

А. В. Ноговицын, И. Р. Баранов

Физико-технологический институт металлов и сплавов НАН Украины, Киев

РАСЧЕТ ТЕМПЕРАТУРЫ ПОЛОСЫ ПРИ ВАЛКОВОЙ РАЗЛИВКЕ СТАЛИ

Проведен анализ и разработан алгоритм определения температур полосы в середине и на контакте с валком, а также теплового потока от полосы к валку. Построена зависимость распределения температуры и теплового потока по длине комиль-зоны случая разливки полосы толщиной 3 мм из стали 3сп в валках диаметром 500 мм со скоростью 0,55 м/с.

Ключевые слова: валковая разливка-прокатка, тепловой поток, температура полосы, температурное поле металла, коэффициент теплоотдачи.

Проведено аналіз та розроблено алгоритм визначення температур смуги в середині та на контакт з валком, а також теплового потоку від смуги до валка. Побудована залежність розподілу температури і теплового потоку по довжині комиль-зони для розливання смуги товщиною 3 мм із сталі 3 сп в валках діаметром 500 мм зі швидкістю 0,55 м/с.

Ключові слова: валкова розливка-прокатка, тепловий потік, температура смуги, температурне поле металу, коефіцієнт тепловіддачі.

The analysis and the algorithm of determination of the temperature in the middle of the strip and in contact with the roll, as well as the heat flow from the strip to the roll have done. The dependence of temperature and heat flux along the length camille-casting zone for the case, 3 mm thick strip of steel in 3 sp rolls of 500 mm diameter at a speed of 0.55 m/s implements b defned olepeudence.

Keywords: roller casting-rolling, heat flux, temperature strips, metal temperature field, the heat transfer coefficient.

Процесс получения полосы в валковом литейно-прокатном агрегате является сложным и многоэтапным. Металл при валковой разливке-прокатке проходит три зоны в межвалковом пространстве [1], рис. 1.

В зоне I происходит интенсивная передача тепла от жидкого металла к водоохлаждаемым валкам-кристаллизаторам. При входе валков в ванну жидкого металла охлажденный инструмент контактирует с расплавом, перегретым выше температуры ликвидуса. Эта подобласть характеризуется незначительной протяженностью и максимальными по длине зоны кристаллизации значениями скорости охлаждения.

В зоне II после образования на поверхности валка сплошной корки затвердевшего металла начинается участок, на котором происходит рост металлической корки на обоих валках. Для этой подобласти характерно уменьшение величины теплового потока на границе металл-инструмент. Во второй зоне выделяется подобласть, в которой металл находится в твердо-жидком состоянии. Температура металла на этом участке находится в диапазоне между температурами ликвидуса и солидуса.

В зоне III жидкая фаза полностью отсутствует. Здесь по аналогии с процессом горячей прокатки листов осуществляется пластическая деформация металла между вращающимися валками.

Важной характеристикой процесса формирования полосы в валковом кристаллизаторе является положение точки конца затвердевания относительно плоскости оси валков (точки «S»), для определения которой в данной работе предложена методика, описанная в работе [2]. Если точка «S» значительно выше

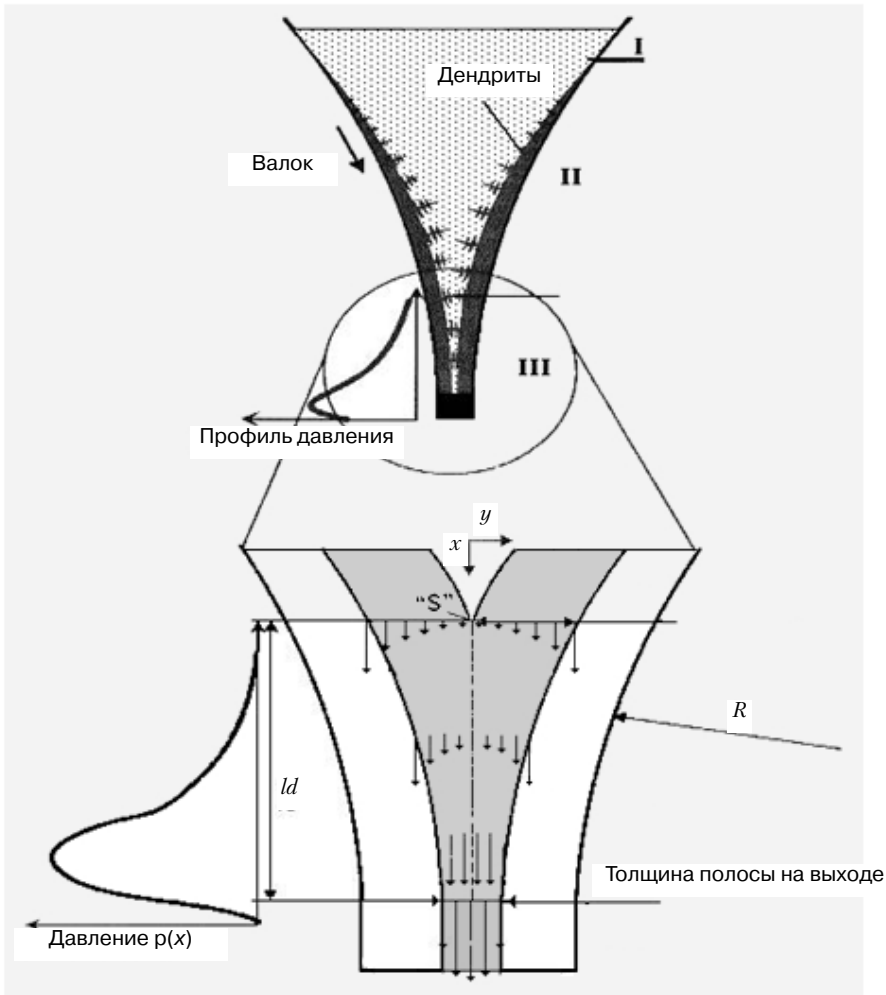


Рис. 1. Схема сечения межвалкового пространства при прохождении жидкого металла в процессе валковой разливки-прокатки по Кlossу [1]

плоскости осей валков, то усилие на валки резко возрастает и поэтому необходимо иметь более высокую установленную мощность привода и прочность конструкции кристаллизатора. Наоборот, если фронт кристаллизации (точка «S») ниже плоскости осей валков, то из валков выходит полоса с жидкой сердцевиной.

Для расчета параметров напряженно-деформированного состояния металла в межвалковом пространстве, прогнозирования дефектов сплошности (трещин) и микроструктуры стальной полосы на выходе из валков необходимы достаточно надежные математические модели определения температуры металла. Стационарное температурное поле металла в межвалковом пространстве, как и поле скоростей течения [3], можно описать в бицилиндрической системе координат (η, ξ) следующим уравнением [4]:

$$\frac{1}{H^2 Pe} \left(\frac{\partial^2 t}{\partial \eta^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial \xi^2} \right) - \frac{1}{H} V_{\eta} \frac{\partial t}{\partial \xi} - \frac{1}{H} V_{\xi} \frac{\partial t}{\partial \eta} = \frac{E}{Re} \varphi + \frac{1}{H} \frac{1}{C_p(t-t_m)} L \frac{\partial f_s}{\partial \tau}, \quad (1)$$

$$Pe = Pr \cdot Re = \frac{C_p \mu}{K_p} \frac{\rho V_0 a (\xi_0 + \pi)}{\mu},$$

$$\frac{E}{Re} = \frac{V_B^2}{C_p(t_m - t_B)} \cdot \frac{\mu^2}{\rho V_0 a(\xi_0 + \pi)},$$

где Pe , E , Re – числа Пекле, Эккерта, Рейнольдса; t – температура металла, $\varphi = 2\dot{\varepsilon}^2$ – диссипативная функция; Pr – число Прандтля; K_p – коэффициент теплопроводности металла; C_p – теплоемкость металла; t_m – температура металла перед разливкой; t_B – температура валка-кристаллизатора; ρ – плотность металла; L – скрытая теплота кристаллизации; f_s – доля твердой фазы; $\dot{\varepsilon}$ – интенсивность скоростей деформации.

Граничные условия на контакте с валком задают либо температурой металла (граничные условия первого рода)

$$t_{|\eta=\eta_0} = t_0, \quad (2)$$

либо тепловым потоком (граничные условия второго рода)

$$\lambda \frac{\partial t}{\partial \eta}_{|\eta=\eta_0} = q(\tau), \quad (3)$$

где λ – коэффициент теплопроводности; q – плотность теплового потока, либо условием теплообмена (граничные условия третьего рода)

$$q = -h_s(t - t_B), \quad (4)$$

где h_s – коэффициент теплоотдачи.

Авторы работы [5] на основе анализа научно-технической литературы, посвященной моделированию процесса валковой разливки-прокатки, пришли к заключению, что преимуществами обладает метод с использованием граничных условий третьего рода. Однако определение коэффициента теплопередачи α является весьма сложной задачей теории теплообмена. Поэтому для валковой разливки разными исследователями приводятся значения плотности теплового потока. Например, авторы работы [6] экспериментально установили, что в начальный момент времени при контакте жидкого металла с вращающимся валком на поверхности контакта бандажа с жидким металлом значения плотности теплового потока достигают 47 МВт/м². По данным работы [7] плотность теплового потока к валковому кристаллизатору при разливке нержавеющей стали в полосу толщиной 3 мм составила около 10 МВт/м². М. Я. Бровман с соавторами [8] считает предельно допустимой величину $q = 5,0-5,5$ МВт/м². В обзорной статье [9] приведены значения q в диапазоне 6-14 МВт/м². Информация об экспериментальных исследованиях, посвященных изучению теплового потока в зоне кристаллизации-деформации при непрерывной валковой разливке-прокатке сталей, содержится в работе [10]. Приведенные в ней экспериментальные данные свидетельствуют о влиянии скорости разливки на величину теплового потока. Так, при скорости валков 4 м/мин величина q достигает значения 4 МВт/м², а при скорости валков 7-8 м/мин – значения, близкого к 7 МВт/м² (рис. 2).

Учитывая такую закономерность (рис. 3), авторы работы [10] привели данные Ванга и Матфиса [11] о зависимости коэффициента теплопередачи $h_s = q/(T_{II} - T_B)$ от скорости разливки V (м/с) в виде следующей зависимости, КВт/(м²·К):

$$h_s = 17,3 \cdot V^{0,65}, \quad (5)$$

где V – скорость разливки, м/с.

Учитывая прямую связь коэффициента h_s с тепловым потоком q (КВт/м²) в условии (4), имеем:

$$q = 17,3 \cdot V^{0,65} \cdot \Delta T, \quad (6)$$

где $\Delta T = T_{II} - T_B$; T_{II} – температура корочки на контакте с валком.

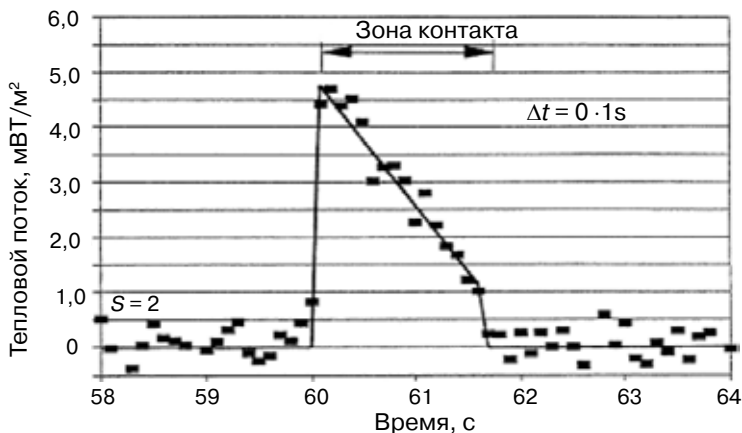


Рис. 2. Изменение теплового потока в течение времени контакта металла с валком [10]

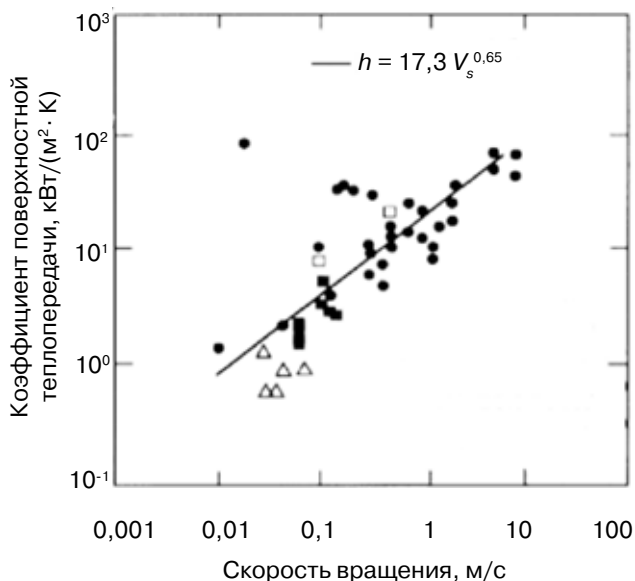


Рис. 3. Изменение среднего коэффициента теплоотдачи со скоростью разливки [10]: ■, ● – двухвалковые МНЛЗ; Δ – двухленточная МНЛЗ; △ – одновалковая МНЛЗ (низкая скорость)

Решение уравнения (1) является не только сложной задачей для численной реализации, но из-за наличия в нем нескольких величин, значения которых не всегда можно достоверно задать, получается приближенным. Поэтому авторы статьи выбрали путь упрощения математической постановки задачи, опираясь на хорошо апробированные эмпирические зависимости. Прежде всего, задачу свели к расчету температуры затвердевшей корочки металла, толщину которой определяли по формуле «квадратного корня» [11]:

$$\delta = K\sqrt{\tau}, \tag{7}$$

где K – коэффициент, τ – время, с. В данной работе на основании известных экспериментальных данных установлено, что при валковой разливке стали этот коэффициент равен 4,0-4,1 мм/с^{0,5} [12].

Допустили, что температура твердой корочки со стороны жидкого металла соответствует температуре солидуса (T_s) разливаемой стали. При этом учитывали, что реальная

температура солидуса при высоких скоростях охлаждения (больше 1000 град/с), характерных для валковой разливки, ниже, чем ее равновесное значение. Авторы работы [13] провели серию опытов по определению температур ликвидуса (T_L) солидуса (T_S) в углеродистых сталях с содержанием углерода $C = 0,15-2,0$ %. Результаты исследований описаны формулами:

$$T_L = 1517 - 300[1,11 - \exp(-\frac{\partial t}{\partial \tau})]C; \quad (8)$$

$$T_S = 1508 - 300[1,11 - \exp(-\frac{\partial t}{\partial \tau})]C. \quad (9)$$

На рис. 4 приведены графические зависимости изменения температур ликвидуса (T_L) и солидуса (T_S) от скорости охлаждения для углеродистых сталей с содержанием $C = 0,15; 0,30$ и $0,45$ %. Из графиков видно, что при скорости охлаждения свыше 10 град/с T_L и T_S снижаются на 40-160 °С относительно их равновесных значений.

Изменение температуры ΔT по толщине затвердевшей корочки определяли из закона Фурье [14]

$$q = -\lambda \frac{\partial t}{\partial n} = \frac{\lambda}{\delta} (T_S - T_n) = \frac{\lambda}{\delta} \Delta T, \quad (10)$$

где λ – теплопроводность корочки металла.

Из (10) получаем формулу для определения температуры корочки металла на контакте с валком-кристаллизатором:

$$T_n = T_S - \frac{q}{\lambda} \delta. \quad (11)$$

Алгоритм определения температуры полосы в зоне деформирования основан на чередовании расчета плотности теплового потока, температур полосы в середине и на контакте с валком с применением формул (6), (7), (10), (11) при малом временном шаге. Сначала рассчитываем по формуле (6) значение теплового потока q_0 в момент контакта жидкого металла с валком-кристаллизатором. При этом величину ΔT_0 на начальной точке контакта определяли как разность температур разливаемого металла и валка. Время прохождения этой точки до выхода из валков разбивали на n отрезков Δ . Время контакта точки на i -ом шаге вычисляли по формуле $\tau_i = i \cdot \Delta$. На первом шаге по формуле (7) рассчитывали толщину корочки δ_1 . Затем по формуле (11) рассчитывали температуру корочки на контакте с валком $T_{n1} = T_S - (q_0/\tau) \delta_1$. Далее по формуле (6), подставляя в нее значения δ_1 и T_{n1} , рассчитывали тепловой поток q_1 . На 2-м временном шаге по формуле (7) рассчитывали δ_1 , а по формуле (11) со значениями q_1 и δ_2 определяя T_{n2} . Схема алгоритма приведена на рис. 5.

На рис. 6 приведены результаты расчета изменения теплового потока и температуры затвердевшего металла по длине комиль-зоны, которые выполнены для случая разливки полосы толщиной 3 мм из стали марки 3 сп в валках диаметром 500 мм со скоростью 0,55 м/с. Температура разливки выбрана 1560 °С, расчетные (неравновесные) температуры ликвидуса (T_L) солидуса (T_S) составили 1470 и 1440 °С соответственно, температура валка – 50 °С, угол мениска $\alpha=30^\circ$, высота налива – 135 мм, скорость литья – 550 мм/с.

Из приведенных на рис. 6 кривых следует, что величина q по длине контакта разливаемого металла с валком-кристаллизатором уменьшается от 17,6 до 9,3 МВт/м². Температура металла на контакте с валком на выходе из межвалкового зазора составляет 852 °С, а в центре полосы – 1331 °С.

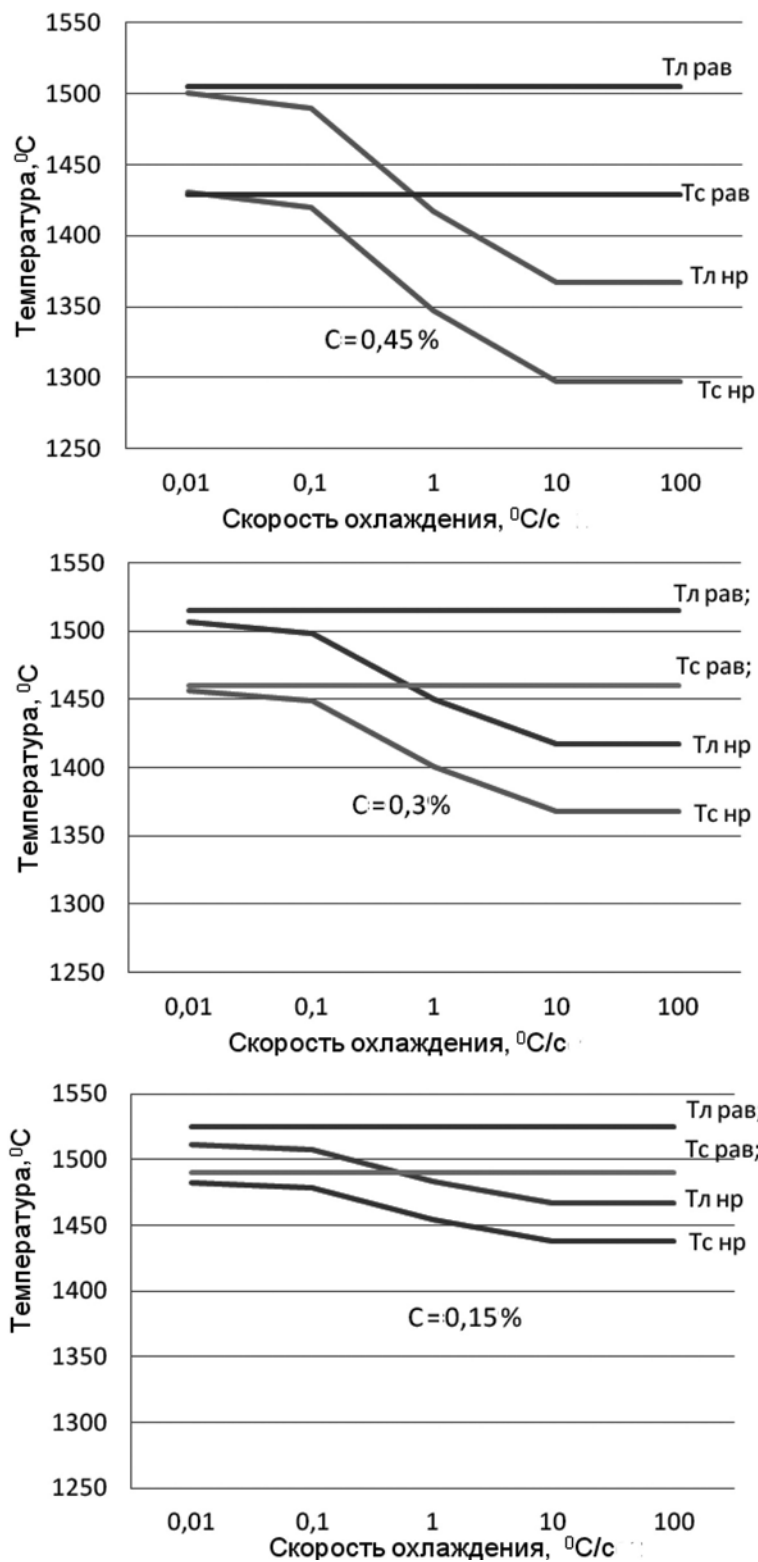


Рис. 4. Зависимости температур ликвидуса ($T_{л}$) и солидуса ($T_{с}$) от скорости охлаждения для углеродистых сталей с содержанием (в %) $C = 0,15$ (а); $0,30$ (б) и $0,45$ (в), построенным по формулам (8)-(9)

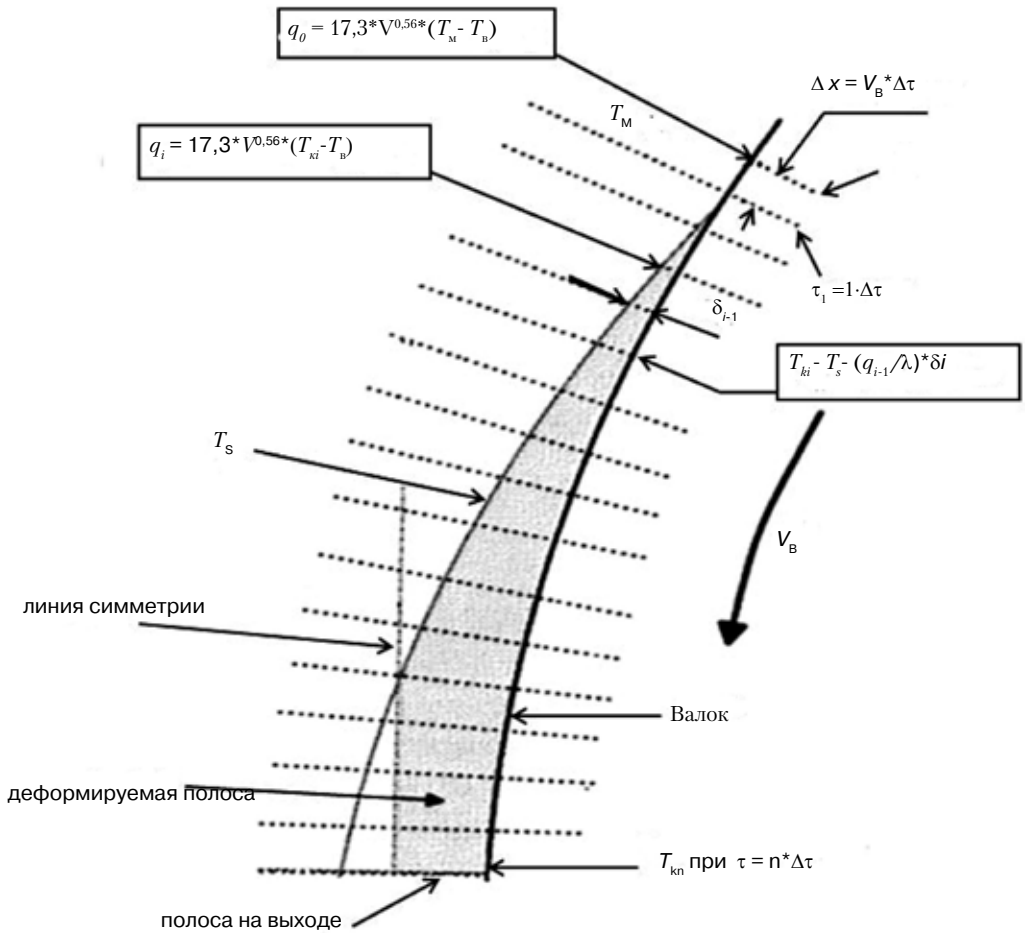


Рис. 5. Схема расчета температуры затвердевшего металла при валковой разливке-прокатке

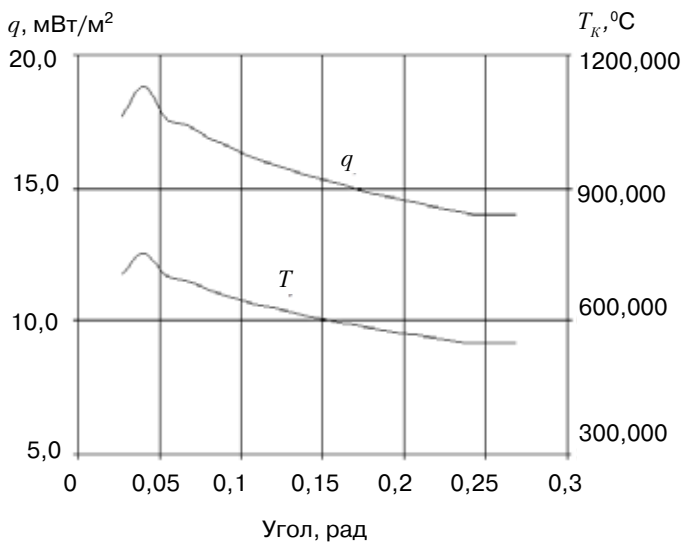


Рис. 6. Изменение теплового потока q и температуры металла на контакте с валком-кристаллизатором

Если предположить, что температура по толщине тонкой полосы изменяется по линейной зависимости, то средняя температура полосы на выходе из валков будет 1092 °С.

Уменьшение величины теплового потока q по длине контакта связано с уменьшением разности температур ΔT между металлом и валком-кристаллизатором. На рис. 7 приведена зависимость температуры полосы от температуры поверхности валка, которая при разливке стали согласно данным работы [15] может достигать 350 °С.

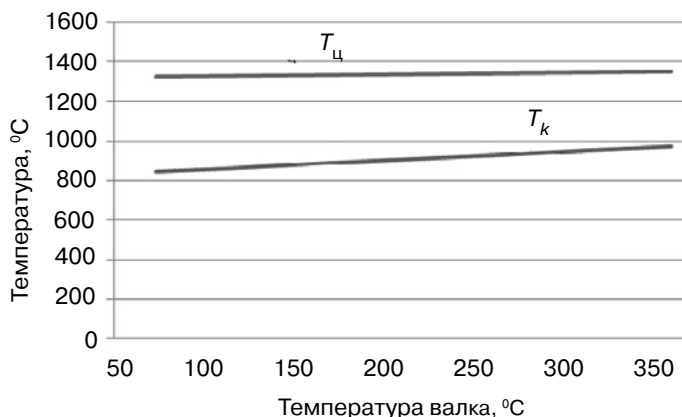


Рис. 7. Влияние температуры валка-кристаллизатора на температуру полосы; условия расчета те же, что и рис. 6

Расчеты показали, что при увеличении температуры валка на 300 °С температура полосы на контакте с валком возрастает на 130 °С, в центре полосы – на 25 °С.

На рис. 8 показано, что снижение температуры солидуса с 1450 до 1250 °С приводит к снижению температуры полосы на контакте с валком на 114 °С, а центра полосы – на 153 °С.

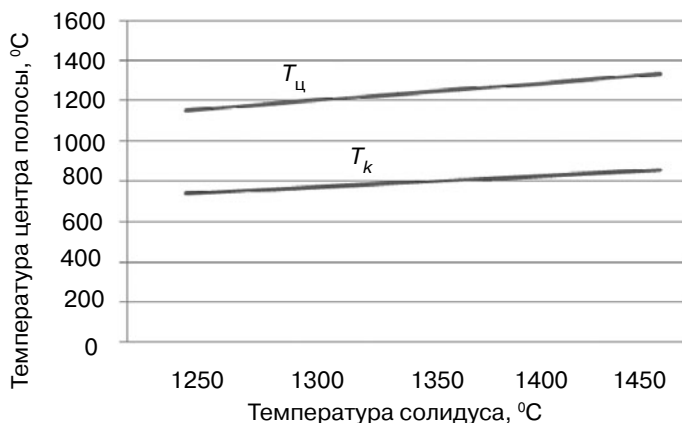


Рис. 8. Влияние температуры солидуса на температуру полосы; условия расчета те же, что и рис. 6

Выводы

Разработан алгоритм расчета температуры полосы в зоне деформации, в центре полосы и на границе контакта полосы с валком. Расчеты по приведенному алгоритму показали, что:

- величина теплового потока по длине комиль-зоны уменьшается, что связано с

уменьшением температурного перепада между разливаемым металлом и валком-кристаллизатором;

– увеличение температуры поверхности полосы в 2,3 раза меньше увеличения температуры контактной поверхности водоохлаждаемого валка-кристаллизатора, а температуры центра полосы – в 12 раз;

– снижение температуры солидуса металла с 1450 до 1250 °С приводит к снижению температуры поверхности полосы на контакте с валком на 114 °С, а температуры центра полосы – на 153 °С.



Список литературы

1. *Kloss W.* Duennbandgiessen mit variablem Giessspalt // Umformtechnische Schriften. Band 144. – Aachen: Shaker Verlag, 2005. – 179 s.
2. *Ноговицын А. В., Баранов И. П.* Метод расчета протяженности зон кристаллизации и деформации при валковой разливке-прокатке // Обработка металлов давлением. – 2013. – № 1 (34). – С. 170-176.
3. *Ноговицын А. В., Баранов И. П.* Математическое моделирование гидродинамики расплава металла при валковой разливке-прокатке // Вестник ХПИ. – 2012. – № 47 (953). – С. 144-153.
4. Тепловые процессы при обработке металлов давлением // М. Л. Яловой, М. А. Тылкин, П. И. Полухин и др. – М.: Высш. шк., 1973. – 632 с.
5. Определение коэффициента теплоотдачи в системе металл-валок при валковой разливке-прокатке алюминиевых сплавов / С. В. Бондаренко, А. Ю. Гридин, М. Ю. Столбченко, М. Шапер // Металл и литье Украины. – 2013. – № 5. – С. 3-8.
6. *Strezov L., Herbertson J., Belton G. R.* Mechanisms of initial melt / substrate heat transfer pertinent to strip casting // Metallurgical and Materials Transactions. B. Process Metallurgy and Materials Processing Science. – 2000. – Vol. 31, № 5. – P. 1023-1030.
7. Recent Developments of Twin Roll Strip Casting Process of AST Term Steel Works / R. Tonelli, L. Sartsns, R. Carasti et. al. METEC Congress 94. 2nd European Cont. Cast. Proc. , Dusseldorf, June 20-22. – 1994. – Vol. 1. – P. 428-434.
8. *Бровман М, Полухин В, Николаев В.* Возможности валковых литейно-прокатных агрегатов при создании мини-заводов // Национальная металлургия. – 2006. – № 5. – С. 81-86.
9. *Запускалов Н. М.* Развитие процесса непрерывного литья тонкой полосы // Сталь. – 2002. – № 9. – С. 94-101.
10. Measurements, simulations, and analyses of instantaneous heat fluxes from solidifying steels to the surfaces of twin roll casters and of aluminum to plasma-coated metal substrates / R. I. L. Guthrie, M. Isac, J. S. Kim, R. P. Tavares // Metallurgical and Materials Transactions. B. Process Metallurgy and Materials Processing Science. – 2000. – Vol. 31, № 5. – P. 1031-1047.
11. *Флемингс М.* Процессы затвердевания. М.: Мир, 1977.
12. *Ноговицын А. В., Баранов И. П.* Коэффициент скорости кристаллизации при двухвалковой разливке-прокатке стали и алюминия // Металл и литье Украины. – 2013. – № 7 (234). – С. 14-17.
13. Тепловые и диффузионные процессы при разливке стали и способы их регулирования / О. В. Мартынов, И. П. Дубовенко, А. Н. Семенов, и др. // Теплофизика стального слитка.
13. *Дымнич А. Х., Троянский А. А.* Теплопроводность. М: Норд-Пресс, 2004. – 370с.
14. *Гридин А. Ю.* Математическое моделирование температурного поля металла и валков в процессе валковой разливки-прокатки // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20). – С. 75-83.

Поступила 23.04.2014