

8. Казачков Е.А., Макуров С.Л. Экспериментальное исследование теплофизических свойств сталей в жидком, двухфазном и твердом состоянии // Исследование процессов с участием окисных и металлических расплавов: Сб. науч. тр./ МИСиС. — М.: Металлургия, 1983. — Вып.148. — С. 120–127.

9. Макуров С.Л., Казачков Е.А. Измерения температуры в незатвердевшем ядре стальных слитков, отливаемых сифонным способом // Изв. вузов. Черная металлургия, 1978. — № 11. — С. 39–41.

© Макуров С.Л., Казачков Е.А., Штургунов И.Л., Лимаренко О.В., 2003

СМИРНОВ А.Н., ГРИДИН С.В., РЕДЬКО Г.А., ЦУПРУН А.Ю., ШТЕПАН Е.В.
(ДОННТУ), (НПО «ДОНИКС»)

МНОГОФАКТОРНАЯ МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ДЛЯ РАСЧЕТА КОНСТРУКТИВНЫХ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ СОВРЕМЕННОЙ СЛЯБОВОЙ МНЛЗ

Рассмотрены особенности моделирования процессов формирования непрерывнолитой слябовой заготовки. Показано, что повышение точности расчетов достигается при совмещении процесса прогнозирования теплофизических процессов (изменение поля температур и рост твердой корки) и расчета термонапряженного состояния заготовки, деформационных процессов.

Формирование непрерывнолитой слябовой заготовки сопровождается рядом сложных взаимозависимых физико-химических процессов, включающих: теплоперенос в жидкой, двухфазной и твердой зонах заготовки; фазовый переход (затвердевание и кристаллизация); теплообмен поверхности заготовки с конструктивными элементами МНЛЗ и окружающей средой; гидродинамические явления в жидкой лунке; диффузионный массоперенос и химические превращения; линейную и объемную усадку стали; развитие термических напряжений в твердой корке заготовки. Характер этих процессов зависит от конструктивных и технологических параметров МНЛЗ и, в свою очередь, оказывает определяющее влияние на качество получаемой структуры металла.

Исходя из этих предпосылок был проведен расчетно-теоретический анализ теплофизических особенностей формирования непрерывнолитой слябовой заготовки, на основе которого разработано математическое обеспечение для оптимизации основных конструктивных и технологических параметров слябовой МНЛЗ в различных условиях.

Теоретическая основа разработки — математическая модель теплофизических процессов в затвердевающей непрерывнолитой заготовке, базирующаяся на фундаментальных законах термодинамики неравновесных процессов, и оригинальная методика расчета конструктивных параметров МНЛЗ, опирающаяся на результаты экспериментальных исследований.

Процессы теплопереноса в затвердевающей непрерывнолитой слябовой заготовке описываются уравнением, отражающим энергетический баланс в системе и позволяющим найти распределение температуры $T = f(x, y, z)$ в каждой точке затвердевающей заготовки [7]:

$$\rho C_{эф} V_c \frac{\partial T}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right), \quad (1)$$

где T — температура, К; x, y, z — пространственные координаты, м (рис.1); V_c — скорость вытягивания заготовки, м/с; ρ — плотность стали, кг/м³; $C_{эф} = C + L \frac{df_s}{dT}$ — эф-

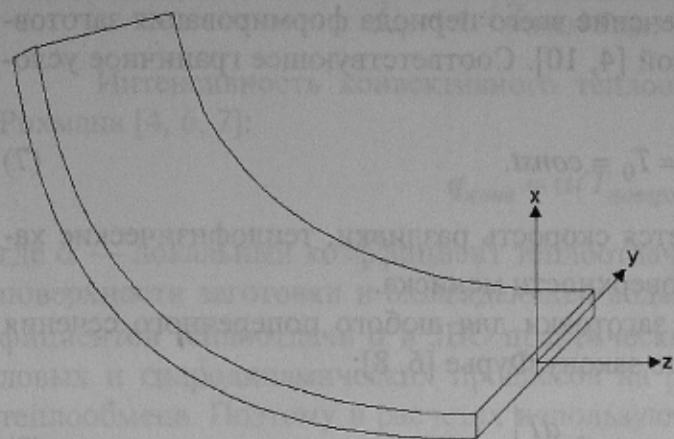


Рис. 1. Система координат математической модели

эффективная теплоемкость, Дж/(кг·К); C — удельная теплоемкость стали, Дж/(кг·К); L — удельная теплота кристаллизации, Дж/кг; λ — теплопроводность стали, Дж/(м·К·с); f_s — доля твердой фазы.

Входящие в уравнение (1) теплофизические параметры (плотность, теплопроводность и теплоемкость) являются функциями температуры и, в общем случае, полевыми переменными (функциями координат). Их значения в каждой точке заготовки рассчитываются по эмпирическим зависимостям [7, 9]:

$$\rho(x, y, z) = f_1(T); \quad (2)$$

$$\lambda(x, y, z) = f_2(T); \quad (3)$$

$$C(x, y, z) = f_3(T). \quad (4)$$

Для моделирования процесса формирования твердой корочки заготовки используется модель квазиравновесной двухфазной зоны [5], которая является достаточно адекватным приближением для бинарных сплавов (в том числе, стали) и позволяет рассчитывать значение доли твердой фазы f_s как функцию температуры и теплофизических характеристик металла:

$$f_s = 1 - \left(\frac{T_0 - T}{T_0 - T_L} \right)^{-1/(1-k)} \quad (5)$$

Здесь k — равновесный коэффициент распределения примеси; T_0 — начальная температура расплава (в сечении мениска); T_L — температура-ликвидус, которая определяется по эмпирическим формулам в виде полиномиальных выражений с использованием данных о химическом составе стали [1]:

$$T_L = T_{\text{плавFe}} - \sum(a_0 + a_i [i]), \quad (6)$$

где $T_{\text{плавFe}}$ — температура плавления чистого железа; $[i]$ — процентное содержание i -го химического элемента в данной марке стали; a_0 и a_i — коэффициенты, характеризующие степень влияния содержащихся химических элементов на снижение температуры-ликвидус. При известном распределении твердой фазы $f_s = f(x, y, z)$ рассчитываются все остальные параметры кинетики затвердевания (ширина и глубина жидкой лунки, ширина двухфазной области, толщина твердой корочки, локальные коэффициенты затвердевания).

Определяющее влияние на динамику изменения поля температур и характер затвердевания металла оказывает процесс отвода тепла с поверхности слябовой заготовки. Поэтому правильная постановка граничных условий играет решающую роль для получения адекватного решения задачи.

Рассматривая зеркало металла в кристаллизаторе (мениск), можно с достаточной точностью предположить, что температура распределена равномерно по всей поверх-

ности расплава и остается постоянной в течение всего периода формирования заготовки, а поверхность мениска является плоской [4, 10]. Соответствующее граничное условие запишется следующим образом:

$$T(x, y)|_{z=0} = T_0 = const. \quad (7)$$

При задании значения T_0 учитывается скорость разливки, теплофизические характеристики стали и тепловые потери с поверхности мениска.

Температура боковой поверхности заготовки для любого поперечного сечения связана с плотностью теплового потока q по закону Фурье [6, 8]:

$$z > 0: -\lambda \frac{dT}{dx} \Big|_{x=L_x} = q_x, \quad -\lambda \frac{dT}{dy} \Big|_{y=L_y} = q_y. \quad (8)$$

Значение теплового потока, в свою очередь, определяется механизмом теплоотвода и зависит от расположения рассматриваемой области охлаждения (рис.2).

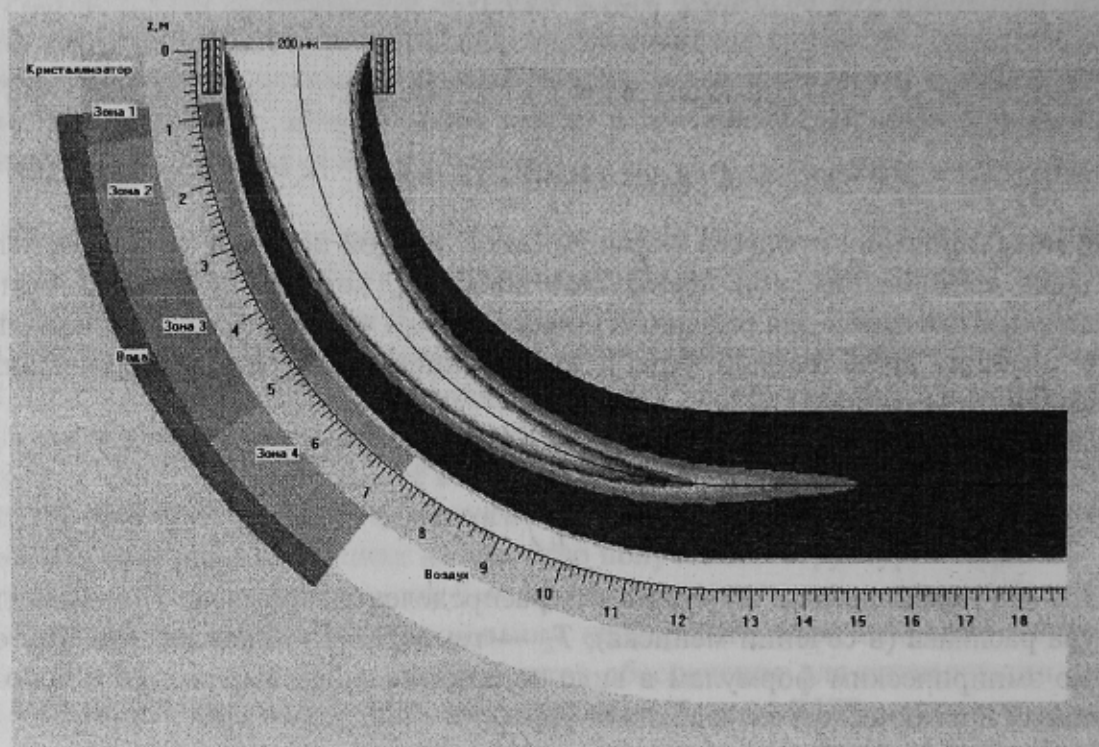


Рис. 2. Участки охлаждения непрерывнолитой заготовки

Расчет локальной плотности теплового потока при прохождении заготовки через кристаллизатор (первичное охлаждение) $q_{крисст}$ осуществляется, исходя из анализа энергетического баланса при передаче тепла от жидкого металла к рабочим стенкам кристаллизатора и далее от них к охлаждающей воде, протекающей в каналах кристаллизатора [7, 9–11]. При этом учитывается термическое сопротивление газового зазора, который формируется вследствие усадки стали и отхода твердой корочки от стенок кристаллизатора. С помощью специальной поправки также учтено, что в нижней части кристаллизатора термическое сопротивление газового зазора снижается в результате попадания воды из зоны подбоя.

Согласно экспериментальным данным [2], в зоне вторичного охлаждения при отливке широких слябов теплообмен осуществляется главным образом за счет конвективной теплоотдачи к охлаждающей воде и в результате контакта поверхности заготовки с опорными роликами:

$$Z_{кр} < z \leq Z_{ЗВО} : q_{ЗВО} = q_{конв} + \Delta q_{рол}. \quad (9)$$

Интенсивность конвективного теплоотвода определяется по закону Ньютона-Рихмана [4, 6, 7]:

$$q_{конв} = \alpha(T_{поверх} - T_{воды}), \quad (10)$$

где α — локальный коэффициент теплоотдачи, Вт/(м²К); $T_{поверх}$ и $T_{воды}$ — температуры поверхности заготовки и охлаждающей воды, К. Точная количественная оценка коэффициентов теплоотдачи α в ЗВО практически невозможна в связи со сложностью тепловых и гидродинамических процессов на рассматриваемых участках конвективного теплообмена. Поэтому в расчетах используются приближенные зависимости, полученные на основе экспериментальных исследований. В частности, при водяном форсуночном охлаждении значение коэффициента теплоотдачи для каждой из секций ЗВО может быть определено как функция плотности орошения [2]:

$$\alpha = f(W_{воды}/S_i), \quad (11)$$

где $W_{воды}$ — средний расход охлаждающей воды на i -ю зону охлаждения, м³/ч; S_i — площадь поверхности i -й зоны охлаждения, м².

На последнем участке заготовки, в зоне воздушного охлаждения, преобладающим является радиационный механизм теплоотвода [7,8], и плотность теплового потока определяется по закону Стефана-Больцмана:

$$Z_{ЗВО} < z : q_{возд} = \sigma \epsilon (T_{поверх}^4 - T_{воздуха}^4), \quad (12)$$

где σ — константа Стефана-Больцмана; ϵ — излучательная способность поверхности заготовки; $T_{поверх}$ и $T_{воздуха}$ — температуры поверхности заготовки и окружающего воздуха, К.

При прохождении заготовки через кристаллизатор и ЗВО учитывается неравномерность интенсивности охлаждения по периметру сляба с помощью полиномиальной зависимости, полученной на основе экспериментальных данных:

$$q = f(x, y). \quad (13)$$

Результаты, полученные на этапе моделирования теплофизических процессов, используются как входные данные для задачи расчета термических напряжений и относительных деформаций в твердой корке сляба, решение которой необходимо для проектного расчета конструктивных параметров МНЛЗ.

Для выполнения проектного расчета конструктивных параметров технологическая линия слябовой МНЛЗ разбита на следующие участки (рис.3): вертикальный кристаллизатор, вертикальный участок, участок многоточечного загиба, радиальный участок, участок многоточечного разгиба, горизонтальный участок [13].

Начальным этапом является решение проблемы выбора базового радиуса МНЛЗ R_0 , т.е. радиуса, по которому описана задняя стенка технологического канала машины, включая дуговой участок зоны вторичного охлаждения. При перестройке машины на другую толщину заготовки необходимым условием является постоянство базового радиуса машины. От правильного его выбора во многом зависит экономичность конструкции МНЛЗ и качество отливаемых заготовок. На основе анализа имеющихся практических данных [1, 3, 12] для слябов толщиной от 0,15 м и выше были получены зависимости, позволяющие определять рекомендуемый базовый радиус R_0 , м МНЛЗ как функцию толщины слябовой заготовки x_0 , мм:

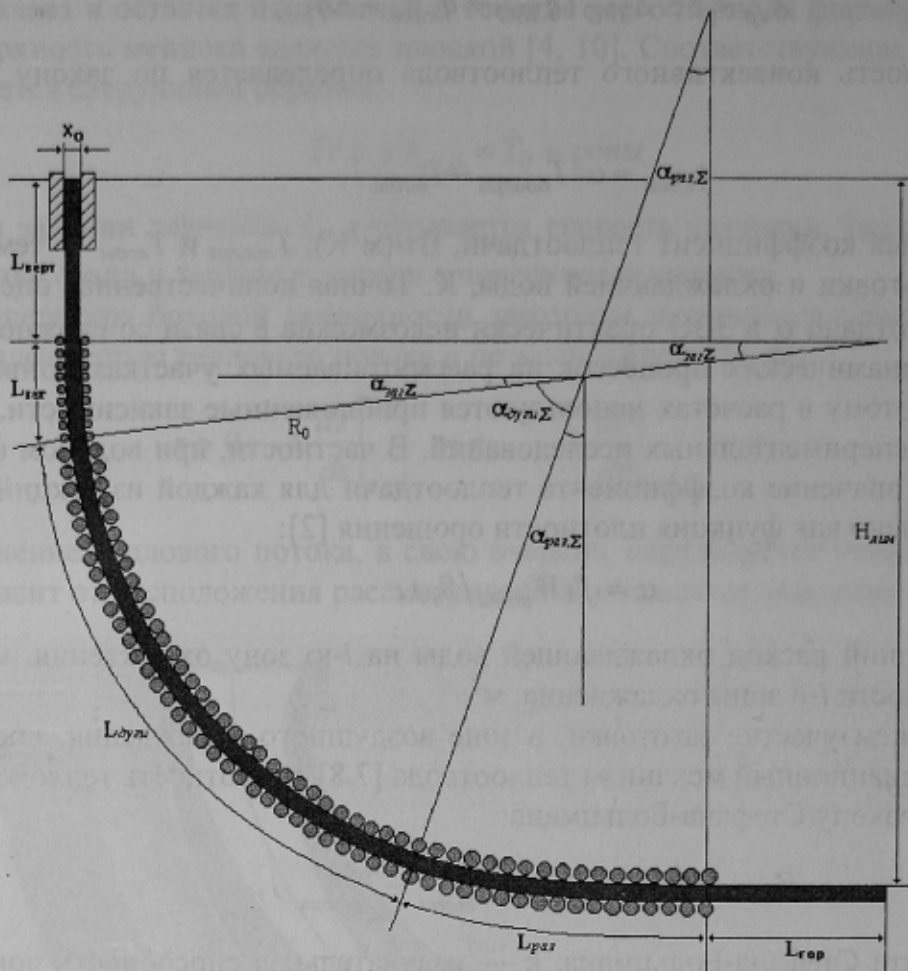


Рис. 3. Схема МНЛЗ криволинейного типа с вертикальным кристаллизатором

$$R_0 = 40x_0 - 2, \quad x_0 \geq 0,200\text{ м}; \quad (14)$$

$$R_0 = 20x_0 + 2, \quad 0,150\text{ м} \leq x_0 < 0,200\text{ м}. \quad (15)$$

Для расчета полной длины участка загиба $L_{заг}$ предложена оригинальная методика [13], базирующаяся на теоретических представлениях и экспериментальных данных о деформационных процессах в затвердевающей стали. Известно, что склонность к образованию трещин зависит от соотношения деформационной способности и прочностных свойств затвердевающей стали. После входа в зону криволинейного участка изгиба заготовка на протяжении нисходящего движения подвержена действию изгибающих напряжений, которое может привести к возникновению дефектов, если напряжения и взаимосвязанные с ними деформации достигают некоторых критических значений. Механические напряжения усиливаются накапливающимися термонапряжениями. Поэтому для разработки технологической линии криволинейной МНЛЗ участок изгиба должен быть спроектирован так, чтобы предотвратить возникновение внутренних трещин.

Согласно предложенной методике основным фактором, определяющим число точек загиба $n_{заг}$, является условие соблюдения величины относительной деформации загиба на каждом из роликов загиба $\varepsilon_{заг,i}$, не превышающей критических значений показателя пластичности стали $\varepsilon_{дон}$. Участок загиба должен быть построен по кривой с постоянно уменьшающимся радиусом кривизны от бесконечности в начале загиба при переходе с вертикального участка на криволинейный до величины базового радиуса R_0 при переходе на радиальный участок, т.е. в последней точке загиба радиус угла загиба

$R_{заг,н} = R_0$. Исходя из этого, накопившаяся полная относительная деформация на всем участке загиба $\epsilon_{заг,\Sigma}$ определяется как

$$\epsilon_{заг,\Sigma} = \frac{x_0}{2 \left(R_0 - \frac{x_0}{2} \right)} \quad (16)$$

Тогда общее число точек загиба $n_{заг}$ будет равно:

$$n_{заг} = \epsilon_{заг,\Sigma} / \epsilon_{дон} + 1. \quad (17)$$

Поскольку криволинейный участок загиба имеет сегментное конструктивное исполнение, то полная длина участка загиба должна быть кратной шагу гибочных роликов, т.е. $L_{заг} = n_{заг} \cdot h_{заг}$.

Участок разгиба (выпрямления) заготовки, в отличие от участка загиба, должен быть построен по кривой с постоянно увеличивающимся радиусом кривизны от величины базового радиуса R_0 при переходе с радиального участка на участок разгиба до бесконечности в конце разгиба при переходе на горизонтальный участок. Суммарная полная относительная деформация на всем участке разгиба $\epsilon_{раз,\Sigma}$ определяется как

$$\epsilon_{раз,\Sigma} = \frac{x_0}{(R_0 - x_0)}. \quad (18)$$

Общее число точек разгиба $n_{раз}$ равно:

$$n_{раз} = \epsilon_{раз,\Sigma} / \epsilon_{дон} + 1. \quad (19)$$

С учетом сегментного конструктивного исполнения участка разгиба его полная длина должна быть кратной шагу роликов, т.е. $L_{раз} = n_{раз} \cdot h_{раз}$.

На радиальном участке полная длина дуги $L_{дуги}$, ограниченной центральным углом $\alpha_{дуги,\Sigma}$, определяется из соотношения $L_{дуги} = (R_0 \alpha_{дуги,\Sigma} \cdot 2\pi) / 360^\circ$, где $\alpha_{дуги,\Sigma} = 90^\circ - \alpha_{заг,\Sigma} - \alpha_{раз,\Sigma}$.

Таким образом, уравнения (1–19) образуют систему уравнений, позволяющую определить общую длину технологической линии, высоту технологической линии (от мениска до горизонтального участка), рассчитать общее количество и координаты роликов внешней и внутренней проводки МНЛЗ на всех участках технологической линии с учетом толщины сляба (рис. 4).

На основе вышеизложенной системы математических моделей разработан программный комплекс «MNLZ», включающий интегрированный банк справочно-информационных данных процесса непрерывной разливки стали и систему расчетных программ, позволяющих моделировать различные группы физических явлений при формировании непрерывнолитой слябовой заготовки. Основными блоками комплекса являются программы:

«Solidification» — прогнозирование теплофизических процессов (изменение поля температур и рост твердой корки) при прохождении заготовки через кристаллизатор, зону водоохлаждения и охлаждения на воздухе (рис. 2);

«Mashine» — расчет термонапряженного состояния заготовки, деформационных процессов и определение конструктивных параметров МНЛЗ (рис. 4).

Данные программы могут работать как в составе комплекса, так и автономно. При совместной работе программ полученные на каждом этапе результаты являются исходными данными для следующего блока программного комплекса. Комплекс

«MNLZ» может быть дополнен разработанным в НПО «ДОНИКС» программным блоком «Tundish» для расчета гидродинамических и теплофизических параметров в период нахождения металла в проковше и при разливке через стаканы-дозаторы.

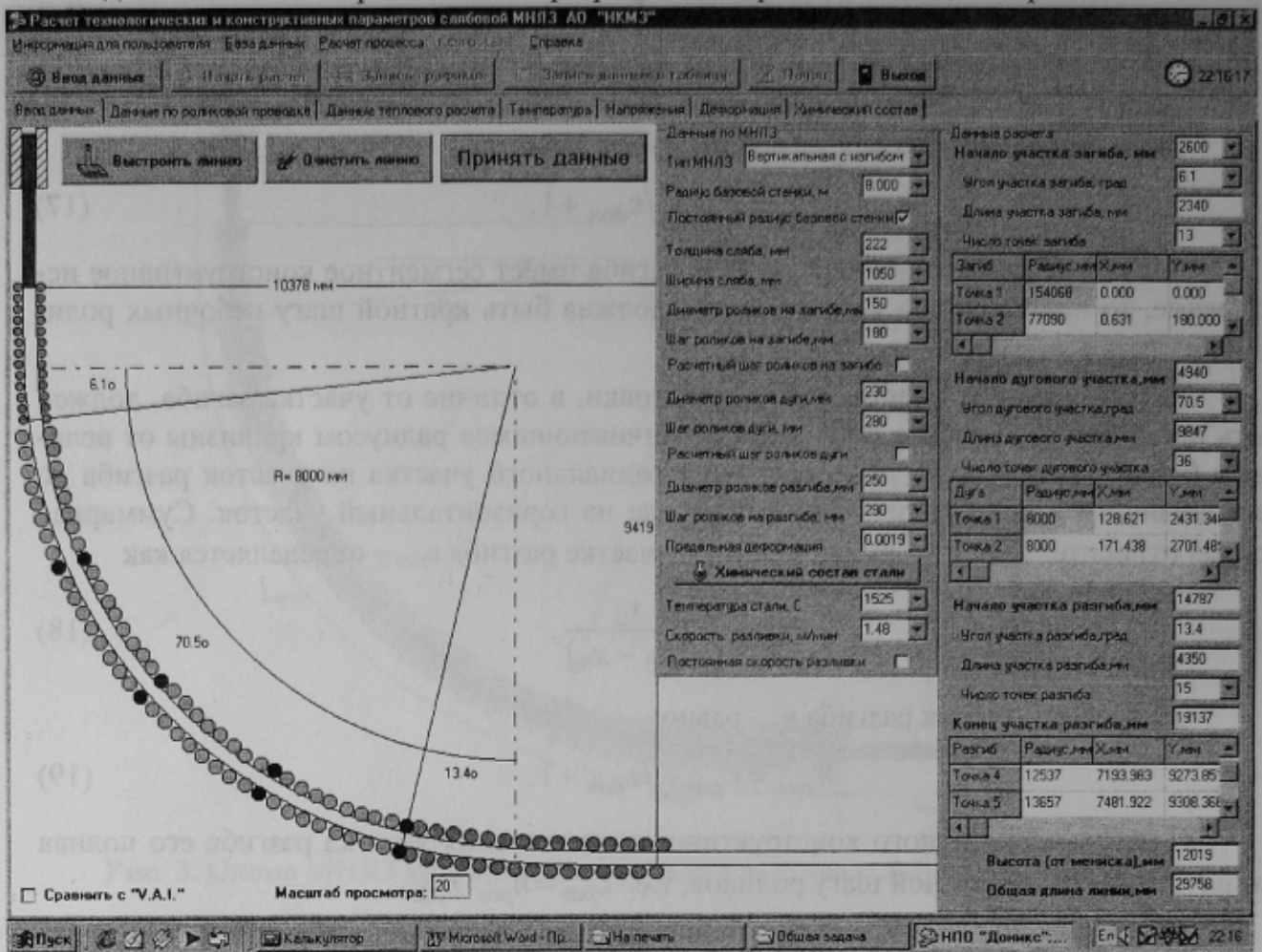


Рис. 4. Формат рабочего экрана программы «Mashine»

Программное обеспечение не требует значительных компьютерных ресурсов и предназначено для работы в среде MS Windows. Все программы снабжены удобным графическим интерфейсом, получаемые данные представляются в виде диаграмм, графиков, таблиц. Предусмотрена возможность сохранения результатов в виде файлов данных для дальнейшей обработки и анализа. В процессе работы пользователь может получать необходимые инструкции и вспомогательную информацию (ввод исходных данных, подробное описание последовательности работы программных модулей, формирование условий различного рода, контекстные подсказки и т.д.) из справочной системы программного комплекса.

Разработка предлагается для проведения многовариантных исследований при проектировании новых и реконструкции действующих МНЛЗ и выработке оптимальных технологических параметров (схемы охлаждения, параметров заливки, конфигурации технологической оси), обеспечивающих получение литых заготовок высокого качества при минимальных затратах, и, соответственно, возможность создания конкурентоспособных конструкций МНЛЗ.

Список литературы

1. Теория и практика непрерывного литья заготовок / А.Н.Смирнов, А.Я.Глазков, В.Л.Пилюшенко и др. — Донецк: ДонГУ, 2000. — 371 с.

2. Емельянов В.А. Тепловая работа машин непрерывного литья заготовок. — М.: Металлургия, 1988. — 143 с.
3. Нисковских В.М., Карлинский С.Е., Беренов А.Д. Машины непрерывного литья слябовых заготовок. — М.: Металлургия, 1991. — 272 с.
4. Choudary S.K., Mazumdar D. Mathematical modelling of transport phenomena in continuous casting of steel // ISIJ International, 1994. — V.34. — N. 7. — P. 584–592.
5. Никитенко Н.И. Теория тепломассопереноса. — К.: Наук.думка, 1983. — 352 с.
6. Исаченко В.Л., Осипова В.Л., Сукомел А.С. Теплопередача. — М.: Энергия, 1969. — 439 с.
7. Mizikar E.A. Mathematical heat transfer model for solidification of continuously cast steel slabs // Trans TMS-AIME, 1967. — V. 239. — P. 1747–1753.
8. Расчетно-экспериментальное исследование тепловых режимов формирования непрерывного слитка стали /А.Н.Черепанов, В.Н.Попов, Р.С.Айзатулов и др. // Изв. ВУЗов. Черная металлургия, 1997. — № 8. — С. 43–47.
9. Mathematical Simulation of Steel Shell Formation in Slab Casting / G.Xia, R.Martinelli, Ch.Furst, H.Preslinger // Innovation Session. — Linz (Austria), May 1996. — Paper N.6. — P. 1–10.
10. Fundamental research on solidification involved in continuous casting of steel / K.Kawakami, T.Kitagawa, K.Murakami // Nippon Kokan Technical Report, 1982. — N. 36. — P. 26–41.
11. Gilles H.G. Development of thermal solidification models for bethlem's slab casters // SteelMaking Conference Proceedings, 1993. — P. 315–328.
12. Непрерывная разливка стали на радиальных установках / В.Т. Сладкошteeв, Р.В.Потанин, О.Н.Суладзе и др. — М.: Металлургия, 1974. — 288 с.
13. Смирнов А.Н., Гридин С.В., Белобров Ю.Н., Цупрун А.Ю., Сусь Ю.В., Пильгаев В.М. Расчет параметров загиба и разгиба непрерывнолитой заготовки для МНЛЗ различной конструкции // Металл и литье Украины, 2002. — № 12. — С. 7–9.

© Смирнов А.Н., Гридин С.В., Редько Г.А., Цупрун А.Ю., Штепан Е.В., 2003

РУДЕНКО Е.А. (ДОННТУ)

ИССЛЕДОВАНИЕ ДИНАМИКИ ИЗМЕНЕНИЯ ФОРМЫ КОНЦОВ ЛИСТОВОГО РАСКАТА В ПЛАНЕ ПРИ ПРОКАТКЕ В ГОРИЗОНТАЛЬНЫХ ВАЛКАХ

Приведены результаты экспериментального исследования и математическое описание динамики изменения параметров формы концов листового раската в плане при многократном обжатии в горизонтальных валках.

Для эффективной работы АСУ ТП листовыми станами горячей прокатки она должна быть оснащена специальным технологическим математическим обеспечением, в основу которой входят прогнозирующие математические модели, в частности модели формоизменения концов листовых раскатов, позволяющие прогнозировать концевую обрезь.

Анализ показал, что основная техническая литература посвящена исследованию и описанию формоизменения концов раската для условий его прокатки из прямоугольного в плане сляба в первом проходе. Чаще всего при многопроходной прокатке в горизонтальных валках параметры формы концов раската в плане рассматривают в функции суммарной вытяжки [1] или частных вытяжек по проходам [2]. Однако в этих исследованиях не учитывается важный фактор — диаметр валков.

В данной статье описан новый подход к исследованию формоизменения концов раската в плане.

В работах [3–5] предложено процесс формоизменения концов листового раската на неустановившихся стадиях прокатки (захвате и выбросе раската из валков) в каждом проходе в горизонтальных валках разделяется на две составляющие. Первая — формо-