пластических деформаций может происходить под продолжительным воздействием одних лишь остаточных напряжений. Так, очень распространенным на практике случаем является самопроизвольное коробление изделий при лежании их на складах.

Наконец, остаточные напряжения значительно понижают антикоррозийные свойства металлов.

В некоторых металлах одновременное воздействие коррозии и остаточных напряжений уже бывает достаточно для разрушения изделия. Это явление, приобретающее иногда массовый характер, особенно распространено для медных сплавов.

Для специалистов по обработке металлов давлением остаточные напряжения имеют и большое специфическое значение.

В прокатанной полосе остаточные напряжения могут возникнуть в результате неодинаковых внутренних превращений или неоднородной пластической деформации. Если напряжения, возникающие от внутренних превращений, в процессе обработки металлов давлением (исключая процесс нагрева и охлаждения), играют сравнительно небольшую роль, то степень неоднородности пластической деформации (особенно для специальных сталей) часто может определять качество проката.

Неоднородность пластической деформации может вызываться:

1) неоднородностью пластических свойств обрабатываемого материала (равнородные механические составляющие, сегрегация, не-

металлические включения, раковины, различная температура по сечению и т. п.);

2) различным воздействием сил на отдельные части (по сечению) обрабатываемого материала.

Это различное воздействие сил по сечению, главным образом, обуславливается геометрией ряда калибров и поэтому может характеризовать отдельные ряды калибров.

По характеру распределения и величине остаточных напряжений, вызванных этим неравномерным воздействием сил, можно представить картину истечения металла при деформации в данном ряде калибров, до некоторой степени оценить преимущества и недостатки этих рядов и предвидеть те пороки, которые могут возникнуть в этих калибрах в поясе деформации.

Одним из методов увеличения производительности прокатных станков может служить увеличение коэффициента вытяжки за пропуск.

Вопрос о том, как будет влиять это увеличение коэффициента вытяжки за пропуск на процесс истечения, на напряжения в прокатанной полосе и на механические качества проката, до настоящего времени не изучен.

Задачей настоящей работы является:

1. Изучение характера распределения остаточных напряжений по сечению в прокатанной полосе и их величины в зависимости от степени обжатия, числа пропусков при одном и том же суммарном обжатии и неравномерности обжатия полосы по сечению.

2. Изучение влияния этих напряжений на механические качества проката.

3. Изучение связи между остаточными напряжениями и истечением металла при прокатке.

Остаточные напряжения в металле

Попытки количественного измерения остаточных напряжений были предприняты уже в середине прошлого века. Первой из крупных работ по этому вопросу были исследования Калакуцкого [5]. В своих опытах по определению остаточных напряжений в оружейных стволах и снарядах автор вырезал из цилиндра диск, размечал его на ряд концентрических колец, измерял в каждом из этих колец первоначальные диаметры, и затем после разрезки диска на кольца измерял в каждом из колец деформацию диаметра.

Но первыми работами, положившими начало систематическому изучению остаточных напряжений, были исследования Хейна и Бауера [6], в которых был разработан метод для определения осевых остаточных напряжений. Авторы исследовали напряжения в холодно-тянутых прутках из латуни и никелевой стали. Исследования показали, что в холоднотянутых прутках поверхностные слои находятся под воздействием остаточных растягивающих напряжений, а внутреннее — сжимающих. Максимальные растягивающие напряжения находятся не на самых поверхностных слоях, а вблизи их. Вместе с тем было установлено, что максимальные остаточные напряжения

достигают значительных размеров, приближаясь по величине к пределу упругости материала.

Исключительный интерес представляют наблюдения авторов над изменением остаточных напряжений с течением времени. Изменение напряженного состояния во времени имеет большое практическое значение; нам кажется, что именно изменением величины остаточных напряжений и их расположения по сечению можно объяснить явление изменения с течением времени механических свойств металла, описанных Кербером и Меховаром [3], Филимоновым [4], Брайлиным и Иоффиным [2].

Этим же явлением объясняется самопроизвольное коробление и растрескивание готовых изделий в течение времени.

Хейн и Бауер исследовали изменение остаточных напряжений при различных температурах отжига и нашли, что с повышением температуры отжига остаточные напряжения быстро уменьшаются; в латунных стержнях они почти полностью исчезают при температуре 230°; для железа эта температура находится около 500°.

Все три главные напряжения — осевые, тангенциальные и радиальные, были впервые исследованы Заксом [7]; автором были предложены способы для определения этих трех главных напряжений в круглых прутках и трубках.

Заслуживают большого внимания обнаруженные Заксом изменения распределения остаточных напряжений в холоднотянутых прутках благодаря осадке и обкатке. Благодаря обкатке более опасные на поверхности растягивающие осевые и тангенциальные напряжения изменяют свой знак на обратный. Самая незначительная осадка сильно понижает остаточные напряжения. Так, для того чтобы снизить напряжения больше, чем на половину, достаточно осадки в один процент. Это показывает, что при достаточной изученности распределения остаточных напряжений в различных случаях практики, можно было бы в некоторой степени, по желанию, изменять характер напряженного состояния.

Последующие работы Крэмптона [8], Остермана [9], Крацека [10], Линикуса [11], Гримстона [12], Давиденкова и Бугакова [13] и др. были посвящены, главным образом, изучению напряжений в трубах. Оказалось, что наибольшие остаточные напряжения при протяжке получаются именно в трубах; при этом, чем больше угол радиального конуса очка, тем большие возникают напряжения.

Начиная с 1931 г. в литературе появилось много работ, подробно освещающих влияние различных факторов на величину и характер термических остаточных напряжений. Бюлер, Бухгольц, Шульд и Шейль изучали зависимость остаточных напряжений при закалке от скорости охлаждения, размеров образца, химического состава, а также связь между механическими свойствами стали и температурными напряжениями.

Опыты Бюлера и Шейля [16] показали, что механические свойства стали оказывают влияние на термические остаточные напряжения также и при закалке с температур выше точки A_c . При этом величина и характер распределения остаточных напряжений зависит

от совместного действия двух факторов: а) чисто температурных объемных изменений и б) объемных изменений, вызванных фазовыми превращениями.

Чисто температурные объемные изменения вызывают в обычных условиях сжимающие напряжения в наружных волокнах и растягивающие во внутренних. Объемные изменения, вызванные фазовыми превращениями, наоборот, создают на поверхности растягивающие напряжения и в центре — сжимающие.

Детальным изучением способов удаления остаточных напряжений занимались Мур, Бекинсель и Малинсон [17]. Эти работы, как и работы Хейна [6], Мазинга [18], Андерсона и Фальмана [19], Закса [7], Давиденкова и Якутовича [20], Давиденкова и Бугакова [21], Давиденкова и Битмана [22] и др. показали, что остаточные напряжения путем отпуска при низких температурах, могут быть удалены, если не полностью, то настолько, что в дальнейшем не представляют опасности, без значительного снижения механических свойств, приобретенных при наклепе. Максимальная температура отпуска обычно устанавливается на несколько десятков градусов ниже, чем температура начала рекристаллизации и, следовательно, тем ниже, чем больше наклепан металл.

Бюлером и Бухгольцом [23] построена диаграмма, показывающая влияние продолжительности отпуска на остаточные напряжения в стали при различных температурах отпуска.

Оригинальный способ для изучения остаточных напряжений и их количественного измерения предложил Майлендер [24]. Обыкновенный цилиндрический образец (в опытах Майлендера — стальной), снабженный точными приборами для измерения деформаций, помещается в электрическую печь между захватами разрывной машины и после восстановления во всей системе температурного равновесия постепенно нагружается до заданного напряжения. После достижения этого напряжения внешняя нагрузка регулируется так, чтобы общая длина образца на протяжении всего опыта оставалась постоянной.

Затем строятся диаграммы спадения напряжений в течение времени, которые уподобляются автором кривым спадения остаточных напряжений при отпуске.

Отметим, что этот метод Майлендера справедлив только при чисто линейном распределении остаточных напряжений. На практике же в большинстве случаев встречается сложное объемное распределение остаточных напряжений, и в этих случаях, как показали опыты Бюлера и Бухгольца [25], метод Майлендера непригоден.

Наконец, остановимся на явлении так называемого «критического интервала», обнаруженного многими авторами, изучавшими остаточные напряжения и механические свойства металлов.

Еще Гейсс и Ван-Лимит [26] обнаружили, что максимальное растрескивание тнутой латуни происходит при наклепе в 20%.

Кестер [27] примерно при этой же степени наклепа обнаружил максимальное растрескивание у прессованных латунных стержней.

Мазинг [28], изучая растрескивание жести, нашел, что максимальное растрескивание имеет место при средних степенях наклепа. Давиденков и Витман [22] при изучении распределения напряжений в латунных гильзах обнаружили максимальные скалывающие напряжения в наименее наклепанных частях (отвечающих наименьшей твердости по Бринеллю) — у дульца гильзы; наоборот, в местах сравнительно небольших напряжений, у шляпки гильзы, твердость оказалась значительно повышенной, что говорит о большом наклепе этого участка. Бугаков [29], исследуя алюминиевую бронзу и мельхиор, также обнаружил, что максимальные остаточные напряжения получаются при наклепе в 20—30%. Примерно при этих же степенях наклепа наибольшие остаточные напряжения при протяжке штампа обнаружены Линником и Заком [30].

Перечисленные работы указывают, что максимальные остаточные напряжения в исследуемых металлах отвечают не максимальным степеням наклепа, а деформации примерно в 20—30%, и, следовательно, величина остаточных напряжений не растет непрерывно с возрастанием степени наклепа.

Геренс [31], систематически изучавший законы изменения механических, физических и химических свойств металлов после холодной обработки, показал, что все эти законы имеют много общего между собой. Рассматривая его кривые, легко заметить, что сначала плавно подымающиеся линии при некоторой определенной степени наклепа (30—40%) или сразу меняют свое направление или обнаруживают перегиб. Алкинс [32] заметил эту же картину, исследуя механические свойства в волоочной медной проволоке.

Элизом [33] были получены подобные результаты для наклепанной латуни.

Помп [34] в работах по изучению свойств железа и стали после различных степеней наклепа всегда указывал на кривых некоторый критический интервал или просто перегиб. Такие же перегибы на кривых обнаружили и Давиденков, Бугаков, Витман и ряд других авторов.

Таким образом было установлено, что кривые изменения механических, физических и химических свойств металлов не изменяются плавно с возрастанием степени наклепа и при некоторых степенях наклепа имеют скачкообразный характер. Давиденков и Бугаков [35] своими исследованиями установили, что «критический интервал» наклепа совпадает с максимальными остаточными напряжениями. Ими же была выдвинута теория «остаточных напряжений», объясняющая критический интервал наклепа законом изменения остаточных напряжений при возрастающей пластической деформации. Исследования микроструктуры показали, что характер изменения остаточных напряжений при наклепе зависит от внутренних процессов пластической деформации, т. е. образующихся плоскостей скольжения, двойникования и изменения ориентировки кристаллов.

Мазинг и Закс [36], исследуя монокристаллы латуни, высказывают мысль, что при 25—30% наклепа, наряду с основной плоскостью сдвига, появляется вторая. Этот момент, по мнению Зака, характе-

ризуется интенсивным выделением тепла. Матьюсон [37] в работе о двойниках в металлах устанавливает взаимную связь двойникования и скольжения в общем процессе пластической деформации. Автор считает, что простое скольжение изменяет лишь состояние поверхности кристаллов, не изменяя их ориентировки. В случае простого сдвига главные составляющие напряжения остаются всегда параллельными сдвигу. Если этого условия нет, то кристалл начинает поворачиваться, что может дать либо другую серию плоскостей сдвига, либо серию двойниковых плоскостей.

Тамман [38] показал, что при 30%-ном наклоне происходит резкое изменение в ориентировке кристаллов меди и железа, выражающееся в увеличении числа плоскостей додекаэдра в плоскости прокатки.

Бугаков, следуя «критический интервал» наклепа в мельхиоре и алюминиевой бронзе, обнаружил на снимках микроструктуры в интервале наклепа, совпадающем с критическим интервалом, резкие изменения в микроструктуре. Автор установил, что наряду с линиями сдвигов появляются двойниковые линии, количество которых увеличивается с увеличением степени наклепа при одновременном уменьшении числа линий сдвигов. В этой же работе Бугаков дает объяснение возникновению «критического интервала».

Тамман в своих исследованиях указывает на такой критический интервал для меди в 70% наклепа, после которого наступает третья стадия процесса деформации меди.

Для понимания процесса возникновения остаточных напряжений и их распределения по сечению при прокатке, имеют большое значение работы Люэга [39]. Автор изучал распределение давления металла в поясе деформации при помощи специально сконструированного прибора, позволяющего при помощи пьезоэлектрического эффекта фиксировать на подвижной бумажной ленте напряжение металла (в процессе его деформации) в различных точках пояса деформации. Построенные Люэгом кривые показывают, что:

а) давление металла на валки по дуге захвата сильно изменяется, достигая максимума во второй половине дуги захвата, т. е. ближе к выходу металла из валков;

б) давление металла на валки по ширине полосы сильно изменяется, достигая своего максимума на середине полосы и минимума по ее краям;

в) неравномерность давления металла на валки по ширине полосы увеличивается с увеличением ширины полосы и с увеличением коэффициента трения между полосой и валками.

Последний вывод особенно важен для понимания процесса истечения металла и возникновения остаточных напряжений в прокатанных полосах.

Краткий обзор методов определения внутренних напряжений

Остаточные напряжения могут быть распределены на 3 основные группы: напряжения 1-го, 2-го и 3-го родов.

Напряжениями 1-го рода называются остаточные напряжения, уравновешенные в пределах больших объемов или даже всего тела. Эти напряжения обладают ориентировкой, связанной с геометрическим очертанием тела.

Напряжения 2-го рода уравновешиваются в пределах одного порядка с размерами зерен. Эти напряжения дезориентированы.

Напряжения 3-го рода взаимно уравновешиваются в пределах нескольких ячеек кристаллической решетки и также не имеют определенной ориентировки.

Иногда внутренние напряжения 1-го рода называют макроскопическими, 2-го рода — микроскопическими, 3-го рода — ультрамикроскопическими. Это деление условное, но вследствие различия во внешних проявлениях и в способах измерения отдельных родов напряжений, оно является удобным.

Из существующих методов определения остаточных напряжений здесь мы рассмотрим только методы, основанные на изучении деформаций, вызываемых остаточными напряжениями при нарушении их равновесия. Эти методы дают возможность учитывать не только величину внутренних напряжений, но и их пространственное распределение внутри исследуемого предмета.

При современной измерительной технике этими методами остаточные напряжения могут быть измерены с точностью до $\pm 1 \text{ кг/мм}^2$.

Эти методы (ими определяются только напряжения 1-го рода) основаны на следующем положении.

Остаточные напряжения взаимно уравновешены внутри самого тела; удаление части тела нарушает равновесие напряженного состояния, и при установлении нового равновесия возникают такие деформации, при которых равнодействующая и момент остаточных напряжений равны нулю.

Таким образом, зная возникшие в теле деформации, можно вычислить напряжения.

Е. Гейн и О. Бауэр, решая эту задачу для цилиндрического образца, пользовались следующим методом.

Авторы рассматривали цилиндр как тело, состоящее из ряда концентрических слоев, обладающих различными осевыми напряжениями. Если по удалении первого слоя оставшийся цилиндр удлинился, то снятый слой находился под воздействием растягивающих остаточных напряжений, равных

$$\sigma = E \frac{L - L_1}{L},$$

где E — модуль нормальной упругости, L — первоначальная длина цилиндра, L_1 — длина цилиндра после снятия первого слоя.

Из условия равновесия следует:

$$f_1 \sigma_1 + f_1' \sigma = 0,$$

где f_1 — площадь поперечного сечения первого удаленного слоя, σ_1 — действующие в нем остаточные напряжения, f_1' — площадь поперечного сечения оставшегося цилиндра.

Отсюда

$$\sigma_1 = E \frac{f'_1}{f_1} \cdot \frac{L - L_n}{L}$$

Рассуждая таким образом, для n слоя напряжения определятся:

$$\sigma = E \frac{L_n - L}{L};$$

условия равновесия:

$$f'_1 \sigma_1 + f'_2 \sigma_2 + \dots + f'_n \sigma_n + f'_n \sigma = 0.$$

Подставляя значения уже определенных напряжений, получим в n -ом слое напряжения:

$$\sigma_n = \frac{E}{E} \frac{f'_n (L_n - L) - f'_{n-1} (L_{n-1} - L)}{f'_n}.$$

Проверкой правильности измерений служит условие равновесия в диаграмме остаточных напряжений.

Недостатком этого способа является то, что здесь не учитываются радиальные и тангенциальные напряжения, которые также оказывают влияние на осевые деформации. Это обстоятельство было учтено Заксом. Автор стачивал слой за слоем изнутри исследуемого цилиндра, и по удалению каждого слоя измерял не только изменение длины, но и наружного диаметра. Это ему позволило установить все три главных напряжения — осевое, тангенциальное и радиальное.

При удалении изнутри цилиндра тонкого слоя с поперечным сечением d_f , в нем возникают изменения длины d_λ и диаметра d_ϕ . По этим деформациям вычисляются в два приема все главные напряжения: s ; t ; r ;

$$s = s_1 + s_2; \quad t = t_1 + t_2; \quad r = r_1 + r_2.$$

Напряжения s_1 , t_1 и r_1 уничтожаются в каждом слое при удалении всех предыдущих слоев, а s_2 , t_2 и r_2 составляют в рассматриваемом слое ту часть остаточных напряжений, которые в нем еще сохранились после снятия всех нижележащих слоев, и удаляются вместе с последним. Пользуясь выражением для касательных и радиальных напряжений в трубе при внешнем и внутреннем давлении, а также зависимостью между тремя главными напряжениями и соответствующими им деформациями, Закс выводит следующие формулы для этих составляющих:

$$s_1 = -\frac{E}{1-M^2} (\lambda + M Q) \quad s_2 = \frac{E}{1-M^2} (f_b - f) \frac{d(\lambda + M Q)}{d f};$$

$$t_1 = -\frac{E}{1-M^2} (Q + M \lambda) \frac{f_b + f}{2 f} \quad t_2 = \frac{E}{1-M^2} (f_b - f) \frac{d(Q + M \lambda)}{d f};$$

$$r_1 = -\frac{E}{1-M^2} \cdot \frac{f_b - f}{f} (Q + M \lambda) \quad r_2 = 0.$$

Обозначая теперь $\frac{E}{1-M^2}$ через E' ; $\lambda + MQ$ через Δ ; $Q + M\lambda$ через θ , напряжения в слое окончательно выражаются:

$$\begin{aligned}s &= E' \left[(f_b - f) \frac{d\Delta}{df} - \Delta \right]; \\ t &= E' \left[(f_b - f) \frac{d\theta}{df} - \left(\frac{f_b - f}{2f} \right) \theta \right]; \\ r &= E' \left[\frac{f_b - f}{2f} \right] \theta.\end{aligned}$$

В этих обозначениях: E — модуль упругости, f_b — площадь наружной окружности цилиндра, f — площадь внутренней, меняющейся по мере растачивания, окружности трубы, λ — относительное изменение длины, Q — относительное изменение диаметра цилиндра, M — коэффициент Пуассона. Входящие в выражения производные вычисляются по кривым $\Delta = \varphi(f)$ и $\theta = \varphi(f)$, построенным на основе экспериментальных данных.

Андерсон и Фальман, исследуя остаточные напряжения в тонкостенных трубах, стремились свести объемное напряженное состояние к линейному или плоскому. Для этого вдоль трубы вырезались узкие полоски и по их искривлению вычислялись осевые остаточные напряжения.

Для измерения тангенциальных напряжений авторы вырезали из трубы кольцо, разрезали его по образующей и по изменению радиуса кривизны определяли тангенциальные напряжения. При подсчетах произвольно допускалось, что распределение напряжений в сечении кольца и полоски такое же, как если бы к ним извне были приложены силы, по величине равные измеренным по прогибам пластинок и изменению кривизны колец. Как дальнейшими исследованиями установлено, такие допущения в большинстве случаев неверны.

Для определения внутренних напряжений в сплошных стержнях К. Крейтц вырезал из цилиндров продольные полоски так, чтобы внутренняя сторона их совпадала с осью цилиндра, и по величине прогиба определял остаточные напряжения по формуле для внешнего приложения моментов:

$$\sigma = \frac{M \varepsilon}{2I} = \frac{8 E \cdot \varepsilon}{2 L^2} \cdot f,$$

где ε — высота пластинки, L — длина полоски, E — модуль упругости, f — сечение полоски, I — момент инерции.

Ошибки Андерсона здесь повторяются.

Применение этой формулы дало бы правильные результаты лишь при условии, если бы имелось линейное распределение остаточных напряжений в полосе, а радиальные и тангенциальные напряжения по величине и распределению не оказывали никакого влияния на деформацию полоски.

Но, как показали опыты Н. Вухгольца и Н. Бюлера, при объемном напряженном состоянии на упругие деформации в направлении

одного из главных напряжений влияют и другие главные напряжения.

Н. Н. Давиденков учел ошибки Андерсона и дополнил его способ определения остаточных напряжений в трубах методом Закса. Автор предложил в разрезанных кольцах трубы и вырезанных продольных полосках путем растворения в кислотах постепенно удалять слои снаружи и внутри и по вызываемым этим деформациям определять напряжения.

Тангенциальные напряжения определяются здесь на кольцах, отрезанных от трубы, а осевые — на полосках, вырезанных вдоль образующей трубы.

Давиденков дает следующие формулы:

а) для тангенциальных напряжений:

$$\sigma = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3;$$

$$\sigma_1 = \frac{E\alpha}{2\rho} \cdot \frac{Z' + \frac{\delta^2}{12\rho}}{Z' + \rho} \cdot \Delta D_0, \quad \sigma_2 = \frac{E \cdot \alpha^2 a}{3(D-a)^2} \cdot \frac{dD}{da};$$

$$\sigma_3 = \frac{2E \cdot \alpha}{3(D-2a)D} \cdot \left[-3a(D_a - D_b) + \frac{D-2a}{D} \int_{D_b}^{D_a} x dD + \frac{D-a}{D^2} \int_{D_b}^{D_a} x^2 dD \right],$$

где E — модуль упругости; α — коэффициент, учитывающий невозможность искривления для стенок кольца в осевой плоскости, благодаря цилиндрической его форме ($\alpha = \frac{1}{1-M^2}$, где M — постоянная Пуассона); ρ — радиус срединной окружности кольца; δ — исходная толщина стенки; Z' — расстояние от рассматриваемого волокна до срединной линии ($Z' = \frac{\delta}{2} - c$, где c — удаленность волокна от наружной поверхности трубки); ΔD_0 — измеренное изменение наружного диаметра нерасточенного кольца после разрезки его по образующей; D — измеренный наружный диаметр нерасточенного кольца после распиловки его по образующей; dD — изменение наружного диаметра при удалении слоя толщиной da ; $D_a - D_b$ — изменение наружного диаметра за время удаления слоев от b до a ; a — расстояние от наружной поверхности до середины рассматриваемого слоя; x — текущая координата всех слоев между b и a , измеряемая также, как и a , до середины слоев; σ — полное исходное напряжение, σ_1 — напряжения, удаляемые в кольце в момент его распиловки; σ_2 — напряжение в рассматриваемом слое к моменту, когда закончено удаление всех предыдущих слоев, удаляемое вместе со слоем; σ_3 — напряжение, снятое в слое при удалении всех предыдущих слоев.

Вычисление двух последних выражений требует знания производной и двух интегралов. Для этого по опытным данным строится кривая зависимости D от x и D от x^2 , и определение всех трех величин производится по графику.

б) Для определения осевых напряжений Давиденков дает формулы:

$$\begin{aligned}\sigma &= \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3; \\ \sigma_1 &= \frac{2E \left(\frac{b}{2} - a \right)}{b^2} \cdot f; \\ \sigma_2 &= \frac{Ea^2}{3b^2} \cdot \frac{df}{da}; \\ \sigma_3 &= \frac{2E}{3b^2} \int_a^b x df - \frac{2Ea}{b^2} (f_a - f_b); \end{aligned}$$

где b — половина расстояния между опорами прибора для измерения прогиба, f — прогиб, возникший при вырезывании полоски, df — изменения прогиба при удалении слоя da .

Вычисления производной и интеграла производится по графику, как и при определении тангенциальных напряжений. Радиальные напряжения не учитываются.

Для определения напряжения в призматических брусках в предположении в них линейно-напряженного состояния, укажем на способ Штеблейна, который, аналогично способу Давиденкова, заключается в последовательном удалении с одной из сторон ряда слоев с одновременным измерением прогибов. Для подсчета напряжений Штеблейн дает формулу:

$$\sigma x = \frac{Ex^2}{6} \cdot \frac{dk}{dx} + \frac{2Ex}{3} (kx - kd) + \frac{E(d-x)kd}{3} - \frac{E}{3} \int_k^d k \cdot dx,$$

где x — текущая координата рассматриваемого слоя,

d — исходная толщина бруска,

k — кривизна образца,

E — модуль упругости.

В дальнейшем автор заменил удаление слоев большим числом зашпоров на ту же глубину и показал, что если наносить пропилы друг от друга на расстоянии, в три раза превышающем их глубину, то остаточные напряжения не будут вскрыты только на 5%.

Матар применил вместо удаления слоев или разрезывания последующего тела на части, просверливание сквозных дыр и измерял изменения между точками, нанесенными до сверления.

Учет этих деформаций, одновременно с погружением сверла на всю глубину, позволяет устанавливать их зависимость от глубины дыры.

Для вычисления по этим деформациям напряжений предлагалось два пути:

1. Использование известных теоретических работ о связи напряжений с деформациями вблизи отверстия.

2. Определение этих зависимостей опытным путем на отдельных (вставляемых в захваты разрывной машины) образцах. Этот второй путь соответствует изучению линейного напряженного состояния.

Иногда вместо непосредственных измерений и подсчета остаточных напряжений используют изменение звука (частоты колебания) струн, укрепленных на определенных участках исследуемого предмета. При простройке или иной обработке, благодаря нарушению напряженного состояния, происходит деформация исследуемого предмета, вызывающая изменение натяжения струн. По изменению частоты колебания этих струн (изменение звука) определяются деформации и напряжения в данном теле (акустические методы определения внутренних напряжений). Это очень удобный метод при исследовании напряжений в сложных крупных отливках, больших резервуарах и других тонкостенных сосудах, подвергающихся механической обработке.

Исходный материал и методика работы

Изучение распределения остаточных напряжений и их величины по сечению, в зависимости от степени обжатия и от числа пропусков при одном и том же суммарном обжатии, а также изучение влияния напряжений на механические качества проката, проводились на холоднокатаных (на гладких валах) прямоугольных полосках из железа, меди и алюминия.

Изучение распределения остаточных напряжений и их величины в зависимости от неравномерности обжатия полосы проводилось на алюминиевых прутках при холодной прокатке в ромбических калибрах с различными углами у вершины ромба (от 90 до 144°).

Выбор в первом случае в качестве исходного материала прямоугольной полосы обуславливался следующими обстоятельствами:

1) прокатка прямоугольной полосы на гладких валах является одной из самых простых, но в то же время самых распространенных видов горячей и, особенно, холодной прокатки;

2) истечение металла при прокатке легче, проще и точнее всего можно определить в прямоугольном сечении, что особенно важно при такой малоизученной и сложной работе, как определение внутренних напряжений. До настоящего времени выработаны только методы определения внутренних напряжений в цилиндрических прутках, трубах и прямоугольных полосках;

3) изготовление таких образцов значительно упрощается, что имеет большое значение для соблюдения точности (до одного микрона), которая требуется при определении внутренних напряжений.

Выбор во втором случае ромбических калибров обуславливается тем исключительным положением, которое они занимают в современных калибровках, особенно при прокатке качественных сталей.

Процесс холодной прокатки выбран с целью устранения влияния на остаточные напряжения внешних факторов, что было бы невозможно при горячей прокатке благодаря температурным и фазовым превращениям.

Вопрос о целесообразности выделения влияния неравномерности обжатия на внутренние напряжения решался, исходя из того, что эти внутренние напряжения в процессе прокатки имеют решающее

значение в поясе деформации в момент их возникновения, так как именно в это время возникают трещины, рванины и другие пороки.

Это не относится к трещинам, возникающим в процессе нагрева и остывания, так как они не связаны с самим процессом деформации металла в валках, когда температура, а вместе с ней и различные фазовые превращения, еще не оказывают влияния. На внутренние напряжения может влиять температура только вследствие неравномерности ее распределения по сечению полосы при задаче полосы в калибр.

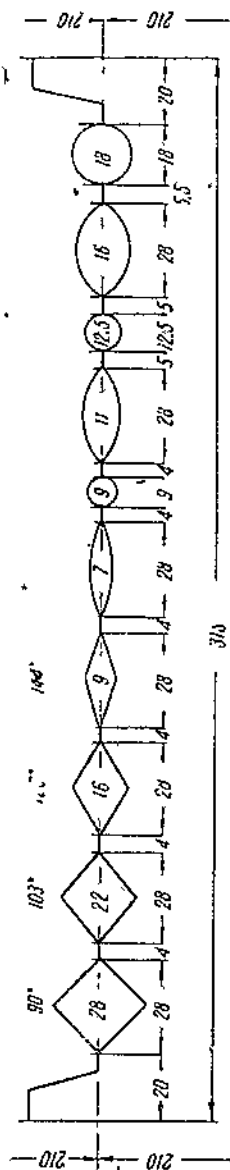
Выбор материала обусловлен мощностью опытного прокатного стана и удобством работы с данным материалом.

Прокатка прямоугольных полосок из железа, меди и алюминия производилась на опытном ленточном стане дуо; диаметр валков 150 мм и длина бочки 166 мм. Бочка валков гладкая, полированная. Мотор 13,6 kW. Скорость по окружности валков 0,35 м/сек. Число оборотов не регулируется. Максимальный подъем верхнего валка — около 8 мм.

Прокатка алюминиевых прутков в ромбических калибрах производилась на опытном стане дуо с начальным диаметром валков 240 мм и длиной бочки 315 мм. Число оборотов стана 45. Максимальный подъем верхнего валка — около 40 мм. Валки стальные. Калибровка валков приведена на фиг. 1.

Измерение длины опытных образцов производилось на миниметре с измерительными делениями на головке в 0,001 мм.

Для изучения распределения остаточных напряжений по сечению было изготовлено по 20 образцов из алюминия, меди и железа с содержанием 0,09—0,14% углерода. Все эти образцы были подвергнуты отжигу в муфельных электрических печах. При отжиге железные и медные образцы окислялись и изменяли свои размеры; поэтому образцы изготовлялись с допусками, а затем после отжига обрабатывались до нужных размеров. Алюминиевые образцы изготовлялись с окончательными размерами перед отжигом. Размеры образцов и их термическая обработка перед опытной прокаткой приведены в табл. 2. Образцы по ширине и высоте измерялись микрометром с точностью 0,01 мм.



Фиг. 1. Калибровка валков опытного стана горячей прокатки.

Таблица 2

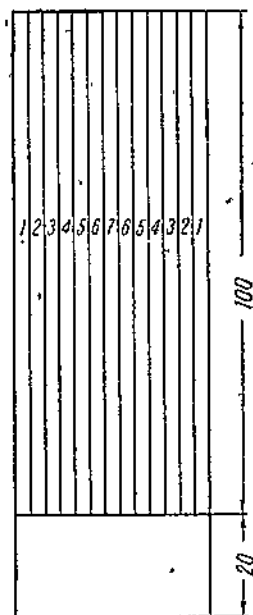
	Материал	Количество готовленных образцов	Размеры образцов			Температура отжига °С	Выдержка в часах	Условия остыва- ния
			высо- та	шири- на	длина			
			h	b	L			
1	Железо (С—0,09—0,11)	20	4,8	20	210	900°	1	Вместе с печью На воз- духе То же
2	Медь	20	5,25	25	210	700°	1	
3	Алюминий	20	6,90	20	210	450°	1,5	

Приготовленные таким образом образцы прокатывались в холодном состоянии на ленточном стане до коэффициентов обжатия $\frac{h}{h_1}$ 1,20; 1,40; 1,60; 1,80; 2,00.

Для определения влияния на остаточные напряжения количества пропусков при одном и том же суммарном обжатии образцы в одном случае получались за 1 пропуск, в другом — за несколько пропусков. Количество пропусков во втором случае зависело от суммарного обжатия. Коэффициенты обжатия за пропуск в этом случае колебались от 1,05 до 1,08. Размеры образцов после прокатки, коэффициенты обжатия, коэффициенты упрочнения и число пропусков, приведены в табл. 3, 4, 5. С прокатанных таким образом полос вырезались образцы длиной 120 мм, по 2 образца с каждой полосы; притиркой параллельность торцов доводилась до 0,002; длина образцов измерялась на миллиметре с точностью до 0,001 мм.

Определение остаточных напряжений в образцах по сечению полос производилось тремя способами.

1-й способ. Для определения распределения напряжений по ширине полосы образец размечался в порядке, указанном на фиг. 2, затем последовательно осторожно спиливались полоски, обозначенные одинаковыми цифрами. Спиливание производилось одновременно с обеих сторон, и после снятия полосок измерялась длина остающегося стержня. Зная площадь торца остающегося стержня, длину и площадь торцов спиленных полосок



Фиг. 2. Схема разметки образцов (1-й способ).

Железо

Таблица 3

№ образцов	Размеры образцов				Количество пропусков	Абсолютное обжатие в мм	Абсолютное уширение в мм	Коэффициент обжатия $\frac{h}{h_1}$	Показатель уширения $\frac{\Delta b}{\Delta h}$
	до прокатки		после прокатки						
	h	b	h_1	b_1					
1	4,8	20,0	4,0	20,22	4	0,8	0,22	1,20	0,27
2	4,8	20,05	4,0	20,25	4	0,8	0,20	1,20	0,25
3	4,8	20,00	4,0	20,22	1	0,8	0,22	1,20	0,27
4	4,8	20,10	4,0	20,38	1	0,8	0,28	1,20	0,35
5	4,8	20,05	3,43	20,42	8	1,37	0,37	1,40	0,27
6	4,8	20,01	3,43	20,34	8	1,37	0,34	1,40	0,25
7	4,8	20,03	3,40	20,73	1	1,40	0,70	1,40	0,50
8	4,8	20,00	3,40	20,76	1	1,40	0,76	1,40	0,55
9	4,8	20,07	3,00	20,48	12	1,80	0,41	1,60	0,23
10	4,8	20,02	3,00	20,47	12	1,80	0,15	1,60	0,25
11	4,8	20,02	3,00	21,22	1	1,80	1,20	1,60	0,60
12	4,8	19,98	3,00	21,13	1	1,80	1,15	1,60	0,63
13	4,8	20,00	2,70	20,42	16	2,10	0,42	1,80	0,20
14	4,8	20,00	2,70	20,42	16	2,10	0,42	1,80	0,20
15	4,8	20,00	2,68	21,40	1	2,12	1,40	1,80	0,67
16	4,8	20,10	2,68	21,60	1	2,12	1,50	1,80	0,70
17	4,8	20,05	2,40	20,60	18	2,40	0,55	2,00	0,23
18	4,8	20,07	2,40	20,55	18	2,40	0,48	2,00	0,20
19	4,8	19,95	2,40	21,65	1	2,40	1,70	2,00	0,70
20	4,8	20,00	2,40	21,80	1	2,40	1,80	2,00	0,75

Алюминий

Таблица 4

№ образцов	Размеры образцов				Количество пропусков	Абсолютное обжатие в мм	Абсолютное уширение в мм	Коэффициент обжатия $\frac{h}{h_1}$	Показатель уширения $\frac{\Delta b}{\Delta h}$
	до прокатки		после прокатки						
	h	b	h ₁	b ₁					
1	6,9	20,05	5,8	20,28	4	1,10	0,23	1,20	0,21
2	6,9	20,05	5,8	20,29	4	1,10	0,24	1,20	0,22
3	6,9	20,00	5,75	20,35	1	1,15	0,35	1,20	0,30
4	6,9	20,10	5,75	20,61	1	1,15	0,41	1,20	0,35
5	6,9	20,13	4,95	20,34	8	1,95	0,31	1,40	0,16
6	6,9	20,00	4,95	20,39	8	1,95	0,39	1,40	0,20
7	6,9	20,00	4,90	21,15	1	2,00	1,15	1,40	0,53
8	6,9	20,00	4,90	21,22	1	2,00	1,22	1,40	0,58
9	6,9	20,05	4,30	30,44	12	2,60	0,39	1,60	0,61
10	6,9	20,05	4,30	20,44	12	2,60	0,39	1,60	0,15
11	6,9	20,10	4,30	21,80	1	2,60	1,70	1,60	0,65
12	6,9	20,00	4,30	21,80	1	2,60	1,80	1,60	0,70
13	6,9	20,00	3,80	20,47	16	3,10	0,47	1,80	0,15
14	6,9	20,10	3,80	20,60	16	3,10	0,50	1,80	0,16
15	6,9	20,10	3,84	22,25	1	3,06	2,15	1,80	0,70
16	6,9	20,07	3,84	22,07	1	3,06	2,00	1,80	0,68
17	6,9	20,03	3,46	20,58	18	3,44	0,55	2,00	0,16
18	6,9	20,00	3,46	20,58	18	3,44	0,58	2,00	0,17
19	6,9	20,00	3,48	22,10	1	3,42	2,40	2,00	0,70
20	6,9	20,00	3,48	22,40	1	3,42	2,10	2,00	0,70

№ образцов	Размеры образцов				Количество пропусков	Абсолютное обжатие в МПа	Абсолютное уширение в МПа	Коэффициент обжатия $\frac{\epsilon}{\Delta b}$	Показатель уширения $\frac{\Delta b}{\Delta \epsilon}$
	до прокатки		после прокатки						
	h	b	h ₁	b ₁					
1	5,25	25,00	4,4	25,29	4	0,85	0,29	1,20	0,45
2	5,25	25,02	4,4	25,28	4	0,85	0,26	1,20	0,40
3	5,25	25,10	4,4	25,44	1	0,85	0,34	1,20	0,52
4	5,25	25,06	4,4	25,43	1	0,85	0,38	1,20	0,58
5	5,25	25,05	3,75	26,09	8	1,50	0,54	1,40	0,36
6	5,25	25,05	3,75	26,06	8	1,50	0,51	1,40	0,34
7	5,25	25,00	3,76	26,41	1	1,49	0,86	1,40	0,58
8	5,25	25,00	3,76	25,92	1	1,49	0,92	1,40	0,62
9	5,25	25,10	3,30	26,78	12	1,95	0,68	1,60	0,35
10	5,25	25,05	3,30	25,64	12	1,95	0,59	1,60	0,30
11	5,25	25,00	3,28	26,40	1	1,97	1,40	1,60	0,70
12	5,25	25,00	3,28	26,20	1	1,97	1,20	1,60	0,60
13	5,25	25,06	2,90	25,73	16	2,35	0,68	1,80	0,29
14	5,25	25,05	2,90	25,75	16	2,35	0,70	1,80	0,30
15	5,25	25,07	2,92	26,77	1	2,33	1,70	1,80	0,73
16	5,25	25,10	2,92	26,75	1	2,33	1,65	1,80	0,70
17	5,25	25,08	2,63	26,81	18	2,62	0,73	2,00	0,28
18	5,25	25,08	2,63	25,81	18	2,62	0,73	2,00	0,28
19	5,25	25,00	2,61	27,38	1	2,64	2,38	2,00	0,90
20	5,25	25,00	2,61	27,32	1	2,64	2,32	2,00	0,88

и изменение длины стержня, можно было определить напряжения в сплюснутых полосках по формуле:

$$\sigma_n = \frac{E}{L} \cdot \frac{f_n^* (L_n - L) - f_{n-1}^* (L_{n-1} - L)}{f_n^*},$$

где σ_n — напряжения в n -полосках; E — модуль упругости, L — длина образцов до сплюсывания полоски; f_n^* — площадь торца стержня после сплюсывания n -ных полосок, f_{n-1}^* — площадь торца стержня до сплюсывания n -ных полосок; L_n — длина стержня после сплюсывания n -ных полосок; L_{n-1} — длина стержня до сплюсывания n -ных полосок; f_n^* — площадь торцов сплюснутых n -полосок.

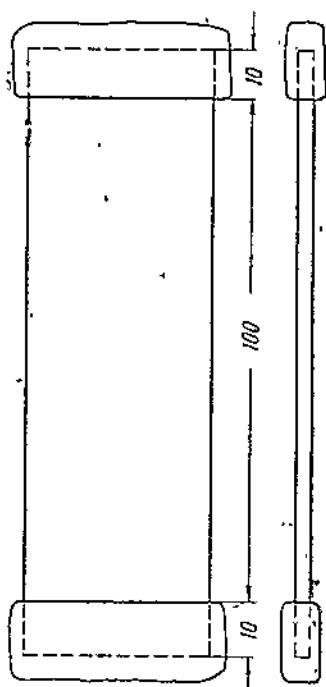
2-й способ. Для определения распределения напряжений по толщине полоски торцы изготовленных образцов зачищались парафином (как показано на фиг. 3), и полоска по толщине последовательно сравнивалась с одновременным измерением величины сравненных слоев и изменения длины остающегося стержня.

По этим данным, пользуясь вышеприведенной формулой, легко определить напряжения в сравненных слоях.

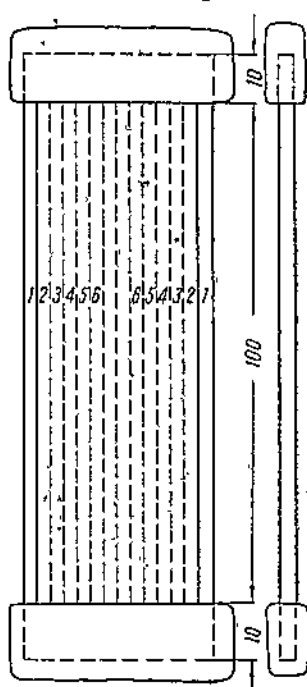
3-й способ. Для определения пространственного распределения остаточных напряжений изготовленные образцы размечались в порядке, указанном на фиг. 4, и покрывались парафином так, чтобы свободными от парафина были только поверхности двух поло-

сок, обозначенных одинаковыми цифрами. Затем образец погружался в кислоту, снимался путем травления определенный слой металла по толщине этих полосок и измерялось изменение длины образцов, вызванное травлением. После определения размеров процесс травления этой полоски повторялся снова, а затем измерялось изменение длины и т. д.

Продельвая такие манипуляции со всеми полосками, можно было подсчитать по указанным выше формулам напряжения в лю-



Фиг. 3. Схема разметки образцов (2-ой способ).



Фиг. 4. Схема разметки образцов (3-ий способ).

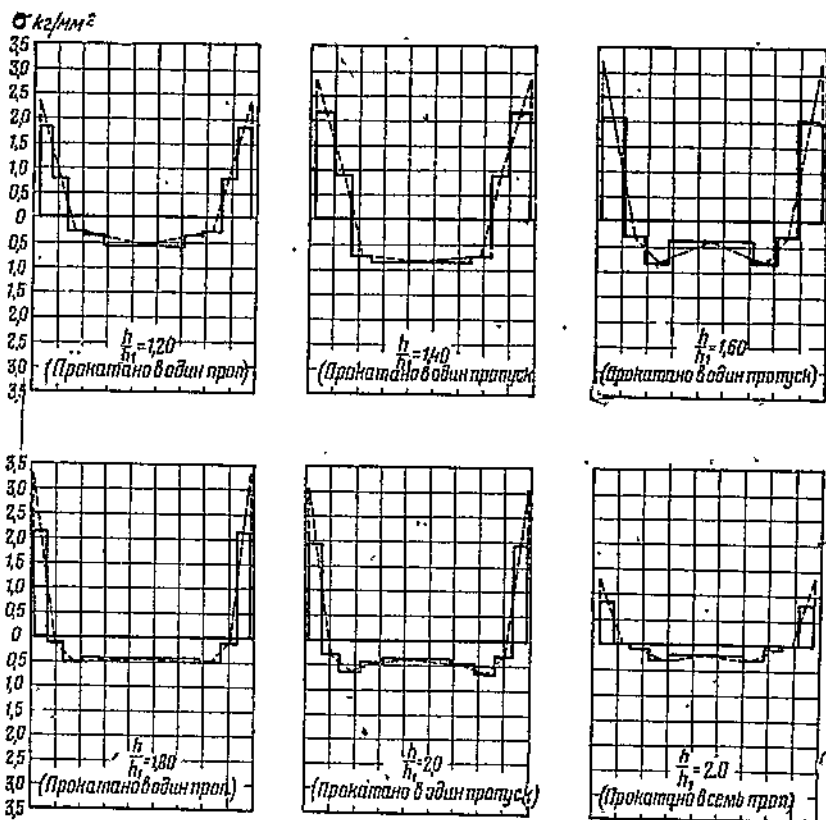
бом интересующем нас месте поперечного сечения полосы. Для большей точности определения стравленных или снятых ошпикованных слоев образцы взвешивались перед травлением (или перед ошпиковкой) и после. По изменению веса можно было легко определить стравленную или ошпикованную площадь.

Казалось бы естественным производить исследование только третьим способом; но он, несмотря на кажущуюся простоту, очень сложен, требует много времени и вызывает ряд затруднений при измерении стравленных слоев и изменении длины образца; поэтому результаты, полученные по этому способу, не всегда надежны, а часто и противоречивы.

В противоположность третьему способу первые два способа просты и, не давая исчерпывающей картины пространственного

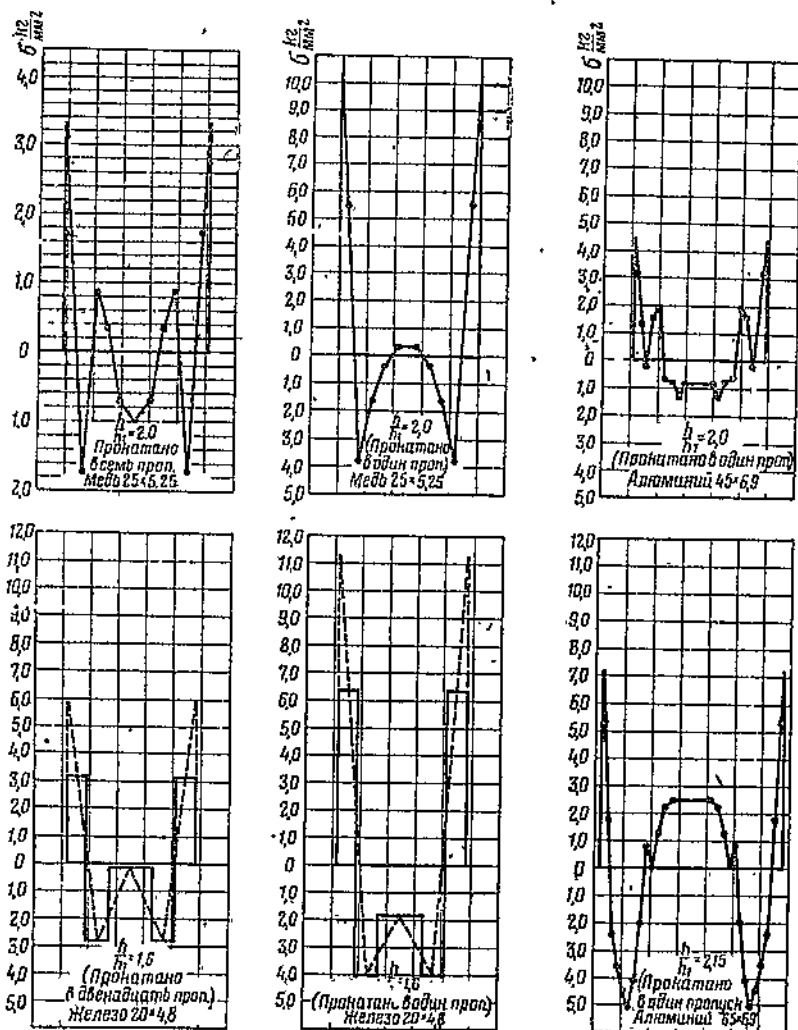
распределения напряжений, позволяют в достаточной степени судить о величине и распределении этих напряжений по сечению и о возможном влиянии их в различных случаях практики.

Результаты этих исследований приведены на фиг. 5, 6, 7, 8, 9 и 10.

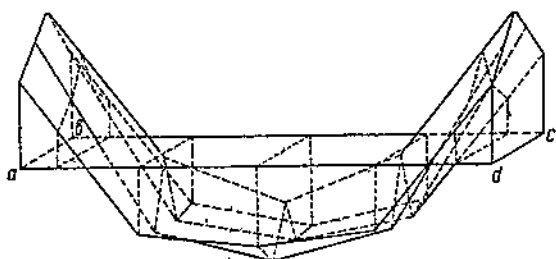


Фиг. 5. Распределение остаточных напряжений в холоднокатаной полосе алюминия в зависимости от степени обжатия и от количества пропусков при одном и том же суммарном обжатии.

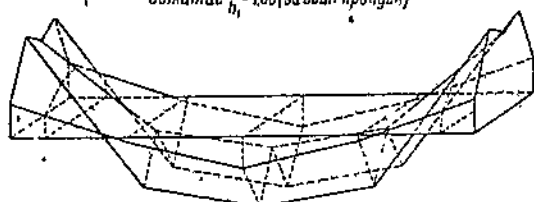
Пространственные диаграммы (фиг. 7, 8, 9 и 10) построены следующим образом. Основанием диаграммы является поперечное сечение прокатанной полосы (на фиг. 7 *abcd*). Напряжения в плоскости основания равны нулю. Вверх от нее отложены растягивающие напряжения, вниз — сжимающие. Чтобы найти напряжения в любой точке поперечного сечения полосы, надо от этой точки восстановить перпендикуляр (вверх или вниз, в зависимости от того, в области каких напряжений выбрана эта точка) до пересечения с поверхностью диаграммы. Тонкими пунктирными линиями на этих диаграммах показаны вспомогательные сечения, по точкам которых построены диаграммы.



Фиг. 6. Распределение остаточных напряжений в холоднокатаной полосе в зависимости от степени обкатки и от количества пропусков при одном и том же суммарном обкатки.

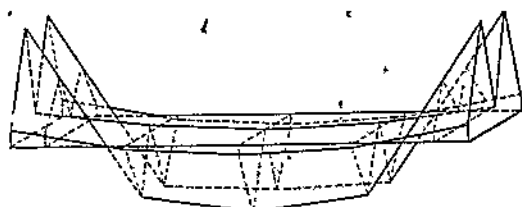


Обжатие $\frac{h}{h_1} = 1,60$ (за один пропуск)

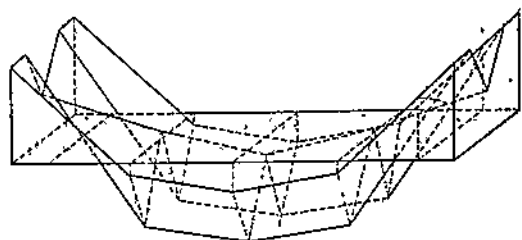


$\frac{h}{h_1} = 1,20$ (за один пропуск)

Фиг. 7. Распределение напряжений по сечению в холоднокатаной полосе; железо 20×3 мм; обжатие за один пропуск.



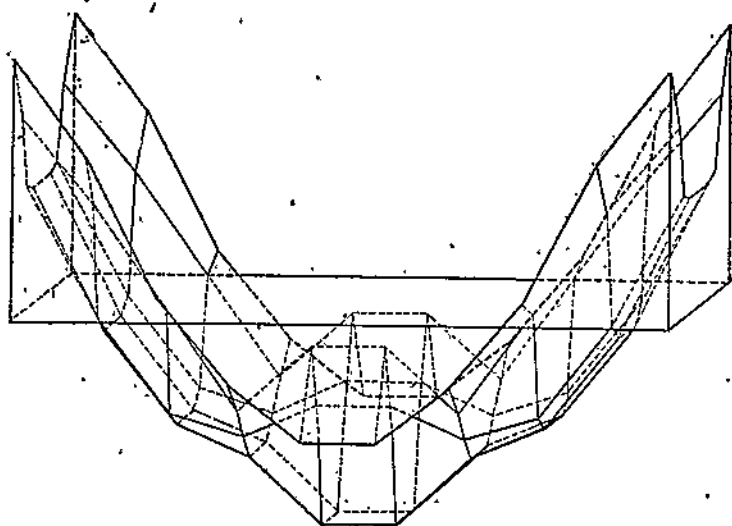
$\frac{h}{h_1} = 1,60$



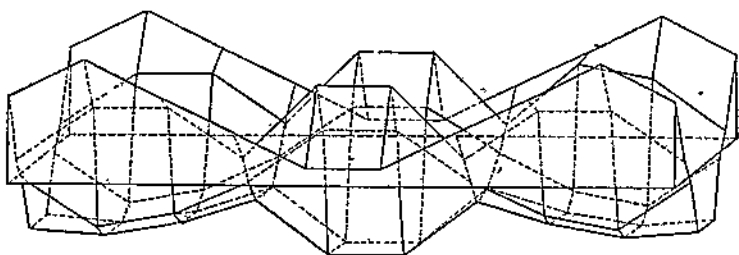
$\frac{h}{h_1} = 1,20$

Фиг. 8. То же, что на фиг. 7; обжатие за несколько пропусков.

Для изучения характера распределения остаточных напряжений, в зависимости от неравномерности обжатия полосы по сечению, были изготовлены из алюминия образцы квадратного и ромбического сечений. Количество образцов, их размеры и термическая обработка перед прокаткой приведены в табл. 6.



Фиг. 9. Распределение напряжений по сечению в холоднокатаной полосе. Алюминий, исходный размер $65 \times 6,9$ мм. Обжатие $\frac{h}{h_1} = 2$. Прокатано в один пропуск.



Фиг. 10. Распределение тангенциальных напряжений по сечению в холоднокатаной полосе. Алюминий, исходный размер $65 \times 6,9$ мм. Обжатие $\frac{h}{h_1} = 2$. Прокатано в один пропуск.

Эти образцы на валках, калибровка которых приведена на фиг. 1, прокатывались в холодном состоянии в ромбических и квадратных калибрах до различных коэффициентов вытяжек. Геометрическая характеристика образцов, схемы прокатки и коэффициенты вытяжек приведены в табл. 7.

Таблица 6

	Форма сечения образцов	Размеры образцов		Углы в °	Количество образцов	Термообработка		
		Сторона	Размеры по диагонали			температура отжига °С	выдержка в часах	Условия остывания
1	Квадрат	20,0	—	90	50	450	1,5	На воздухе
2	Ромб	22,0	28,7×34,2	100	5	450	1,5	»
3	Ромб	24,1	31,4×37,4	100	5	450	1,5	»
4	Ромб	26,0	33,9×40,4	100	5	450	1,5	»
5	Ромб	22,9	29,1×37	100	10	450	1,5	»
6	Ромб	23,6	28,7×41	110	10	450	1,5	»
7	Ромб	20,6	26,1×45,1	120	20	450	1,5	»

Примечание. В целях обеспечения простора для уширения соответствующие углы в полосках ромбического и квадратного сечений срезались перед прокаткой.

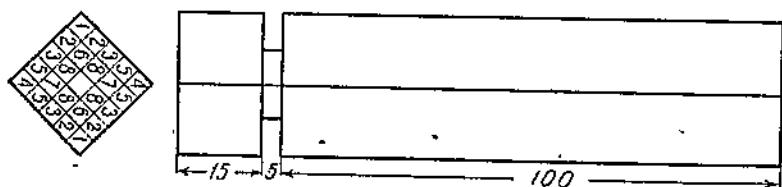
Таблица 7

№	Форма сечения образца до задачи в калибр	Форма калибра, в котором велась прокатка	Коэффициент вытяжки	Количество прокатанных образцов	Схема прокатки
1	Квадрат	Ромб 103°	1,23	6	Квадрат—ромб
2	Квадрат	Ромб 103°	1,31	6	» »
3	Квадрат	Ромб 120°	1,15	6	» »
4	Квадрат	Квадрат 120°	1,20	6	» »
5	Квадрат	Ромб 120°	1,40	6	» »
6	Квадрат	Ромб 144°	1,12	7	» »
7	Квадрат	Ромб 144°	1,20	7	» »
8	Квадрат	Ромб 144°	1,46	5	» »
9	Ромб 100°	Квадрат	1,15	5	Ромб—квадрат
10	Ромб 100°	Квадрат	1,37	5	» »
11	Ромб 100°	Квадрат	1,56	5	» »
12	Ромб 110°	Квадрат	1,19	5	» »
13	Ромб 110°	Квадрат	1,22	5	» »
14	Ромб 120°	Квадрат	1,24	5	» »
15	Ромб 103°	Ромб 103°	1,11	5	Ромб—ромб
16	Ромб 103°	Ромб 103°	1,18	5	» »
17	Ромб 120°	Ромб 120°	1,11	5	» »
18	Ромб 120°	Ромб 120°	1,43	5	» »
19	Ромб 120°	Ромб 120°	1,44	5	» »

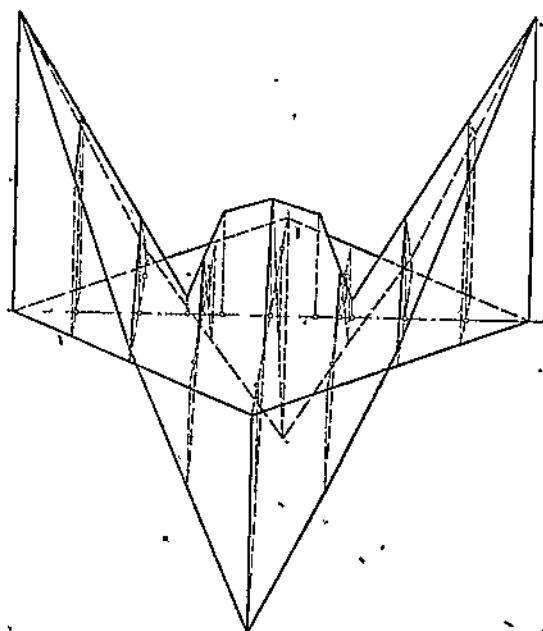
Из прокатанных полосок вырезывались образцы длиной 120 мм, торцы которых прихватывались с точностью до $\pm 0,002$ мм.

Изготовленные таким образом образцы размечались по схеме фиг. 11; далее измерялась общая длина, и затем участки, отмеченные одноименными цифрами, последовательно вырезывались на строгальном станке. Во избежание искривления образца эти участки вырезывались не сразу, а в несколько приемов, попеременно, то с одной, то с другой стороны.

После удаления одноименных участков измерялось изменение длины, и определялись по формулам Гейна напряжения в данном месте поперечного сечения полосы. Для более точного определения площади вырезанных полосок образец взвешивался до и после вырезывания полосок. По этим данным построены пространственные диаграммы (фиг. 12–30), аналогичные диаграммам на фиг. 7, 8, 9 и 10.

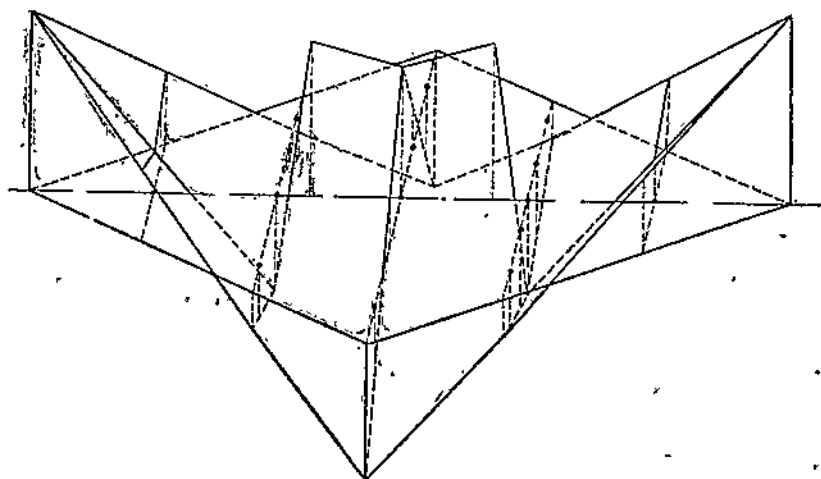


Фиг. 11. Схема разметки образцов квадратных и ромбических полос.

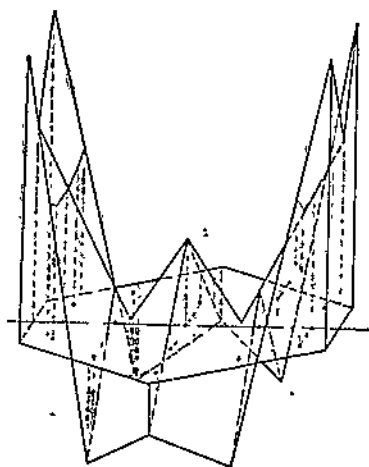


Фиг. 12. Распределение напряжений по сечению в холоднокатаной полосе; полоса квадратного сечения, задана в ромбический калибр. С углом 103° . Коэффициент вытяжки 1,23; алюминий.

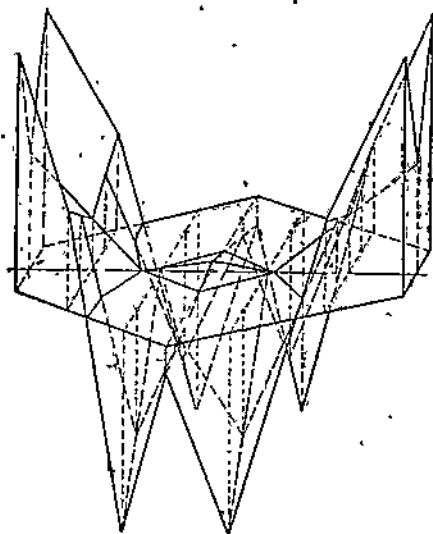
Основанием диаграммы является поперечное сечение полосы, представляющее собой ромбы и квадраты (смотря по тому, в каком калибре велась прокатка) при полном заполнении калибра металлом (например, фиг. 12, 13, 16, 39, 42), или ромбы и квадраты со срезанными углами, при неполном заполнении калибра металлом (например, фиг. 14, 15, 17, 41 и 43 и т. д.).



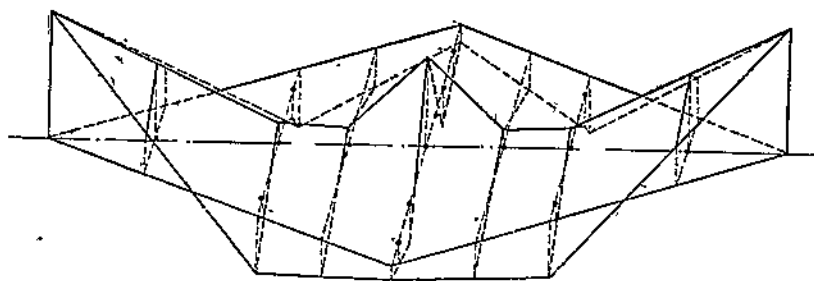
Фиг. 13. То же, что на фиг. 12; коэффициент вытяжки 1,31.



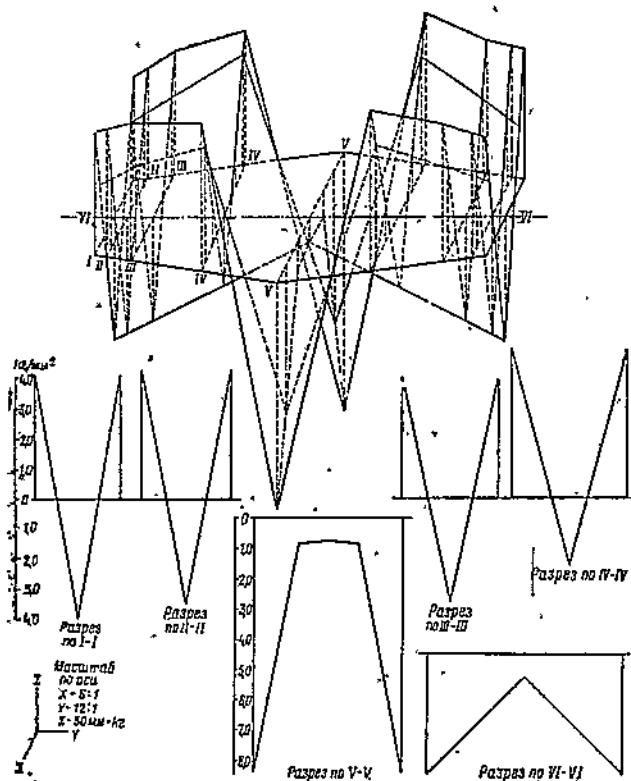
Фиг. 14. То же, что на фиг. 12; калибр с углом 120° , коэффициент вытяжки 1,15.



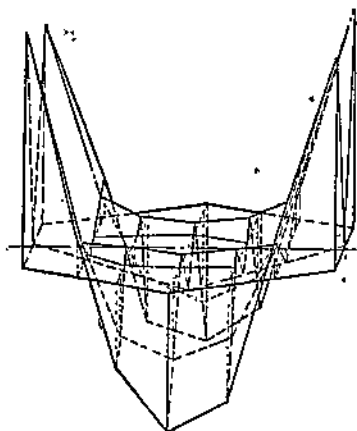
Фиг. 15. То же, что на фиг. 12; калибр с углом 120° , коэффициент вытяжки 1,20.



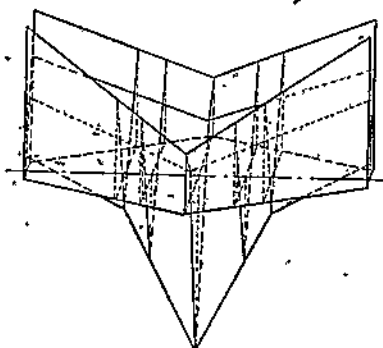
Фиг. 16. То же, что на фиг. 12; калибр с углом 120° , коэффициент вытяжки 1,40.



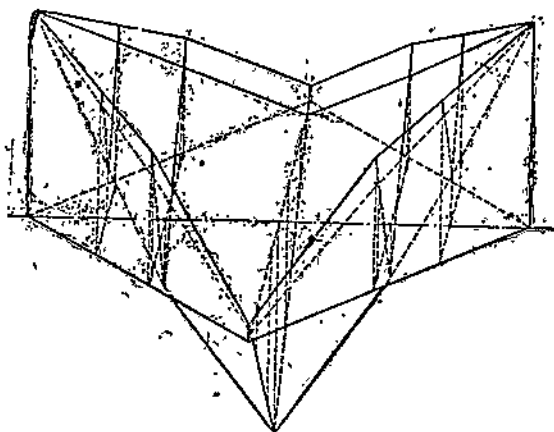
Фиг. 17. То же, что на фиг. 12; калибр с углом 144° , коэффициент вытяжки 1,12.



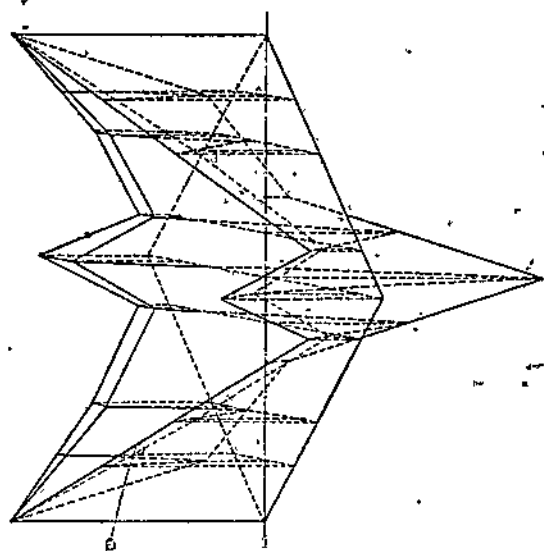
Фиг. 18. То же, что на фиг. 12; калибр с углом 144° , коэффициент вытяжки 1,20.



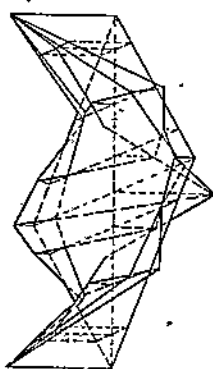
Фиг. 19. То же, что на фиг. 12; полоса квадратного сечения с углом 90° задана в ромбический калибр с углом 144° , коэффициент вытяжки 1,46.



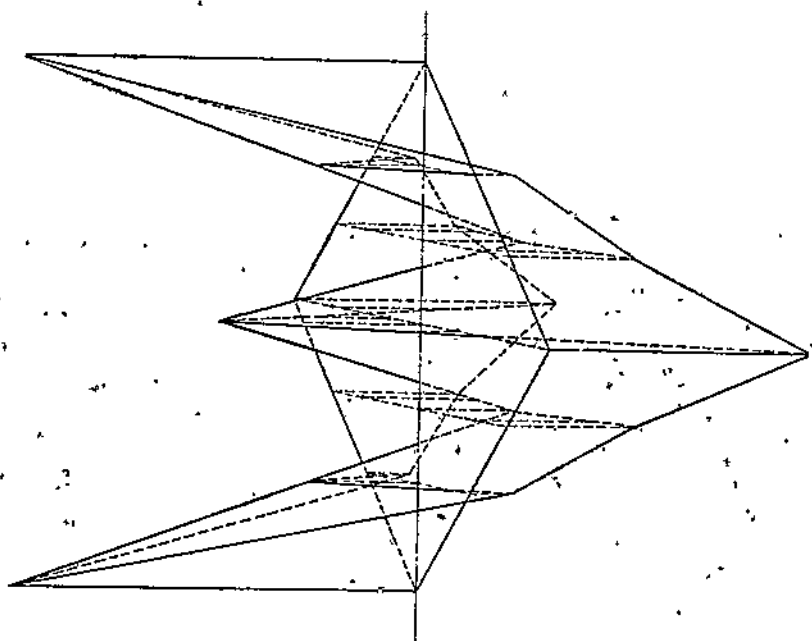
Фиг. 20. Распределение напряжений по сечению в холоднокатаной алюминиевой полосе; полоса ромбического сечения с углом 100° задана в квадратный калибр; коэффициент вытяжки 1,15.



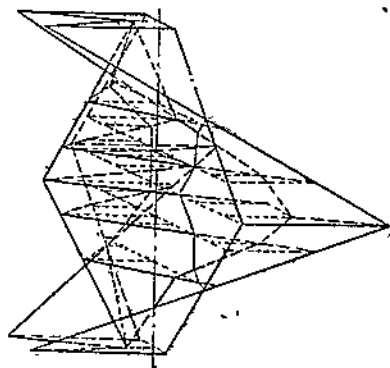
Фиг. 21. То же, что на фиг. 20; коэффициент вытяжки 1,37.



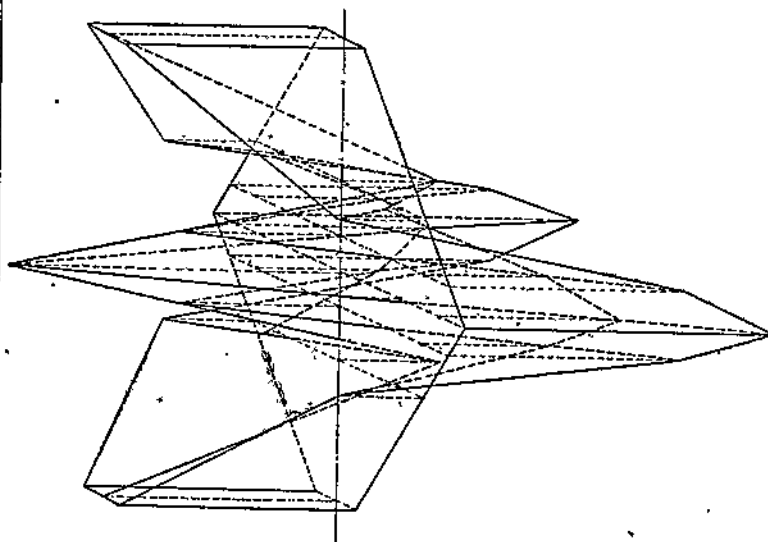
Фиг. 22. То же, что на фиг. 20; коэффициент вытяжки 1,56.



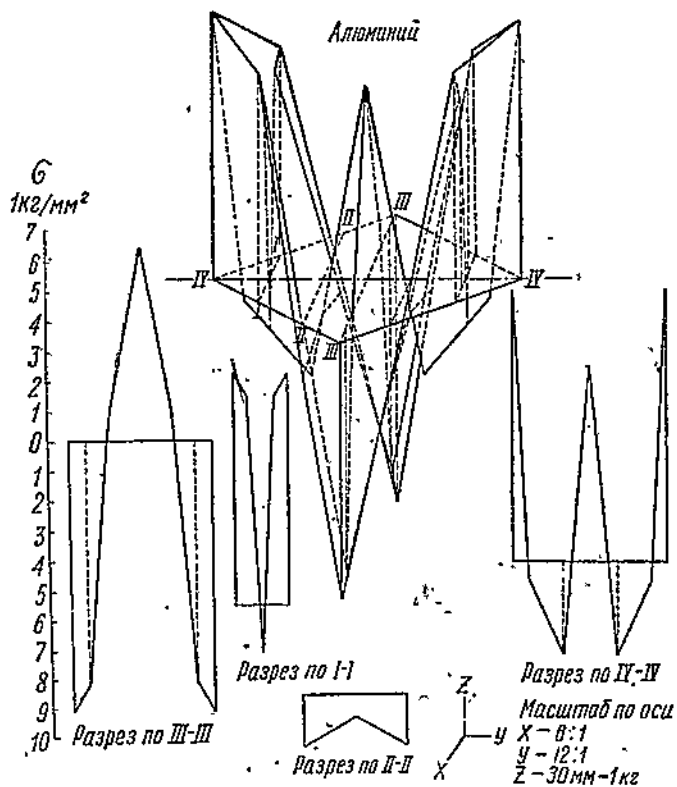
Фиг. 23. То же, что на фиг. 20, полоса с углом 110° , коэффициент вытяжки 1,19.



Фиг. 24. То же, что на фиг. 20; полоса с углом 110° , коэффициент вытяжки 1,22.

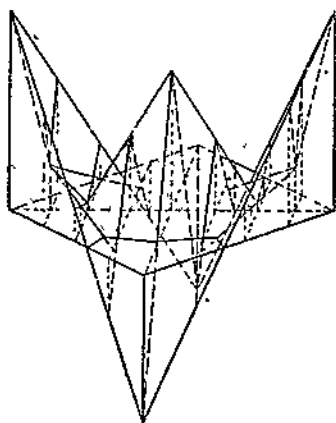


Фиг. 25. Распределение напряжений по сечению в холоднкатаной алюминиевой полосе. Полоса ромбического сечения с углом 120° , задана в квадратный калибр. Коэффициент вытяжки 1,24.

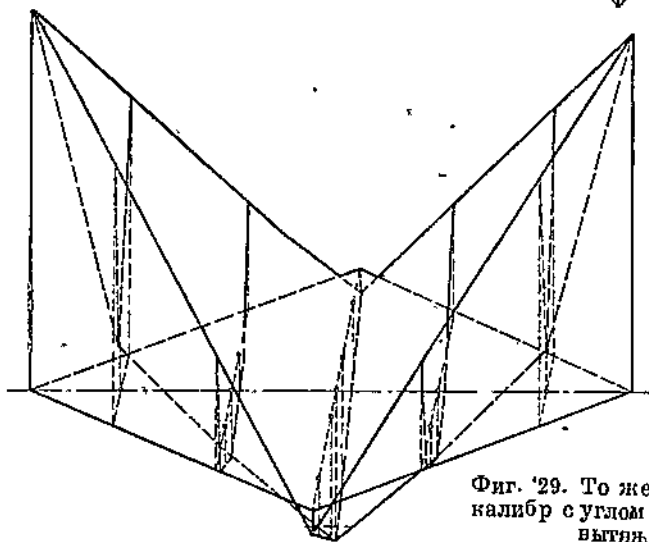
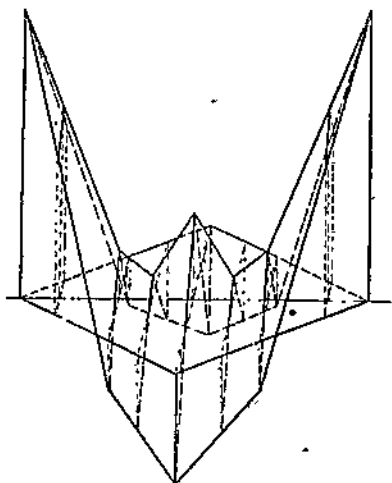


Фиг. 26. Распределение напряжений по сечению в холоднокатаной полосе. Полоса ромбического сечения с углом 103° задана в ромбический калибр с углом 103° , коэффициент вытяжки 1,11.

Фиг. 27. То же, что на фиг. 26; коэффициент вытяжки 1,18.

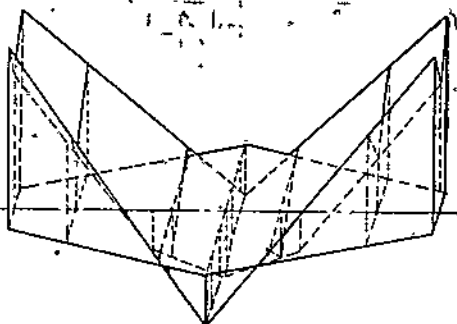


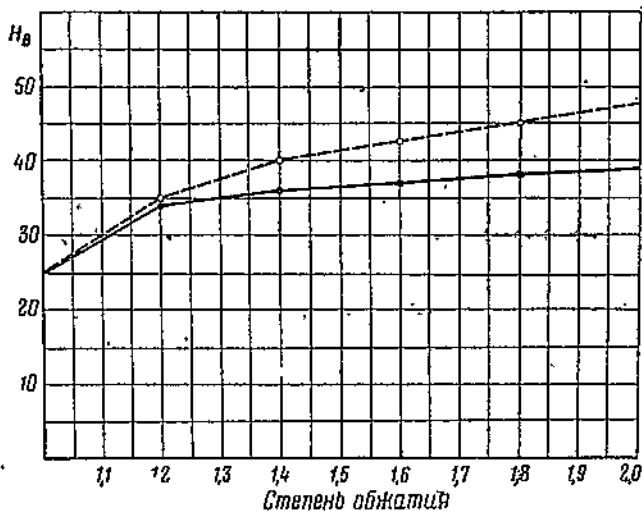
Фиг. 28. То же, что на фиг. 26,
калибр с углом 120° , коэффициент
вытяжки 1,11.



Фиг. 29. То же, что на фиг. 26,
калибр с углом 120° , коэффициент
вытяжки 1,43.

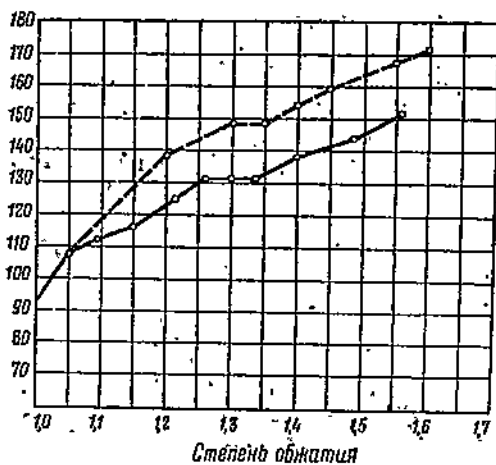
Фиг. 30. То же, что на фиг. 26,
полоса с углом 120° , калибр
с углом 120° , коэффициент вы-
тяжки 1,44.





Фиг. 31. Зависимость твердости алюминия от степени обжатия и количества пропусков при одном и том же суммарном обжатии; полоса шириной 20 мм и высотой 6,9 мм.

----- обжатие за один пропуск.
 ————— обжатие за несколько пропусков ($\frac{h}{h_1}$ за пропуск колебалось от 1,05 до 1,08).



Фиг. 32. То же, что на фиг. 31, но для железа; полоса шириной 20 мм и высотой 8,5 мм.

Влияние остаточных напряжений на механические свойства проката изучалось на плоских образцах. Исследовалось изменение твердости, временного сопротивления, удлинения, сужения, растворимости в кислотах, а также микроструктура.

Образцы для испытания временного сопротивления, удлинения и сужения поперечного сечения изготавливались по форме разрывных, плоских образцов, с такой расчетной длиной, чтобы после прокатки получался разрывной образец расчетной длины, равный $11,3\sqrt{F}$ без всяких дополнительных обработок, так как при механической обработке напряженное состояние изменяется. Разрыв образцов производился на прессах Гагарина и Амслера. Твердость измерялась по Бринеллю. Результаты испытаний приведены на фиг. 31—32.

Обработка экспериментальных данных

Зависимость остаточных напряжений от степени обжатия и количества пропусков, при одном и том же суммарном обжатии, показана на фиг. 5 и 6.

При прокатке на гладких валках края полосы находятся под воздействием растягивающих напряжений, а середина — под воздействием сжимающих. Максимальные сжимающие напряжения по своей величине всегда значительно меньше растягивающих, значение которых иногда подходит вплотную к временному сопротивлению. С возрастанием степени деформаций максимальные значения остаточных напряжений также возрастают. Явление «критического интервала» не было обнаружено.

С возрастанием степени деформации участки краев полосы, находящиеся под воздействием растягивающих напряжений, постепенно уменьшаются, растягивающие напряжения все более концентрируются у краев полосы, а максимальные их значения значительно возрастают по величине. Область сжимающих напряжений, с увеличением степени деформаций, увеличивается; но максимальные значения этих напряжений меняются незначительно, увеличиваясь или уменьшаясь. Максимальные сжимающие напряжения с увеличением степени деформации перемещаются от центра полосы к ее краям.

С увеличением ширины полосы максимальные остаточные напряжения у краев полосы сильно возрастают, а характер распределения напряжений по сечению делается более сложным, образуется несколько участков с растягивающими и сжимающими напряжениями (фиг. 6). Из этого следует, что края в широких полосах и листах находятся под воздействием особенно сильных растягивающих напряжений, что часто приводит на практике к разрывам.

Величина остаточных напряжений в основном зависит не от общей степени деформации, а от степени обжатия за один пропуск. При одном и том же суммарном обжатии, но в разное число пропусков (прокатка производилась в одном и том же направлении) максимальные напряжения тем больше, чем в меньшее число пропусков эта деформация совершена.

Пространственное распределение напряжения в полосе, прокатанной на гладких вальках, показано на фиг. 7, 8, 9 и 10. По этим фигурам можно ясно представить картину истечения металла при прокатке. Как видно на фиг. 7 (деформация за один пропуск), при незначительной степени деформации ($\frac{h}{h_1} = 1,20$) максимальные растягиваю-

щие и сжимающие напряжения сначала возрастают вглубь до некоторого слоя, затем уменьшаются к центру полосы. С увеличением степеней деформации этот слой с максимальными растягивающими напряжениями все более удаляется от поверхности (одновременно возрастают и максимальные значения этих напряжений) и при обжатии $\frac{h}{h_1} = 1,6$ (для железа) максимальные растягивающие напряжения оказываются в центре толщины полосы. Сжимающие максимальные напряжения при этой деформации находятся еще на некотором расстоянии от центра и переходят в центральные слои при значительно большей деформации.

При деформации за несколько пропусков (фиг. 8) истечение металла значительно меняется. С увеличением общей деформации максимальные растягивающие напряжения возрастают, но вместе с этим возрастает и неравномерность распределения этих напряжений по сечениям. Слои с максимальными напряжениями находятся примерно на $\frac{1}{4}$ толщины полосы и с возрастанием деформации почти не меняют своего положения. Но разница по толщине полосы между напряжениями на поверхности полосы в этих слоях и в центре полосы с возрастанием общей степени деформации увеличивается.

С возрастанием общей степени деформации напряжения по своей абсолютной величине на поверхности полосы и в центре уменьшаются, в то время как напряжения в слоях с максимальными напряжениями возрастают.

Благодаря этому становится понятным, почему напряжения, определенные первым способом (фиг. 5), в полоске, прокатанной в 7 пропусков, при суммарном обжатии $\frac{h}{h_1} = 2,0$, оказались меньшими, чем напряжения в полоске, прокатанной в один пропуск с обжатием 1,20.

На фиг. 9 показано пространственное распределение напряжений в широкой алюминиевой полосе ($b = 65$ мм), обжатой в один пропуск до $\frac{h}{h_1} = 2,0$. Максимальные растягивающие напряжения оказались здесь в поверхностных слоях на краях полосы, а максимальные сжимающие — на середине, в центре полосы. Картина истечения металла получилась более сложной, чем в узких полосках.

Здесь ясно видно влияние трения между полосой и вальками на процесс истечения металла. На фиг. 10 показаны тангенциальные напряжения в этих же полосках.

Распределение напряжений при прокатке полосы квадратного сечения в ромбических калибрах с углом у вершин 103° , 120° и 144° показано на фиг. 12—19. В противоположность распределению

остаточных напряжений при прокатке полосок на гладких валках, здесь с увеличением деформации остаточные напряжения по своей абсолютной величине уменьшаются, распределение их по сечению делается все более равномерным. При малых степенях деформации полосы квадратного сечения в ромбических калибрах с углом у вершины 103° края полосы у разъема валков находятся под воздействием сильных растягивающих напряжений, а края полосы у вершины ромба — под воздействием сжимающих. Сердцевина полосы находится также под воздействием незначительных растягивающих напряжений. С увеличением коэффициента вытяжки эта картина распределения напряжений в основном не меняется, но абсолютная величина их значительно уменьшается ($\sigma_{\max}$ от $6,5 \frac{\text{кг}}{\text{мм}^2}$ при $\lambda = 1,23$ до $2,8 \frac{\text{кг}}{\text{мм}^2}$ при $[\lambda] = 1,31$), а распределение их по сечению делается

более равномерным. Такая же картина распределения напряжений по сечению наблюдается и при прокатке полосы квадратного сечения в ромбическом калибре, с углом у вершины $\alpha = 120^\circ$, но здесь максимальные сжимающие напряжения находятся не у вершины ромба, а немного сдвинуты в стороны к разъему валков. Сердцевина полосы находится под воздействием значительно меньших растягивающих напряжений, чем при прокатке в ромбических калибрах с углом у вершины $\alpha = 103^\circ$; при прокатке полосы квадратного сечения в ромбическом калибре с $\alpha = 144^\circ$ даже при малых коэффициентах вытяжки сердцевина полосы находится под воздействием сжимающих напряжений. При увеличении коэффициента вытяжки в этих калибрах сжимающие напряжения в сердцевине быстро возрастают и при коэффициенте вытяжки 1,46 они значительно больше максимальных растягивающих напряжений. При этом коэффициенте вытяжки вся поверхность полосы находится под воздействием только растягивающих напряжений.

Таким образом с увеличением угла у вершины ромба и увеличением коэффициента вытяжки, растягивающие напряжения в сердцевине полосы уменьшаются, и при угле у вершины ромба, равном 144° , сердцевина полосы находится под воздействием сжимающих напряжений. Из этого следует, что применение при прокатке по системе квадрат—ромб больших коэффициентов вытяжки и ромбических калибров с большим углом у вершины калибра должно благоприятно влиять на качество проката и не приводить к образованию внутренних трещин.

Уменьшение напряжений с возрастанием коэффициентов вытяжки в ромбических калибрах при неравномерности обжатия полосы по сечению может быть объяснено, исходя из диаграмм удлинений Тафеля. По этим диаграммам, чем больше приближаться к квадрату, диагональ которого равна большей диагонали ромба, тем более равномерным будет обжатие этого квадрата в ромбе; при равенстве этих диагоналей обжатие по диаграмме будет равномерным.

Появление растягивающих напряжений в сердцевине полосы при прокатке в этих калибрах противоречит обычному взгляду на про-

цесс обжатия в этих калибрах и методам определения неравномерности обжатия в них (диаграмма Тафеля и т. п.).

Нам кажется, что причину появления растягивающих напряжений нужно искать в «непрямом давлении» и влиянии разности окружных скоростей по стороне ручья калибра.

На фиг. 20—37 показано распределение напряжений при прокатке полосы ромбического сечения (с углом у вершины 100° , 110° и 120°) в квадратном калибре.

При прокатке ромбической полосы с углом 100° в квадратном калибре (фиг. 20, 21 и 22) вся поверхность полосы находится под воздействием растягивающих напряжений, а сердцевина — под воздействием сжимающих.

С увеличением коэффициента вытяжки картина распределения напряжений по сечению полосы не меняется. Максимальные значения напряжений сначала незначительно возрастают, затем уменьшаются.

На фиг. 23 и 24 показано распределение напряжений при прокатке полосы ромбического сечения с 110° в квадратном калибре. Здесь края полосы у разъема валков находятся под воздействием растягивающих напряжений, а поверхность полосы у вершины сжата. Сердцевина полосы растянута, и максимальные напряжения в ней достигают значительных размеров (до $4,5 \frac{\text{кг}}{\text{мм}^2}$ для алюминия), что

при более низких механических качествах металла в сердцевине (усадочная раковина, рыхлость и т. п.) может привести к образованию в ней трещин. С увеличением коэффициентов вытяжки максимальные напряжения уменьшаются.

На фиг. 25 показано распределение напряжений при прокатке полосы ромбического сечения с углом 120° в квадратном калибре. Коэффициент вытяжки $\lambda = 1,24$. Картина распределения напряжений по сечению полосы та же, что и при прокатке ромбической полосы с углом 110° , но здесь растягивающие напряжения в сердцевине полосы больше растягивающих напряжений на краях у разъема валков. При этом коэффициенте вытяжки металл в калибре не прорабатывается, а геометрическая форма выходящей из валков полосы получается по своим очертаниям совсем непригодной для задачи ее в овальный калибр. Получается квадрат с невыполненными двумя углами. Такая полоса будет плохо держаться при задаче ее в ромбический калибр.

На фиг. 26—30 показано распределение напряжений при прокатке по системе ромб—ромб. При прокатке полосы ромбического сечения с углом $\neq 103^\circ$ в ромбическом калибре с углом $\neq 103^\circ$ поверхность краев полосы у разъема валков находится под воздействием растягивающих напряжений, а поверхность полосы у вершины калибра — под влиянием сжимающих; сердцевина полосы растянута.

Такая же картина распределения напряжений наблюдается при прокатке полосы ромбического сечения с углом 120° в ромбическом калибре с углом у вершины 120° . С увеличением коэффициентов вытяжки максимальные напряжения в обоих рядах уменьшаются.

Растягивающие напряжения в сердцевине полосы с увеличением коэффициентов вытяжки сначала быстро уменьшаются, затем меняют знак на обратный, и при больших коэффициентах вытяжки (фиг. 29 и 30) сердцевина полосы находится под воздействием сжимающих напряжений.

Из рассмотренного материала следует, что увеличение коэффициентов вытяжки за пропуск как в системе квадрат—ромб, так и в системе ромб—ромб, будет положительно влиять на внутреннее состояние металла и уменьшать неравномерность деформации металла по всему сечению полосы. Поверхность полосы будет значительно менее напряженной, влияние разности окружных скоростей диаметров калибра по его стенкам с увеличением обжатия также будет уменьшаться благодаря большим перемещениям металла.

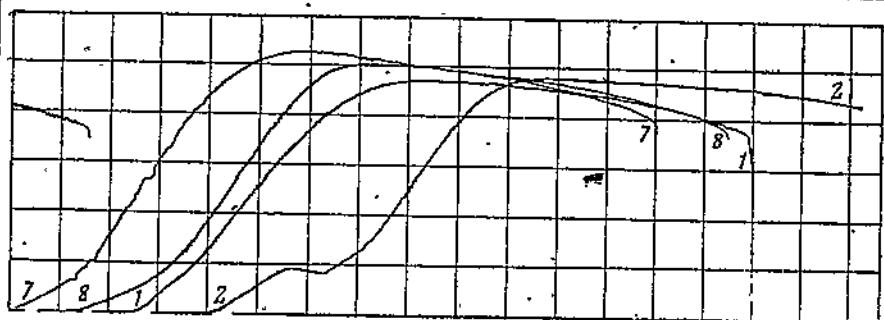
О влиянии холодной деформации на механические свойства металлов имеется обширная литература; обычно рассматривается общая степень деформации без учета того, в какое количество операций проведена эта деформация.

Нами уже указывалось, что величина остаточных напряжений зависит не столько от суммарной степени деформации, сколько от количества пропусков, в которое проведена эта деформация, вернее, от обжатия за один пропуск. Оказалось, что этот фактор влияет и на механические качества деформируемого металла, хотя в значительно меньшей степени, чем на остаточные напряжения.

При деформации в один пропуск твердость (наклеп) металла значительно больше, чем при той же суммарной деформации за несколько пропусков. Например, твердость по Бринеллю железа, прокатанного за один пропуск до обжатия $\frac{h}{h_1} = 1,20$, в нашем опыте равнялась 138; такая же твердость на образцах того же железа, прокатанного в несколько пропусков, получилась лишь при обжатии $\frac{h}{h_1} = 1,40$. Еще более резкая картина получилась при прокатке алюминия (фиг. 31 и 32).

Для изучения влияния этого же фактора на временное сопротивление, удлинение и сужение поперечного сечения были изготовлены образцы таким образом, чтобы после их прокатки в один пропуск и в несколько пропусков при том же суммарном обжатии размеры поперечного сечения и расчетная длина образцов были равны. Этим устранялась механическая обработка образцов перед испытанием на разрыв для избежания нарушения напряженного состояния.

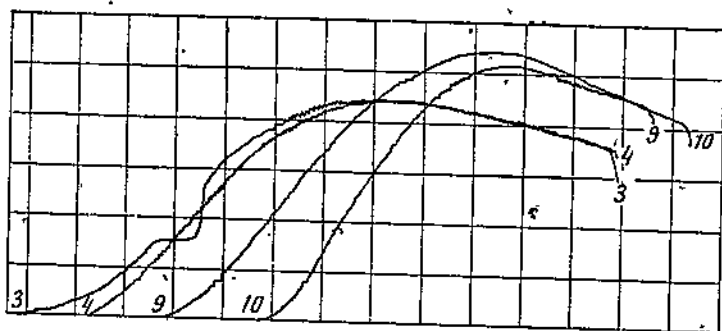
На фиг. 33, 34 и 35 показаны индикаторные диаграммы, полученные на прессе Гагарина при разрыве некоторых из этих образцов. Кривые 1 и 2 (фиг. 33) получены при разрыве образцов, прокатанных за 7 пропусков до обжатия $\frac{h}{h_1} = 1,24$ (образцы дублировались), а кривые 7 и 8 получены при разрыве образцов, прокатанных за один пропуск с тем же обжатием. Временное сопротивление (среднее) для этих образцов составило соответственно 46,4 и 48,5 кг/мм².



Фиг. 33. Индикаторная диаграмма разрыва образцов на прессе Гагарина.

Кривые 1—3—образцы, прокатанные в 7 пропусков; обжатие $\frac{h}{h_1} = 1,24$.

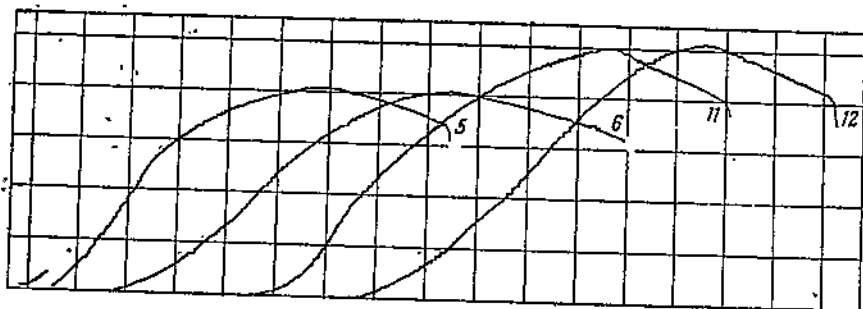
Кривые 7—9—образцы, прокатанные в 1 пропуск; обжатие $\frac{h}{h_1} = 1,24$.



Фиг. 34. То же, что на фиг. 33.

Кривые 3—4—образцы, прокатанные в 17 пропусков; обжатие $\frac{h}{h_1} = 1,67$.

Кривые 9—10—образцы, прокатанные в 1 пропуск; обжатие $\frac{h}{h_1} = 1,65$.

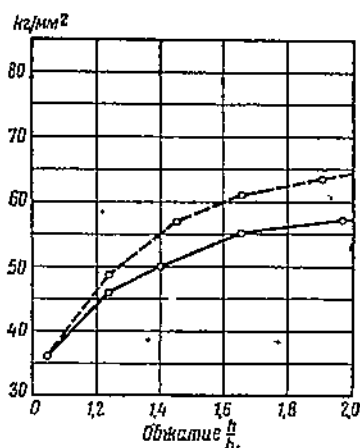


Фиг. 35. То же, что на фиг. 33.

Кривые 5—6—образцы, прокатанные в 20 пропусков; обжатие $\frac{h}{h_1} = 1,97$.

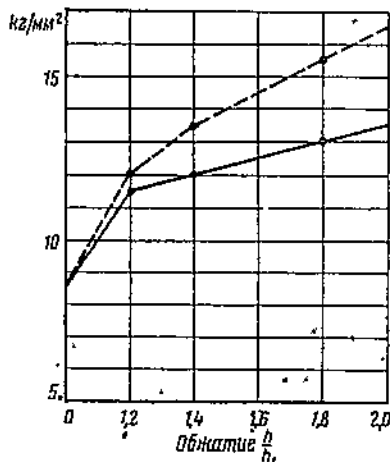
Кривые 11—12—образцы, прокатанные в 1 пропуск; обжатие $\frac{h}{h_1} = 1,90$.

Кривые 3 и 4 (фиг. 34) получены при разрыве образцов после прокатки за 17 пропусков с обжатием $\frac{h_1}{h_2} = 1,67$, а кривые 9 и 10 — после прокатки за один пропуск с обжатием $\frac{h_1}{h_2} = 1,65$. Временное сопротивление для этих образцов составило соответственно 55 и 61 кг/мм². Кривые 5 и 6 (фиг. 35) получены при разрыве образцов после прокатки за 20 пропусков до обжатия $\frac{h_1}{h_2} = 1,97$, а кривые 11 и 12 — после прокатки за один пропуск с обжатием 1,90. Временное сопротивление для образцов составило соответственно 57 и 63,4 кг/мм².



Фиг. 36. Зависимость временного сопротивления железа от степени обжатия и от количества пропусков при одном и том же суммарном обжатии.

— — — обжатие за один пропуск.
 — обжатие за несколько пропусков ($\frac{h_1}{h_2}$ за пропуск колебалось от 1,05 до 1,08).



Фиг. 37. То же, что на фиг. 36; алюминий.

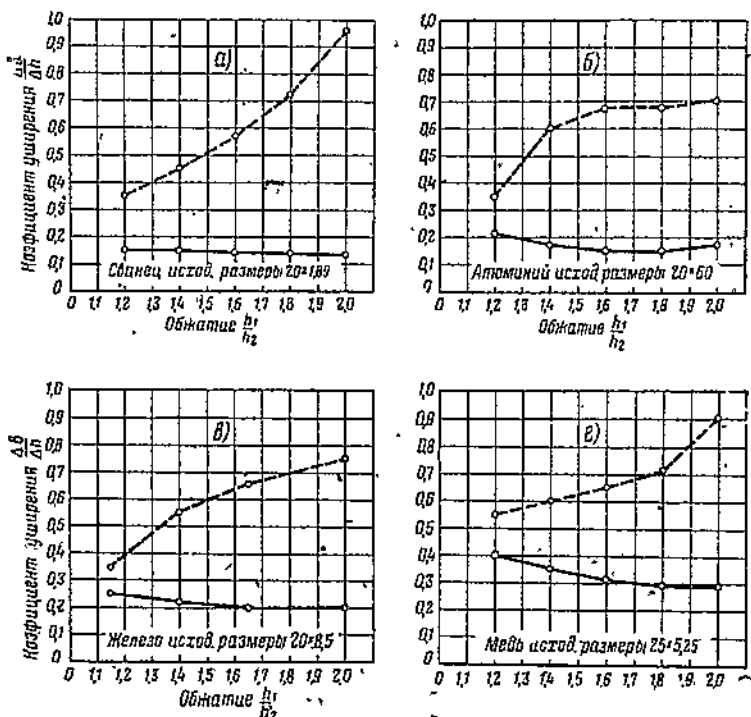
Зависимость временного сопротивления удлинения и сужения поперечного сечения от режима прокатки показана графически на фиг. 36, 37 и 38. При одном и том же суммарном обжатии при про-

катке в один пропуск твердость и временное сопротивление получаются значительно большими, чем при прокатке в несколько пропусков, а удлинение и сужение поперечного сечения, наоборот, при прокатке в один пропуск получаются меньшими, чем при прокатке в несколько пропусков. Это еще раз косвенным путем подтверждает, что полоса при прокатке в один пропуск (на гладких валиках) находится под воздействием значительно более напряженного состояния, чем полоса, прокатанная за несколько пропусков.

Прокатка железа с одной и той же общей степенью деформации в один и в несколько пропусков не выявила отчетливо разницы в микроструктуре.

С увеличением степени деформации величина зерна уменьшается в обоих случаях прокатки.

С некоторой осторожностью можно было бы отметить более мелкую структуру при обжатии в один пропуск по сравнению с структурой при том же суммарном обжатии, но в несколько пропусков. Подсчеты зерен также подтверждают это.



Фиг. 38. Зависимость уширения от степени обжатия и от числа пропусков при одном и том же суммарном обжатии.

— — — обжатие за 1 пропуск.

———— обжатие за несколько пропусков ($\frac{h_1}{h_2}$ за пропуск колебалось от 1,05 до 1,08).

а—свинец, исходный размер, 20×1,80 мм; б—алюминий, 20×6 мм; в—железо, 20×8,5 мм; г—медь, 25×5,25 мм.

Исключительно большое значение имеет количество пропусков при одном и том же суммарном обжатии на уширение.

С ростом степени деформации показатель уширения $\frac{\Delta b}{\Delta h}$ при деформации за один пропуск сильно возрастает, а при деформации за несколько пропусков незначительно уменьшается. (фиг. 38).

С увеличением степени деформации разница между показателем уширения при прокатке в один пропуск и в несколько пропусков быстро возрастает. При обжатии $\frac{h_1}{h_2} = 1,8-2,0$ и деформации за

один пропуск показатель уширения в два и даже в три раза больше, чем при деформации в несколько пропусков. Это явление имеет особо важное значение для калибровщиков, так как трудность калибровки заключается в правильном учете уширения. В многочисленных формулах, предложенных для подсчета уширения, это явление не учитывается. Надо полагать, что существовавшие до последнего времени опасения, что применение больших коэффициентов вытяжки может ухудшить качество проката, вызывались неумением учесть условия уширения. В этом убеждают многочисленные данные, собранные почти со всех заводов СССР при подготовке первого совещания калибровщиков заводов спецсталей. Почти во всех случаях, когда на заводах применялись значительные коэффициенты вытяжек, на темплетах получались заусенцы, которые в дальнейшем служили причиной образования целого ряда поверхностных пороков. Это и служило причиной отказа от больших коэффициентов вытяжек. Диаграмма фиг. 38 показывает, что при значительном увеличении коэффициента вытяжки за пропуск, вытяжной калибр должен быть построен так, чтобы просторы для уширения были в несколько раз больше по сравнению с тем, как их обычно строят.

Необходимо указать, что в литературе нет еще единого мнения по вопросу о зависимости уширения от числа пропусков при постоянном суммарном обжатии.

Мец [41] считает, что «абсолютное уширение возрастает с увеличением числа пропусков, используемых для получения одного и того же окончательного обжатия, что вполне естественно, так как одно и то же давление прокатки в этом случае распределяется по большей плоскости касания и тем самым уменьшает трение».

Хотя автор и ссылается на опытные данные, но в последних нет никаких указаний на количество пропусков; свой вывод автор, вероятно, сделал только на основании теоретических рассуждений и умозаключений, так как разница в уширении (фиг. 38) настолько велика, что не может быть никаких сомнений в правильности наших опытов.

| Причину большего уширения при деформации в один пропуск, по сравнению с деформацией в несколько пропусков, можно объяснить следующими обстоятельствами:

1. При деформации в несколько пропусков, после двух-трех пропусков происходит прокатка уже наклепанного металла (к последующим пропускам наклеп все увеличивается), а, как было установлено проф. Н. В. Рудбахом и Я. Х. Сартаном [40], наклепанный материал, благодаря более благоприятной для процесса вытяжки ориентировки кристаллов, дает меньшее уширение, чем ненаклепанный металл. Сказанное относится как к холодной, так и к горячей прокатке, ибо, как известно, и при горячей прокатке происходит наклеп металла, который в промежутки между отдельными пропускками полностью (благодаря рекристаллизации) не уничтожается.

2. Как известно, с увеличением отношения толщины полосы к ее ширине коэффициент уширения возрастает. | Здесь сказываются

геометрические и механические факторы. При прокатке в несколько пропусков это отношение после каждого пропуска уменьшается, чего нет при прокатке в один пропуск. К подобному выводу можно прийти после рассмотрения разделов истечения металла по закону истечения металла в направлении наименьшего сопротивления.

В ы в о д ы

1. При прокатке на гладких вальцах края полосы находятся под воздействием растягивающих напряжений, а середина — под воздействием сжимающих. При этом максимальные сжимающие напряжения всегда значительно меньше максимальных растягивающих напряжений, значения которых иногда очень близко подходят к временному сопротивлению материала.

2. С возрастанием степени деформации максимальные значения напряжений также возрастают. Участки краев полосы, находящиеся под воздействием растягивающих напряжений, уменьшаются, растягивающие напряжения все более концентрируются у краев полосы. Максимальные их значения значительно возрастают. Область сжимающих напряжений с увеличением степени деформации увеличивается, но максимальные значения их меняются незначительно, перемещаясь с центра полосы к ее краям.

3. С увеличением ширины полосы максимальные напряжения сильно возрастают, распределение их по сечению делается более сложным. В широких полосах образуется несколько участков с растягивающими и сжимающими напряжениями.

Края полосы в широких полосах и листах находятся под воздействием особенно сильных растягивающих напряжений, что часто приводит на практике к их разрывам.

4. Величина напряжений в основном зависит не от общей степени деформации, а от величины обжатия за пропуск. При одном и том же суммарном обжатии, но в разное число пропусков (прокатка в одном и том же направлении) максимальные напряжения тем больше, чем в меньшее число пропусков эта деформация совершена.

5. Пространственное распределение напряжений по сечению полосы дает возможность ясно представить картину истечения металла при прокатке. При небольших степенях обжатия (при обжатии за один пропуск) максимальные растягивающие и сжимающие напряжения сначала возрастают вглубь (по толщине полосы) до некоторого слоя, затем уменьшаются к центру полосы. С увеличением деформации этот слой с максимальными растягивающими напряжениями все более удаляется от поверхности, и при больших обжатиях (для железа 1,6) максимальные растягивающие напряжения оказываются в центре толщины полосы. Распределение их по сечению делается более равномерным. Это значит, что металл при этих обжатиях полностью «прорабатывается». При деформации за несколько пропусков с увеличением общей деформации максимальные растягивающие напряжения возрастают, но вместе с тем возрастает и неравно-

мерность напряжений по сечению. Слой с максимальными напряжениями находится примерно на $\frac{1}{4}$ толщины полосы, и с возрастанием деформации своего положения почти не меняют. Явления критического интервала нами на наблюдалось. Авторы, обнаружившие этот интервал, в своих работах не сообщают, каким образом производилась прокатка. Замечание о том, что этот «критический интервал» напряжений обнаруживался лишь при сравнительно небольшом снятом слое и с увеличением этого слоя максимум напряжений постепенно пропадает, говорит не о существовании «критического интервала», а только подтверждает наши выводы о том, что с увеличением обжатия распределение напряжений по сечению меняется.

6. При малых степенях деформации полосы, *прокатанной по системе квадрат—ромб или ромб—ромб и небольших углах у ромбических калибров, поверхность краев полосы у разьема валков находится под воздействием сильных растягивающих напряжений, а поверхность полосы у вершины калибра — под воздействием сжимающих. Сердцевина полосы растянута. С увеличением коэффициента вытяжки эта картина распределения напряжения по сечению в основном не меняется, но делается более равномерной. Растягивающие напряжения в сердцевине полосы при небольших коэффициентах вытяжки, с увеличением коэффициентов вытяжки, сначала быстро уменьшаются, затем меняют знак на обратный, и при больших коэффициентах вытяжки сердцевина полосы находится под воздействием сжимающих напряжений. Уменьшение максимальных напряжений с возрастанием коэффициентов вытяжки в этих калибрах (при неравномерном обжатии полосы по сечению) может быть объяснено «непроработкой» металла в этих калибрах при малых деформациях, благодаря чему получают местные деформации.

Появление растягивающих напряжений в сердцевине полосы (при небольших коэффициентах вытяжки) противоречит обычному взгляду на процесс обжатия в этих калибрах. Причину их появления надо искать в «непрямом давлении» и в разности окружных скоростей по стороне ручья калибра.

7. Увеличение коэффициентов вытяжки за пропуск как в системе квадрат—ромб, так и в системе ромб—ромб будет положительно влиять на внутреннее состояние металла и уменьшать неравномерность деформации по сечению полосы. Поверхность полосы при больших деформациях будет значительно меньше напряжена. Влияние разности окружных скоростей диаметров калибра по его стенкам с увеличением обжатия, благодаря большим перемещениям металла, также будет уменьшаться.

8. При калибровке выбор углов у вершины калибров должен быть согласован с коэффициентом вытяжки. Калибры с большим углом у вершины при небольших коэффициентах вытяжки плохо «прорабатывают» металл, деформация металла по сечению полосы получается очень неравномерной. На поверхности полосы возникают сильные растягивающие и сжимающие напряжения.

Конфигурация выходящей из калибра полосы при этих условиях

получается такой, что при задаче в последующий калибр она плохо держится в ручье. Условия прокатки в этих калибрах улучшаются при больших коэффициентах вытяжки.

9. При одном и том же суммарном обжатии при прокатке в один пропуск твердость и временное сопротивление получаются значительно большими, чем при прокатке в несколько пропусков. Удлинение и сужение поперечного сечения, наоборот, при прокатке в один пропуск получаются меньшими, чем при прокатке в несколько пропусков.

10. Изучение микроструктуры железа при одной и той же общей степени деформации, но прокатанного в один и в несколько пропусков, ясных указаний на разницу в микроструктуре не дало. С некоторой осторожностью можно было бы говорить о более мелкой структуре при обжатии в один пропуск. Подсчеты количества зерен этот вывод подтверждают.

11. Показатель уширения $\frac{\Delta b}{\Delta h}$ при одном и том же суммарном обжатии в очень большой степени зависит от количества пропусков, в которое произведено это обжатие.

С ростом степени деформации показатель уширения при получении этого обжатия за один пропуск сильно возрастает, а при деформации за несколько пропусков незначительно уменьшается.

При обжатии $\frac{h}{h_1} = 1,8-2,0$ -и деформации за один пропуск показатель уширения в два и даже в три раза больше, чем при деформации в несколько пропусков.

12. При значительном увеличении коэффициентов вытяжки за пропуск вытяжной ряд ромбических калибров должен быть построен так, чтобы просторы для уширения были в два-три раза увеличены по сравнению с тем, как их обычно строят в «неразваленных» калибрах. В противном случае неизбежно образование заусенцев и в связи с этим ухудшение качества проката.

ЛИТЕРАТУРА

1. С. Филимонов, Уральская металлургия № 12, 1935, стр. 30—35.
2. И. Бранкин и С. Иоффиц, «Сталь» № 4—5, 1933 г.
3. K ö r b e r u. M e h o u a r, Mitt. K. W. I. f. Eisenforsch., Abh. 227 1935 г.
4. K. Handa and T. Hirone, Sei. Rep. Tohoku Univ. 25 (1936), № 4, стр. 713—725.
5. Н. В. Калакуцкий, Исследование внутренних напряжений в чугунах и сталях. Спб. 1887 г.
6. E. Heyn u. O. Bauer. Intern. Z. S. f. Metallogr. 1 (1911). S. 16.
7. G. Sachs, V. D. I. 71 (1927) S. 1511 (Metallwirtsch. 8 (1929), S. 343.
8. Crampton. Trans. Am. Inst. Min. Met. Eng. Inst. Met. Division, 1930, S. 233.
9. Ostermann, Metallwirtsch. 10 (1931) S. 329.
10. A. Kressek, Z. S. f. Met. 23 (1931) S. 178.
11. W. Linicus u. G. Sachs, Mitt. Mat. Prüf.-Anst., Sonderheft 16 (1931) S. 38. Metallwirtsch. 11 (1932) S. 395.
12. Grimston. J. Inst. Met. 1928, № 1, S. 255.

13. Н. Давиденков и В. Бугаков, Вестн. Металлопром. № 2, 1931 г.
14. Н. Bühler, H. Buchholtz u. E. Schultze, Arch. f. d. Eisenhütt. 5 (1931/32) S. 413.
15. Н. Bühler u. H. Buchholtz, Arch. f. d. Eisenhütt. 6 (1932/33) S. 335.
16. Н. Bühler u. E. Scheil, Arch. f. d. Eisenhütt. 5 (1932/33) S. 283.
17. H. Moore, S. Beckinsale a. G. Mallinson, J. Inst. Met. 23 (1920) S. 225; 25 (1921) S. 35; 27 (1922); S. 149; 29 (1923) S. 285.
18. G. Masing, Z. S. f. Met. 16 (1924) S. 257 u. 301.
19. R. Anderson a. E. Fahlmann, J. Inst. Met. 32 (1924) S. 367.
20. Н. Давиденков и М. Якутович, Журн. прикл. физ., том V, вып. дополнит. 1929 г.
21. Н. Давиденков и В. Бугаков, Вестн. Металлопром. № 2, 1931 г.
22. Н. Давиденков и Ф. Витман, Вестн. Металлопром. № 7, 1931.
23. Н. Bühler u. Buchholtz, Arch. f. d. Eisenhütt. 6 (1932/33) S. 247.
24. R. Mailänder, St. u. Eisen (1931). 51. S. 662.
25. Н. Bühler u. Buchholtz, Arch. f. d. Eisenhütt. 6 (1932/33) S. 253.
26. Geiss u. von Liempp, Z. S. f. anorg. Chemie. Bd 133. 1924. S. 107—112.
27. Köster, Z. anorg. Chemie. Bd. 154. S. 197—208.
28. Masing, Z. Metallkunde. Bd. 16, 1924. S. 257—264.
29. В. С. Бугаков, Журнал тех. физ., 1932 г., том II, вып. II, стр. 173—189.
30. W. Linicus u. G. Sachs, Mitt. Mat. Prüf. Anst. Sonderheft 16 (1931) S. 38. Metallwirtsch. 11 (1932) S. 395.
31. Goerens, Zeitschrift für Physik 1930. Bd. 64. S. 344—358. St. u. Eisen. 1913 № 33, стр. 438.
32. Alkins, I. of. the Inst. of. Metals, vol XX, 1918 г.
33. Ellis, I. of. the Inst. of. Metals, vol XXI, 1919 г.
34. Romp, Mitt. K. W. I. f. Eisenforsch. 10 (1928) S. 301.
35. Н. Давиденков и В. Бугаков, Вестн. Металлопром. № 2—3, 1931 г.
36. M. Masima u. G. Sachs, Z. f. Physik 56 (1929).
37. Mathewson, Twinning in Metals.
38. Tammann u. A. Heinzl, Z. f. anorg. Chemie. 167 (1927).
39. W. Lueg, St. u. Eisen, 1933 г., 6 апреля.
40. В. Н. Рудбах и Я. Х. Сарган, Прокатка и тепловая обработка стали. ОНТИ 1936 г., стр. 3—32.
41. Н. Мещ, Горячая прокатка и калибровка валков, ОНТИ, 1937 г.

СОДЕРЖАНИЕ

	Стр.
В. П. Северденко. Влияние внешнего трения на деформацию металла при прокатке	3
Н. М. Федосов. Пластичность стали при прокатке в горячем состоянии	63
Я. Х. Сартан. Зависимость уширения стали при прокатке от наклепа	96
Г. В. Логинов. Законы калибровки черновых фасонных профилей	144
П. И. Полухин. Свойства ромбических калибров	179
А. К. Огилько. Напряжения в прокатанной полосе	215

Редактор Е. А. Воржю.

Техн. редактор И. М. Зудакин.

Сдано в набор 10/XI 1939 г. Подп. к печ. 4/III—1940 г. Индекс 5-4. Тираж 2000. Печ. листов 16¹/₂. Формат бум. 60×92¹/₂. Уполн. Главинта А-25739. Учетн. авт. л. 18,86
Учетн. № 3118. Заказ № 1108.

Типография Оборонгиза, Киев, Крещатик, 42.