

МЕТОД РАСЧЕТА И ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ВАЛКОВ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ

(Самарский государственный аэрокосмический университет)

Температурный режим поверхностного слоя валков горячей прокатки алюминиевых сплавов определяет как качество горячекатаных полуфабрикатов (плит, полос и рулонов), так и срок службы валков и зависит от целого ряда технологических параметров процесса прокатки и условий охлаждения валков.

В процессе прокатки поверхностный слой рабочих валков прокатного стана подвергается циклическому нагреву в контактной зоне и последующему эмульсионному охлаждению при выходе из контакта на каждом обороте вала. Амплитуда колебаний температуры в течение оборота с удалением от поверхности вала интенсивно уменьшается, и на некоторой глубине становится равной нулю. В более глубоких слоях она при длительной прокатке монотонно возрастает. В паузах между пропусками полос охлаждение эмульсией приводит к снижению температуры как в поверхностном слое, так и в более глубоких слоях вала.

Детальное систематическое исследование температурного поля активного поверхностного слоя, а так же глубинных слоев вала экспериментальными методами трудно осуществимо. Поэтому в данной работе, используя общие подходы к решению подобных задач [1,2], приводятся расчетные методы и их результаты применительно к реальным режимам эксплуатации валков горячей прокатки алюминиевых сплавов многоклетьевого стана 2800 [7].

Используя аддитивные свойства интегралов уравнения теплопроводности, температурное поле в валке рассматривается как сумма температурных полей от отдельных тепловых потоков. Результирующую температуру в момент контакта вала с горячим металлом обозначим через t' , а при отсутствии контакта через $t = t'' - t'''$, где t'' - температура, обусловленная потоком тепла в массу вала, накопленного тонким его поверхностным слоем в очаге деформации, t''' - температура, обусловленная потоком тепла с поверхности вала при его эмульсионном охлаждении. В расчетах температурных полей используются следующие общепринятые обозначения:

- λ - коэффициент теплопроводности
- a - коэффициент температуропроводности
- ρ - плотность тела
- c - удельная теплоемкость
- k - коэффициент теплопередачи ($вт/м^2град$)
- x - расстояние от поверхности (м)
- t_c - время контакта (сек)
- V - скорость прокатки (м/сек)

Составляющая t''_0 для поверхности вала рассчитывается через коэффициент теплоусвоения идеально контактирующих тел m и функцию передачи тепла от полосы к валку через тонкую пленку эмульсии G по формуле [1].

$$t''_n = t_c + \frac{m}{m+1} G (t_{max} - t_c).$$

$$m = \sqrt{\frac{(\lambda G \rho)_{max}}{(\lambda c \rho)_{min}}}$$

$$G = 1 - \exp\left(-\frac{\kappa^2 n_{max} \tau_c}{\lambda^2_{max}}\right) \operatorname{erfc}\left(\frac{\kappa \sqrt{a_{max} \tau_c}}{\lambda_{max}}\right).$$

индекс «пол» - относится к прокатываемой полосе, а «вал» - к телу валька.

Усреднив теплофизические свойства алюминиевых сплавов и валковых сталей и приняв время контакта $\tau_c = 0,08 + 0,01 \sigma$; $\kappa = 50 \cdot 10^4 \text{ вт/м}^2 \cdot \text{град}$ при $\delta = 1-2 \text{ мкм}$ [1],

получим $m = 2,077$, $m/(m+1) = 0,675$, $G \approx 0,96$, $h = \frac{Gm}{m+1} = 0,65$. Применительно к непрерывному процессу прокатки под t_0 будем понимать температуру поверхности валька перед входом в очаг деформации. Тогда для любого числа оборотов валька n получим

$$t''_{n(\sigma)} = ht_0 + (1-h)t''_{n(n-1)}. \quad (1)$$

При вычислении составляющей t'' момент окончания нагрева поверхности от контакта с полосой $\tau = \tau_c$ рассматривается как начальный момент распространения тепла вглубь валька от мгновенного плоского источника, интенсивность которого согласно [2,3] равна:

$$q = 2 \sqrt{\frac{\lambda c \rho}{\pi}} (t''_n - t_n) \sqrt{\tau_c}.$$

Процесс распространения тепла от такого однократно действующего источника при нулевой начальной температуре в теории теплопроводности описывается формулой [3]

$$t'' = \frac{q}{\sqrt{\pi \lambda c \rho (\tau + \Delta \tau)}} \exp\left(-\frac{x^2}{4a(\tau + \Delta \tau)}\right).$$

Тогда

$$t'' = \frac{2}{\pi} \sqrt{\frac{\tau_c}{\tau + \Delta \tau}} (t''_n - t_n) \exp\left(-\frac{x^2}{4a(\tau + \Delta \tau)}\right),$$

а величина $\Delta \tau$ находится из условия $t''_n = t''_n$ при $\tau = 0$. Выразив время через число оборотов $\tau = \tau_{об} \cdot n = \pi D_s / V$ для случая однократного контакта валька с металлом на первом обороте, получим температуру от потока тепла на глубине x

$$t''_x = A \frac{(t''_{n(1)} - t''_{n(0)})}{\sqrt{n + A^2}} \exp\left(-\frac{\beta}{n + A^2}\right), \quad (2)$$

где

$$\beta = \frac{x^2}{4a\tau_{об}} = \frac{x^2 V}{4a\pi D_s}, \quad A = \frac{2}{\pi} \sqrt{\frac{\tau_c}{\tau_{об}}} = 0,302 \sqrt{\frac{\Delta h}{D_s}}$$

$\tau_{об}$ - продолжительность одного оборота валька;

Δh - абсолютное обжатие в данном проходе.

Для поверхности вала при $x = 0$,

$$t''_n = A \frac{(t''_{n(0)} - t''_{n(\infty)})}{\sqrt{n + A^2}} \quad (3)$$

Отрицательный тепловой поток $q_{эм}$, обусловленный охлаждением эмульсией, имеющей температуру $t_{эм}$, будем считать постоянным и равным значениям [3]:

$$q_{эм} = \alpha [\bar{t}_n - (t_{эм} - t_n)] \quad (4)$$

Температурное поле, обусловленное этим потоком, описывается формулой [2]

$$t'' = \frac{2q_{эм}\sqrt{\tau}}{\sqrt{\pi\lambda_{ср}}} F\left(\frac{x}{2\sqrt{a\tau}}\right) \quad (5)$$

где

$$F\left(\frac{x}{2\sqrt{a\tau}}\right) = \exp\left(\frac{x^2}{4a\tau}\right) - \sqrt{\pi} \frac{x^2}{2\sqrt{a\tau}} \left(1 - \operatorname{erf}\frac{x}{2\sqrt{a\tau}}\right),$$

$\operatorname{erf}\frac{x}{2\sqrt{a\tau}}$ - табулируемая функция интеграла вероятности,

\bar{t}_n - средняя интегральная результирующая температура поверхности вала.

$$\bar{t}_n = \kappa_1 (t''_n - t''_n'')$$

κ_1 - коэффициент осреднения, равный $\kappa_1 = 1,05 - 1,10$.

Совместное решение уравнений (4) и (5) при $x = 0$ дает выражение:

$$t''_n = \frac{2\alpha\kappa\sqrt{\tau}}{\sqrt{\pi\lambda_{ср}} \left(1 + \frac{2\alpha\kappa\sqrt{\tau}}{\sqrt{\pi\lambda_{ср}}}\right)} \left(t''_n - \frac{t_{эм} - t_n}{\kappa}\right)$$

Результирующая температура поверхности (без начальной температуры t_n) от единичного теплового источника q и охлаждения эмульсией $q_{эм}$ будет равна:

$$t_n = t''_n - t''_n'' = \frac{1}{1 + \frac{2\alpha\kappa\sqrt{\tau}}{\sqrt{\pi\lambda_{ср}}}} t''_n'' + \frac{2\alpha\kappa\sqrt{\tau}}{\sqrt{\pi\lambda_{ср}} \left(1 + \frac{2\alpha\kappa\sqrt{\tau}}{\sqrt{\pi\lambda_{ср}}}\right)} \frac{t_{эм} - t_n}{\kappa}$$

Выразив время τ через число оборотов n и обозначив

$$\frac{2\alpha\kappa\sqrt{\pi D_s}}{\sqrt{\pi\lambda_{ср}}\sqrt{V}} = N, \quad \frac{t_{эм} - t_n}{\kappa} = t_{э-н}$$

с учетом уравнения (3), получим

$$t_n = A \frac{(t'_{n,(k)} - t_{n,(k)})}{\sqrt{n^2 + A^2(1 + H\sqrt{n})}} + \frac{H\sqrt{n}}{1 + H\sqrt{n}} t_{n-H} \quad (6)$$

В реальном процессе прокатки источник q действует многократно т.е. при каждом обороте вала. Поэтому первый член в формуле (6) должен быть представлен многочленом, в котором каждое слагаемое k пропорционально температурным напорам $(t'_{n,(k)} - t_{n,(k-1)})$, длительность действия которых последовательно уменьшается за время одного оборота. Полная (с учетом начальной) результирующая температура поверхности вала перед входом в очаг деформации применительно к любому полному числу оборотов $n = 1, 2, 3, \dots$ выразится формулой:

$$t_{n,(n)} = A \sum_{k=1}^n [(t'_{n,(k)} - t_{n,(k-1)}) D_{z(n-k+1)}] + t_{z-H} \frac{H\sqrt{n}}{1 + H\sqrt{n}} + t_H \quad (7)$$

где

$$D_{z(n-k+1)} = \frac{1}{\sqrt{n-k+1 + A^2(1 + H\sqrt{n-k+1})}} \quad (8)$$

После аналогичных преобразований температура на глубине x перед входом в очаг деформации выразится формулой:

$$t_{x,(n)} = A \sum_{k=1}^n [(t'_{n,(k)} - t_{n,(k-1)}) D_{z(n-k+1)}] + t_{z-H} \frac{H\sqrt{n} \cdot F_{(n)}}{1 + H\sqrt{n}} + t_H \quad (9)$$

здесь

$$D_{z(n-k+1)} = [\exp(-y^2) + \sqrt{\pi} WH(1 - \operatorname{erf} y)] D_{(n-k+1)}; \quad (10)$$

$$F_{(n-k+1)} = \exp(-y^2) - \sqrt{\pi} y(1 - \operatorname{erf} y); \quad (11)$$

$$W = \frac{x\sqrt{V}}{2\sqrt{\alpha\pi} D_s}, \quad W = 0,6218\sqrt{V} \quad \text{при} \quad x = 5 \text{ мм},$$

$$H = \frac{2\alpha\kappa\sqrt{\pi} D_s}{\sqrt{\pi}\lambda c\rho V}, \quad H = \frac{0,000155\alpha}{\sqrt{V}} \quad \text{при} \quad D_s = 650 \text{ мм}; \quad (12)$$

$$y = \frac{W}{\sqrt{n-k+1}} \quad (13)$$

Процесс прокатки каждой полосы $N = 1, 2, 3, \dots$ состоит из рабочих циклов длительностью \bar{n}_p и пауз длительностью \bar{n}_m . В паузах тепловые источники q не действуют, поэтому при

$$(\bar{n}_p + \bar{n}_m)N - \bar{n}_m + 1 \leq n < (\bar{n}_p + \bar{n}_m)N$$

принимается

$$t'_{n,(n)} = t_{n,(n-1)} \quad (14)$$

Тогда слагаемые сумм в формулах (7) и (9), соответствующие номерам оборотов в паузах, будут выпадать, так как для них

$$(t'_{n,(n)} - t_{n,(n-1)}) = 0$$

Для любого угла поворота вала относительно точки выхода из контакта с металлом (ω) в приведенных формулах вместо n следует принимать $n-1 + \frac{\omega}{360^\circ}$.

Формулы (7) и (9) справедливы для среднего сечения вала при прокатке широких полос или листов, когда тепловым потоком вдоль оси вала можно пренебречь. В сечениях близких к кромке проката с учетом продольного теплового потока в часть вала, не контактирующую с металлом, но охлаждаемую эмульсией, величина t_{II} в каждом проходе составит:

$$t_{n,(n)} = A \sum_{k=1}^n \left[(t'_{n,(k)} - t_{n,(k-1)}) D_{(n-k+1)} R_{(n-k+1)} \right] + t_{3-H} \frac{H\sqrt{n}}{1+H\sqrt{n}} R_{(n)} + t_H, \quad (15)$$

$$t_{z,(n)} = A \sum_{k=1}^n \left[(t'_{n,(k)} - t_{n,(k-1)}) D_{z,(n-k+1)} R_{(n-k+1)} \right] + t_{3-H} \frac{H\sqrt{n}}{1+H\sqrt{n}} F_{(n)} R_{(n)} + t_H, \quad (16)$$

где

$$R_{(n-k+1)} = 0,5 + 0,5 \operatorname{erf} \frac{0,2z\sqrt{W}}{\sqrt{n-k+1}}, \quad (17)$$

z - расстояние от кромки листа до данного сечения, мм.

Для расчета температур по выведенным формулам для заданного числа оборотов n в силу их рекуррентности необходим предварительный последовательный расчет температур для всех предыдущих значений n . В развертке сумм формул (7) и (9) комплекс $(n-k+1)$ меняется от n для первого члена суммы ($k=1$) до 1 для последнего члена ($k=n$). На первый взгляд кажется, что расчет по этим формулам требует значительного объема вычислений, связанных с определением всех (от $k=1$ до $k=n$) значений коэффициентов D , D_z и F при каждом новом обороте n . Фактически, при данном n из всех значений $D_{(n-k+1)}$, $D_{z,(n-k+1)}$ и $F_{(n-k+1)}$ вновь требуется рассчитать только $D_{(n)}$, $D_{z,(n)}$ и $F_{(n)}$, так как остальные вычисляются ранее при последовательном расчете температур для меньших значений n . С учетом этого положения разработана программа расчета температурного поля в поверхностном слое вала на ЭВМ. Расчеты выполнялись применительно к пятой и седьмой клеткам непрерывной группы листопрокатного стана 2800. В расчетах принимались $D_c = 640$ мм, $t_{\text{нов}} = 400^\circ \text{C}$, $t_{\text{эф}} = 67^\circ \text{C}$, $t_H = 60^\circ \text{C}$.

Вследствие циклического нагрева от контакта с прокатываемой полосой на дуге захвата и последующего эмульсионного охлаждения поверхности, а также наличия пауз между пропусками полос, изменение температуры в точках поверхностного слоя рабочего вала носит сложный характер. Немонотонное изменение температуры в течение одного оборота с быстро затухающей амплитудой колебания при удалении от поверхности вала приведено на рис. 1. Расчеты значений температур в зависимости от угла поворота вала показали, что такой характер изменения температуры при прокатке по различным режимам распространяется примерно до глубины $x = 5$ мм (активный слой). На этой глубине и в более отдаленных точках (тепловое ядро) в рабочих циклах прокатки температура монотонно возрастает с каждым оборотом вала. Рассчитанная по этой методике температура t , на данной глубине может быть использована в качестве граничного условия для расчета температурного поля в теплоемком ядре более простыми известными методами.

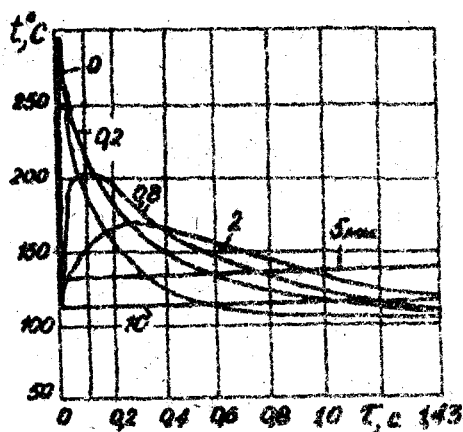


Рис. 1. Изменение температуры в поверхностном слое вала \varnothing 840 мм в течение одного (шестого) оборота при прокатке второй полосы по режиму: $\Delta h = 17$ мм, $V = 1,4$ м/с; $\alpha = 9,700$ Вт/(м²·°С), $\bar{n}_p = 85$; $\bar{n}_m = 15$.

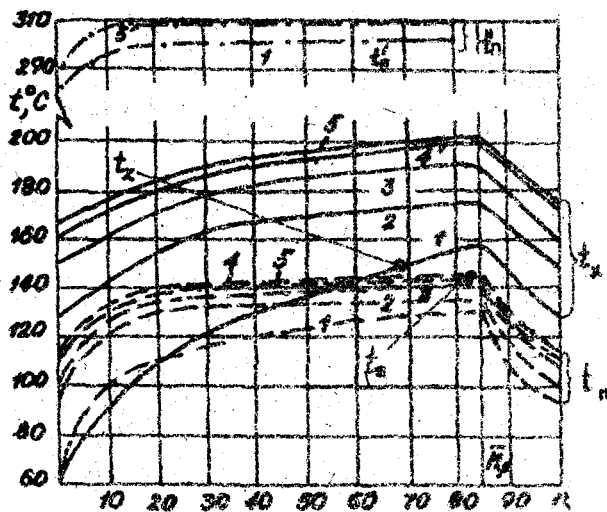


Рис. 2. Зависимость температур поверхности вала \varnothing 840 мм на выходе (t_{11}) входе (t_{12}) в шаг деформации и на глубине 5 мм (t_1) от числа оборотов, (n) при прокатке полос $N = 1,2 \dots 5$ по режиму: $\Delta h = 17$ мм, $V = 1,4$ м/с; $\bar{n}_p = 85$, $\bar{n}_m = 15$, $\alpha = 7500$ Вт/(м²·°С).

Дальнейшие расчеты производились для целочисленных значений n с определением температур поверхности на входе в очаг деформации (t_{D}), при выходе из него (t_{D}') и температуры на глубине 5 мм (t_x). Они показали, что с увеличением числа оборотов n значения указанных температур в рабочих циклах прокатки непрерывно возрастают, но с затухающей скоростью. Во время пауз значения t_{D} и t_x снижаются также с замедляющейся скоростью постепенно приближаясь к $t_{эм}$, но из-за их кратковременности далеко не достигая ее (рис. 2). При этом следует иметь в виду, что температура поверхности на каждом обороте циклирует между двумя соответствующими пунктирными линиями, что на рис. 2 не показано.

В процессе непрерывной прокатки полос $N = 1, 2, 3, \dots$ со сравнительно короткими паузами между их пропусками через валки, как видно из рис. 2, кривые изменения температур t_{D} , t_x , t_{D}' от числа оборотов n располагаются одна над другой с нарастанием N , постепенно сближаясь, но не сливаясь полностью. Однако, учитывая погрешность в выборе значений исходных параметров для расчета и требуемую в практике точность в определении температур порядка $5-10^\circ\text{C}$, можно считать, что после прокатки 4+5 полос в активной зоне рабочего валка устанавливается квазистационарный температурный режим. К аналогичным выводам пришли авторы работы [2], экспериментально изучавшие тепловой режим работы валков. Установившийся температурный режим в тепловом ядре устанавливается значительно позднее.

Наибольший практический интерес представляют значения температур поверхности и на глубине 5 мм для начала прокатки (конца пауз) ($t_{D}, \bar{n}_m, t_x, \bar{n}_m$) и конца прокатки полос ($t_{D}', \bar{n}_p, t_x, \bar{n}_p$) в квазистационарном режиме, наступление которого в дальнейших расчетах принято при прокатке пятой полосы. Для исследования влияния режимов прокатки и охлаждения на значения этих температур проведен расчет 24 вариантов температурного поля поверхностного активного слоя (табл. 1). Расчеты показали, что на тепловой режим активного слоя оказывает влияние большое число параметров: абсолютное обжатие Δh , скорость прокатки V , интенсивность эмulsionного охлаждения, характеризуемая коэффициентом теплоотдачи α , длина прокатанной полосы выраженная числом рабочих оборотов валка \bar{n}_p , длительность пауз \bar{T}_m , представленная в расчетах числом оборотов валка в паузах $\bar{n}_m = \frac{V \bar{T}_m}{\pi D}$. Влияние других параметров режима ($t_{эм}, t_{эм}', t_{D}$) не исследовалось, так как диапазон их изменения незначителен, и они принимались постоянными.

Наибольшее влияние на значения указанных температур оказывает абсолютное обжатие и скорость прокатки. Эта зависимость представлена графически на рис. 3, который построен по данным расчета температур по разработанной методике при постоянных базовых значениях других параметров режима: $\bar{n}_p = 85$, $\bar{T}_m = 20$, $\alpha = 7500 \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{град)}$. Зависимость $t_{j,n}$ где $j = D, x$, $n = \bar{n}_p, \bar{n}_m$, от $\Delta h = 0,302 \sqrt{\frac{\Delta h}{D}}$ при $V = \text{const}$ в исследованном диапазоне изменения Δh практически линейная, а от скорости V имеет более сложный характер.

Таблица 1

Расчетные параметры режимов прокатки и охлаждения рабочего вала $D_0 = 640 \text{ мм}$ и установившиеся температуры поверхности (числитель) и на глубине 5 мм (знаменатель) при температурах прокатываемой полосы 400°C , охладителя 67°C и вала перед прокаткой 60°C .

№ режима	Параметры режима						Температуры	
	$\frac{\Delta t, \text{мм}}{A}$	$V, \frac{\text{м}}{\text{с}}$	$\alpha, \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2 \text{К}}$	H	$\frac{L, \text{м}}{R}$	$\frac{\Gamma_{\text{нз}}}{\Pi_{\text{нз}}}$	в конце проката рулонов	в конце пауз
1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	$\frac{7}{0,098}$	1,4	7500	0,989	$\frac{170}{35}$	$\frac{21}{15}$	$\frac{146}{190}$	$\frac{111}{157}$
2	$\frac{17}{0,122}$	"	"	"	"	"	$\frac{161}{211}$	$\frac{120}{175}$
3	$\frac{3}{0,079}$	"	"	"	"	"	$\frac{134}{170}$	$\frac{104}{144}$
4	$\frac{7}{0,098}$	0,85	"	1,269	"	$\frac{23}{10}$	$\frac{134}{182}$	$\frac{108}{152}$
5	$\frac{17}{0,122}$	"	"	"	"	"	$\frac{148}{203}$	$\frac{115}{168}$
6	$\frac{7}{0,098}$	2	"	0,827	"	$\frac{20}{20}$	$\frac{154}{198}$	$\frac{113}{160}$
7	$\frac{3}{0,079}$	"	"	"	"	"	$\frac{141}{177}$	$\frac{104}{145}$
8	$\frac{3}{0,079}$	3	"	0,675	"	$\frac{20}{30}$	$\frac{150}{184}$	$\frac{107}{147}$
9	$\frac{1}{0,060}$	3	"	"	"	"	$\frac{136}{163}$	$\frac{100}{133}$
10	$\frac{7}{0,098}$	1,4	"	0,989	"	$\frac{14}{10}$	$\frac{147}{191}$	$\frac{115}{167}$
11	"	"	"	"	"	$\frac{43}{30}$	$\frac{145}{185}$	$\frac{102}{139}$
12	$\frac{3}{0,079}$	3	"	0,675	"	$\frac{10}{15}$	$\frac{151}{186}$	$\frac{113}{158}$
13	"	"	"	"	"	$\frac{40}{60}$	$\frac{148}{183}$	$\frac{99}{133}$
14	$\frac{3}{0,079}$	3	7500	0,675	$\frac{380}{190}$	$\frac{20}{30}$	$\frac{155}{194}$	$\frac{107}{149}$
15	"	"	"	"	$\frac{90}{45}$	"	$\frac{143}{170}$	$\frac{106}{145}$

1	2	3	4	5	6	7	8	9
16	$\frac{17}{0,122}$	1,4	"	0,989	$\frac{380}{190}$	$\frac{21}{15}$	$\frac{166}{223}$	$\frac{120}{176}$
17	"	"	"	"	$\frac{90}{45}$	"	$\frac{153}{184}$	$\frac{119}{173}$
18	$\frac{17}{0,122}$	1,4	9700	1,476	$\frac{170}{85}$	$\frac{21}{15}$	$\frac{147}{201}$	$\frac{111}{170}$
19	"	"	5800	0,882	"	"	$\frac{176}{220}$	$\frac{131}{180}$
20	$\frac{3}{0,079}$	2	9700	1,235	"	$\frac{20}{20}$	$\frac{130}{169}$	$\frac{98}{141}$
21	"	"	5800	0,738	"	"	$\frac{153}{185}$	$\frac{108}{149}$
22	$\frac{7}{0,098}$	1,0	7500	1,17	$\frac{60}{30}$	$\frac{40}{20}$	$\frac{135}{175}$	$\frac{100}{136}$
23	"	"	9700	1,50	"	"	$\frac{126}{166}$	$\frac{135}{175}$
24	"	"	12000	1,85	"	"	$\frac{121}{161}$	$\frac{91}{130}$

Раздельное влияние каждого из трех остальных параметров $i = \bar{n}_p, \bar{v}_m, \alpha$ на температуры $t_{j,n}(i)$ оценивалось коэффициентами $K_{j,n}(i)$, рассчитываемыми по формуле:

$$K_{j,n}(i) = \frac{t_{j,n}(i) - t_{3M}}{t_{j,n}(i^*) - t_{3M}} \quad (16)$$

в которой значения $t_{j,n}(i)$ определялись из температурного поля, рассчитанного для двух других, отличных от базового, значений параметров i . При этом для каждого нового значения i расчет температур $t_{j,n}(i)$ производился для двух - трех вариантов режима (сочетаниях основных параметров Δh и V), для которых величина $t_{j,n}(i^*)$ известна для базового значения i^* и выбирается по графику (рис.3). Рассчитанные таким образом два-три $K_{j,n}(i)$ для каждого конкретного значения i практически (с точностью до 3 %) совпадали. Рассчитано также несколько вариантов режима одновременно с двумя новыми значениями i , отличными от базовых i^* . Оказалось, что эффект полярного влияния параметров i на $K_{j,n}(i)$ незначителен (2-3 %) и им можно пренебречь, а совместное их влияние определять произведением значений коэффициентов $K_{j,n}(i)$ для соответствующих i , каждое из которых является однопараметрическим. Следует также отметить, что длительность рабочих циклов \bar{n}_p практически не влияет на температуры $t_{п,\bar{n}_p}$ и t_{x,\bar{n}_p} в конце пауз, аддитивность пауз \bar{v}_m (в диапазоне от 15 до 50 с) - на температуры $t_{п,\bar{v}_m}$, t_{x,\bar{v}_m} в конце рабочих циклов прокатки полос. В то же время интенсивность эмульсионного охлаждения α влияет на температуры как в конце прокатки, так и в конце пауз, причем более значительно на температуры поверхности вала.

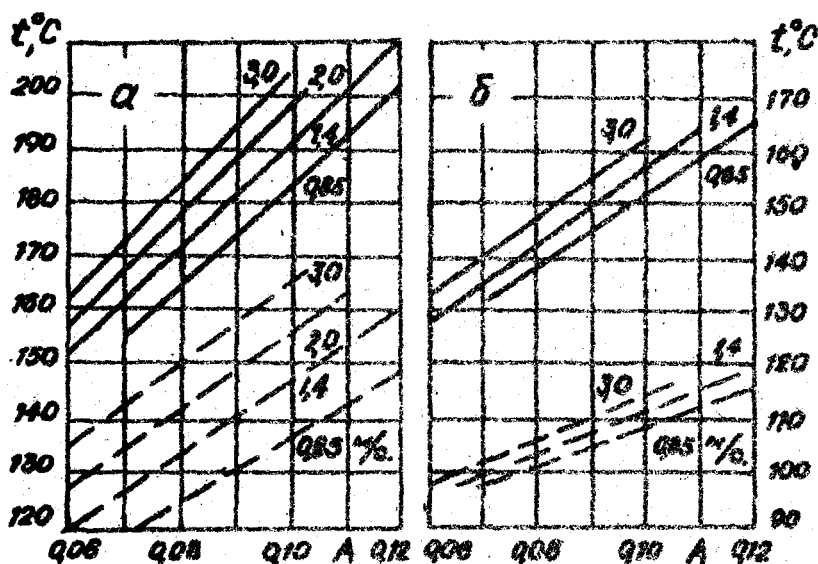


Рис. 3. Зависимость установившихся температур поверхности (---) и на глубине 5 мм (—) валка \varnothing 640 мм в конце прокатки полос при $\bar{n}_p = 85$ (а) и в конце паузы длиной $\bar{t}_m = 20$ с (б) от коэффициента обжатия $A = 0,302 \sqrt{\frac{\Delta h}{D_s}}$ и скорости прокатки V (цифры у кривых) для $t_{max} = 400^\circ\text{C}$, $t_H = 60^\circ\text{C}$, $t_{эм} = 67^\circ\text{C}$, $\alpha = 7500 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{град})$.

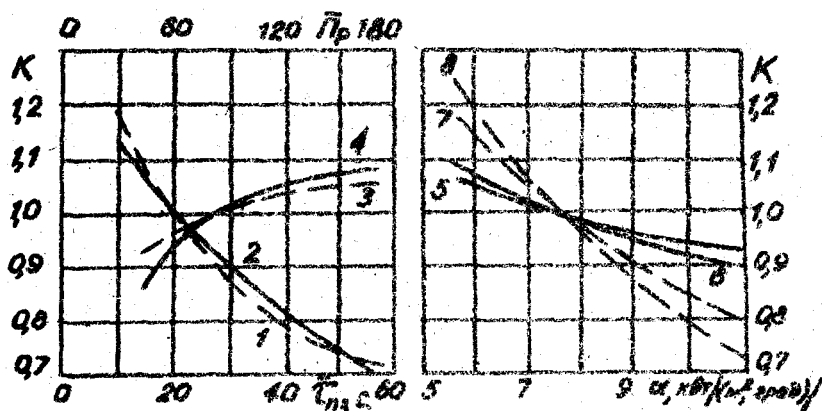


Рис. 4. Зависимость коэффициентов в формуле (16) от параметров режима прокатки и охлаждения:

- 1 - $K_{n, \bar{n}_p}(\bar{t}_m)$, 2 - $K_{x, \bar{n}_p}(\bar{t}_m)$, 3 - $K_{n, \bar{n}_p}(\bar{n}_p)$, 4 - $K_{x, \bar{n}_p}(\bar{n}_p)$,
 5 - $K_{n, \bar{n}_p}(\alpha)$, 6 - $K_{x, \bar{n}_p}(\alpha)$, 7 - $K_{n, \bar{n}_p}(\alpha)$, 8 - $K_{n, \bar{n}_p}(\alpha)$.

Графики зависимости коэффициентов $K_{i,n}$ от параметров i представлены на рис. 4. Используя их совместно с графиками на рис. 3, можно, не прибегая к расчету по формулам (1), (5), (7), определять значения искомых температур из формулы (16) при квазиустановившемся режиме прокатки с достаточной для практики точностью.

При проведении технических расчетов необходимо знать коэффициент теплоотдачи α при охлаждении поверхности валька эмульсией, подаваемой из спрейерного устройства (коллектора) под давлением через систему форсунок. Теплофизика и гидродинамика такого процесса весьма сложны; на величину α влияет большое число факторов: удельный расход охладителя, конструкция форсунок и их расположение по углу поворота и длине валька, расстояние от форсунок до поверхности, скорость вращения валька и пр. Расчет α по критериальным зависимостям, полученным в опытах по моделированию процесса спрейерного охлаждения различных объектов [4, 5], из-за сложности воспроизведения всех параметров процесса дает резко различные значения - от 2000 до 20000 $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{град})$. Авторы работ [1,6] рекомендуют α от 12000 до 16000 $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{град})$. В работе [8] приводятся обобщенные по станам холодной прокатки зависимости α от удельного расхода охладителя q при подаче его через форсунки круглой и щелевой формы различных размеров, при q до 5 л/м·с. Экстраполируя эти данные до значений 10 - 17 л/м·с, принятых на стана горячей прокатки 2800, получим соответственно $\alpha = 6000 + 11000 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{град})$. Температуры поверхности в конце прокатки полос, рассчитанные при принятых значениях α , близки к выборочно замеренным на рабочих вальках клетки № 5 стана 2800 (125 - 145 °С) при прокатке по различным режимам. [7].

Рассмотрим некоторые практические приложения полученных результатов расчета. Важной характеристикой режима работы стана является устойчивость теплового профиля рабочих вальков при прокатке полос по различным режимам и прокатке одной полосы, которая непосредственно связана с величиной изменения температуры t_s на поверхности теплового ядра (на глубине 5 мм). Анализ заводских данных по сочетанию параметров $\Delta h, V, L(\bar{n}_p)$ технологических режимов прокатки разных сплавов показывает, что значение указанной температуры в конце прокатки полос (t_{s, \bar{n}_p}) может изменяться от 170 до 215 °С в клетки № 5 и от 150 до 195 °С в клетки №7 при $\alpha = 7500 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{град}) = \text{const}$. Подчеркнем, что такие колебания температуры (следовательно и теплового профиля) при переходе от одного режима прокатки к другому могут быть предотвращены (исключая крайние: самый легкий и самый тяжелый) соответствующим изменением интенсивности эмульсионного охлаждения. Однако в практике этот прием используется недостаточно в связи с отсутствием информации о зависимости теплового режима от режимов прокатки и охлаждения. Изменение температуры t_s при прокатке одной полосы от начальной t_{s, \bar{n}_0} (в конце пауз) до конечной t_{s, \bar{n}_p} (в конце прокатки полосы) также связано со стабильностью тепловой выпуклости и проявляется в продольной разнотолщинности листа. Анализ результатов расчета показывает, что увеличение темпа прокатки за счет сокращения длительности пауз и интенсификация охлаждения вальков уменьшают разность температур ($t_{s, \bar{n}_p} - t_{s, \bar{n}_0}$), повышают устойчивость теплового профиля и уменьшают разнотолщинность листа. Напротив, длительные паузы и простои, связанные с нарушением ритма прокатки, дестабилизируют тепловой режим и снижают качество листа по разнотолщинности.

Полученные данные о значениях температуры поверхности валка в контакте с полосой $t_{\text{п}}$ позволяют судить о соответствии материала валков и температуры их отпуска после закалки условиям эксплуатации. В клетях № 5 при температуре полосы 400°C ее значения, соответствующее наиболее тяжелым тепловым режимам прокатки, составляет $320 - 325^{\circ}\text{C}$. Отпуск штатных валков при 340°C обеспечивает их структурную стабильность в этих условиях. Рабочие валки реверсивных клетей №1 и №2 имеют более высокую нагрузку, так как температура слитков ряда марок алюминия и сплавов на его основе составляет 450°C , а абсолютные обжатия принимаются $30 - 40\%$ в клетях №1 и $45 - 50\%$ в клетях №2. Кроме того, при первых проходах в клетях №1 эмульсионное охлаждение валков отсутствует. Дополнительные расчеты, проведенные для $\Delta h = 40\text{ мм}$, $V = 1\text{ м/с}$, $\bar{n}_0 = 3$ и $\alpha = 0$ дают $t_{\text{п}} = 360^{\circ}\text{C}$ при $t_{\text{сл}} = 450^{\circ}\text{C}$. При увеличении температуры слитка до 500°C температура поверхности валка возрастает до 385°C . С ростом температуры разогрева поверхности растет и амплитуда ее колебания в течение оборота валка и пропуска слитка. Поверхность отпускаемых после закалки валков при 340°C в этих условиях теряет структурную стабильность в процессе доотпуска при разогреве ее до указанных температур и быстро выходит из строя по трещинам. Температуру отпуска рабочих валков реверсивных клетей рекомендовано повысить до $380 - 400^{\circ}\text{C}$.

ЛИТЕРАТУРА

1. В.П. Полушин и др. Надежность и долговечность валков холодной прокатки. - М. : Металлургия, 1976. - 448 с.
2. Тепловые процессы при обработке металлов и сплавов давлением. Под ред. Н.И. Яловского и др. - М. : Высшая школа, 1973. - 630 с.
3. А.И. Пехович и В.М. Жидюх. Расчеты теплового режима твердых тел. - Л. : Энергия, 1963. - 303 с.
4. А.С. Кадинова, Г.И. Хейвца. Факторы влияющие на теплообмен при струйном охлаждении водой. - МИТОМ, №1, 1974. - с.10-16.
5. В.Н. Новиков и др. Тепловой режим рабочих валков. // Валки листовых станов холодной прокатки. - М. : Металлургия, 1970. - с. 153 - 212.
6. А.В. Третьяков и Э.А. Гарбер. Расчет и исследование валков холодной прокатки. - М. : Машиностроение, 1966. - 213 с.
7. М.Б. Овденко, В.И. Колпов, Ф.В. Гречников. Прокатка алюминиевых сплавов. - М. : Металлургия, 1992. - 270 с.
8. В.К. Белосевич и Нотесов. Совершенствование процесса холодной прокатки. - М. : Металлургия, 1973. - 263 с.