

УДК 536:669.02.09:669.054.82:005

ВОЛОШИН Р.В.,
 ПАВЛЮЧЕНКОВ И.А., д.т.н., профессор
 БАБЕНКО М.В., к.т.н., доцент
 САЛО Е.В., к.т.н., доцент
 ВЛАСЕНКО И.В.

Днепродзержинский государственный технический университет

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПЛАВЛЕНИЯ РАСКИСЛИТЕЛЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ФОРМЫ ИЗ ФЕРРОСПЛАВА ФТИ-30 НА ГРАНИЦЕ ШЛАК – МЕТАЛЛ

Введение. Процессы кинетики плавления раскисляющих добавок цилиндрической формы из ферросплавов на границе шлак-металл в сталеразливочном ковше на сегодняшний день изучены не достаточно детально. Следовательно, задачи исследования тепломассообменных процессов при их плавлении на границе шлак-металл в ковше при внепечной обработке металла актуальны для металлургической практики.

Следует отметить, что отдельные режимы ввода кусковых добавок цилиндрической формы сопровождаются их выносом в шлаковый покров на поверхности металла, что может приводить к неэффективному использованию дорогостоящего материала и неоднородности его химического состава.

Постановка задачи. Определение температурного поля и кинетики плавления тел в расплаве относится к классу задач теплопроводности с подвижными границами раздела фаз. Для их решения применяются, как правило, численные методы. Наиболее универсальным является метод конечных разностей. Это эффективная схема, основанная на учете скрытой теплоты плавления по методу Дюзимбера [1-3]. Метод был применен:

- в одномерной постановке для решении задачи плавления чушкового алюминия при раскислении и доводке стали в сталеразливочном ковше [2, 4, 5],
- для исследования кинетики плавления алюминиевой и порошковой проволок при вводе в жидкую сталь [2, 4, 5],
- при решении двухмерной задачи плавления алюминиевого стержня (продольное обтекание цилиндра) с защитным покрытием [5].

Цель работы. Целью представленной статьи является разработка математической модели и алгоритма решения двухмерной задачи расчета (на основе метода Дюзимбера) кинетики плавления раскислителя цилиндрической формы в расплаве при несимметричных граничных условиях.

Результаты работы. Детально рассмотрим процесс плавления цилиндра из тугоплавкого материала (ФТИ-30), который расположен на границе шлак-металл. Принимаем, что температуры жидкого металла t_m и жидкого шлака $t_{ш}$ постоянны и выше температуры $t_{пл}$ плавления цилиндра. Отметим также, что перед всплытием на границу шлак-металл вся поверхность цилиндра не имеет намерзших оболочек шлака и металла.

Распределение температур в цилиндре описывается двухмерным уравнением теплопроводности:

$$C(T)\rho(T)\frac{\partial T(r, \vartheta, \tau)}{\partial \tau} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[\lambda(T)r \frac{\partial T}{\partial r} \right] + \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial \vartheta} \left[\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial \vartheta} \right], \quad (1)$$

$$0 < r < R_0, \quad 0 < \vartheta < \pi,$$

где T – температура расплава в (°C), r – текущие значения радиуса цилиндра, ϑ – текущие

значения угла, $\rho(T)$ – плотность материала цилиндра, $C(T)$ – теплоемкость материала цилиндра, $\lambda(T)$ – теплопроводность материала цилиндра, τ – время.

Граничные условия. На оси симметрии поперечного сечения цилиндра тепловой поток равен 0, то есть:

$$\frac{\partial t(0, z, \tau)}{\partial r} = 0. \quad (2)$$

На верхней боковой поверхности цилиндра ($0 < \vartheta < \vartheta_0$) происходит конвективный теплообмен с жидким шлаком с заданным коэффициентом $\alpha_{ш}$ теплоотдачи. На нижней боковой поверхности цилиндра ($\vartheta_0 < \vartheta < \pi$) происходит конвективный теплообмен с жидким расплавом с заданным коэффициентом теплоотдачи α_m . Между намерзшими оболочками металла, шлака и поверхностью цилиндра существует идеальный тепловой контакт, т.е. заданы граничные условия IV рода.

Распределение температур в затвердевшей оболочке металла имеет вид:

$$C_m(T)\rho_m(T)\frac{\partial T_m}{\partial \tau} = \frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left[\lambda_m(T)r\frac{\partial T_m}{\partial r}\right] + \frac{1}{r^2}\frac{\partial}{\partial \vartheta}\left[\lambda_m(T)\frac{\partial T_m}{\partial \vartheta}\right], \quad (3)$$

$$r > R_0, (\vartheta_0 < \vartheta < \pi),$$

где T – температура в ($^{\circ}\text{C}$), r – текущие значения радиуса цилиндра, ϑ – текущие значения угла, ρ_m – плотность металла, C_m – теплоемкость металла, λ_m – теплопроводность металла.

Пусть точка P_m принадлежит границе плавления (намерзания) затвердевшей оболочки металла. При этом условие движения границы плавления (намерзания) запишем в виде:

$$\alpha_m(T_m(r, \vartheta, \tau) - t_{nl}^m) - \lambda_m \frac{\partial T_m(P_m)}{\partial \bar{n}} = -\rho_m Q_m W(P_m); T(P_m) = t_{nl}^m, \quad (4)$$

где α_m – коэффициент теплоотдачи металла, T_m – температура расплава металла в ($^{\circ}\text{C}$), r – текущие значения радиуса цилиндра, ϑ – текущие значения угла, ρ_m – плотность металла, C_m – теплоемкость металла, λ_m – теплопроводность металла, t_{nl}^m – температура плавления металла, P_m – точка, принадлежащая границе плавления (намерзания) затвердевшей оболочки металла, τ – время, \bar{n} – вектор нормали.

Распределение температур в затвердевшей оболочке шлака описывается аналогичным уравнением теплопроводности:

$$C_{ш}(T)\rho_{ш}(T)\frac{\partial T_{ш}}{\partial \tau} = \frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left[\lambda_{ш}(T)r\frac{\partial T_{ш}}{\partial r}\right] + \frac{1}{r^2}\frac{\partial}{\partial \vartheta}\left[\lambda_{ш}(T)\frac{\partial T_{ш}}{\partial \vartheta}\right], \quad (5)$$

$$r > R_0, (0 < \vartheta < \vartheta_0),$$

где T – температура в ($^{\circ}\text{C}$), r – текущие значения радиуса цилиндра, ϑ – текущие значения угла, $\rho_{ш}$ – плотность шлака, $C_{ш}$ – теплоемкость шлака, $\lambda_{ш}$ – теплопроводность шлака.

Точка $P_{ш}$ принадлежит границе плавления (намерзания) затвердевшей оболочки шлака и условие движения границы плавления (намерзания) запишем в виде:

$$\alpha_{ш}(T_{ш}(r, \vartheta, \tau) - t_{nl}^{ш}) - \lambda_{ш} \frac{\partial T_{ш}(P_{ш})}{\partial \bar{n}} = -\rho_{ш} Q_{ш} W(P_{ш}); T(P_{ш}) = t_{nl}^{ш}, \quad (6)$$

где $\alpha_{ш}$ – коэффициент теплоотдачи шлака, $T_{ш}$ – температура расплава металла в ($^{\circ}\text{C}$),

r – текущие значения радиуса цилиндра, ϑ – текущие значения угла, $\rho_{ш}$ – плотность шлака, $C_{ш}$ – теплоемкость шлака, $\lambda_{ш}$ – теплопроводность шлака, $t_{ш}^{ш}$ – температура плавления шлака, $P_{ш}$ – точка, принадлежащая границе плавления (намерзания) затвердевшей оболочки шлака, τ – время, \bar{n} – вектор нормали.

После завершения периодов намерзания и последующего плавления металлической или шлаковой оболочек происходит подогрев поверхности цилиндра до температуры его плавления $t_{пл}$. На нижней поверхности цилиндра ($\vartheta_0 < \vartheta < \pi$) происходит конвективный теплообмен с жидким металлом с заданным коэффициентом теплоотдачи α_m :

$$\alpha_m [t_m - T(R_0, \vartheta, \tau)] = -\lambda \frac{\partial T(R_0, \vartheta, \tau)}{\partial \bar{n}}, \quad (\vartheta_0 < \vartheta < \pi), \quad (7)$$

где α_m – коэффициент теплоотдачи металла, t_m – температура плавления металлической оболочки, T – температура расплава в ($^{\circ}\text{C}$), R_0 – начальный радиус цилиндра, τ – время, ϑ – текущие значения угла, λ – теплопроводность расплава, \bar{n} – вектор нормали.

На верхней поверхности цилиндра ($0 < \vartheta < \vartheta_0$) происходит конвективный теплообмен с жидким шлаком с заданным коэффициентом теплоотдачи $\alpha_{ш}$:

$$\alpha_{ш} [t_{ш} - T(R_0, \vartheta, \tau)] = -\lambda \frac{\partial T(R_0, \vartheta, \tau)}{\partial \bar{n}}, \quad (0 < \vartheta < \vartheta_0), \quad (8)$$

где $\alpha_{ш}$ – коэффициент теплоотдачи металла, $t_{ш}$ – температура плавления металлической оболочки, T – температура расплава в ($^{\circ}\text{C}$), R_0 – начальный радиус цилиндра, τ – время, ϑ – текущие значения угла, λ – теплопроводность расплава, \bar{n} – вектор нормали.

В качестве начального условия выбирается распределение температур в цилиндре в момент всплытия его на поверхность шлак - металл. Расчетной областью выбрана половина поперечного сечения цилиндра. Для решения задачи формируем квадратную координатную сетку. Для этого разобьем рассматриваемую половину сечения вертикальными и горизонтальными линиями как это показано на (рис.1). Получим контрольные объемы с координатами i, j . Значения температур будем определять в центре контрольных объемов. Зададим M_0 – начальное количество узлов по радиусу. В предлагаемом алгоритме расчета используется явная разностная схема. Вводятся матрицы температур $t_{i,j}^n$ и $t_{i,j}^{n+1}$ для (n) и ($n+1$) временных слоев. Для учета условия симметрии задаем дополнительный столбец температур $t_{1,j}^n$. Равенство нулю тепловых потоков на оси симметрии учитывается посредством присвоения на каждом временном слое значений температур соответствующих столбцов: $t_{1,j}^n = t_{2,j}^n$. В результате такого подхода все контрольные объемы расчетной области являются внутренними, что существенно упрощает составление программы расчета. Вводятся матрицы теплофизических параметров плотности $\rho_{i,j}^n$, теплопроводности $\lambda_{i,j}^n$ и теплоемкости $c_{i,j}^n$, куда заносятся на каждом временном слое соответствующие значения параметров материала цилиндра и затвердевшего металла в зависимости от температуры.

В данной задаче используется только одно обобщенное уравнение (9) для расчета температур на “ $n+1$ ” временном слое. Оно имеет следующий вид:

$$t_{i,j}^{n+1} = t_{i,j}^n + r_z (t_{i-1,j}^n - t_{i,j}^n) - r_v (t_{i,j}^n - t_{i+1,j}^n) + r_s (t_{i,j-1}^n - t_{i,j}^n) - r_j (t_{i,j}^n - t_{i,j+1}^n). \quad (9)$$

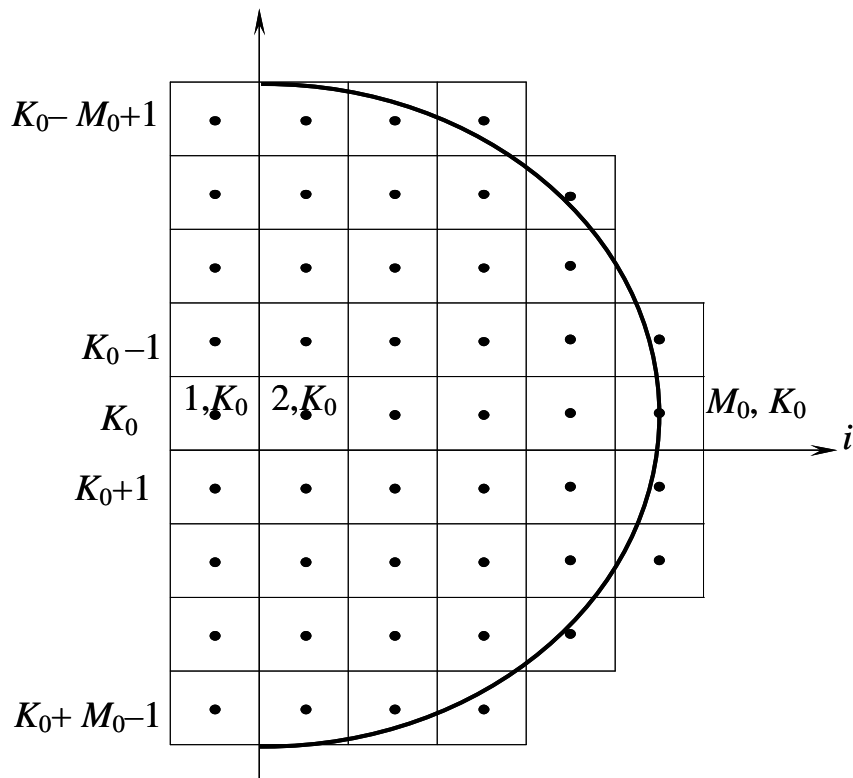


Рисунок 1 – Схема расчетной области для решения задачи плавления тугоплавкого раскислителя цилиндрической формы на границе шлак-металл

Значение коэффициента r_z (z – ”запад”) определяется по формуле:

$$r_z = \frac{\Delta \tau}{\rho_{i,j}^n \cdot c_{i,j}^n \left(\frac{\Delta x^2}{2\lambda_{i,j}^n} + \frac{\Delta x^2}{2\lambda_{i-1,j}^n} \right)}. \quad (10)$$

Значение коэффициента r_v (v – ”восток”) определяется в зависимости от значения температуры в контрольном объеме с номером $t_{i+1,j}^n$:

$$r_v = \frac{\alpha \cdot \Delta \tau}{\rho_{i,j}^n \cdot c_{i,j}^n \Delta x}, \quad t_{i+1,j}^n = t_{ж}; \quad (11)$$

$$r_v = \frac{\Delta \tau}{\rho_{i,j}^n \cdot c_{i,j}^n \left(\frac{\Delta x^2}{2\lambda_{i,j}^n} + \frac{\Delta x^2}{2\lambda_{i+1,j}^n} \right)}, \quad t_{i+1,j}^n \neq t_{ж}. \quad (12)$$

Значение коэффициента r_s (s – ”север”) определяется в зависимости от значения температуры в контрольном объеме с номером $t_{i,j-1}^n$:

$$r_s = \frac{\alpha \cdot \Delta \tau}{\rho_{i,j}^n \cdot c_{i,j}^n \Delta x}, \quad t_{i,j-1}^n = t_{ж}; \quad (13)$$

$$r_s = \frac{\Delta \tau}{\rho_{i,j}^n \cdot c_{i,j}^n \left(\frac{\Delta x^2}{2\lambda_{i,j-1}^n} + \frac{\Delta x^2}{2\lambda_{i,j}^n} \right)}, \quad t_{i,j-1}^n \neq t_{ж}. \quad (14)$$

Значение r_j (j – ”юг”) определяется в зависимости от температуры в контрольном объеме с номером $t_{i,j+1}^n$:

$$r_j = \frac{\alpha \cdot \Delta \tau}{\rho_{i,j}^n \cdot c_{i,j}^n \Delta x}, \quad t_{i,j+1}^n = t_{ж}; \quad (15)$$

$$r_j = \frac{\Delta \tau}{\rho_{i,j}^n \cdot c_{i,j}^n \left(\frac{\Delta x^2}{2\lambda_{i,j}^n} + \frac{\Delta x^2}{2\lambda_{i,j+1}^n} \right)}, \quad t_{i,j+1}^n \neq t_{ж}. \quad (16)$$

Если контрольные объемы с нижней, верхней и правой сторон обтекаются расплавом, то r_v , r_s и r_j определяются по формулам (11), (13) и (15) соответственно. Второе слагаемое в правой части уравнения (9) обозначает приток тепла посредством теплопроводности с левого соседнего контрольного объема с координатами $t_{i-1,j}^n$ в контрольный объем с координатами $t_{i,j}^n$. Третье слагаемое обозначает поток тепла ушедшего с контрольного объема с координатами $t_{i,j}^n$ в правый соседний контрольный объем с координатами $t_{i+1,j}^n$. При этом возможен один из 2-х способов переноса тепла:

1) теплопроводностью, если $t_{i+1,j}^n$ меньше температуры расплава, значение r_v при этом определяется по формуле (12);

2) конвективным теплообменом с расплавом, если $t_{i+1,j}^n$ равна температуре расплава, значение r_v при этом определяется по формуле (15).

Четвертое слагаемое в правой части уравнения (9) обозначает приток тепла с верхнего соседнего контрольного объема с координатами $t_{i,j-1}^n$ в контрольный объем с координатами $t_{i,j}^n$. При этом также возможен один из 2-х способов переноса тепла:

1) теплопроводностью, если $t_{i,j-1}^n$ меньше температуры расплава, значение r_v при этом определяется по формуле (14);

2) конвективным теплообменом с расплавом, если $t_{i,j-1}^n$ равна температуре расплава, значение r_v при этом определяется по формуле (13).

Пятое слагаемое обозначает поток тепла, ушедшего с контрольного объема с координатами $t_{i,j}^n$ в нижний соседний контрольный объем с координатами $t_{i,j+1}^n$. При этом возможен один из 2-х способов переноса тепла:

1) теплопроводностью, если $t_{i,j+1}^n$ меньше температуры расплава, значение r_j при этом определяется по формуле (16);

2) конвективным теплообменом с расплавом, если $t_{i,j+1}^n$ равна температуре расплава, значение r_j при этом определяется по формуле (15).

Согласно методу Дюзимбера при намерзании и последующем плавлении оболочки металла и плавлении цилиндра температура поверхностного слоя принимает значение соответствующей температуры плавления (намерзания), т.е. расчет поля температур по формулам (9)-(16) производится с граничными условиями I рода.

Для расчета процесса намерзания и последующего плавления металлической оболочки вычисляется, согласно метода Дюзимбера, избыточная температура:

$$t_u = t_v + r_z(t_{i-1,j}^n - t_v) - r_v(t_v - t_{i+1,j}^n) + r_s(t_{i,j-1}^n - t_v) - r_j(t_v - t_{i,j+1}^n), \quad (17)$$

где t_v – температура нулевой жидкотекучести (выливаемости) металла.

Если значение избыточной температуры t_u меньше температуры нулевой жидкотекучести металла t_v , то на данном временном слое происходит процесс намерзания металла. При этом, разность между значением избыточной температуры и температуры нулевой жидкотекучести металла t_v суммируется в счетчиках. Для этих целей введена матрица $cd[i, j]$; в начале расчета ее элементы равны 0. Если через k_1 шагов по времени значение $cd[i, j]$ станет больше отношения теплоты фазового перехода в металле к его теплоемкости, то температура расплава в соседнем контрольный объеме заменяется на температуру нулевой жидкотекучести металла.

Если значение избыточной температуры t_u больше температуры нулевой жидкотекучести металла t_v , то на данном временном слое происходит процесс расплавления намерзшего металла. При этом, разность между значением избыточной температуры и температуры нулевой жидкотекучести металла t_v суммируется в счетчиках. По истечении k_2 шагов по времени значение $cd[i, j]$ станет больше отношения теплоты фазового перехода в металле к его теплоемкости, тогда температура $t_{i,j}^n$ в контрольном объеме заменяется на температуру расплава.

Аналогично, для расчета процесса намерзания и последующего плавления шлаковой оболочки вычисляется, согласно метода Дюзимбера, избыточная температура:

$$t_u = t_{nl}^{uu} + r_z(t_{i-1,j}^n - t_{nl}^{uu}) - r_v(t_{nl}^{uu} - t_{i+1,j}^n) + r_s(t_{i,j-1}^n - t_{nl}^{uu}) - r_j(t_{nl}^{uu} - t_{i,j+1}^n), \quad (18)$$

где t_{nl}^{uu} – температура плавления шлака.

Если значение избыточной температуры t_u меньше температуры плавления шлака t_{nl}^{uu} , то на данном временном слое происходит процесс намерзания шлака. При этом, разность между значением избыточной температуры и температуры плавления шлака t_{nl}^{uu} суммируется в счетчиках. Если через k_3 шагов по времени значение $cd[i, j]$ станет больше отношения теплоты плавления в шлаке к его теплоемкости, то температура расплава в соседнем контрольный объеме заменяется на температуру плавления шлака t_{nl}^{uu} . Если значение избыточной температуры t_u больше температуры плавления шлака t_{nl}^{uu} , то на данном временном слое происходит процесс расплавления намерзшего шлака. При этом, разность между значением избыточной температуры и температуры плавления шлака t_{nl}^{uu} суммируется в счетчиках. По истечении k_4 шагов по времени значение $cd[i, j]$ станет больше отношения теплоты плавления шлака к его теплоемкости, то температура $t_{i,j}^n$ в контрольный объеме заменяется на температуру шлакового расплава. Расчет по формулам (9)-(18) осуществляется для контрольных объемов, температура которых ниже температуры плавления цилиндра. После расчета процесса подогрева цилиндра на данном временном слое производится расчет плавления контрольных объемов в цилиндре, которые прогрелись до температуры плавления. Для каждого контрольного объема, имеющего температуру плавления цилиндра $t_{пл.}$, вычисляется избыточная температура:

$$t_u = t_{nl} + r_z(t_{i-1,j}^n - t_{nl}) - r_v(t_{nl} - t_{i+1,j}^n) + r_s(t_{i,j-1}^n - t_{nl}) - r_j(t_{nl} - t_{i,j+1}^n), \quad (19)$$

При этом, разность между значением избыточной температуры и температуры плавления цилиндра суммируется в счетчиках. По истечении k_5 шагов по времени

значение $cd[i, j]$ станет больше отношения теплоты фазового перехода в цилиндре к его теплоемкости, то температура $t_{i,j}^n$ в контрольный объем заменяется на температуру шлакового или металлического расплава. Расчет по данному алгоритму заканчивается при условии, что все контрольные объемы расплавились.

Проведены расчеты кинетики плавления цилиндра из ферросплава ФТИ-30 при следующих исходных данных:

По добавке

Теплота фазового перехода, кДж/кг	386,0
Теплоемкость, Дж/(кг·К)	681
Плотность, кг/м ³	5860
Теплопроводность твердой фазы, Вт/(м·К)	76,6
Температура ликвидуса, К	1808
Температура солидуса, К	1653
Начальная температура, К	298
Диаметр, мм	5, 25, 50,70.

По расплаву

Температура расплава, К	1873
Температура выливаемости, К	1773
Теплота фазового перехода, кДж/кг	250,0
Теплоемкость твердой фазы, Дж/(кг·К)	710
Теплоемкость жидкой фазы, Дж/(кг·К)	710
Плотность твердой фазы, кг/м ³	7800
Плотность жидкой фазы, кг/м ³	7000
Теплопроводность твердой фазы, Вт/(м·К)	30,0
Теплопроводность жидкой фазы, Вт/(м·К)	24,1
Коэффициент линейного расширения, (К ⁻¹)	0,000011
Кинематическая вязкость, м ² /с	0,0000007

По шлаку

Теплота фазового перехода, кДж/кг	190,0
Теплоемкость, Дж/(кг·К)	1000
Плотность, кг/м ³	3000
Теплопроводность, Вт/(м·К)	2,0
Температура шлака, К	1903
Температура ликвидуса, К	1573
Температура солидуса, К	1563
Начальная температура, К	293
Коэффициент линейного расширения, (К ⁻¹)	0,0000024
Кинематическая вязкость, м ² /с	0,000037

Расчет коэффициента теплоотдачи в шлаковом расплаве [7]

$$\alpha_{ш} = \frac{\lambda_{ш} Nu_{ш}}{P},$$

где $P = \frac{\pi d}{2}$ – характерный размер,; $Nu_{ш} = 2 + 0,45(Gr Pr)^{\frac{1}{4}}$ – критерий Нуссельта для шлака, $\alpha_{ш}$ – коэффициент теплоотдачи шлака, $\lambda_{ш}$ – теплопроводность шлака,; $Gr = \frac{\beta \cdot g \cdot P^3 \cdot (t_{ш} - t_{л.ш.})}{\nu^2}$ – критерий Грасгофа; β – коэффициент линейного расшире-

ния, K^{-1} ; g – ускорение свободного падения ($9,81 \text{ м}^2/\text{с}$); $Pr = \frac{a}{\nu}$ – критерий Прандтля;
 $a = \frac{\lambda}{\rho \cdot c_p}$ – коэффициент температуропроводности, $\text{м}^2/\text{с}$; ν – кинематическая вязкость.

Расчет коэффициента теплоотдачи в металлическом расплаве [7]

$$\alpha_m = \frac{\lambda_{жм} Nu_m}{R},$$

где $Nu_m = 0,662 Re^{\frac{1}{2}} Pr^{\frac{1}{3}}$ – критерий Нуссельта для металлического расплава; α_m – коэффициент теплоотдачи металла, $\lambda_{жм}$ – теплопроводность металлического расплава, $Re = \frac{v_0 R}{\nu}$ – критерий Рейнольдса; v_0 – скорость обтекания добавки расплавом, $\text{м}/\text{с}$.

Таблица 1 – Результаты расчетов периода плавления раскислителей цилиндрической формы из материала ФТИ – 30 диаметром 5, 25, 50, 70 мм на границе шлак – металл

Диаметр цилиндра, мм	5	25	50	70
Длительность плавления на границе шлак-металл, сек	5	51	145	212
Длительность плавления в металлическом расплаве, сек	4	46	140	209

Выводы. Правильность предложенного алгоритма расчета подтверждается сравнением результатов вычислительного эксперимента с ранее опубликованными экспериментальными и расчетными результатами одномерных задач плавления для различных материалов.

Результаты вычислительного эксперимента позволяют установить рациональные режимы ввода кусковых добавок из различных материалов, обеспечивающие наиболее благоприятные условия для их расплавления в сталеразливочном ковше или ковше-печи. Данная методика расчета процессов плавления материалов в дальнейшем будет дополнена исследованиями процессов конвективного массопереноса расплавленной фазы материалов, т.е. процессами усреднения в объеме расплава.

ЛИТЕРАТУРА

1. Павлюченков И.А. Численное моделирование (на основе метода Дюзимбера) процессов плавления тел в расплаве / Павлюченков И.А. // Математичне моделювання. – 1997. – № 2. – С.37-43.
2. Моделирование процесса плавления чушкового алюминия при раскислении и доводке стали в ковше / Вихлевщук В.А., Носов К.Г., Поляков В.Ф. [и др.] // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1988. – № 9. – С.31-34.
3. Исследование процесса плавления алюминиевой проволоки при вводе в сталь / Вихлевщук В.А., Павлюченков И.А., Щербинский В.Г. [и др.] // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1988. – № 2. – С.32-38.
4. Исследование кинетики плавления порошковой проволоки при вводе в жидкую сталь / Павлюченков И.А., Вихлевщук В.А., Тимошпольский В.И. [и др.] // Изв. вузов. Энергетика. – 1992. – № 9. – С.87-91.
5. Бабенко М.В. Алгоритм расчета (на основе метода Дюзимбера) двухмерной задачи плавления цилиндра в расплаве / Бабенко М.В., Павлюченков И.А. // Металургійна теплотехніка: збірник наукових праць Національної металургійної академії України. – Дніпропетровськ: «ПП Грек О.С.». – 2006. – С.3-7.

6. Изучение свойств ферросплавов и лигатур для микролегирования и раскисления стали / Игнатъев В.С., Вихлевщук В.А., Черногрицкий В.М. [и др.] // Известия вузов. Черная металлургия. – 1988. – № 6. – С.37-42.
7. Ефимов В.А. Разливка и кристаллизация стали / Ефимов В.А. – М.: Металлургия, 1976. – 552с.
8. Методика анализа кинетики плавления тугоплавких материалов цилиндрической формы на границе шлак-металл / Павлюченков И.А., Бабенко М.В., Волошин Р.В., [и др.] // Збірник наукових праць Дніпродзержинського державного технічного університету (технічні науки). – Дніпродзержинськ: ДДТУ. – 2010. – Випуск 1(14). – С.25-33.
9. Математическое моделирование кинетики плавления тугоплавких материалов цилиндрической формы на границе шлак-металл / Павлюченков И.А., Волошин Р.В., Сало Е.В., Овчаренко Т.Н. // Днепропетровск: Системные технологи. – 2010. – Выпуск 4(69). – С.112-121.

Поступила в редколлегию 26.09.2014.

УДК 629.113.075:629.114.4

РЕДЧИЦ В.В.*, к.т.н., профессор
РУДАСЁВ В.Б., к. т.н., доцент
ГОЛОВИНА Е.В.*, доцент

*Кременчугский университет экономики, информационных технологий и управления
Днепродзержинский государственный технический университет

ИССЛЕДОВАНИЕ УПРАВЛЯЕМОСТИ ТРЕХОСНЫХ АВТОМОБИЛЕЙ ПРИ МАНЕВРЕ «ПЕРЕСТАВКА»

Введение. Испытание автомобилей по управляемости в целом, а также по управляемости в аварийных ситуациях проводится на заводских и приемочных испытаниях с целью проверки выполнения требований нормативных документов. Для сокращения сроков доводки и создания опытных образцов новых автомобилей конструктору необходимо еще на стадии технического проекта провести оценку основных показателей управляемости (ГОСТ Р 52302-2004). Одним из многих таких показателей управляемости автомобиля является максимальная скорость при маневре «переставка», т.е. перевод автомобиля с одной полосы движения на другую с постоянной скоростью за минимально возможное время.

Анализ опубликованных работ за последние 40 лет показывает, что все исследования по управляемости и устойчивости движения связаны с траекторией движения, ее кривизной. Таких работ более двухсот. Одними из последних по этому вопросу являются работы Д.А.Антонова, М.А.Подригало, В.П.Волкова, Г.А.Смирнова, В.П.Сахно, а также В.А.Горелова и А.Г.Болдырева ([3, 4] – МГТУ им. Н.Э.Баумана).

Постановка задачи. Целью исследования является оценка управляемости многоосных автомобилей при совершении маневра «переставка» на стадии проектирования.

Для достижения указанной цели необходимо решить следующие задачи:

- разработать метод построения расчетной траектории движения многоосных большегрузных автомобилей;
- разработать математическую модель и алгоритм определения радиусов кривизны траектории трехосного автомобиля с учетом действия внешних сил и моментов: