

УПРАВЛЕНИЕ ПОТОКАМИ СТАЛИ В КРИСТАЛЛИЗАТОРЕ ПРИ НЕПРЕРЫВНОЙ РАЗЛИВКЕ

Д.Н. Андрианов, М.Н. Новиков, А.И. Столяров

Исследовано влияние конструкции погружных стаканов (прямоточного и глухондонного) на качество разливаемой стали. На основе численного моделирования гидродинамических процессов показана эффективность применения глухондонных стаканов. Экспериментально установлена возможность улучшения качества разливаемой стали при применении погружного глухондонного стакана.

Введение

Принцип создания искусственной турбулизации потоков путем создания в них организованных вихревых зон широко используется в современной технике для интенсификации тепло- и массообмена [1].

Целью исследования являлось изучение возможности снижения осевой ликвации и неметаллических включений в непрерывнолитой заготовке.

Изучалось влияние конструкции погружных стаканов (прямоточного и глухондонного) на качество разливаемой стали.

Замена прямоточного погружного стакана на безнапорный с соответствующими конструктивными доработками приводит к подаче металла в кристаллизатор в виде закрученного потока, что исключает переохлаждение мениска, с одной стороны, а с другой – создает благоприятные условия для всплытия неметаллических включений путем торможения нисходящих потоков [2, 3].

На основе численного моделирования гидродинамических процессов показана эффективность применения глухондонных стаканов. Результаты численного моделирования были подтверждены промышленными испытаниями.

Математическая модель

Представляем основные уравнения использованной математической модели.

Уравнения движения, полученные из уравнения Навье-Стокса, следующие [4]:
для жидкой фазы:

$$\frac{\partial[(v_l)_i f_l]}{\partial x_i} = 0$$

$$\rho_l \frac{\partial[(v_l)_j (v_l)_i f_l]}{\partial x_j} = -f_l \frac{\partial p_l}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[f_l (\mu_l + \mu_t) \left(\frac{\partial (v_l)_i}{\partial x_j} + \frac{\partial (v_l)_j}{\partial x_i} \right) \right] + f_l \rho_l g_i + c_{l,g} [(v_g)_i - (v_l)_i],$$

для газа:

$$\frac{\partial[(v_g)_i f_g]}{\partial x_i} = 0$$

$$\rho_l \frac{\partial[(v_g)_j (v_g)_i f_g]}{\partial x_j} = -f_g \frac{\partial p_g}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[f_g \mu_g \left(\frac{\partial (v_g)_i}{\partial x_j} + \frac{\partial (v_g)_j}{\partial x_i} \right) \right] + f_g (\rho_l - \rho_g) g_i + c_{l,g} [(v_l)_i - (v_g)_i],$$

где индексы i и $j = 1, 2, 3$ соответствуют осям x, y, z ; $v_i = \{u, v, w\}$ – компоненты вектора скорости в направлении соответствующих осей; индексы l и g соответствуют жидкой фазе и газу; f – объемное содержание фазы; μ – молекулярная вязкость; μ_t – турбулентная вязкость; g – ускорение свободного падения. Учитывая, что плотность газа на 3–4 порядка меньше плотности жидкости и что доля газа незначительна ($f_g \rho_g \ll f_l \rho_l$), то турбулентность в газовой фазе можно пренебречь. Для жидкой фазы выбрана k - ε -модель турбулентности, которая поддерживает метод пристеночных функций и связывает параметры течения с расстоянием от стенки. Это позволяет избежать очень мелких сеток вблизи стенки; k - ε -модель требует решения двух дополнительных уравнений движения для определения кинетической энергии K и диссипации ε [5]. С учетом объема жидкой фазы

$$\rho_l \frac{\partial (f_l (v_l)_j K)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(f_l \left(\mu_l + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial K}{\partial x_j} \right) + \mu_t f_l \frac{\partial (v_l)_j}{\partial x_i} \left(\frac{\partial (v_l)_i}{\partial x_j} + \frac{\partial (v_l)_j}{\partial x_i} \right) - \rho_l f_l \varepsilon,$$

$$\rho_l \frac{\partial (f_l (v_l)_j \varepsilon)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(f_l \left(\mu_l + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right) + C_1 \frac{\varepsilon}{K} \mu_t f_l \frac{\partial (v_l)_j}{\partial x_i} \left(\frac{\partial (v_l)_i}{\partial x_j} + \frac{\partial (v_l)_j}{\partial x_i} \right) - C_2 \rho_l f_l \frac{\varepsilon^2}{K}.$$

Турбулентная вязкость вычисляется по формуле

$$\mu_t = C_\mu \rho_l \frac{K^2}{\varepsilon}.$$

Предыдущие уравнения содержат 5 констант, которые для получения адекватного поведения течения были приняты стандартными [6]:

$$C_1 = 1,44; C_2 = 1,92; C_p = 0,09; \sigma_k = 1,00; \sigma_\varepsilon = 1,30.$$

Сумма фракций жидкости и газа должна удовлетворять условию

$$f_l + f_g = 1.$$

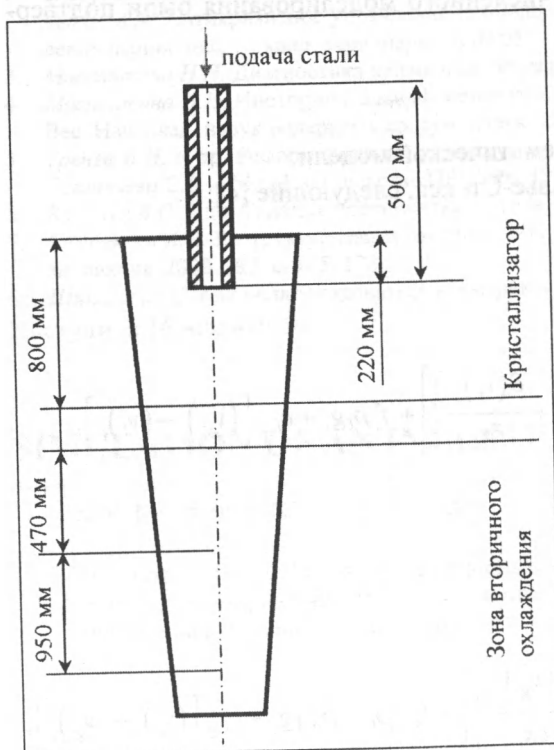


Рис.1. Расчетная модель

Для замыкания системы используем $p_l = p_g = p$.

Коэффициент межфазного взаимодействия $c_{l,g}$ зависит от относительных скоростей расплава и пузырька газа:

$$c_{l,g} = \frac{3}{4} \frac{C_D}{D} f_g \rho_l \left| (v_l)_i - (v_g)_i \right|,$$

где D – диаметр пузырька. Значение безразмерного коэффициента подъемной силы пузырька газа C_D является функцией числа Рейнольдса пузырька Re_{bub} :

$$Re_{\text{bub}} = \frac{\rho_l |v_l - v_g| D}{\mu_l},$$

и может быть определен экспериментально или по следующей формуле (при $0 \leq Re_{\text{bub}} \leq 500 \sim 1000$) [4]:

$$C_D = \frac{24}{Re_{\text{bub}}} \left(1 + 0,15 Re_{\text{bub}}^{0,687} \right).$$

Модель. На рис.1 показана расчетная модель разлива расплава из погружного стакана в кристаллизатор. Проведено численное исследование

влияния конструкции погружных стаканов на гидродинамику потока расплава в кристаллизаторе и жидкой лунке слитка.

Рассматривались конструкции погружных стаканов: прямоточный (стакан с внутренним диаметром 60 мм и наружным диаметром 110 мм) и глухонный (стакан с внутренним диаметром 60 мм и наружным диаметром 110 мм с четырьмя выходными отверстиями диаметром 30 мм, расположенные веерообразно с углом наклона оси выходного отверстия к вертикальной оси стакана 20°).

Глубина погружения стакана в расплав составляет 220 мм при 100% заполнении кристаллизатора.

Граничные условия. Скорость на входе в погружной стакан v_2 задавали в соответствии с массовым расходом металла. В табл. 1 приведены данные о массовом расходе стали на ручей. Свойства жидкой стали взяты из работы [7]. При построении геометрической модели слитка учитывалось изменение поперечного сечения жидкой лунки в процессе кристаллизации заготовки.

Таблица 1. Расход стали для сечений слитка форматов 250×300 и 300×400 (горячий формат 256×306 и 307,5×408)

Скорость вытяжки слитка, м/мин	Массовый расход стали на 1 ручей G , кг/с	
0,5	4,583	7,340
0,6	5,500	8,808
0,7	6,417	10,277
0,8	7,333	11,745

Результаты экспериментов и их обсуждение

Численное моделирование. Расчеты показали, что при разливке затопленной струей через прямоточный стакан вся масса жидкого металла разделяется на две основные зоны. На рис.2–3 показаны конвективные линии тока и распределение скоростей расплава в жидкой лунке слитка. Первая, вихревая, зона расположена в верхней части кристаллизатора. Направление потоков в этой зоне преимущественно вверх. Ниже выходного отверстия стакана наблюдается зона со сложной структурой восходяще-нисходящих потоков. Протяженность этой зоны до 750...1100 мм. Поскольку циркуляция потока в этой зоне препятствует всплыванию неметаллических включений, такую организацию гидротоков можно назвать неблагоприятной [8]. Вторая зона характеризуется нисходящими потоками, сопровождаемыми расширяющейся струей металла, поступающего в жидкую лунку (см. рис. 2).

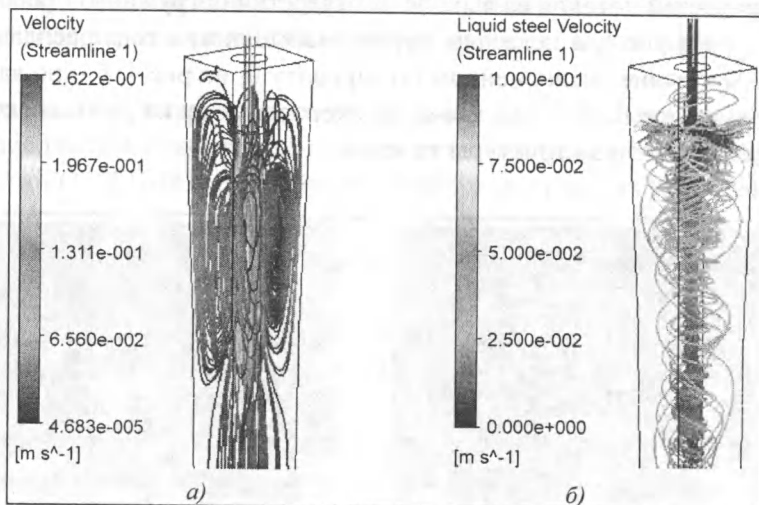


Рис.2. Конвективные линии тока расплава в кристаллизаторе, м/с: *a* – прямоточный стакан; *б* – глухонный стакан (формат заготовки 250×300, скорость вытяжки слитка 0,5 м/мин)

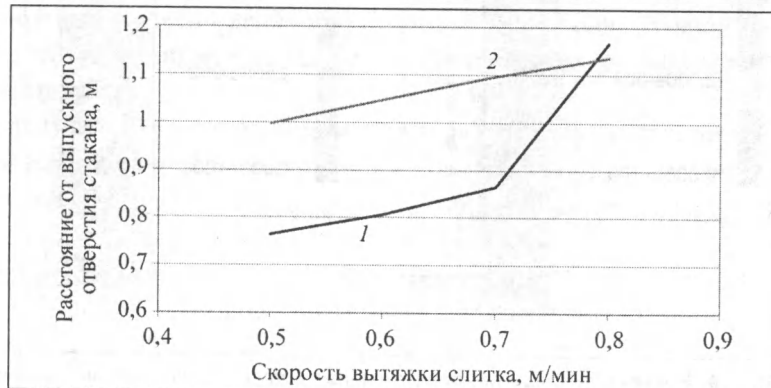


Рис. 3. Глубина проникновения струи расплава в жидкую лунку слитка: 1 – формат заготовки 250×300; 2 – формат заготовки 300×400

Разливка прямоточным стаканом под уровень с заглублением 220 мм дает каплевидной формы нисходящий поток, глубина проникновения которого зависит от скорости истечения расплава из металлопровода (см. рис. 3).

Нижняя граница зоны резкого изменения структуры потоков, от турбулентного до ламинарного располагается на глубине 800...950 мм; максимальные скорости восходящих гидротоков вдоль стенок кристаллизатора в пределах от 0,05 до 0,11 м/с. При ламинарном режиме течения наблюдается устойчивое удержание примесных образований.

При использовании прямоточных стаканов в горизонтальной плоскости кристаллизатора направление потоков происходит от центра к стенкам. С увеличением расхода металла проходящего через стакан, происходит увеличение протяженности циркуляционной зоны и увеличением скорости циркуляции потока металла. Значительная протяженность этой зоны также будет отрицательно влиять на рост корочки слитка, так как будет происходить размывание кристаллизующейся корочки.

Зависимость глубины проникновения струи расплава со скоростью свыше 0,05 м/с при различных расходах расплава представлена на рис.3.

Для установления влияния углов наклона выходных отверстий в глухонном стакане рассматривали варианты: «0» – с горизонтальным расположением осей (без наклона оси выходного отверстия; «1» – с углом наклона оси отверстия +3°; «2» – -3° относительно горизонта.

При проведении исследований значительное внимание было уделено изучению характера и скоростей потоков на выходе из отверстий погружного стакана.

На рис.4, а показаны конвективные линии тока расплава в кристаллизаторе при установленном стакане, выполненном по варианту 0; на рис.4, б – по варианту 1; на рис.4, в – по варианту 2. Указанное на рисунке значение скорости течения расплава ограничено 0,1 м/с для более удобного представления структуры течения.

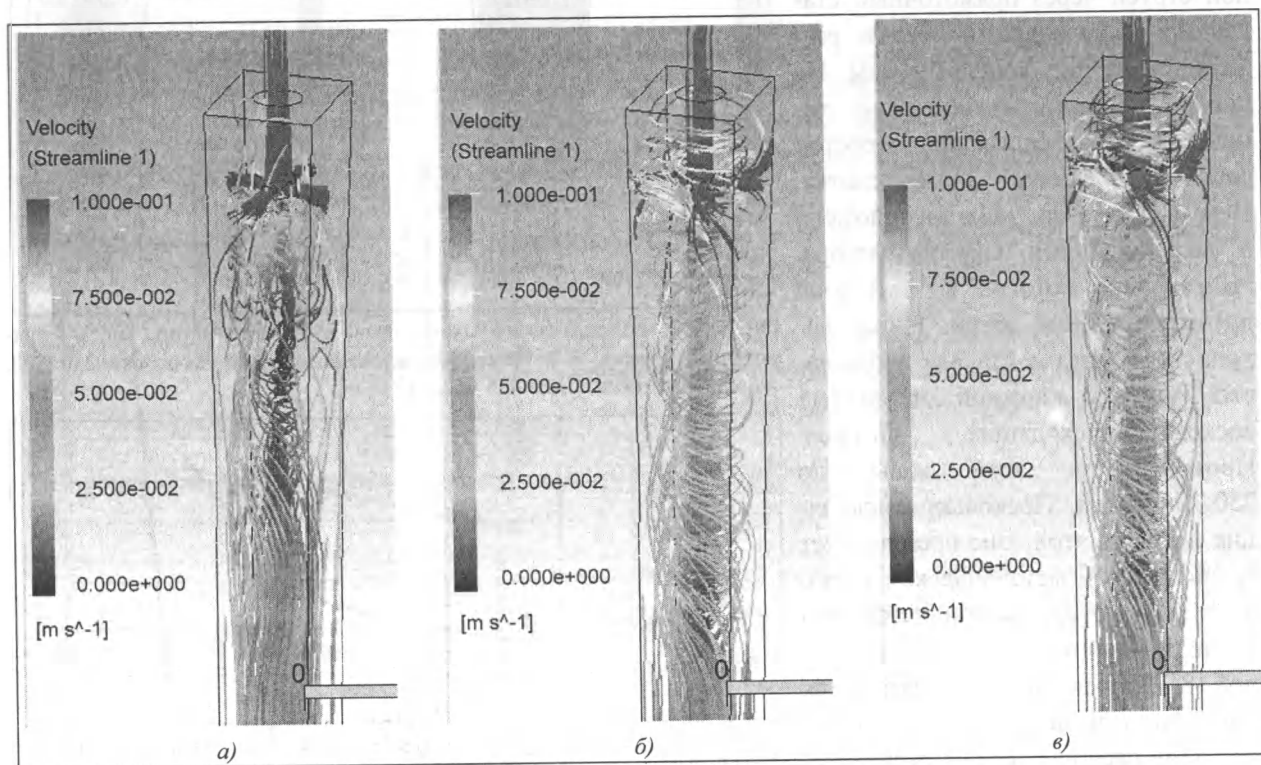


Рис. 4. Конвективные линии тока расплава в кристаллизаторе, м/с. Формат заготовки 250×300 мм, скорость вытяжки 0,8 м/мин; а – вариант 0; б – вариант 1; в – вариант 2

При поступлении металла в кристаллизатор появляются тангенциальные составляющие потоков, которые обеспечивают устойчивое равнонаправленное вращение металла в верхней части кристаллизатора, способствующие всплыванию неметаллических включений и их ассимиляции покровным шлаком на зеркале металла и, таким образом, повышению чистоты стали, а также повышению качества поверхности заготовок (снижение количества подкорковых пузырей).

Вариант «0». При горизонтальном расположении выходных отверстий струя расплава направлена на стеку кристаллизатора под прямым углом, что при значительной скорости расплава может привести к размыванию кристаллизующейся корочки слитка (см. рис.4, а). Максимальная скорость истечения наблюдается в отверстии подводящего канала и составляет 0,6 м/с при скорости вытяжки слитка 0,8 м/с.

Вариант «1». Отклонение струи потока расплава направлено в сторону вытяжки слитка. Скорость движения струи расплава характеризуется невысокими скоростями (0,05...0,15 м/с), закручивающими поток ниже выпускных отверстий (см. рис.4, б).

Вариант «2». Отклонение струи потока расплава в направлении мениска (см. рис.4, в) вызывает более интенсивное вращение расплава в кристаллизаторе выше выходных отверстий (скорость 0,15...0,30 м/с).

Таким образом, применение безнапорного стакана с боковыми отверстиями существенно меняет структуру гидротоков: выше и ниже выходных отверстий образуются вихреобразные потоки с обратной друг другу циркуляцией с нисходящими потоками вдоль образующей стакана для верхних вихрей и восходящими по центру жидкой лунки – для нижних. Выше выходных отверстий восходящий поток направлен вдоль периметра кристаллизатора, особенно интенсивные по углам, куда расходятся струи.

Промышленные испытания. Оценку макроструктуры металла литых и катаных заготовок с опытных и сравнительных ручьев проводили на травленых поперечных темплетях и по серным отпечаткам согласно ОСТ 14-1-235-91 и ГОСТ 10243. Отбор проб от литых заготовок осуществляли с середины плавки, на прокатанных штангах – от начала, середины и конца плавки. Результаты металлографического контроля макроструктуры темплетов литой заготовки сечением 250×300 мм приведены в табл. 2.

При разливке металла через погружные стаканы с горизонтальным подводом металла получена более плотная структура литой заготовки. По результатам металлографического контроля литых темплетов прослеживается закономерность по уменьшению осевой пористости на опытных темплетях от 0,5 до 2,0 баллов. Среднее значение по данному показателю на опытных темплетях составило 0,5 балла, что в 2,4 раза меньше чем на сравнительных (1,2 балла).

На плавках, где сталевыпускные отверстия глуходонных стаканов были направлены на углы кристаллизатора, отмечено также уменьшение осевой ликвации на 0,5 балла. Подусадочная ликвация на остальных исследуемых опытных и сравнительных темплетях одинакова и оценена в 0,5 балла. Кроме того, на темплетях с опытных ручьев плавки наблюдается уменьшение показателя ликвационных полосок и трещин по сечению темплета на 0,5 балла. Макроструктура литых заготовок по остальным показателям идентична.

После проката литых заготовок на стане 850 оценка макроструктуры опытных и сравнительных темплетов не выявила существенных различий за исключением показателя подусадочной ликвации. На плавках, где сталевыпускные отверстия глуходонных стаканов были направлены на углы кристаллизатора, подусадочная ликвация оценена в 0,5 балла (по одному темплету с плавки), что в 4 раза меньше данного показателя сравнительных темплетов. На сравнительных темплетях подусадочная ликвация оценена в 1,0 балла (два темплета) и 0,5 балла (один темплет).

Подусадочная ликвация на остальных опытных и сравнительных темплетях существенно не отличалась. Среднее значение по показателю подусадочной ликвации на опытных темплетях составило 0,25 балла, что в 1,8 раза ниже, чем на сравнительных темплетях (0,44 балла).

Таблица 2. Результаты металлографического контроля макроструктуры темплетов литой заготовки

Темплет	ОСТ 14-1-235-91, балл							Примечание
	Осевая пористость	Осевая ликвация	Ликвационные полосы и трещины			Светлая полоса	Краевое точечное	
			По сечению	Угловые	Осевые			
Опытный	0,5	0,5	0	0	0	0	1,0	Направление сталевыпускных отверстий стаканов на углы кристаллизатора
Сравнительный	1,0	0,5	0,5	0	0	0	1,0	
Опытный	0	0,5	0	0	0	0	1,0	--
Сравнительный	2,0	1,0	0	0	0	0	1,0	
Опытный	0,5	0,5	0,5	0	0	0	0,5	Направление сталевыпускных отверстий стаканов на стенки кристаллизатора
Сравнительный	1,0	0,5	0,5	0	0	0	0,5	
Опытный	0,5	0,5	0,5	0	0	0	0	--
Сравнительный	1,0	0,5	1,0	0	0	0	0	
Опытный	0,5	0,5	0,5	0	0	0	0	Направление сталевыпускных отверстий стаканов на углы кристаллизатора
Сравнительный	1,0	0,5	0,5	0	0	0	0	
Опытный	1,0	0,5	0,5	0	0	0	0	--
Сравнительный	1,0	1,0	0,5	0	0	0	0	
Опытный	0,5	0,5	0,3	0	0	0	0,42	
Сравнительный	1,2	0,7	0,5	0	0	0	0,42	

Заключение

Таким образом, установлено, что с точки зрения качества металла, наиболее благоприятные условия обеспечиваются при установке глухонных стаканов с направлением сталевыпускных отверстий на углы кристаллизатора.

Применение глухонных стаканов позволило:

получить более плотную структуру литой заготовки;

уменьшить значение подусадочной ликвации в катаных заготовках на двух из шести проконтролированных плавках (в 4 раза) при установке глухонных стаканов с направлением сталевыпускных отверстий на углы кристаллизатора;

в большей степени снизить значение коэффициента ликвации углерода в катаных заготовках (2,8 раза) при установке глухонных стаканов с направлением сталевыпускных отверстий на углы кристаллизатора;

снизить плотность оксидных включений в катанке от 1,1 до 2,7 раза;

Испытания показали, что стойкость глухонных стаканов не уступает стойкости прямоочных стаканов.

Литература

1. Калинин Э.К., Дрейцер А.Г., Ярохо С.А. Интенсификация теплообмена в каналах. – М.: Машиностроение, 1990.
2. Сладкошителей В.Т., Актырский В.Л., Потанин Р.В. Качество стали при непрерывной разливке. – М.: Metallurgy, 1973.
3. Виноград М.И., Громова Г.И. Включения в легированных сталях и сплавах. – М.: Metallurgy, 1975.
4. Bai H. and Thomas B.G. Two Phase Flow in Tundish Nozzles During Continuous Casting of Steel», Materials Processing in the Computer Age III, V. Voller and H. Henein, eds., TMS Annual Meeting, Nashville, TN, March 12-16, 2000, pp. 85-99.
5. Launder B.E. Mathematical Models of Turbulence. – London: Academic Press, 1972.
6. Launder B.E. Numerical computation of turbulent flows. 1974.
7. Баканов К.И., Бармотин И.П., Власов Н.И. и др. Рафинирование стали инертным газом. – М.: Metallurgy, 1975.
8. Ильин В.И., Федоров Л.К., Коротков Б.А. и др. Управление потоками стали в кристаллизаторе МНЛЗ с помощью разливочных стаканов. – Изв. высш. уч. заведений. Черная металлургия №9, 2002, с. 19–22.

Поступила 27 августа 2008 г.

CONTROL OF MOLTEN STEEL STREAMS DURING THE CONTINUOUS CASTING

D.N. Andrianov, M.N. Novikov, A.I. Stolyarov

In this work the influence of submerged nozzles design (co-current type and closed bottom type) on quality of steel was investigated. The efficiency of closed bottom submerged nozzles application is demonstrated on the basis of numerical simulation. The possibility of steel quality improvement when using the submerged nozzle of closed-bottom type was confirmed by experiments.