

## Модельные представления двухфазной зоны для расчета усадочной пористости в отливках никелевых жаропрочных сплавов

**77-30569/259988**

# 01, январь 2012

Романов Д. В.

УДК 621.74.011

МГТУ им. Н.Э.Баумана  
[denis.romanov@rockwool.ru](mailto:denis.romanov@rockwool.ru)  
[thesunrise@mail.ru](mailto:thesunrise@mail.ru)

### Введение

Наиболее распространенным дефектом внутренней структуры отливок является пористость. Под пористостью обычно понимают равномерно или хаотично распределенные несплошности внутри отливки, образовавшиеся при затвердевании расплава, сильно различающиеся по форме и размеру. Пористость существенно снижает все без исключения механические показатели отливок, в связи с чем задача прогнозирования объемной доли пористости представляется весьма важной.

На данный момент существуют различные способы оценки и расчета пористости: а) критериальные полуэмпирические зависимости (критерий Ниямы, критерий Ли и т.д.), б) модели течения расплава в двухфазной зоне отливки, в) модели зарождения и роста поры, г) модель клеточного автомата. В последнее время внимание исследователей [1,2] в основном сосредоточено на моделировании газовой пористости. Следует отметить, что в этом аспекте достигнута хорошая сходимость с экспериментальными данными, как по объемной доле пористости, так и по ее размерам [3].

Данная работа посвящена моделированию чисто усадочных дефектов в никелевых жаропрочных сплавах. Особое внимание уделено описанию течения расплава в двухфазной зоне отливки, разработке модели проницаемости дендритного каркаса.

### Модель двухфазной зоны отливки

На рис. 1 представлена классическая модель двухфазной области [1, 4], в которой происходит рост и развитие дендритов. Сквозь дендритный каркас происходит фильтрация жидкости к основанию дендритов с целью компенсации усадки расплава. Интенсивность данной фильтрации существенно зависит от параметров двухфазной зоны

(ширина зоны, расстояние между осями дендритов) и физико-химических свойств расплава. Из-за наличия фазового перехода динамическое давление жидкости по мере фильтрации к основанию дендритов существенно падает. При наличии большого количества растворенных газов происходит также обогащение жидкости газами. Однако при рассмотрении никелевых жаропрочных сплавов этот факт несущественен (заливка в вакууме, высокие требования к чистоте шихтовых материалов и т.п.), поэтому здесь и далее будем рассматривать только «чистую» усадочную пористость.

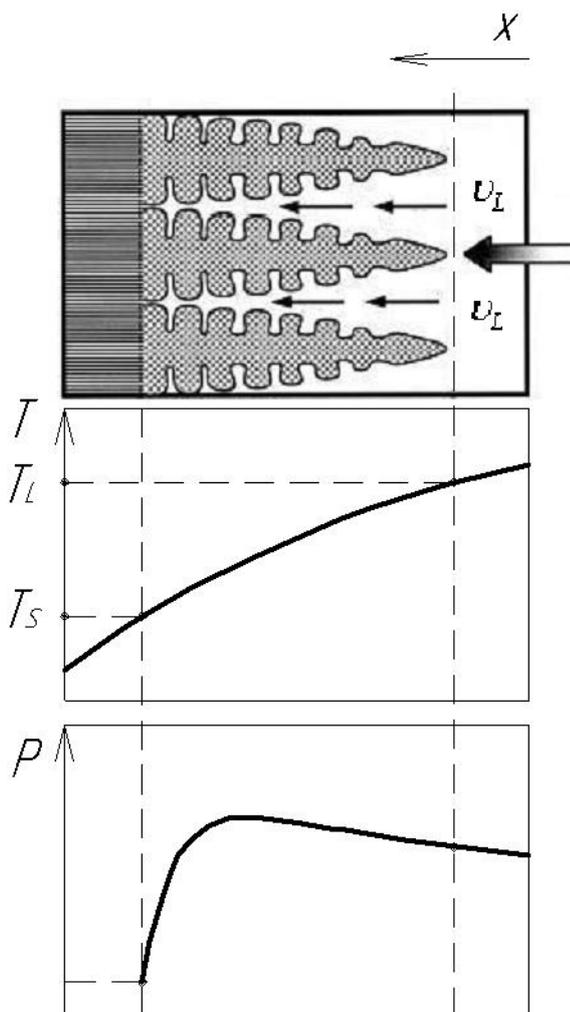


Рис. 1. Модель двухфазной области [1].

Для описания процессов переноса используется уравнение неразрывности фильтрационного потока, которое при наличии фазового перехода имеет вид:

$$\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial \tau} + \text{div}(\rho_L \cdot f_L \cdot v_L) = 0 \quad (1)$$

где  $\bar{\rho} = \rho_L \cdot f_L + \rho_S \cdot f_S$ ,  $\rho_L$  и  $\rho_S$  - плотность жидкой и твердой фазы,  $f_L$  и  $f_S$  - доля жидкой и твердой фазы соответственно,  $v_L$  - скорость фильтрации,  $\tau$  - время.

Если условно разбить двухфазную область на область питания и область прекращения течения и роста пор, то (1) с учетом (2) и (3) преобразуется к виду:

$$f_L + f_S = 1 \quad \text{для области питания} \quad (2)$$

$$f_L + f_S + Por = 1 \quad \text{для области роста пор} \quad (3)$$

$$\operatorname{div}(\mathbf{v}_L) = \frac{\beta}{f_L} \cdot \frac{\partial f_L}{\partial \tau} \quad \text{для области питания} \quad (4)$$

$$\frac{\partial Por}{\partial \tau} = \frac{\beta}{1 + \beta} \cdot \frac{\partial f_L}{\partial \tau}, \quad \text{для области роста пор} \quad (5)$$

где  $\beta$  - коэффициент объемной усадки сплава,  $Por$  - объемная пористость.

В [5] было экспериментально доказано, что для описания фильтрационного течения расплава может быть использоваться уравнение Дарси:

$$f_L \cdot \mathbf{v}_L = -\frac{K_{II}}{\mu} \cdot (grad P - \rho_L \cdot \mathbf{g}) \quad (6)$$

$K_{II}$  - коэффициент проницаемости,  $\mu$  - динамическая вязкость расплава,  $P$  - давление в расплаве. Следует отметить, что в классической форме уравнение (6) используется для описания фильтрации жидкости в среде с постоянным коэффициентом проницаемости и динамической вязкости. Однако в случае литья данные параметры не могут быть константами и должны существенно изменяться по ширине двухфазной зоны. Обычно их задают как функции доли твердой фазы. Вместе с тем зачастую коэффициент динамической вязкости многими исследователями задается как константа по всей ширине зоны.

По известным данным [1] коэффициент динамической вязкости можно представить в виде функции температуры:

$$\mu = \mu_0 \cdot \exp\left(-\frac{E_a}{R \cdot T}\right) \quad (7)$$

где  $\mu_0$  - коэффициент динамической вязкости при большом перегреве,  $E_a$  - энергия активации,  $T$  - температура,  $R$  - универсальная газовая постоянная.

Также известно [6] следующее представление коэффициента динамической вязкости вида:

$$\mu = \mu_0 \cdot f_L^{-n} \quad (8)$$

где  $\mu_0$  - коэффициент динамической вязкости при большом перегреве,  $f_L$  - доля жидкой фазы,  $n$  - константа. Зависимость (8) неплохо коррелирует с известными экспериментальными данными [7, 8] при  $n = 1.55$ . Далее будем использовать выражение

(8) при  $n = 1.55$ , считая его первым приближением для описания изменение вязкости по ширине двухфазной зоны.

Другой важной составляющей (6) является коэффициент проницаемости. Его размерность равна  $[м^2]$ , т.е. он представляет собой ни что иное, как площадь сечения, доступную для фильтрации жидкости. Для обыкновенных пористых сред вида песок, почва и т.п. коэффициент проницаемости является постоянной, которую можно определить известными экспериментальными методами. В случае описания фильтрации в двухфазной зоне коэффициент проницаемости дендритного каркаса не может быть постоянным по определению.

Более того, коэффициент проницаемости напрямую зависит от параметров формирующейся микроструктуры сплава (расстояние между первичными осями дендритов, размер микрозерна и т.д.), поэтому функциональная зависимость коэффициента проницаемости должна включать параметры микроструктуры отливки.

Первую оценку коэффициента проницаемости дал Флемингс [7]. По аналогии с другими пористыми средами он предложил следующий вид зависимости:

$$K(f_s) = (1 - f_s)^2 \cdot \gamma, \quad (9)$$

где  $\gamma$  - параметр кристаллического строения отливки,  $f_s$  - доля твердой фазы. Существенных указаний по алгоритму нахождения постоянной  $\gamma$  Флемингс не приводил. Вероятно, в связи с этим широкого распространения данная форма зависимости не получила.

Журавлев предложил более сложную функциональную зависимость коэффициента проницаемости, связанную с микроструктурой отливки:

$$K(f_s) = \frac{(1 - f_s)^3 \cdot d^2}{8 \cdot f_s}, \quad (10)$$

где  $d$  - параметр микростроения отливки (расстояние между вторичными осями дендритов).

Наибольшее распространение для моделирования течения в двухфазной зоне получило приближение Кармана-Козени. Согласно этому приближению проницаемость двухфазной зоны расплавов может быть описано общей зависимостью вида:

$$K(f_L) = \frac{f_L^3}{k_C \cdot S_V^2}, \quad (11)$$

где  $f_L$  - доля жидкой фазы;  $k_C$  - коэффициент Кармана, зависящий от характеристик пористого материала;  $S_V$  - удельная площадь поверхности твердой фазы. Для

алюминиевых сплавов экспериментально были найдены значение  $k_C = 5$  и аппроксимирующее выражение для  $S_V$  [9]:

$$S_V = \frac{6 \cdot (1 - f_L)}{d}, \quad (12)$$

где  $f_L$  - доля жидкой фазы;  $d$  – параметр микростроения отливки. С учетом (12) можно получить классическую форму выражения проницаемости дендритного каркаса по Карману-Козени:

$$K(f_L) = \frac{f_L^3 \cdot d^2}{180 \cdot (1 - f_L)^2}, \quad (13)$$

Несмотря на то, что данная форма зависимости получена для алюминиевых сплавов при определенном строении двухфазной области выражение (11) активно используется для моделирования течения различного направления (параллельно или перпендикулярно первичным осям дендритов) в двухфазной зоне широкого спектра сплавов (от алюминиевых до никелевых). Для различных сплавов экспериментальные оценки коэффициента  $k_C$  и удельной площади поверхности  $S_V$  могут существенно различаться, в связи с чем и конечный вид выражения коэффициента проницаемости (13) может быть различным.

Оптимальным видится получение общей зависимости коэффициента проницаемости дендритного каркаса исходя из строгих физических представлений. Этому вопросу посвящен следующий раздел.

Для полного определения двухфазной зоны осталось сформулировать граничные условия. Сверху двухфазная зона ограничивается изотермической поверхностью ликвидуса  $T(x, y, z, \tau) = T_L$ , на которой давление расплава  $P(x, y, z, \tau) = P_{Liq} = P_A + P_H$ , где  $P_{Liq}$  - давление на ликвидусе, представляющее собой сумму внешнего  $P_A$  и металлостатического давления  $P_H$ .

Снизу двухфазная зона ограничена изотермической поверхностью солидуса  $T(x, y, z, \tau) = T_S$  или эвтектики  $T(x, y, z, \tau) = T_E$ . Таким образом, это граница между двухфазной зоной и формой или полностью затвердевшим расплавом.

Между этими двумя границами находится другая важнейшая граница – граница прекращения питания. Эту границу определяет изобарическая поверхность, на которой давление в расплаве достигает критического значения  $P(x, y, z, \tau) = P_{CR}$ , вследствие чего прерывается течение расплава и происходит зарождение поры.

Таким образом, верхняя и нижняя граница двухфазной зоны находятся из решения «тепловой» задачи, а граница прекращения питания - из совместного решения фильтрационной задачи, включающей уравнения (1) и (6). При этом объемная доля пор может быть найдена напрямую из (5):

$$Por = \frac{\beta}{1 + \beta} \cdot f_{LCR}, \quad (14)$$

где  $f_{LCR}$  - доля жидкой фазы в рассматриваемой точке, в момент, когда через нее прошла граница прекращения питания.

### Модель коэффициента проницаемости дендритного каркаса

Как было указано выше, важным параметром математической модели является коэффициент проницаемости дендритного каркаса. Существующие функциональные зависимости найдены либо эмпирическим путем, либо назначены из аналогий с фильтрационными явлениями в других средах.

Как верно подмечено в [10], встречающиеся в природе пористые материалы настолько сильно различаются по форме и особенностям строения, что невозможно создать общее кинетическое уравнение, позволяющее рассчитывать скорость фильтрации в общем случае. Классическим при описании кинетических явлений в пористых средах является следующий подход: пористое тело представляется системой из определенного количества одинаковых капилляров с некоторым эффективным радиусом сечения. Повороты струек жидкости при движении и отклонение каналов от цилиндрической формы учитывают с помощью коэффициента извилистости.

Авторы [11] использовали такой подход при выводе функциональной зависимости коэффициента проницаемости дендритного каркаса. Возьмем за основу их рассуждения, при необходимости изменяя и дополняя их.

Выделим в двухфазной зоне конечный объем протяженностью  $\Delta x$  и площадью  $S$ , в пределах которого вязкость, температуру и долю твердой фазы будем считать одинаковыми. С помощью уравнения Дарси объемный расход расплава через выделенное сечение можно выразить в виде:

$$Q = \frac{K_{II}}{\mu} \cdot S \cdot \frac{\Delta P}{\Delta x}, \quad (15)$$

где  $\Delta P$  - разница давлений на границах объема. С другой стороны, уравнение Пуазейля связывает объемный расход жидкости через систему из  $N$  цилиндрических каналов радиусом  $r$  и падение давления жидкости в виде:

$$Q = \frac{N \cdot \pi \cdot r^4}{8\mu} \cdot \frac{\Delta P}{L \cdot \xi}, \quad (16)$$

где  $\Delta P$  - разница давлений на длине фильтрации  $L$ ,  $\xi$  - коэффициент извилистости,  $\mu$  - коэффициент динамической вязкости жидкости. Под коэффициентом извилистости  $\xi$  будем понимать отношение истинного пути мениска расплава к глубине продвижения фронта пропитки.

Доля жидкости в системе капилляров может быть вычислена по следующей зависимости:

$$f_L = \frac{N \cdot \pi \cdot r^2 \cdot \xi}{S} \quad (17)$$

Откуда далее следует:

$$r^4 = \frac{S^2 \cdot f_L^2}{(N \cdot \pi \cdot \xi)^2} \quad (18)$$

Подставим (18) в (16) и получим:

$$Q = \left( \frac{S \cdot f_L^2}{8 \cdot N \cdot \pi \cdot \xi^3} \right) \cdot S \cdot \frac{\Delta P}{L} \quad (19)$$

Полагая  $L = \Delta x$  и сравнивая (15) и (19) можно получить для коэффициента проницаемости следующее:

$$K_{II} = \frac{S \cdot f_L^2}{8 \cdot N \cdot \pi \cdot \xi^3} \quad (20)$$

Далее, количество капилляров  $N$  определяем исходя из площади сечения элементарного капилляра  $S_0$ :

$$N = \frac{S}{S_0} \quad (21)$$

Объединяя (20) и (21), получим:

$$K_{II} = \frac{S_0 \cdot f_L^2}{8 \cdot \pi \cdot \xi^3} \quad (22)$$

Найденное выражение (22) связывает в общем виде коэффициент проницаемости с долей жидкой фазы, площадью сечения элементарного канала фильтрации и коэффициентом извилистости.

При течении расплава параллельно первичным осям дендритов площадь элементарного канала фильтрации равна:

$$S_0 = \lambda_1^2, \quad (23)$$

где  $\lambda_1$  - расстояние между первичными осями дендритов.

При течении перпендикулярно первичным осям дендритов для  $S_0$  получим:

$$S_0 = \lambda_1 \cdot \lambda_2, \quad (24)$$

где  $\lambda_2$  - расстояние между вторичными осями дендритов.

Тогда при течении расплава параллельно первичным осям дендритов коэффициент проницаемости примет вид:

$$K_{II} = \frac{\lambda_1^2 \cdot f_L^2}{8 \cdot \pi \cdot \xi^3} \quad (25)$$

А для случая течения расплава нормально первичным осям дендритов:

$$K_{I} = \frac{\lambda_1 \cdot \lambda_2 \cdot f_L^2}{8 \cdot \pi \cdot \xi^3} \quad (26)$$

При течении расплава параллельно первичным осям дендритов коэффициент извилистости может быть представлен в виде:

$$\xi_{II} = 1 + \frac{\lambda_1}{\lambda_2} \cdot (1 - f_L) \quad (27)$$

В вершинах дендритов вторичные оси развиты весьма слабо, поэтому затекание расплава в межосные пространства минимально. По мере приближения к основанию дендрита вторичные оси становятся все более развитыми, следовательно, коэффициент извилистости в вершинах дендрита должен быть равен единице, а в основании – достигать больших значений.

Для случая течения расплава перпендикулярно первичным осям дендритов авторы [11] предлагают аппроксимировать коэффициент извилистости рядом вида

$\xi = \sum_{K=0}^i \left(\frac{\lambda_2}{\lambda_1}\right)^{f_L^K}$  при  $K = 2$ . Следовательно, в этом случае получим:

$$\xi_{I} = 1 + \left(\frac{\lambda_2}{\lambda_1}\right) + \left(\frac{\lambda_2}{\lambda_1}\right)^{f_L} + \left(\frac{\lambda_2}{\lambda_1}\right)^{f_L^2} \quad (28)$$

В итоге становится возможным представить коэффициент проницаемости для случая течения параллельно первичным осям дендритов в виде:

$$K_{II} = \frac{\lambda_1^2 \cdot f_L^2}{8 \cdot \pi \cdot \left(1 + \frac{\lambda_1}{\lambda_2} \cdot (1 - f_L)\right)^3} \quad (29)$$

Для случая течения перпендикулярно первичным осям в виде:

$$K_{\perp} = \frac{\lambda_1 \cdot \lambda_2 \cdot f_L^2}{8 \cdot \pi \cdot \left(1 + \left(\frac{\lambda_2}{\lambda_1}\right) + \left(\frac{\lambda_2}{\lambda_1}\right)^2 + \left(\frac{\lambda_2}{\lambda_1}\right)^3\right)} \quad (30)$$

Таким образом, выражение (22) можно рассматривать в качестве общего вида функциональной зависимости коэффициента проницаемости дендритного каркаса, которое для различных случаев направления течения преобразуется либо к виду (29), либо к (30).

### Моделирование процесса направленной кристаллизации

Для оценки адекватности представленной математической модели было проведено моделирование квазистационарного режима направленной кристаллизации цилиндрической отливки из модельного никелевого жаропрочного сплава. Параметры моделирования представлены в Таблице 1. Предполагалось линейное распределение температуры по ширине двухфазной зоны. Плотности жидкой и твердой фаз  $\rho_L$  и  $\rho_S$ , коэффициент объемной усадки  $\beta$  также полагались константами.

Расстояния между первичными  $\lambda_1$  и вторичными  $\lambda_2$  осями дендритов рассчитывались по следующим формулам:

$$\lambda_1 = 620 \cdot (G_L \cdot R)^{-\frac{1}{3}} \quad (31)$$

$$\lambda_2 = 43.7 \cdot \left(G_L \cdot \frac{R}{60}\right)^{-0.437} \quad (32)$$

где  $G_L$  - градиент температуры на фронте ликвидуса, °C/см;  $R$  - скорость кристаллизации, см/мин [12, 13].

Доля жидкой фазы определялась общей зависимостью вида:

$$f_L = \left(\frac{T_2 - T_S}{T_L - T_S}\right)^M, \quad (33)$$

где параметр  $M$  принимали равным 4,  $T_2$  - температура в рассматриваемой точке двухфазной зоны.

Наконец, диаметр отливки  $d_C = 0.05$  м, высота отливки  $H_C = 0.20$  м.

Параметры моделируемого процесса представлены в Таблице 2, где  $H$  – ширина двухфазной зоны.

**Таблица 1**

## Параметры моделирования

параметр	значение	размерность
$T_L$	1355	°С
$T_s$	1275	°С
$\mu_0$	0.006	Па·с
$R$	4	мм/мин
$\beta$	0.065	-
$\rho_L$	7200	кг/м <sup>3</sup>
$P_A$	0	Па

На рис. 2 представлены кривые изменения коэффициентов проницаемости по ширине двухфазной зоны, рассчитанные по различным моделям, для случая моделирования №1. Видно, что в начале двухфазной зоны коэффициент проницаемости дендритного каркаса достигает очень больших значений, следовательно, расплав протекает в междендритных пространствах практически без сопротивления. Однако ближе к середине двухфазной зоны коэффициент проницаемости падает на порядки, что соответствует крайне затрудненной фильтрации расплава.

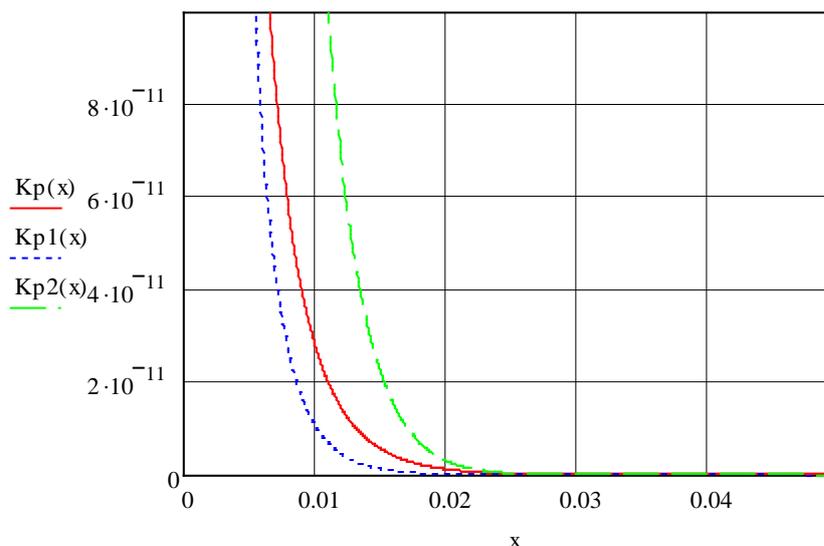
**Таблица 2**

## Параметры процесса НК

№	$G_L$ , °С/см	$R$ , см/мин	$H$ , м
1	16	4	0.05
2	40	4	0.02
3	80	4	0.01
4	160	4	0.005
5	200	4	0.004

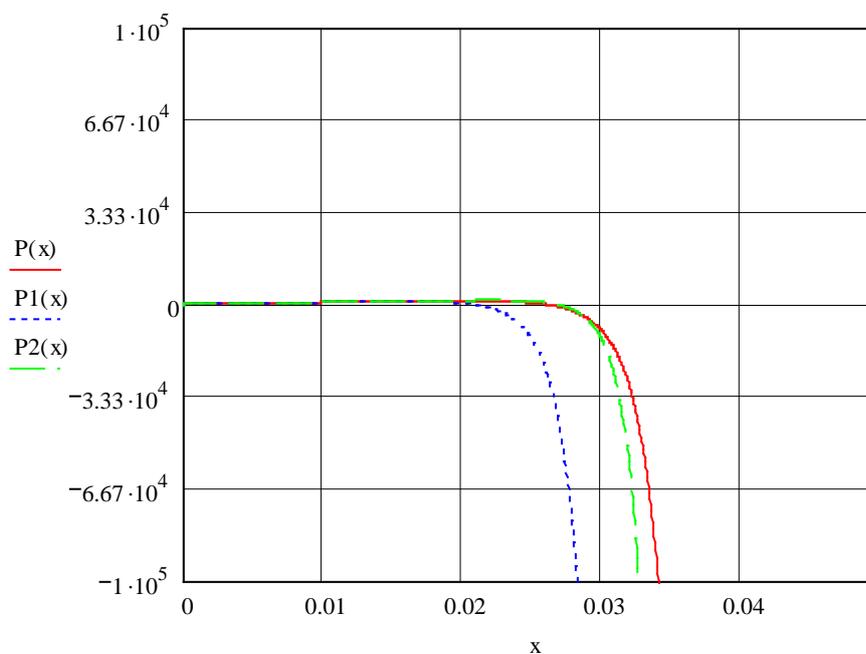
На рис. 3 представлены кривые изменения давления по сечению двухфазной зоны в момент достижения границы солидуса середины отливки для случая №1. Видно, что в начале двухфазной зоны давление в расплаве растет за счет увеличения металлостатического напора жидкости. Однако примерно с середины двухфазной зоны давление начинает интенсивно падать, что соответствует доле жидкой фазы порядка  $f_L = 0.1$ . Практически сразу после этого происходит стремительное «сваливание»

давления в область значительных отрицательных значений, где возможно достижения критического уровня  $P_{CR}$  и зарождение усадочных пор.

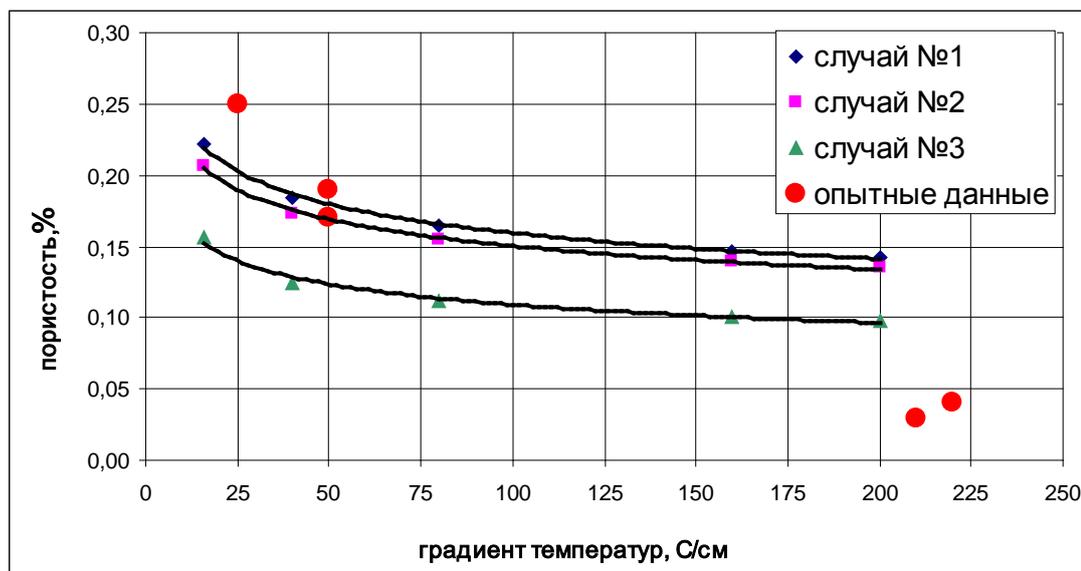


**Рис. 2.** Кривые изменения коэффициентов проницаемости:  $K_p(x)$  – зависимость (28),  $K_{p1}(x)$  – модель Кармана-Козени,  $K_{p2}(x)$  – модель Журавлева.

На рис. 4 представлены объемные доли пористости в сечении на расстоянии 0.1 м от начала отливки, рассчитанные с помощью модели коэффициента проницаемости (29). Видно, что доля пористости зависит от задаваемого критического давления  $P_{CR}$ , т.е. этот параметр должен использоваться при моделировании как настроечный.



**Рис.3.** Кривые изменения давления в двухфазной зоне, Па:  $P(x)$  – коэффициент проницаемости по зависимости (29),  $P_1(x)$  – по модели Кармана-Козени,  $P_2(x)$  – по модели Журавлева.



**Рис. 4.** Изменение объемной доли пористости в зависимости от градиента температур на ликвидусе. Случай №1 -  $P_{CR} = 0$  Па, №2 -  $P_{CR} = -10^3$  Па, №3 -  $P_{CR} = -10^4$  Па.

Как видно из Таблицы 2 и рис.4 увеличение градиента температур на ликвидусе на порядки сокращает ширину двухфазной зоны и значительно понижает объемную долю усадочной пористости. Данный факт находится в хорошем согласовании с данными по высокоградиентной направленной кристаллизации никелевых жаропрочных сплавов. Для сравнения на рис. 4 представлены также экспериментальные данные, полученные в работе [14].

Сравнивая экспериментальные данные и результаты моделирования можно сделать вывод, что капиллярное давления порядка 0,001-0,01 МПа представляется весьма реалистичным.

### Заключение

В данной работе представлена математическая модель коэффициента проницаемости дендритного каркаса и модель формирования усадочных дефектов в никелевых жаропрочных сплавах. С целью проверки адекватности рассмотренных зависимостей проведено моделирование квазистационарного режима направленной кристаллизации никелевого жаропрочного сплава. Результаты расчета находятся в хорошей качественной и количественной корреляции с известными экспериментальными данными.

## Литература

1. Ch. Pequet, M. Gremaud and M. Rappaz. Modeling of Microporosity, Macroporosity, and Pipe-Shrinkage Formation during the Solidification of Alloys Using a Mushy-Zone Refinement Method. Applications to Aluminum Alloys. //Metallurgical and Materials Transactions A, v.33A, July 2002 pp. 2095-2106.
2. K.D. Carlson, Z.Lin, R.Hardin, and C.Beckermann. Modeling of Porosity Formation and Feeding Flow in Steel casting. // Proceedings of the 56<sup>th</sup> SFSA Technical and Operating Conference, Paper No. 4.4, Steel Founders` Society of America, Chicago, IL, 2002.
3. Gerald Backer, Qigui Wang. Microporosity modeling in aluminum castings. Simulation of Aluminum Shape Casting Processing: From Alloy Design to Mechanical Properties. Edited by Q. Wang, M.J.M. Krane, and P.D. Lee TMS (The Minerals, Metals and Materials Society), 2006.
4. Баландин Г.Ф. Основы теории формирования отливки. В 2-х ч.-Ч.2. – М.: Машиностроение, 1979. 335с.
5. Вейник А.И. Расчет отливки. М.: Машиностроение, 1964. 404с.
6. Справочная система САПР Flow-3D, [www.flow-3D.com](http://www.flow-3D.com)
7. Флемингс М.К. Процессы затвердевания. Пер. с англ. М., Мир, 1979. 424с.
8. Семенов Б.И., Куштаров К.М. Производство изделий из металла в твердожидком состоянии. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э.Баумана, 2010. 223с.
9. A.J.Duncan, Q.Han, S.Viswanathan. Measurement of Liquid Permeability in the Mushy Zones of Aluminium-Copper Alloys. Metallurgical and materials transactions, v.30B, August 1999, pp. 745-750.
10. Поппель С.И. Поверхностные явления в расплавах. М.: Metallургия, 1994. 440с.
11. Ö.N. Doğan, D.B. Oryshchyn, R.B. Gundlach, J. Dunning, D. Maurice. Prevention of Porosity Formation and Other Effects of Gaseous Elements in Iron Castings. Final Technical Report. Albany Research Center. April 2005.
12. Светлов И.Л., Кулешова Е.А., Монастырский В.П. и др. Влияние направленной кристаллизации на фазовый состав и дисперсность структуры никелевых сплавов Известия АН СССР, Металлы, №1, 1990, с. 86-93.
13. Монастырский В.П., Монастырский А.В., Левитан Е.М. Разработка технологии литья крупногабаритных лопаток ГТД для энергетических установок с применением систем «Полигон» и Procast // Литейное производство. – 2007. - №9. – С.29-34.
14. Каблов Е.Н. Литые лопатки газотурбинных двигателей (сплавы, технология, покрытия). М.: МИСИС, 2001. 632с.

## **Mushy zone model conceptions for shrinkage porosity calculation in castings of nickel-base superalloys**

**77-30569/259988**

**# 01, January 2012**

**Romanov D.V.**

Bauman Moscow State Technical University

[denis.romanov@rockwool.ru](mailto:denis.romanov@rockwool.ru)

[thesunrise@mail.ru](mailto:thesunrise@mail.ru)

A mathematical model of the formation of shrinkage defects in nickel superalloys is presented. Some existing models of permeability coefficient of mushy zone dendrite skeleton are discussed. A development of the new model of the permeability coefficient, which takes into account the influence of microstructure on the character of processes occurring in the mushy zone, is presented. The simulation of the quasi-stationary regime of directional solidification of nickel heat-resistant alloy was performed, the simulation results are in good qualitative and quantitative correlation with the known experimental data.

---

**Publications with keywords:** [porosity of castings](#), [permeability coefficient of dendrite skeleton](#), [mushy zone](#)

**Publications with words:** [porosity of castings](#), [permeability coefficient of dendrite skeleton](#), [mushy zone](#)

---

### Reference

1. Ch. Pequet, M. Gremaud and M. Rappaz. Modeling of Microporosity, Macroporosity, and Pipe-Shrinkage Formation during the Solidification of Alloys Using a Mushy-Zone Refinement Method. Applications to Aluminum Alloys, Metallurgical and Materials Transactions A 33A (July) (2002) 2095-2106.
2. K.D. Carlson, Z.Lin, R.Hardin, C.Beckermann, Modeling of Porosity Formation and Feeding Flow in Steel casting, in: Proceedings of the 56th SFSA Technical and Operating Conference, Paper No. 4.4, Steel Founders` Society of America, Chicago, IL, 2002.
3. Gerald Backer, Qigui Wang, Microporosity modeling in aluminum castings. Simulation of Aluminum Shape Casting Processing, in: Q. Wang, M.J.M. Krane, P.D. Lee (Ed.), Alloy Design to Mechanical Properties, TMS (The Minerals, Metals and Materials Society), 2006.

4. Balandin G.F., Fundamentals of the theory of formation of the casting. In 2 parts, Part 2, Moscow, Mashinostroenie, 1979, 335 p.
5. Veinik A.I., Calculation of the casting, Moscow, Mashinostroenie, 1964, 404 p.
6. Help system CAD Flow-3D, <[www.flow-3D.com](http://www.flow-3D.com)>.
7. Flemings M.K., Solidification processes, Moscow, Mir, 1979, 424 p.
8. Semenov B.I., Kushtarov K.M., Manufacture products from metal in solid-liquid state, Moscow, Izd-vo MGTU im. N.E.Baumana - BMSTU Press, 2010, 223 p.
9. A.J.Duncan, Q.Han, S.Viswanathan, Measurement of Liquid Permeability in the Mushy Zones of Aluminium-Copper Alloys, Metallurgical and materials transactions 30B (August) (1999) 745-750.
10. Poppel' S.I., Surface phenomena in melts, Moscow, Metallurgiiia, 1994, 440 p.
11. Ö.N. Doğan, D.B. Oryshchyn, R.B. Gundlach, J. Dunning, D. Maurice, Prevention of Porosity Formation and Other Effects of Gaseous Elements in Iron Castings, Final Technical Report, Albany Research Center, April, 2005.
12. Svetlov I.L., Kuleshova E.A., Monastyrskii V.P., et al., Influence of directional solidification on the phase composition and structure of the dispersion of nickel alloys, Izvestiia AN SSSR, Ser. Metally 1 (1990) 86-93.
13. Monastyrskii V.P., Monastyrskii A.V., Levitan E.M., Development of technology for large-scale casting GTE blades for power generation systems using the "Polygon" and Procast, Liteinoe proizvodstvo 9 (2007) 29-34.
14. Kablov E.N., Alloy blades of gas turbine engines (alloys, technology, coverage), Moscow, MISIS, 2001, 632 p.