

ВЗАИМОСВЯЗЬ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ И ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ВАНН ФЕРРОСПЛАВНЫХ ЭЛЕКТРОПЕЧЕЙ И ИХ ЭЛЕКТРОТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ

Проанализирована представительная совокупность практических данных по геометрическим параметрам отечественных и зарубежных рудотермических электропечей (РВП) в зависимости от их электрической мощности. Показано, что выбор рациональной геометрии рабочего пространства (ванны) РВП следует осуществлять, исходя из потребляемой (активной) мощности электропечной установки. Выбор установленной мощности печного трансформатора определяется его электрическими характеристиками по ступеням напряжения и электрическим сопротивлением ванны как функции вида выплавляемого сплава и геометрии рабочего пространства. Основным параметром регулирования, обеспечивающим рациональное распределение энергии в ванне РВП является расположение рабочего конца электрода относительно пода электропечи или (что то же самое) заглубление электрода в шихту при заданной глубине ванны. РУДОТЕРМИЧЕСКИЕ ЭЛЕКТРОПЕЧИ, ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ, ПОТРЕБЛЯЕМАЯ МОЩНОСТЬ, ЭЛЕКТРИЧЕСКОЕ СОПРОТИВЛЕНИЕ ВАННЫ, ПОЛОЖЕНИЕ ЭЛЕКТРОДА, ЭЛЕКТРОТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ.

Проаналізована показна сукупність практичних даних по геометричних параметрах вітчизняних і зарубіжних рудотермічних електропечей (РВП) залежно від їх електричної потужності. Показано, що вибір раціональної геометрії робочого простору (вани) РВП слід здійснювати, виходячи із споживаної (активної) потужності електропечної установки. Вибір встановленої потужності пічного трансформатора визначається його електричними характеристиками по ступінях напруги і електричним опором вани як функції від виду сплаву, що виплавляється, і геометрії робочого простору. Основним параметром регулювання, що забезпечує раціональний розподіл енергії у вані РВП є розташування робочого кінця електроду відносно поду електропечі або (що те ж саме) заглиблення електроду в шихту при заданій глибині вани.

The representative set of actual data on geometric parameters of domestic and foreign ore-smelting furnaces has been analyzed depending on their electric capacity. It was shown that the rational geometry of furnace's working space (bath) should be based on (active) power consumption of a furnace. The choice of installed capacity of a furnace transformer depends on its electricity specifications regarding voltage stages and electric resistance of a bath as a function of a type of melted alloy and a geometry of a working space. The basic control parameter providing a rational distribution of energy in a furnace's bath is a location of an electrode tip against a furnace's hearth or (which is the same) penetration of an electrode into a charge at a given depth of a bath.

Постановка задачи исследования

Основные затруднения, встречающиеся при выборе рациональных конструкций рудотермических электропечей (РВП) и их оптимальных электрических режимов работы, обусловлены, главным образом, недостаточной теоретической базой, слабой изученностью многообразных и тесно взаимосвязанных процессов в промышленных РВП большой

мощности. В настоящее время нет возможности теоретически определить наивыгоднейшие (в смысле минимакса) режимы работы проектирующихся печей без существенного привлечения экспериментальных данных и опыта эксплуатации действующих агрегатов. Решение практических вопросов оптимизации режимов работы РВП осуществимо только на основе сопоставления и анализа многочисленных эмпирических и полуэмпирических зависимостей. В этом плане изучение электрических и тепловых процессов в ваннах печей в сочетании с анализом физико-химических закономерностей протекания процессов формирования (ферро)сплава остаётся актуальной научно-технической задачей. В настоящей работе представлены промежуточные итоги многоплановых исследований, направленных на разработку рекомендаций по оптимизации параметров высокомоощных РВП, выплавляющих кремнистые и марганцевые ферросплавы.

Ванна руднотермической электропечи характеризуется геометрическими параметрами, а условия ее работы – электрическими режимами. Совокупности геометрических параметров ванн и электрических режимов тесно скоррелированы и могут быть однозначно взаимно определены [1-9]. Отсутствие надежных теоретических методов определения геометрических параметров рудовосстановительных электропечей (РВП) вынуждает осуществлять их выбор по аналогии с хорошо работающими печами по эмпирическим формулам [1, 3, 4, 7]. Основными параметрами, характеризующими ванну (рабочее пространство) РВП, являются: диаметр электрода, диаметр распада электродов, диаметр и глубина ванны. Из них наибольшее внимание традиционно уделяется диаметру распада; полагают при этом [10], что возможные ошибки в определении остальных параметров могут быть легко устранены изменением конструкции футеровки и уровня колошника.

Поскольку, как выяснилось [4], посылка о геометрическом подобии ванн ферросплавных печей в ее сильной форме $B'/D_{\text{э}} = \text{const}$ не обладает явной инвариантностью, т.к. относительные величины $D_{\text{в}}/D_{\text{э}}$, $D_{\text{р}}/D_{\text{э}}$ и $h_{\text{в}}/D_{\text{э}}$ ² проявляют большую или меньшую зависимость от мощности печи, мы полагаем, что ее нельзя принять в качестве *абсолютно* правильного исходного пункта. Отсюда же, как нам кажется, следует сомнительность безоговорочного использования в расчетных методах каких-либо иных “*критериев подобия*” в какой бы то ни было, пусть даже в самой комплексной форме. Может быть, вообще, наиболее практичный путь – сначала добиться успеха на пути выявления общих тенденций, трендов и зависимостей в развитии ферросплавных печей как технического объекта (в

² B' – геометрический параметр ванны (какой-либо из нижеперечисленных); $D_{\text{в}}$ – внутренний диаметр ванны; $D_{\text{р}}$ – диаметр распада электродов; $h_{\text{в}}$ – глубина ванны; $D_{\text{э}}$ – диаметр электрода.

рассматриваемом случае геометрических параметров ванн), а затем, отталкиваясь от них, двигаться к более полному пониманию.

На самом первом этапе кажется логичным ограничиться выявлением общих корреляций, которые могут оказаться полезными и надежными в том смысле, что являются обобщением огромного накопленного опыта реального производства. По существу, эксплуатируемые в настоящее время печи – результат целенаправленной *эволюции*, в известном смысле даже “*селективного отбора*” по критерию повышения их технико-экономических показателей: пожалуй, невозможно найти ни одной ферросплавной печи из представленной выборки, сохранившей свои изначальные “проектные” размеры. Точно так же трудно обнаружить две совершенно идентичные по геометрическим параметрам (при заданной мощности) печи, что, с одной стороны, отражает самую существенную черту всякого эволюционного процесса – его динамичность и незавершенность (по крайней мере в отношении объектов последних поколений), а с другой – отмечавшееся уже отсутствие единства мнений, которые можно было бы сконцентрировать в понятие “хорошо работающая печь” (типичный пример нечеткого множества). В действительности с учётом возможных и неизбежных для практических данных вариаций статистическая выборка, включающая геометрические параметры ванн действующих ферросплавных печей, кажется достаточно представительной для того, чтобы обеспечить надежность и корректность корреляционных зависимостей, полученных регрессионным анализом.

Взаимосвязь геометрических параметров ванн РВП с потребляемой активной мощностью

Поскольку вводимая в ванну РВП энергия определяется в конечном итоге (и прежде всего) активной мощностью P (МВт), разумно было построить корреляционные зависимости геометрии ванн РВП от этого параметра. Полученные статистической обработкой *всей* совокупности данных (независимо от вида выплавляемого сплава) регрессионные уравнения имеют вид:

$$D_{\text{в}} = 1646,4 P^{0,4867}; \quad (1)$$

$$D_{\text{р}} = 1290,7 P^{0,3107}; \quad (2)$$

$$h_{\text{в}} = 831,3 P^{0,4088}; \quad (3)$$

$$D_{\text{э}} = 481,7 P^{0,3295}. \quad (4)$$

Здесь $D_{\text{в}}$ – внутренний диаметр ванны, мм; $D_{\text{р}}$ – диаметр распада электродов, мм; $h_{\text{в}}$ – глубина ванны, мм; $D_{\text{э}}$ – диаметр электрода, мм.

Помимо этого, получены аналогичные зависимости для “усечённых” выборок – линейки печей, выплавляющих кремнистые сплавы (5)-(8)

$$D_{\text{в}} = 1725,6 P^{0,4782}; \quad (5)$$

$$D_{\text{р}} = 1184,8 P^{0,337}; \quad (6)$$

$$h_{\text{в}} = 761,9 P^{0,4305}; \quad (7)$$

$$D_3 = 483,4 P^{0,3257}. \quad (8)$$

и линейки РВП, ориентированных на производство сплавов марганца (9)-(12)

$$D_B = 1946,1 P^{0,4428}; \quad (9)$$

$$D_P = 1089,8 P^{0,3556}; \quad (10)$$

$$h_B = 1183,1 P^{0,3195}; \quad (11)$$

$$D_3 = 414,7 P^{0,3719}; \quad (12)$$

Сравнение соответствующих корреляционных уравнений (5)-(8) и (1)-(4) показывает их незначительные отличия (не более 2% даже для высокомоощных агрегатов), что указывает на возможность выбора геометрических параметров ванн РВП, выплавляющих *кремнистые сплавы*, безотносительно к их узкой специализации по виду выплавляемого сплава (по крайней мере, в пределах вариаций, имеющих место для парка печей, находящихся в эксплуатации).

Для печей линейки *марганцевых сплавов* видно, что наибольшие расхождения с результатами вычислений по уравнениям (9)-(12) и, соответственно (1)-(4) не превышают 6% для D_B , 2,5% для D_P , 13,7% для h_B и 3,3% для D_3 . Как и следовало ожидать, практически значимые отличия имеют место лишь для глубины ванны. Действительно, для маломощных электропечей, выплавляющих марганцевые сплавы (в том числе, ферросиликомарганец), может быть рекомендовано повышение глубины ванны на 10-15%. Для крупных печей (≥ 20 МВт), особенно закрытых и герметичных, повышение глубины ванны может привести к снижению газопроницаемости столба шихтовых материалов, ухудшению газодинамического режима и, как следствие, к снижению показателей работы.

Электрическое сопротивление ванны РВП как определяющий электро-технологический фактор

Паспортным параметром РВП является, однако, установленная мощность печного трансформатора S , и нужно, по-видимому, каким-то образом к нему перейти. Переход этот не совсем тривиален – авторам, по крайней мере, приходилось сталкиваться с непониманием: почему электропечь с установленной (суммарной) мощностью трансформаторов 81 МВ·А (3Ч27 МВ·А) в ходе эксплуатации потребляет 58...62_(max) МВт при $\cos \varphi \approx 0,90...0,92$ (печь РКЗ-63, высокоуглеродистый феррохром). Аналогично, печь РКЗ-33 (установленная суммарная мощность трансформаторов 40 МВ·А (3Ч13,333 МВ·А) при выплавке высокоуглеродистого феррохрома работает на мощностях 28...32_(max) МВт, а при выплавке товарного ферросиликомарганца – 19...22_(max) МВт (эксплуатационный коэффициент мощности при включённой УПК примерно одинаков и составляет $\cos \varphi \approx 0,90...0,92$). Причина проста, если учесть две тонкости - *электрические характеристики* печного

трансформатора по ступеням напряжения (ПСН) и *сопротивление нагрузки* на его вторичной обмотке (при заданных конструктивно сопротивлениях короткой сети – активном $r_{кс}$ и реактивном $x_{кс}$ – всё сводится, по существу, к сопротивлению ванны на фазу R_B).

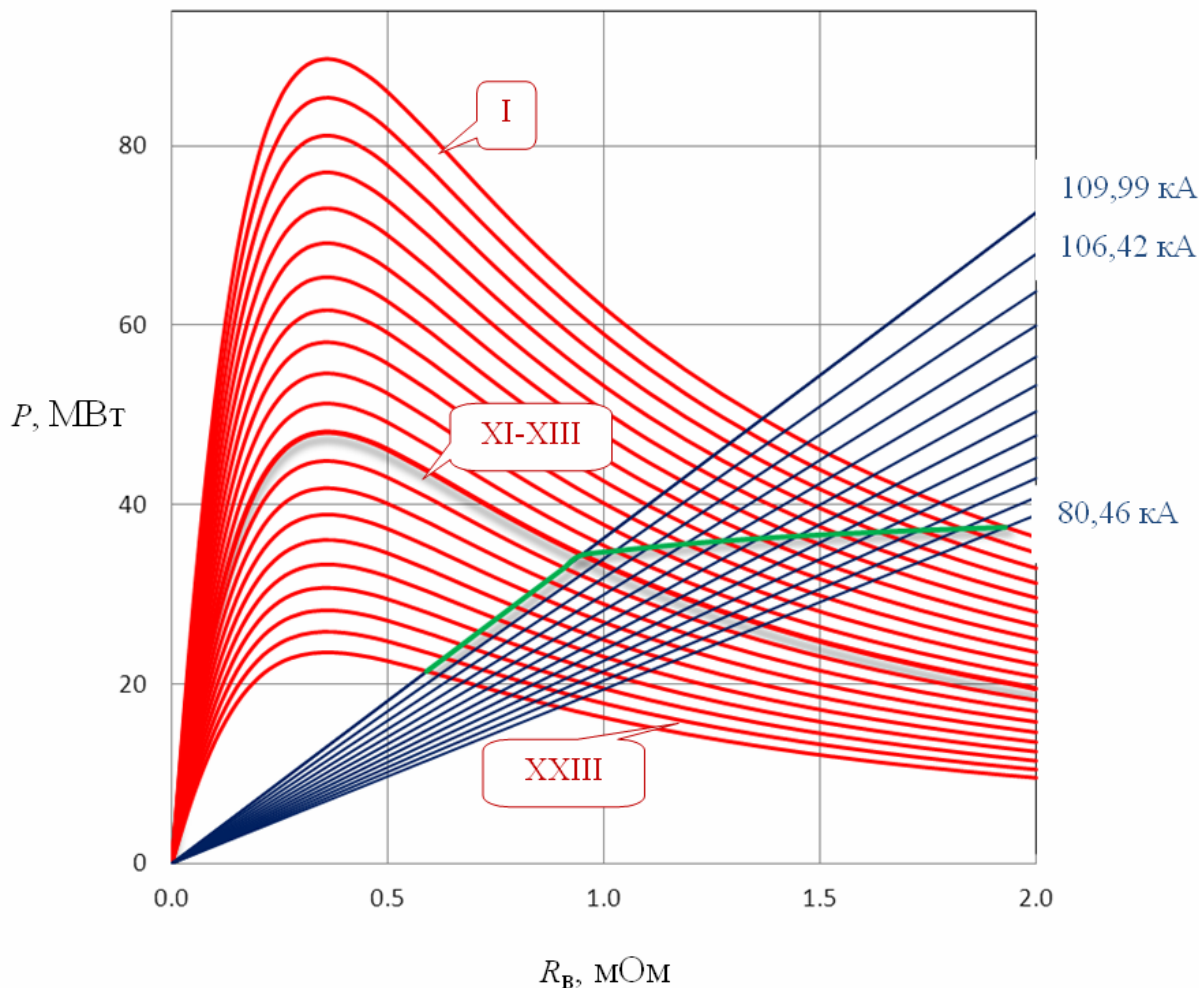


Рисунок 1 – Активная мощность (P , МВт) печного трансформатора ЭОЦНК 27000/110 по ступеням напряжения (римские числа у кривых) в зависимости от сопротивления ванны (R_B , мОм); пучёк прямых, исходящих из начала координат – номинальные токи вторичной обмотки трансформатора (числа справа); ломанная ограничивает сверху допустимые токи вторичной обмотки $I_{2л}$; "средние" ступени XI-XIII оттенены серым

Рассмотрим для конкретности упоминавшуюся уже печь РКЗ-33, характеристики печного трансформатора (ЭОЦНК 27000/110; 23 ступени напряжения; $U_{2л} = 287...217...147$ В; $I_{2л} = 80,46...106,42...109,99$ кА) которой приведены на рис. 1: здесь даны зависимости активной мощности печной установки (кривые с экстремумом) от сопротивления ванны РВП (по паспортным данным печи принято $r_{кс} = 0,1$ мОм, $x_{кс} = 0,345$ мОм с УПК).

Выплавка высокоуглеродистого феррохрома ФХ800 осуществляется на казахстанской руде с использованием китайского, российского коксов и казахстанского "спецкокса". При принятых геометрических параметрах

ванны, сырьё (включая его подготовку) и технологии (шлаковый режим) сопротивление ванны составляет $0,79_{(min)}...0,87_{(max)}$ МОм. Печь эксплуатируется на XIV...XVII ступенях напряжения, потребляя 31,6...27,3 МВт мощности.

При производстве товарного ферросиликомарганца MnC17 в той же печи (казахстанские марганцевая руда и кварцит, те же восстановители) сопротивление ванны ниже и находится в пределах $0,63_{(min)}...0,67_{(max)}$ МОм; печь эксплуатируется на XXI...XXII ступенях напряжения, потребляя 20,4...22,3 МВт мощности.

Расположение электрода в ванне как фактор, определяющий распределение энергии в рабочем пространстве РВП

Считаем, что геометрия рабочего пространства РВП задана при проектировании, состав шихты (сырьё, восстановители, флюсы и их соотношение) оптимизирован и рассчитан на получение (ферро) сплава заданного качества, гранулометрический состав её также фиксирован, исходя из соображений технологии и возможностей производителя. Тогда остаётся только одна возможность и, в принципе, регулирование электрического сопротивления ванны можно осуществить, изменяя расположение электрода относительно пода электропечи. Однако, возможность эта больше гипотетическая, поскольку считается (и это подтверждено многолетней практикой ферросплавного производства), что положение электрода в ванне печи тоже должно быть оптимизировано (см., например, [8]), определяя, в конечном итоге, рациональное (в смысле минимакса) распределение энергии в рабочем пространстве РВП.

Проиллюстрируем сказанное данными [4], полученными на электропечи РКЗ-63. Обследование печи осуществлялось в период выведения её на нормальный режим работы после аварии на электроде второй фазы (в ходе его "наращивания"). В результате появилась возможность получить картину, характеризующую влияние расположения электрода в ванне РВП на её температурное поле и расположение шихтовых материалов и полупродуктов плавки в различных физических состояниях (рис. 2).

При малой общей длине электрода (1900 мм от нижнего обреза контактных щёк) расстояние от торца электрода до пода составляла ≈ 3700 мм (рис. 2а), "горячая" зона смещена к колошнику, имеющему температуру 1450...1473 К. Расположение изотерм выпуклостью вниз характерно для печей, работающих многошлаковым процессом, но не для производства ферросилиция. Подэлектродная газовая полость изображена скорее условно, так как достоверно установить её наличие не представлялось возможным. Обращают на себя внимание и значительные объёмы, занятые ошлакованной массой и вязким "тестообразным" шлаком.

После удлинения электрода до 3000 мм (рис. 2б) заглубление его в шихту увеличилось до 1600 мм, а расстояние до пода печи составило $\approx$

3000 мм. В результате температура колошника понизилась до 1323 К; изотермы, ближние к торцу электрода, приняли более-менее “правильную” форму – выпуклостью вверх –, характерную для производства кремнистых сплавов. Печь работала более стабильно, отсутствовали свищи и обвалы шихты, имевшие место при “коротком” электроде (рис. 2а), но всё же неудовлетворительно: имело место “захолаживание” пода.

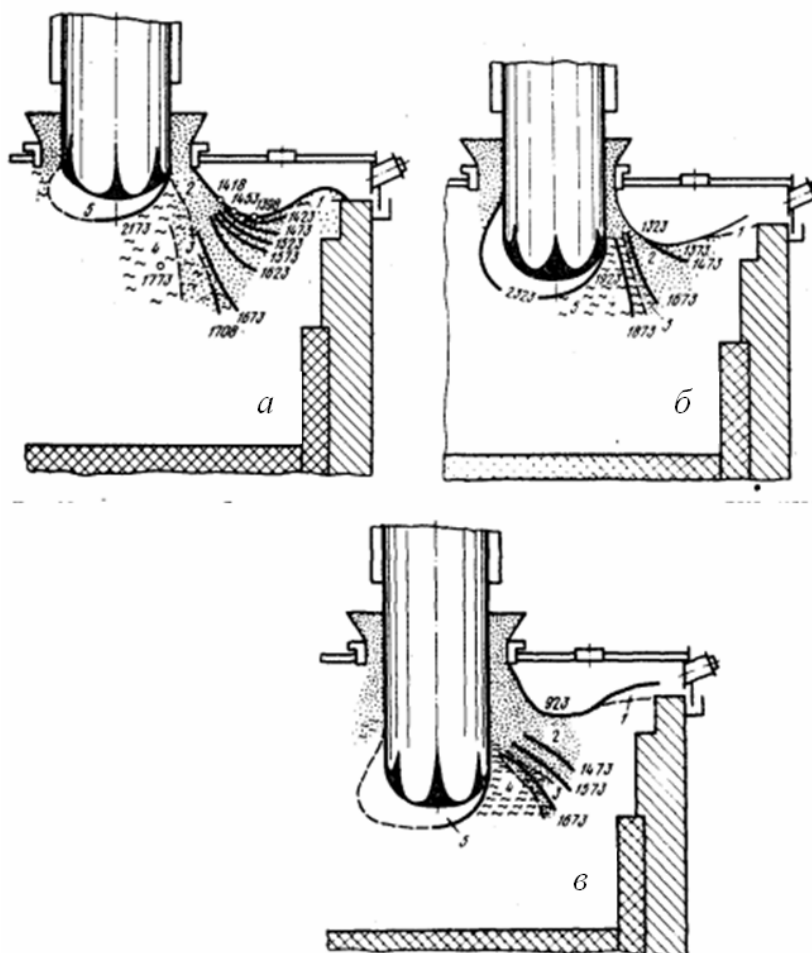


Рисунок 2 – Строение рабочего пространства и температурное поле печи РКЗ-63 при выплавке ферросилиция с различным положением электрода в ванне (масштаб $D_3 = 1900$ мм): 1 – отложения продуктов возгона; 2 – рыхлая шихта; 3 – вязкая масса; 4 – ошлакованная масса; 5 – газовая полость; числа – изотермы и локальные температуры (К)

Дальнейшее заглубление электрода в шихтовые материалы (рис. 2в) привело к нормализации режима работы электропечи. Температура колошника понизилась до приемлемых 923 К, высокотемпературные зоны сместились в направлении пода, образуя компактный “реакционный тигель”. Расположение изотерм приобрело вид, характерный для бесшлаковых (малошлаковых) процессов – выпуклостью вверх. Ход печи характеризовался спокойной электрической нагрузкой, равномерным сходом шихты, отсутствием затруднений при выпуске металла и шлака.

Таким образом, положение электрода в ванне РВП определяет форму и размеры высокотемпературной зоны рабочего пространства (“реакционного тигля”) и, соответственно, распределение энергии в ванне, являясь, оптимизирующим (в смысле минимакса: наименьший из достижимых удельный расход электроэнергии при наибольшей из возможных производительности) параметром.

Выводы

1. Выполнен анализ представительной совокупности (187 действующих электропечей) данных по геометрическим параметрам отечественных и зарубежных РВП в зависимости от потребляемой (активной) электрической мощности. Показано, что геометрические параметры рабочего пространства (ванны) РВП хорошо описываются степенными уравнениями вида $B' = c R^n$ с высоким коэффициентом тесноты связи.

2. Установленную мощность печного трансформатора для РВП с заданными (оптимизированными) геометрическими параметрами ванны следует осуществлять, опираясь на электрические характеристики ЭПУ по ступеням напряжения в функции электрического сопротивления ванны электропечи. Последнее, в свою очередь, определяется видом выплавляемого сплава и геометрией рабочего пространства (ванны) РВП.

3. Оптимальное распределение энергии в ванне РВП при заданных геометрических и электрических параметрах обеспечивается расположением рабочего конца электрода относительно пода электропечи или (что то же самое) заглублением электрода в шихту при заданной глубине ванны.

ЛИТЕРАТУРА

1. Зубов В.Л., Поляков О.И. Геометрические параметры ванн ферросплавных электропечей, выплавляющих кремнистые ферросплавы //Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2000. – № 3. – С. 25-27.
2. Поляков О.И., Зубов В.Л., Гриненко В.И., Гасик М.И. Характеристики цепи ванн рудовосстановительных печей для выплавки кремнистых ферросплавов //Электрометаллургия. – 2001. – № 8. – С. 15-21.
3. Микулинский А.С. Определение параметров руднотермических печей на основе теории подобия. – М.: Энергия, 1964. – 97 с.
4. Гаврилов В.А., Поляков И.И., Поляков О.И. Оптимизация режимов работы ферросплавных печей. – М.: Металлургия, 1996. – 176 с.
5. Поляков И.И. Характеристики электрической цепи ванны ферросилициевых рудовосстановительных печей // В сб. “Актуальные проблемы и перспективы электрометаллургического производства”. Днепропетровск ГНПП “Системные технологии”, 1999. – С. 251-255.
6. Zerdev I.T., Polyakov I.I., Yaskov E.S Methods and results of arc ferrosilicon furnace research // Proc. Int. Conf. Electrothermics (1968, May, Great Britain). Brighton: Royal Society Press, 1968. – p. 113-116.
7. Поляков И.И., Корневич А.Л., Жердев И.Т., Яськов Е.С. Метод подобия, параметры и режимы работы ферросплавных печей // Металлургия и

коксохимия. Электрометаллургия стали и ферросплавов. Межвед. научн.-техн. сб. – 1984. – вып. 72. – С. 76-80.

8. Поляков О.И., Поляков И.И. Положение электрода в ванне ферросилициевых электропечей // Производство ферросплавов: Научн.тр. / НИИМ. – Челябинск: Металлургия, 1991. – С. 52-59.

9. Поляков О.И., Зубов В.Л., Гасик М.И. Рациональные геометрические параметры ванн ферросилициевых печей // Сталь. – 2000. – № 4. – С. 37-42.

10. Жердев И.Т., Занузванный Т.А. // Электротермия и измерение удельных давлений: Сб.науч.тр. ДМетИ. – 1952. – Вып. XI. – С. 55-71.

Отримано 05.04.2011 р.

УДК 629.1.445.75

О.О. Бейгул, Г.Л. Лепетова, А.В. Кривцун

ОСНОВИ ПРОЕКТУВАЛЬНОГО РОЗРАХУНКУ НА МІЦНІСТЬ НЕСУЧОЇ СИСТЕМИ ПОРТАЛЬНОЇ ПІДЙОМНО-ТРАНСПОРТНОЇ МАШИНИ НА ПНЕВМОКОЛІСНОМУ ХОДІ

Розроблено математичну модель формування зовнішніх навантажень на порталну несучу систему та основи проектувального розрахунку на міцність порталних підйомно-транспортних машин на пневмоколiсному ходi.

МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ, ФОРМУВАННЯ, ЗОВНІШНІ НАВАНТАЖЕННЯ, ПОРТАЛЬНА НЕСУЧА СИСТЕМА, ПРОЕКТУВАЛЬНИЙ РОЗРАХУНОК.

Разработаны математическая модель формирования внешних нагрузок на порталную несущую систему и основы проектировочного расчета на прочность порталных подьемно-транспортных машин на пневмоколесном ходу.

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ, ФОРМИРОВАНИЕ, ВНЕШНИЕ НАГРУЗКИ, ПОРТАЛЬНАЯ НЕСУЩАЯ СИСТЕМА, ПРОЕКТИРОВОЧНЫЙ РАСЧЕТ.

The mathematical model of load forming at portal load-carrying system and the basis of structural design for portal lifting-and-shifting machine with pneumatic wheels has been worked.

MATHEMATICAL MODEL, FORMATION, EXTERNAL LOADS, PORTAL LOAD CARRY SYSTEM, PROJECTING THE CALCULATION.

Постановка проблеми. Несуча система порталної підйомно-транспортної машини на пневмоколiсному ходi являє собою складну просторову конструкцію, яка спільно з окремими агрегатами підлягає дії усіх складових головного вектору та головного моменту зовнішнього навантаження. Однак не всі вони мають рівноцінний вплив, тому для кожного силового елемента належить визначити головні силові фактори, які визначають взаємодію між елементами конструкції та навантаженням несучої системи в цілому.

Аналіз досліджень і публікацій. Робота [1] присвячена комплексному дослідженню порталних технологічних машин на пневмоколiсному ходi з обґрунтуванням технологічних та конструктивних параметрів несучих систем. У роботі [2] розроблена математична модель збуреного руху технологічного порталного автомобіля у поздовжній вертикальній площині, отримані розрахункові навантаження на лонжерони несучої системи такої компоновки. Робота [3] має на меті розробку заходів щодо зменшення металомісткості рам несучих систем технологічних порталних машин на пневмоколiсному ходi.

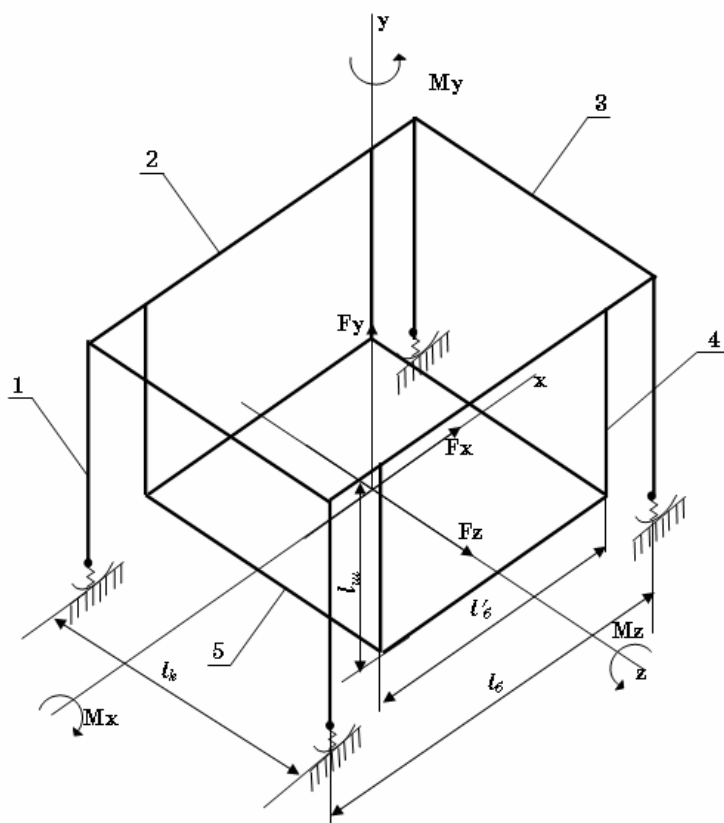
Як відомо, не завжди однозначним є вибір типу профілів силових елементів несучих систем транспортних засобів на пневмоколiсному ходi. На випадок прийняття відкритих тонкостінних профілів автори роботи [4] пропонують оптимізацію таких профілів за критерієм мінімальної

крутильної жорсткості на шляху розробки довершених за металомісткістю конструкцій. При виконанні проектувальних розрахунків на міцність порталних несучих систем виникають проблеми, пов'язані зі статичною невизначимістю відповідних рам. У роботі [5] намічено шлях проектування статично невизначимих порталних несучих систем.

Невирішена частина загальної проблеми. Роботи [1–3] не враховують ряд розрахункових випадків навантаження; проблеми, висвітлені у роботах [4] та [5], актуальні, направлені на створення довершених конструкцій, разом з тим носять локальний характер.

Мета роботи, таким чином, полягає у розробці основ проектувального розрахунку на міцність несучої системи порталної підйомно-транспортної машини на пневмоколісному ході.

Виклад основного матеріалу. На рис. 1 представлена розрахункова схема порталної несучої системи, яка ілюструє формування зовнішніх навантажень, у тому числі: поздовжньої сили F_x , вертикальної сили F_y , поперечної сили F_z , поперечного моменту M_x , курсового моменту M_y , поздовжнього моменту M_z .



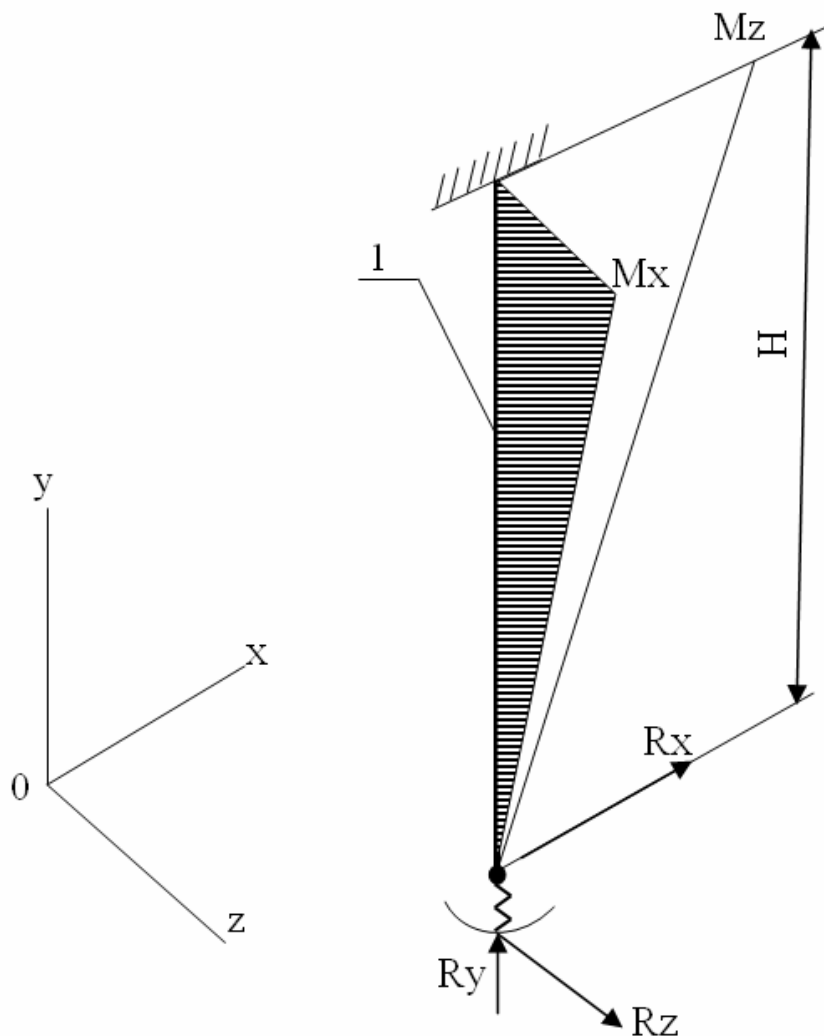
1 – стійка; 2 – лонжерон рами; 3 – поперечина рами;
4 – вантажопідйомна штанга; 5 – піддон вантажопідйомного пристрою.

Рисунок 1 – Силкові фактори, які діють на несучу систему порталної машини

В основу проектувального розрахунку несучої системи порталної машини покладено шість розрахункових випадків, а також їх комбінації: 1) рух по нерівностях на горизонтальній ділянці шляху; 2) екстрене гальмування на горизонтальній ділянці шляху; 3) боковий нахил при

перевищенні однієї з колій у 300 мм; 4) вісесиметричне подолання фронтальної перешкоди на межі зриву зчеплення ведучих коліс; 5) кососиметричне подолання фронтальної перешкоди на межі зриву зчеплення ведучих коліс; 6) частотне навантаження. Частотне навантаження посідає особливе місце у визначенні параметрів порталних несучих систем.

На рис. 2 представлена розрахункова схема стійки, показані зовнішні навантаження, епюри згинаючих моментів, визначено небезпечний перетин у защемленні.



1 – стійка.

Рисунок 2 – Епюри згинаючих моментів

З шести внутрішніх силових факторів найбільш істотними є згинаючі моменти у поздовжній та поперечній площинах. Ці моменти реалізуються у двох розрахункових випадках: 1) вісесиметричне подолання фронтальної перешкоди на межі зриву зчеплення ведучих коліс; 2) боковий нахил при перевищенні однієї з колій у 300 мм.

$$M_z = K_{\sigma 4} (m_h + m_b) g f H / 4, \quad (1)$$

де M_z – розрахунковий згинаючий момент у поздовжній площині, Н·м;
 $K_{\partial 4}$ – коефіцієнт динамічності, який відповідає четвертому розрахунковому випадку;
 m_k – маса машини, кг;
 m_b – маса корисного вантажу, кг;
 f – коефіцієнт зчеплення;
 H – висота стійки, м.

$$M_x = K_{\partial 3} (m_k + m_b) g f H \Delta h / 4 l_k, \quad (2)$$

де M_x – розрахунковий згинаючий момент у поперечній площині, Н·м;
 $K_{\partial 3}$ – коефіцієнт динамічності, який відповідає третьому розрахунковому випадку;
 Δh – перевищення однієї колії над іншою, м;
 l_k – колія машини, м.

Враховуючи можливість сумісної дії двох моментів, стійки слід рекомендувати круглого закритого профілю. Умова міцності набуває наступного вигляду:

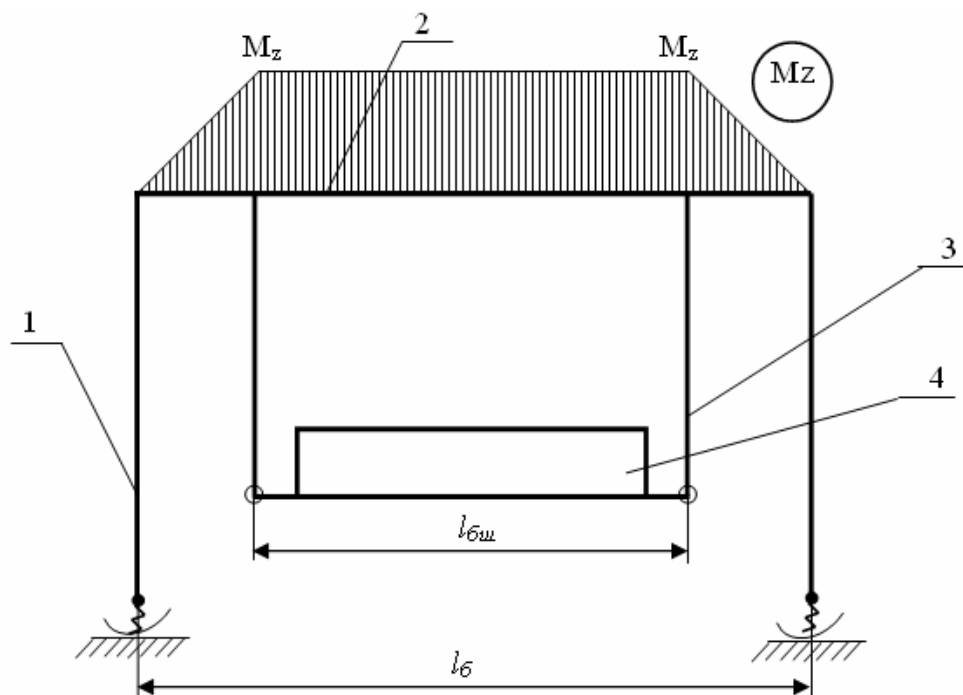
$$\sigma = \frac{\sqrt{M_z^2 + M_x^2}}{0,1 d_c^3 (1 - \alpha^4)} \leq [\sigma], \quad (3)$$

де σ – розрахункове напруження, Па;
 d_c – зовнішній діаметр поперечного перетину стійки, м;
 α – відношення внутрішнього діаметра до зовнішнього;
 $[\sigma]$ – допустиме напруження, Па.

Підставляючи вирази згинаючих моментів (1) та (2) в умову міцності (3), отримуємо:

$$d_c \geq \sqrt[3]{\frac{(m_k + m_b) g H \sqrt{(K_{\partial 3} \Delta h / l_k)^2 + (K_{\partial 4} f)^2}}{0,4 [\sigma] (1 - \alpha^4)}}. \quad (4)$$

На рис. 3 представлена схема навантаження лонжеронів рами. З шести внутрішніх силових факторів найбільш істотним є згинальний момент у поздовжній площині, який реалізується у першому розрахунковому випадку.



1 – стійка; 2 – лонжерон; 3 – вантажопідйомна штанга; 4 – піддон.

Рисунок 3 – Епюра згинаючих моментів для лонжеронів

Розрахунковий згинаючий момент дорівнює:

$$M_z = K_{\partial 1} m_b g (l_{\delta} - l_{\delta ш}) / 8 ; \quad (5)$$

де M_z – розрахунковий згинаючий момент, Н·м;

$K_{\partial 1}$ – коефіцієнт динамічності, який відповідає першому розрахунковому випадку;

l_{δ} – база портальної машини, м;

$l_{\delta ш}$ – база штанг вантажопідйомного пристрою, м.

Підставляючи (5) в умову міцності при згинанні, отримаємо:

$$W_{zл} = [K_{\partial 1} m_b g (l_{\delta} - l_{\delta ш})] / 8 [\sigma] , \quad (6)$$

де $W_{zл}$ – момент опору згинанню поперечного перетину лонжерона, м³.

На рис. 4 представлена схема навантаження поперечин рами. З шести внутрішніх силових факторів найбільш суттєвим є згинаючий момент у поперечній площині, який реалізується третім розрахунковим випадком: боковий нахил при перевищенні однієї з колій у 300 мм:

$$M_x = K_{\partial 3} (m_k + m_b) g H \Delta h / 4 l_k , \quad (7)$$

де M_x – розрахунковий згинаючий момент для поперечини рами, Н·м;

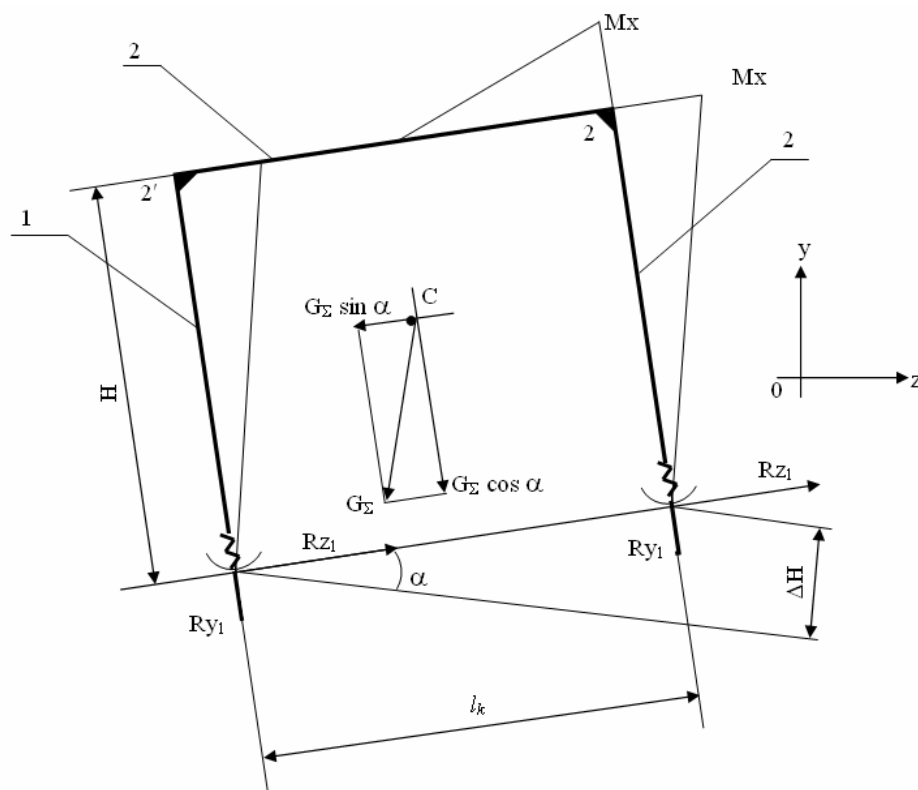
$K_{\partial 3}$ – коефіцієнт динамічності, який відповідає третьому розрахунковому випадку;

l_k – колія портальної машини, м.

З умови міцності при згинанні отримуємо вираз моменту опору згинанню:

$$W_{x_n} \geq K_{\partial 3} (m_k + m_b) g H \Delta h / 4 [\sigma] l_k, \quad (8)$$

де W_{x_n} – момент опору згинанню поперечини рами у вертикальній площині, м^3 .



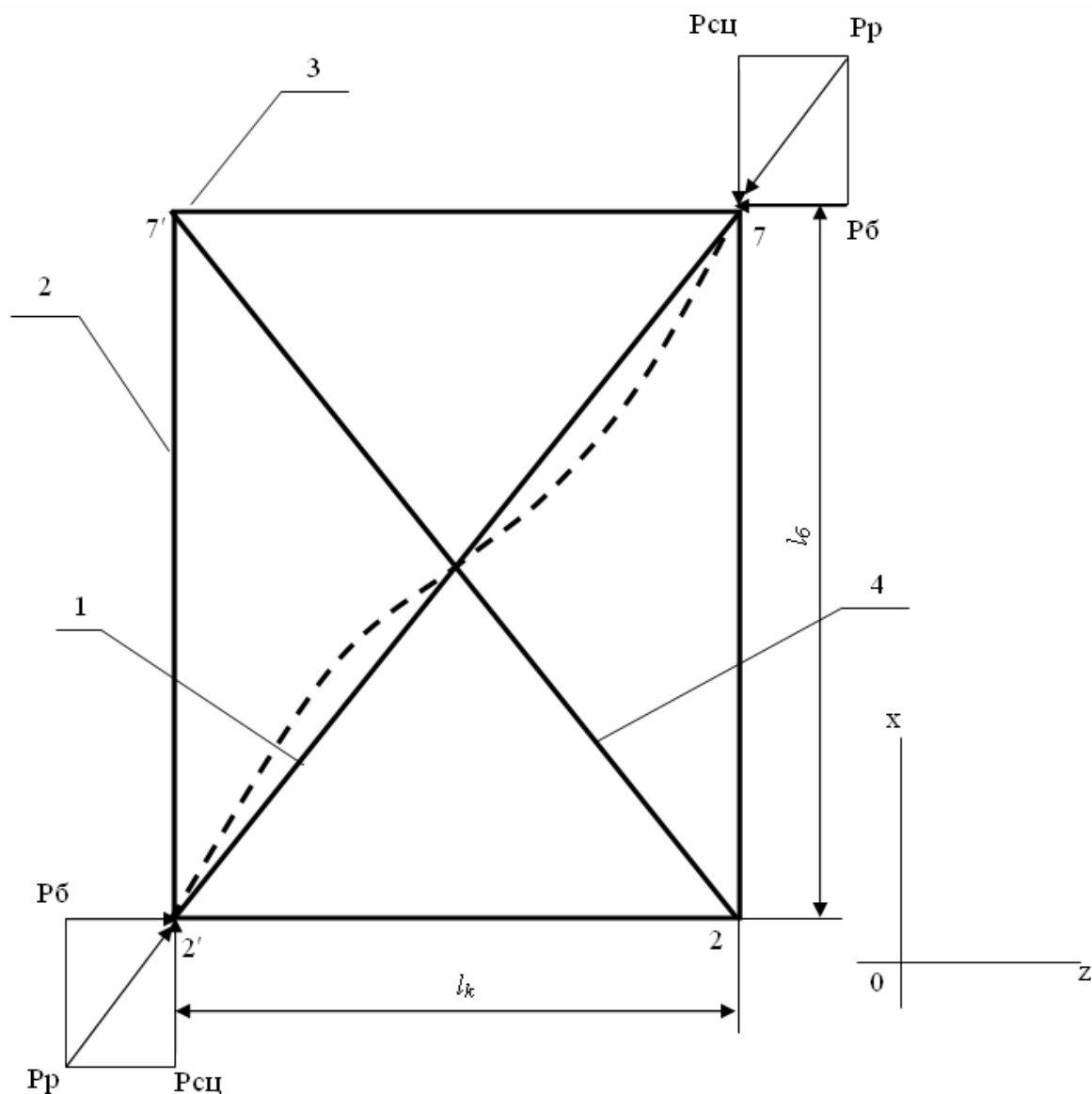
1 – стійка; 2 – поперечина рами.

Рисунок 4 – Схема навантаження поперечини

При діагональному навантаженні рами несучої системи порталної машини з'являються сили, які складають її у своїй площині. Лонжерони та поперечини, розраховані на навантаження з площини рами, не пристосовані для сприйняття сил, які складають, коли силові елементи мають працювати у площині мінімальних моментів опору згинанню, а вузли сполучення більше нагадують шарнірні, ніж моментні.

Введення розтяжок, розташованих по діагоналям рами, знімає цю проблему. При цьому лонжерони та поперечини звільняються від згинання у площині рами, працюють на стиснення, розтяжки працюють лише на розтягнення, вузли сполучення припускають шарнірне виконання. Розтяжки слід виготовляти з легкого відкритого профілю, коли вони не впливають на крутильну жорсткість рами.

Моделює таке навантаження п'ятий розрахунковий випадок: 5) кососиметричне подолання фронтальної перешкоди на межі зриву зчеплення ведучих коліс. Схема навантаження рами представлена на рис. 5.



1,4 – розтяжки; 2 – лонжерон рами; 3 – поперечина рами.

Рисунок 5 – Схема навантаження рами у її площині

Як це очевидно з рис. 5, розтяжка 1 стиснена, втрачає стійкість і випадає з сприйняття зовнішніх навантажень, розтяжка 4 працює на розтягнення, зусилля у ній визначається за формулою:

$$N_p = K_{\delta 5} (m_k + m_b) g f \sqrt{l_{\delta}^2 + l_k^2} / 4 l_{\delta}, \quad (9)$$

де N_p – зусилля у розтяжці, Н;

$K_{\delta 5}$ – коефіцієнт динамічності, який відповідає п'ятому розрахунковому випадку.

З умови міцності при розтягненні отримуємо площу перетину розтяжки:

$$F_p \geq K_{\delta 5} (m_k + m_b) g f \sqrt{l_{\delta}^2 + l_k^2} / 4 [\sigma] l_{\delta}, \quad (10)$$

де F_p – площа поперечного перетину розтяжки, м².

А далі з таблиць сортаменту підбираємо відповідний відкритий профіль.

З шести внутрішніх силових факторів у вантажопідійомних штангах найбільш істотним є згинаючий момент у поперечній площині, який реалізується третім розрахунковим випадком: боковий нахил при перевищенні однієї з колій у 300 мм.

З умови міцності при згинанні отримуємо наступний вираз для зовнішнього діаметра вантажопідійомної штанги:

$$d_{ш} \geq \sqrt[3]{\frac{K_{\sigma} m_b g \Delta h l_{ш}}{0,4[\sigma](1-\alpha^4) l_k}}, \quad (11)$$

де $d_{ш}$ – зовнішній діаметр штанги, отриманий у згоді з третім розрахунковим випадком, м;

$l_{ш}$ – довжина штанги, м.

Висновок. В результаті проведеного дослідження формування зовнішніх навантажень, сприйняття та передачі внутрішніх зусиль у силових елементах розроблено основи проектувального розрахунку на міцність несучої системи порталної підйомно-транспортної машини на базі характерних режимів руху з урахуванням компонувальних та експлуатаційних особливостей, що є підґрунтям для розробки та створення порталних машин з раціональною металомісткістю.

ЛІТЕРАТУРА

1. Технологічні та конструктивні параметри несучої системи порталних підйомно-транспортних машин /[О.О. Бейгул, Д.З. Шматко, О.М. Коробочка, Г.Л. Лепетова]. – Дніпродзержинськ: ДДТУ, 2007. – 167 с.
2. Колесник И.А. Формирование вертикальных нагрузок на несущую систему технологического порталного автомобиля /И.А. Колесник, Д.З. Шматко, А.Л. Лепетова, //Горная электромеханика и автоматика. – Днепропетровск: НГУ, 2001. – Вып. 66. – С. 100 – 105.
3. Смирнов Г.Ф. Уменьшение металлоемкости рам несущих систем порталных машин на пневмоколесном ходу /Г.Ф. Смирнов, Д.З. Шматко //Підйомно-транспортна техніка. – Дніпропетровськ: ДНУЗТ, 2004. – Вип. 1 (9). – С. 14 – 22.
4. Оптимизация открытых профилей несущих систем по критерию минимальной крутильной жесткости /[О.А. Бейгул, А.Н. Коробочка, Д.З. Шматко, Л.В. Остапенко] //Системні технології. – Дніпропетровськ: ДНВП «Системні технології», 2001. – Вип. 2 (13). – С. 17 – 20.
5. О проектировочном расчете статически неопределимой системы /[О.А. Бейгул, Д.З. Шматко, И.О. Бейгул, Н.А. Лепетова] //Системні технології. – Дніпропетровськ: ДНВП «Системні технології», 2001. – Вип. 3 (14). – С. 100–105.

Отримано 12.04.2011 р.

ОДНОРОДНЫЙ И АРМИРОВАННЫЙ НИТЯМИ ЭЛАСТИЧНЫЕ ЦИЛИНДРЫ ПОД ДЕЙСТВИЕМ ЦЕНТРОБЕЖНЫХ СИЛ

В работе рассмотрены однородный и армированный нитями по окружным направлениям эластичные цилиндры под воздействием сил инерции, обусловленных вращением цилиндра вокруг его осевой линии. Для армированного материала принята модель эффективно трансверсально-изотропного материала. Получено решение в конечных формулах и проведено исследование напряженного и деформированного состояния для свободного вращения цилиндра и скользящей посадки его на жесткий вал при различных наполнениях волокнами.

АРМИРОВАННЫЙ ЦИЛИНДР, ЦЕНТРОБЕЖНЫЕ СИЛЫ, РАДИАЛЬНЫЕ, ОСЕВЫЕ И ОКРУЖНЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ, СВОБОДНОЕ ВРАЩЕНИЕ, СКОЛЬЗЯЩАЯ ПОСАДКА, КОЭФФИЦИЕНТ АРМИРОВАНИЯ.

У роботі розглянуті однорідний і армований нитками по окружним напрямкам еластичні циліндри під впливом сил інерції, обумовлених обертанням циліндра навколо його осевої лінії. Для армованого матеріалу прийнята модель ефективно трансверсально-ізотропного матеріалу. Отримано рішення в кінцевих формулах та проведено дослідження напруженого і деформованого стану для вільного обертання циліндра і ковзної посадки його на жорсткий вал при різних наповненнях волокнами.

АРМОВАНІЙ ЦИЛІНДР, ВІДЦЕНТРОВІ СИЛИ, РАДІАЛЬНІ, ОСІВІ І ОКРУЖНІ НАПРУГИ, ВІЛЬНЕ ОБЕРТАННЯ, КОВЗНА ПОСАДКА, КОЕФІЦІЄНТ АРМУВАННЯ.

In the article are considered the homogeneous and reinforced with fibers of the circumferential direction elastic cylinders under the influence of inertia forces conditioned by rotation of the cylinder around its main axis. For the reinforced material model of effective transversely isotropic material. A solution is obtained in the final formulas and the exploring was held deflected mode for the free rotation of the cylinder and for it's sliding fit on hard shaft with various filling of fibers.

REINFORCED CYLINDER, CENTRIFUGAL FORCES, THE RADIAL, AXIAL AND CIRCUMFERENTIAL STRESSES, FREE ROTATION, SLIDING FIT, THE COEFFICIENT OF REINFORCEMENT.

Введение

Эластичные цилиндры, однородные и армированные нитями (волокнами), широко применяются в качестве накопителей кинетической энергии (маховиков), соединительных муфт для «мягкой» передачи тяговых моментов, в качестве уплотнителей валов, элементов разнообразных амортизаторов и т.п. В книге [1] подробно изложены методы расчета и приведены примеры расчета вращающихся однородных дисков и цилиндров. В учебном пособии [2] – теория и методы расчета упругих и вязкоупругих полых цилиндров, работающих в условиях сложных воздействий силовых и других полей. В [3] приведены результаты исследования линейной задачи для однородных цилиндров с подробной библиографией. Цилиндрические тела вращения из жестких композитных материалов в приведены [4]. В статье [6] представлено аналитическое решение задачи о распределении напряжений в равномерно вращающейся

ортотропной трубе. В работе [7] проведены исследования больших деформаций эластичных цилиндров под воздействием центробежных сил на основе нелинейной механики деформирования. В предлагаемой работе проведено исследование зависимости напряженно-деформированного состояния цилиндра, армированного в окружном направлении, под действием центробежных сил от степени наполнения волокнами на основе решения, полученного в конечных формулах.

Постановка задачи

Изучается центрально-симметричная (плоская осесимметричная) деформация однородного и армированного нитями по окружным направлениям эластичных цилиндров при малых деформациях под воздействием центробежных сил, возникающих при вращении цилиндра вокруг его осевой линии.

Однородный цилиндр и матрица армированного цилиндра из одного и того же изотропного материала. Нити в армированном цилиндре моноотропные и располагаются равномерно. Такие условия позволяют для армированного материала принять модель эффективно трансверсально-изотропного материала с цилиндрической симметрией упругих свойств.

Параметры упругих свойств трансверсально-изотропного материала вычисляли по формулам теории эффективных модулей [5], исходя из упругих параметров материалов матрицы (E_m, ν_m) , нитей (E_f, ν_f) и объемного наполнения нитями (коэффициента армирования k_f):

$$E_1 = \frac{[1 + k_f \cdot (n - 1)] \cdot E_f}{[k_f + n \cdot (1 - k_f)] \cdot [1 + k_f \cdot (n - 1)] - (\nu_m \cdot n - \nu_f)^2 \cdot (1 - k_f) \cdot k_f},$$

$$\nu_1 = \frac{[1 + k_f \cdot (n - 1)] \cdot [\nu_f \cdot k_f + \nu_m \cdot (1 - k_f) \cdot k_f] + (\nu_m \cdot n - \nu_f)^2 \cdot (1 - k_f) \cdot k_f}{[k_f + n \cdot (1 - k_f)] \cdot [1 + k_f \cdot (n - 1)] - (\nu_m \cdot n - \nu_f)^2 \cdot (1 - k_f) \cdot k_f},$$

$$E_2 = E_m \cdot [1 + (n - 1) \cdot k_f], \quad \nu_2 = \nu_m \cdot (1 - k_f) + \nu_f \cdot k_f, \quad n = \frac{E_f}{E_m}. \quad (1)$$

Здесь: E_1 – модуль Юнга для направлений в плоскости изотропии (r, z) ; E_2 – модуль Юнга из плоскости изотропии (r, z) ; ν_1 – коэффициент Пуассона, характеризующий сжимаемость материала в плоскости изотропии при растяжении в той же плоскости; ν_2 – коэффициент Пуассона, характеризующий сжимаемость материала в плоскости изотропии при растяжении в окружном направлении, ортогональном к этой плоскости.

Для рассматриваемой модели (рис.1) центрально-симметричной деформации цилиндрического тела под воздействием центробежных сил имеют место:

– деформационные соотношения

$$\varepsilon_r = \frac{du}{dr}, \quad \varepsilon_t = \frac{u}{r}, \quad \varepsilon_z = \frac{du_z}{dz} = \text{const}; \quad (2)$$

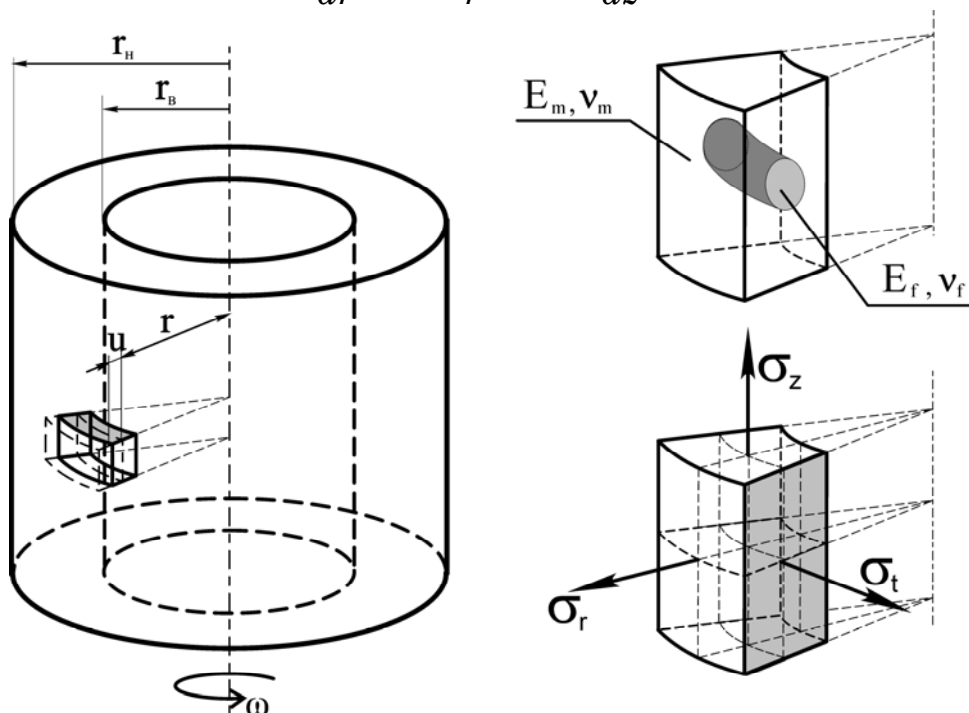


Рис. 1. Принятая модель армированного цилиндра

– соотношения закона Гука

$$\begin{aligned} \varepsilon_r &= \frac{1}{E_1} \sigma_r - \frac{\nu_2}{E_2} \sigma_t - \frac{\nu_1}{E_1} \sigma_z, \quad \varepsilon_t = -\frac{\nu_2}{E_2} \sigma_r + \frac{1}{E_2} \sigma_t - \frac{\nu_2}{E_2} \sigma_z, \\ \varepsilon_z &= -\frac{\nu_1}{E_1} \sigma_r - \frac{\nu_2}{E_2} \sigma_t + \frac{1}{E_1} \sigma_z; \end{aligned} \quad (3)$$

– нетривиальное уравнение равновесия

$$r \frac{d\sigma_r}{dr} + \sigma_r - \sigma_t + \rho \omega^2 r^2 = 0. \quad (4)$$

Здесь: ρ – плотность; ω – угловая скорость вращения; r – радиальная координата ($a \leq r \leq b$); ε_r , ε_t – радиальная и окружная деформации, ε_z – осевая деформация; u – радиальное перемещение, u_z – осевое перемещение; σ_r , σ_t , σ_z – радиальное, окружное и осевое напряжения соответственно.

Алгоритм решения задачи

Исключая из соотношений (2) — (4) переменные состояния u , ε_r , ε_t , ε_z , σ_t , σ_z , получаем дифференциальное уравнение второго порядка относительно радиального напряжения σ_r , содержащее постоянную относительно осевую деформацию ε_z как постоянную величину:

$$r^2 \cdot \frac{d^2 \sigma_r}{dr^2} + 3 \cdot r \cdot \frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{c}{a_2} \sigma_r + \frac{d}{a_2} \cdot \rho \cdot \omega^2 \cdot r^2 + \frac{a_1}{a_2} \varepsilon_z = 0, \quad (5)$$

где $a_1 = \nu_1 \cdot E_2 - \nu_2 \cdot E_1$, $a_2 = 1 - \nu_2^2 \cdot E$, $E = \frac{E_1}{E_2}$, $c = a_2 - \frac{(1 - \nu_1^2)}{E}$,

$$d = 3 \cdot a_2 + \nu_2(1 + \nu_1),$$

выражения остальных напряжений

$$\sigma_t = r \cdot \frac{d\sigma_r}{dr} + \sigma_r + \rho \cdot \omega^2 \cdot r^2, \quad \sigma_z = \nu_1 \cdot \sigma_r + \nu_2 \cdot E \cdot \sigma_t + E_1 \cdot \varepsilon_z \quad (6)$$

и радиального перемещения

$$u = r \cdot \left(-\frac{\nu_2}{E_2} \sigma_r + \frac{1}{E_2} \sigma_t - \frac{\nu_2}{E_2} \sigma_z \right). \quad (7)$$

Замена Эйлера

$$r = b \cdot e^t \quad (8)$$

приводит (5) к дифференциальному уравнению с постоянными коэффициентами

$$\frac{d^2 \sigma_r}{dt^2} + 2 \frac{d\sigma_r}{dt} + \frac{c}{a} \sigma_r = -\frac{R \cdot d \cdot E_1}{a} \cdot e^{2t} - \frac{f \cdot E_1}{a} \varepsilon_z, \quad (9)$$

где $R = \frac{\rho \cdot \omega^2 \cdot b^2}{E_1}$, $f = \frac{\nu_1}{E} - \nu_2$.

Решение уравнения (9) а также выражения напряжений σ_t , σ_z и радиального перемещения u с учетом (6), (7) выражается в конечных формулах

$$\sigma_r = E_1 \cdot \left(C_1 \cdot s^{k_1} + C_2 \cdot s^{k_2} + R \cdot D \cdot s^2 + G \cdot \varepsilon_z \right), \quad (10)$$

$$\sigma_t = E_1 \cdot \left(-C_1 \cdot k \cdot s^{k_1} + C_2 \cdot k \cdot s^{k_2} + (1 + 3 \cdot D) \cdot R \cdot s^2 + G \cdot \varepsilon_z \right), \quad (11)$$

$$\sigma_z = E_1 \cdot \left(C_1 \cdot n_1 \cdot s^{k_1} + C_2 \cdot n_2 \cdot s^{k_2} + R \cdot l \cdot s^2 + m \cdot \varepsilon_z \right); \quad (12)$$

$$u = b \cdot E \cdot \left(C_1 \cdot m_1 \cdot s^{k_1+1} + C_2 \cdot m_2 \cdot s^{k_2+1} + R \cdot ll \cdot s^3 + lk \cdot \varepsilon_z \cdot s \right), \quad (13)$$

где $k_1 = -1 - k$, $k_2 = -1 + k$ — корни характеристического уравнения однородной части дифференциального уравнения (9); $m_1 = -(k + \nu_2 \cdot (1 + n_1))$, $m_2 = k - \nu_2 \cdot (1 + n_2)$, $lk = G - \nu_2 \cdot (G + m)$, $ll = 1 + 3 \cdot D - \nu_2 \cdot (D + l)$,

$$D = -\frac{d}{8 \cdot a_2 + c}, \quad G = -\frac{f}{c}, \quad k = \sqrt{\frac{1 - \nu_1^2}{E \cdot a_2}}, \quad n_1 = \nu_1 - \nu_2 \cdot E \cdot k, \quad n_2 = \nu_1 + \nu_2 \cdot E \cdot k,$$

$$l = \nu_1 \cdot D + \nu_2 \cdot E \cdot (1 + 3 \cdot D), \quad m = 1 + G \cdot (\nu_1 + \nu_2 \cdot E), \quad s = \frac{r}{b}.$$

Постоянные C_1 , C_2 и относительная осевая деформация ε_z в (10) – (13) определяются из краевых условий на лицевых поверхностях цилиндра и на торцах.

Рассмотрены два варианта краевых задач: свободное вращение и скользящая посадка. Для обоих вариантов C_1 , C_2 и ε_z можно представить в виде

$$C_1 = D \cdot R \cdot m_{1D} + G \cdot \varepsilon_z \cdot m_{1\varepsilon}, \quad C_2 = D \cdot R \cdot m_{2D} + G \cdot \varepsilon_z \cdot m_{2\varepsilon},$$

$$\varepsilon_z = R \cdot \frac{D \cdot \left(\frac{n_1 \cdot m_{1D}}{k_2} \left(1 - \tilde{a}^{-k_2} \right) + \frac{n_2 \cdot m_{2D}}{k_1} \left(1 - \tilde{a}^{-k_1} \right) \right) - \frac{l}{4} \cdot (1 - \tilde{a}^4)}{-G \cdot \left(\frac{n_1 \cdot m_{1\varepsilon}}{k_2} \left(1 - \tilde{a}^{-k_2} \right) + \frac{n_2 \cdot m_{2\varepsilon}}{k_1} \left(1 - \tilde{a}^{-k_1} \right) \right) + \frac{m}{2} \cdot (1 - \tilde{a}^2)}, \quad (14)$$

Выражения постоянных m_{1D} , $m_{1\varepsilon}$, m_{2D} , $m_{2\varepsilon}$, входящих в (14), определяются видом краевых условий для каждого из двух вариантов в отдельности.

Из краевых условий для свободного вращения:

– равна нулю результирующая продольная сила N в поперечных сечениях

$$N = 2 \cdot \pi \cdot \int_a^b \sigma_z \cdot r \cdot dr = 0; \quad (15)$$

– внутренняя лицевая поверхность цилиндра свободна от нагрузки

$$\sigma_r(a) = 0; \quad (16)$$

– наружная лицевая поверхность цилиндра свободна от нагрузки

$$\sigma_r(b) = 0. \quad (17)$$

находим

$$m_{1D} = \frac{1}{d} \cdot \left(\tilde{a}^2 - \tilde{a}^{k_2} \right), \quad m_{2D} = \frac{1}{d} \cdot \left(\tilde{a}^{k_1} - \tilde{a}^2 \right),$$

$$m_{1\varepsilon} = \frac{1}{d} \cdot \left(1 - \tilde{a}^{k_2} \right), \quad m_{2\varepsilon} = \frac{1}{d} \cdot \left(\tilde{a}^{k_1} - 1 \right), \quad d = \tilde{a}^{k_2} - \tilde{a}^{k_1}, \quad \tilde{a} = \frac{a}{b}. \quad (18)$$

Для скользящей посадки те же краевые условия (15) и (17), а вместо (16) на внутренней лицевой поверхности:

$$u(a) = 0. \quad (19)$$

Для этого варианта получаем:

$$m_{1D} = \frac{1}{d} \cdot \left(\frac{ll}{D} \cdot \tilde{a}^2 - m_2 \cdot \tilde{a}^{k_2} \right), \quad m_{2D} = \frac{1}{d} \cdot \left(m_1 \cdot \tilde{a}^{k_1} - \frac{ll}{D} \cdot \tilde{a}^2 \right),$$

$$m_{1\varepsilon} = \frac{1}{d} \cdot \left(\frac{kl}{G} - m_2 \cdot \tilde{a}^{k_2} \right), \quad m_{2\varepsilon} = \frac{1}{d} \cdot \left(m_1 \cdot \tilde{a}^{k_1} - \frac{kl}{G} \right), \quad d = m_2 \cdot \tilde{a}^{k_2} - m_1 \cdot \tilde{a}^{k_1}.$$

(20)

Анализ результатов

Получены для указанных двух вариантов краевых задач распределения перемещений и напряжений при квадратном армировании с коэффициентом армирования k_f , изменяющимся от 0 (цельнорезиновый цилиндр) до своего максимального значения 0,785. Для остальных параметров были приняты следующие значения: $\omega = 10 \text{ рад/с}$; $a = 0,5 \text{ м}$; $b = 1 \text{ м}$; $\rho = 1,1 \cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$; $E_m = 4 \text{ МПа}$; $\nu_m = 0,46$; $E_f = 1240 \text{ МПа}$; $\nu_f = 0,4$. Результаты приведены на рисунках 2-11.

В случае свободного вращения при изменении коэффициента армирования (k_f) напряжения и радиальные перемещения изменяются следующим образом.

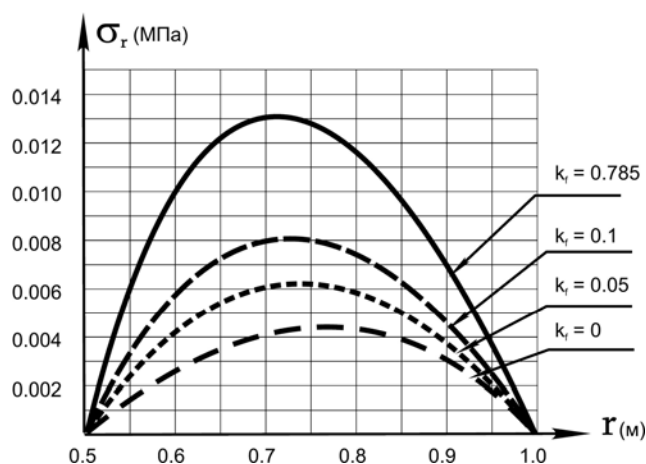


Рис.2. Радиальное напряжение при свободном вращении с разными коэффициентами армирования

Радиальное напряжение σ_r (рис.2) при увеличении k_f в каждой увеличивается оставаясь всюду растягивающим, положение максимального значения σ_r сдвигается влево.

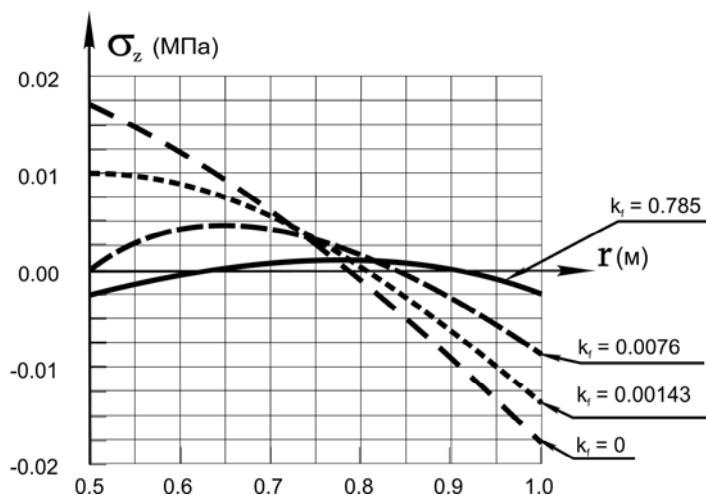


Рис.3. Осевое напряжение при свободном вращении с разными коэффициентами армирования

Осевое напряжение σ_z (рис.3) при любом k_f изменяет знак и имеет следующий характер распределения по сечению:

- если $0 \leq k_f \leq 0,0076$, то знак изменяется один раз (двигаясь от внутреннего контура к наружному напряжению σ_z , переходит из состояния растяжения в состояние сжатия);

- если $0,0076 \leq k_f \leq 0,785$ – знак меняется два раза (двигаясь от внутреннего контура к наружному σ_z переходит из сжимающего в растягивающее, а затем обратно — в сжимающее).

- при значениях $0 \leq k_f \leq 0,00143$ алгебраическое значение напряжения σ_z монотонно убывает, принимая максимальное по абсолютной величине значение на наружном контуре

- максимальное по абсолютной величине значение напряжения σ_z уменьшается с увеличением коэффициента армирования k_f .

Окружное напряжение σ_t (рис.4) при всех значениях коэффициента армирования k_f – растягивающее. Для значений $0 \leq k_f \leq 0,05$ значение напряжения σ_t монотонно убывает от внутреннего контура к наружному, затем при значениях $0,05 \leq k_f \leq 0,1$ стремится к равномерному распределению и для остальных k_f — слабо возрастает.

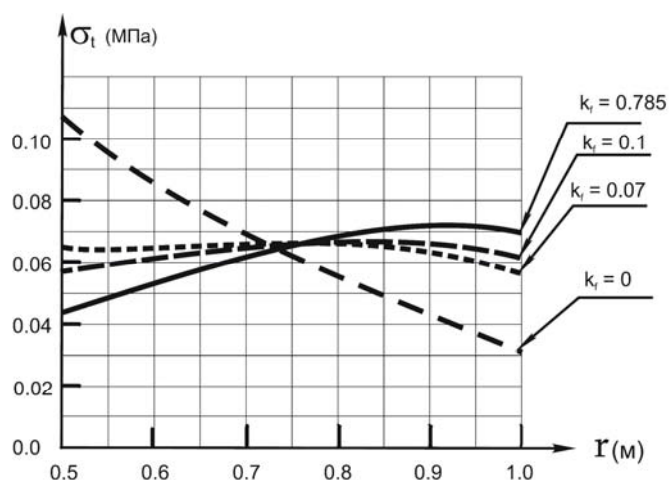


Рис.4. Окружное напряжение при свободном вращении с разными коэффициентами армирования

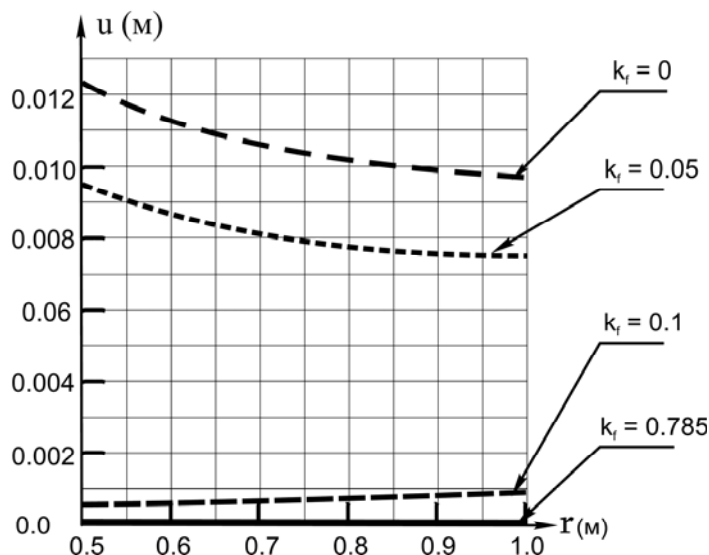


Рис.5. Радиальные перемещения при свободном вращении с разными коэффициентами армирования

Радиальное перемещение u (рис.5) убывает в каждой точке с увеличением коэффициента армирования. При каждом фиксированном значении $0 \leq k_f \leq 0,007$ убывает от внутреннего контура к наружному, а при $0,007 \leq k_f \leq 0,785$ стремится к равномерному распределению.

Для второго варианта краевой задачи (скользящая посадка) изменение коэффициента армирования k_f дает следующие изменения напряжений и перемещений.

Радиальное напряжение при всех k_f уменьшается в радиальном направлении от внутреннего контура к наружному, знак не меняет и с увеличением k_f уменьшается в каждой точке сечения (рис.6).

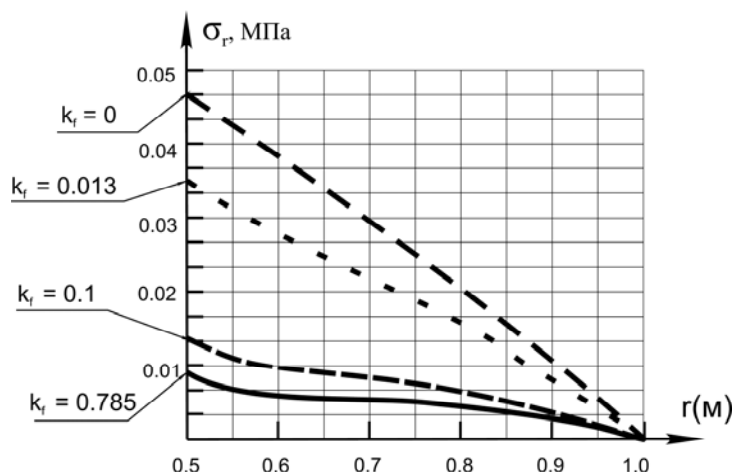


Рис.6. Радиальное напряжение при скользящей посадке с коэффициентами армирования

Осевое напряжение (максимальное по модулю) с увеличением k_f уменьшается, качественно не меняется, в пределах сечения в радиальном направлении от внутреннего контура к наружному переходит от растягивающего к сжимающему, при этом максимальное растягивающее напряжение приблизительно равно по модулю максимальному сжимающему (рис.7).

Окружное напряжение с увеличением k_f (максимальное) увеличивается, при этом, в пределах сечения максимальное напряжение перемещается в радиальном направлении от внутреннего контура к наружному и характер распределения меняется с убывающего на возрастающий (рис.8).

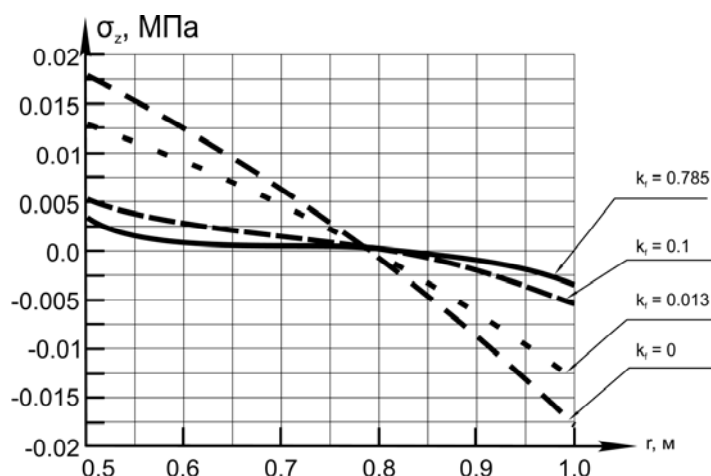


Рис.7. Осевое напряжение при скользящей посадке с коэффициентами армирования

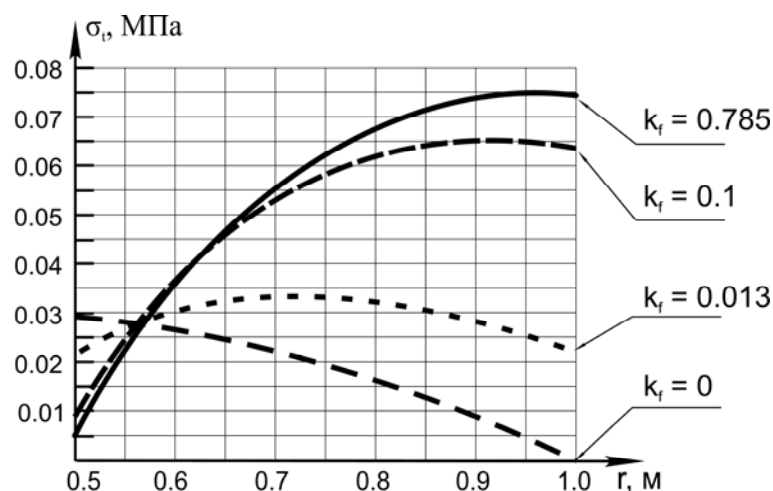


Рис.8. Окружное напряжение при скользящей посадке с коэффициентами армирования

Радиальное перемещение с увеличением k_f уменьшается в каждой точке сечения и для каждого фиксированного k_f увеличивается от внутреннего контура к наружному (рис.9).

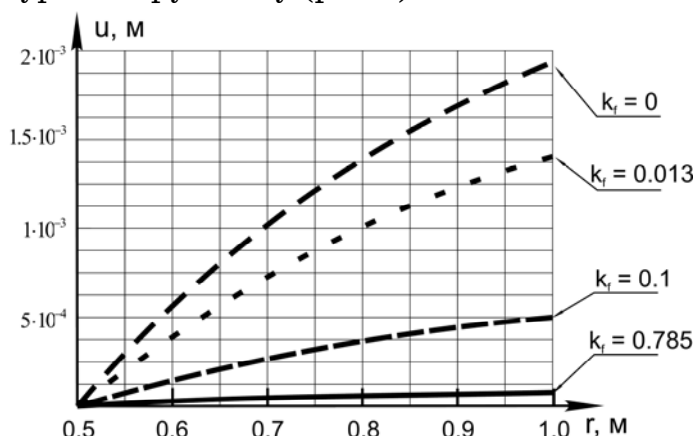


Рис.9 Радиальные перемещения при скользящей посадке с коэффициентами армирования

Выводы

При свободном вращении с увеличением коэффициента армирования увеличивается радиальное напряжение, уменьшаются осевое и окружное напряжения и радиальное перемещение, для каждого фиксированного коэффициента армирования окружные напряжения значительно больше радиальных и осевых (рис.10), а также при $k_f \approx 0,05$ распределения всех трех напряжений не сильно отклоняются от равномерных (рис.10-б)

При скользящей посадке с увеличением коэффициента армирования увеличивается максимальное значение окружного напряжения, уменьшаются радиальное и осевое напряжения и радиальное перемещение, для коэффициентов армирования изменяющихся в пределах $0 \leq k_f \leq 0,013$

для каждого фиксированного из них наибольшим (незначительно) является радиальное напряжение, а для $0,013 \leq k_f \leq 0,785$ - окружное (рис.11).

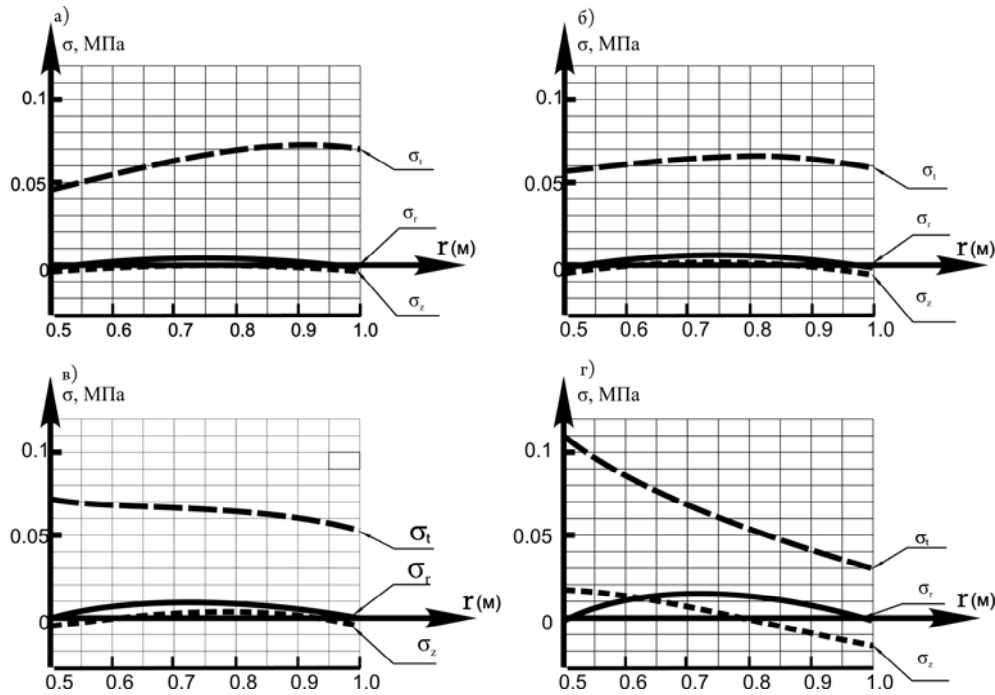


Рис.10. Свободное вращение. Сравнение значений радиального σ_r (—), осевого σ_z (-----) и окружного σ_t (— · —) напряжений при фиксированных значениях коэффициента армирования:

а) — $k_f = 0.785$, б) — $k_f = 0.05$, в) — $k_f = 0.01$, г) — $k_f = 0.0$

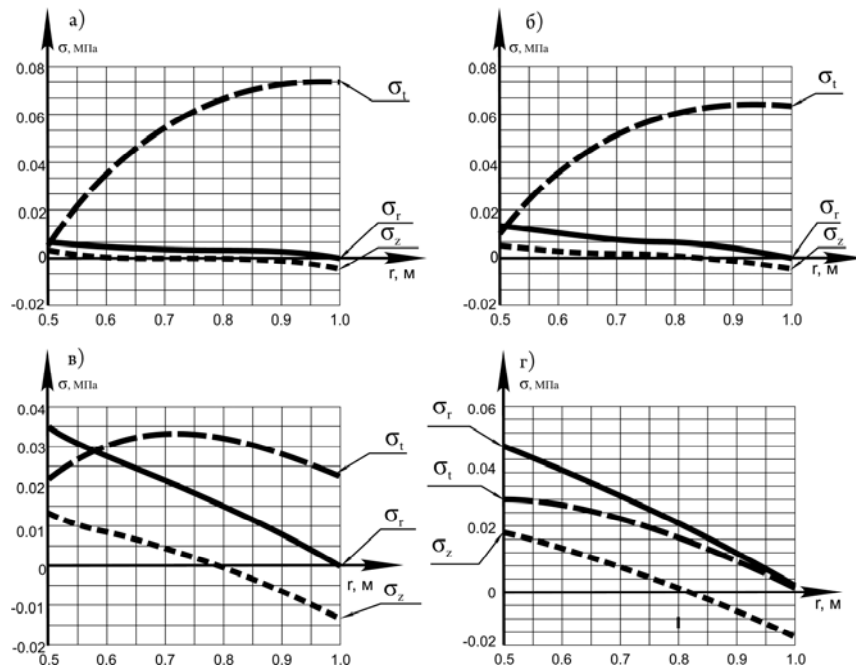


Рис.11 Скользящая посадка. Сравнение значений радиального σ_r (—), осевого σ_z (-----) и окружного σ_t (— · —) напряжений при фиксированных значениях коэффициента армирования:

а) — $k_f = 0.785$, б) — $k_f = 0.1$, в) — $k_f = 0.013$, г) — $k_f = 0.0$

ЛИТЕРАТУРА

1. Пономарев С.Д., Бидерман В.Л., Лихачев К.К., Макушин В.М., Малинин Н.Н., Феодосьев В.И. Расчеты на прочность в машиностроении. Т.III. МАШГИЗ, Москва 1959.
2. Колтунов М.А., Васильев Ю.Н., Черных В.А. Упругость и прочность цилиндрических тел. Учеб. пособие для вузов. М., «Высш. Школа», 1975. – 526 с.
3. Löffler K/ Die berechnung von Rotierenden Scheiben und Schalen. — Göttingen: Springer – Verlag OHG, 1961.
4. Композитные материалы: Справочник / Под общ. Ред. В.В. Васильева, Ю.А. Тарнопольского. — М.: Машиностроение, 1990. — 512 с.
5. Tervonen M. and Pramila A. Stresses in a hollow rotating cylindrically orthotropic tube // Mechanics of Composite Materials. — 1996. — Vol. 32, No. 6. — P. 835 – 841.
6. Ахундов В.М., Скрипочка Т.А. Большие деформации однородных и армированных нитями цилиндров под воздействием центробежных сил. // Механика композитных материалов. — 2009. — Т.45, № 3. — С. 347–366.
7. Малмейстер А.К., Тамуж В.П., Тетерс Г.А. Сопротивление полимерных и композитных материалов. Рига: Зинатне, 1980. 572 с.

Получено 16.05.2011 р.

МЕТОД ДВОЙНОГО ШТРАФА В ЗАДАЧАХ ОПТИМИЗАЦИИ

Представлен способ построения вспомогательной функции для решения задачи поиска экстремума функции при ограничениях. Исследуется сходимость алгоритма и представлены результаты численного моделирования.

ЭКСТРЕМУМ, ШТРАФНЫЕ ФУНКЦИИ, ПАРАЛЛЕЛЬНОЕ ПРОСТРАНСТВО, АЛГОРИТМЫ ПОИСКА.

Представлено спосіб побудови допоміжної функції для вирішення завдання пошуку екстремуму функції при обмеженнях. Досліджується збіжність алгоритму і представлені результати чисельного моделювання.

ЭКСТРЕМУМ, ШТРАФНІ ФУНКЦІЇ, ПАРАЛЕЛЬНИЙ ПРОСТІР, АЛГОРИТМИ ПОШУКУ.

A method of constructing an auxiliary function for solving the problem of finding the extremum of the function under constraints. We study the convergence of the algorithm and presents the results of numerical simulations.

EXTREME, PENALTY FUNCTIONS, THE PARALLEL SPACE SEARCH ALGORITHMS.

Введение

Многие задачи инженерного проектирования и управления представляют собой задачи исследования оптимальности некоторой целевой функции. При исследовании сложных явлений и процессов, учитывая мультимодальность и зашумленность исследуемых функций, использование отдельных эффективных алгоритмов не всегда приносит желаемую эффективность. Если же на целевую функцию наложены определенные ограничения, то поиск экстремума еще более усложняется.

Основная часть. Метод штрафных функций, как известно, имеет простую и универсальную схему решения задач минимизации на множествах, не совпадающих со всем пространством[1,2].

Основная идея метода заключается в сведении исходной задачи

$$J(x) \rightarrow \inf; x \in E.$$

к последовательности задач минимизации

$$\Phi_k(x) \rightarrow \inf, x \in E_0; k = 0, 1, \dots,$$

где $\Phi_k(x)$ – некоторая вспомогательная функция, а множество $E \in E_0$. При этом функция $\Phi_k(x)$ выбирается таким образом, чтобы с ростом k она мало отличалась от исходной функции $J(x)$ на множестве E и быстро возрастала на множестве $E_0 \setminus E$. Таким образом, быстрый рост $\Phi_k(x)$ вне E приведет к тому, что при больших k нижняя грань этой функции на E_0 будет достигнута в точках, близких ко множеству E , чем и достигается приближение исходной и вспомогательной задач.

Разнообразие штрафных функций дает возможность выбора вспомогательной функции $\Phi(x)$ в виде, обеспечивающим гладкость,

выпуклость и т.п., то есть переформулирует исходные задачи в более простые и удобные для применения известных методов минимизации. Однако в практическом применении штрафных функций могут встретиться серьезные трудности. Хорошее приближение решения можно получить при достаточно больших номерах k или штрафующего коэффициента A_k в задачах (1) и (2):

$$\Phi_k(x) = J(x) + P_k(x) \rightarrow \min, \quad x \in E; k = 0, 1, \dots \quad (1)$$

$$P_k(x) = A_k P(x),$$

$$P(X) = \sum_{i=1}^m (\max \{g_i(x); 0\})^p + \sum_{i=m+1}^s |g_i(x)|^p, \quad x \in E, \quad (2)$$

где $A_k \geq 0$ ($k=0, 1, \dots$), $\lim A_k = \infty$, $p \geq 1$ - некоторое число.

Однако, с увеличением k , свойства функции (1) во многих случаях начинают ухудшаться: функция становится овражной, появляются дополнительные локальные экстремумы и т.п. Если решение задачи минимизации $J(x) \rightarrow \min$ имеет недостаточно хорошее приближение, то приходится применять такие специальные методы, чтобы численное решение не было очень трудоемким и обеспечивало сходимость процесса.

Как известно, задача поиска условной минимизации функции при ограничениях в виде равенств:

$$\begin{aligned} J(x) &\rightarrow \min, \\ h(x) &= 0. \end{aligned} \quad (3)$$

сводится к задаче (1) безусловной оптимизации:

$$\begin{aligned} \Phi_k(x) &= J(x) + P_k(x) \rightarrow \min, \\ P_k &= \mu_k \cdot h^2(X), \quad x \in E, \\ \mu_k &> 0. \end{aligned} \quad (4)$$

Использование методов симметрии, развитые в работе [4], [5], [6] дает возможность построения вспомогательной симметрической функции для решения задачи (4).

Для решения задачи безусловной минимизации функции (4) осуществим построение вспомогательной выпуклой, симметрической относительно векторных аргументов a и b , функции $\Phi(a, b)$ в виде:

$$\Phi(a, b) = 0,5 \left[(a - b)^T (a - b) + \text{grad}^T f(a) \cdot \text{grad} f(a) + \text{grad}^T f(b) \cdot \text{grad} f(b) \right]. \quad (5)$$

Реализовав движение изображающих точек a и b по гиперповерхности функции $\Phi(a, b)$ из произвольного начального состояния (a_0, b_0) , в силу выпуклости функции удастся значительно приблизиться к $\min_{a, b} \Phi(a, b)$. В построении функции $\Phi(a, b)$ содержится штрафующее слагаемое $(a - b)^T (a - b)$, которое заставляет изображающие точки сближаться друг с другом. Таким образом, для решения задачи (1) используется двойной структурный (4) и (5) штраф.

Для минимизации функции $\Phi(a, b)$ может быть использован алгоритм непрерывного градиентного спуска [1], [2] в виде итерационного процесса:

$$x_{k+1}^i = x_k^i - \alpha_k \cdot \frac{\partial \Phi(x)}{\partial x^i} \Big|_{x_n}, i = 1, 2, \dots, n, \quad (6)$$

$$\alpha_k > 0, k = 0, 1, \dots$$

или соответствующей (6) системы дифференциальных уравнений:

$$\frac{da_i}{dt} = -k \cdot \frac{\partial \Phi(a, b)}{\partial a_i}; a_i(0) = a_{i0}, \quad (7)$$

$$\frac{db_i}{dt} = -k \cdot \frac{\partial \Phi(a, b)}{\partial b_i}; b_i(0) = b_{i0} \neq a_{i0};$$

где $k > 0, 1 \leq i \leq n$.

Исследуем процедуры (4), (5) и (7) для поиска экстремума квадратичной функции при ограничении в виде равенства:

$$J(x_1, x_2) = 5x_1^2 + x_2^2 - 20x_1 - 6x_2 + 27, \quad (8)$$

$$h(x_1, x_2) = x_1 + x_2 - 1 = 0.$$

Преобразуем задачу (8) в задачу (4):

$$\Phi(x_1, x_2) = 5x_1^2 + x_2^2 - 20x_1 - 6x_2 + 27 + \mu(x_1 + x_2 - 1)^2 \rightarrow \min. \quad (9)$$

График поверхности квадратичной функции (9) с линиями уровня для значения $\mu = 0,1$ представлен на рис.1.

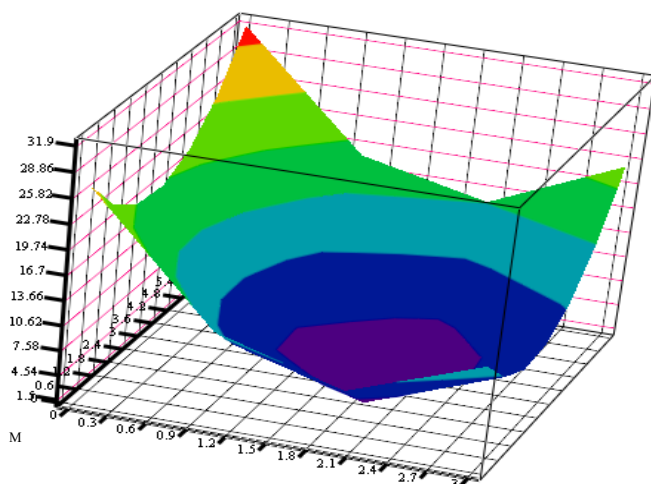


Рис.1 График поверхности функции (9) при $\mu = 0,1$

Строим для функции (9) вспомогательную симметрическую функцию (5):

$$\Phi(a_1, a_2, b_1, b_2) = 0,5 \cdot (q_1(a_1 - b_1)^2 + q_2(a_2 - b_2)^2) + (5a_1^2 + a_2^2 - 20a_1 - 6a_2 + 27 + \mu(a_1 + a_2 - 1)^2 + (5b_1^2 + b_2^2 - 20b_1 - 6b_2 + 27 + \mu(b_1 + b_2 - 1)^2),$$

где $q_1 > 0, q_2 > 0$.

Согласно алгоритму (7), получаем две системы дифференциальных уравнений:

$$\frac{da_1}{dt} = -ka_1(q_1 + 5) + k(q_1b_1 - \mu(a_1 + a_2) + 10 + \mu), \quad (10)$$

$$\frac{db_1}{dt} = -kb_1(q_1 + 5) + k(q_1a_1 - \mu(b_1 + b_2) + 10 + \mu);$$

при условии $a_1(0) = a_{10}; b_1(0) = b_{10} \neq a_{10}$.

$$\begin{aligned}\frac{da_2}{dt} &= -ka_2(q_2 + 1) + k(q_2b_2 - \mu(a_1 + a_2) + 3 + \mu) \\ \frac{db_2}{dt} &= -kb_2(q_2 + 1) + k(q_2a_2 - \mu(b_1 + b_2) + 3 + \mu)\end{aligned}\quad (11)$$

при условии $a_2(0) = a_{20}, b_2(0) = b_{20} \neq a_{20}$.

Дифференциальные уравнения, описывающие динамику сближения точек (a_1, a_2) и (b_1, b_2) , получим, вычитая из первых уравнений систем (10) и (11) вторые уравнения:

$$\begin{aligned}\frac{d(a_1 - b_1)}{dt} &= (a_1 - b_1)(-2kq_1 - 5k - k\mu) - k\mu(a_2 - b_2), \\ \frac{d(a_2 - b_2)}{dt} &= (a_2 - b_2)(-2kq_2 - k - k\mu) - k\mu(a_1 - b_1);\end{aligned}\quad (12)$$

где $a_1(0) - b_1(0) = a_{10} - b_{10}, a_2(0) - b_2(0) = a_{20} - b_{20}$.

Обозначив: $a_1 - b_1 = y, a_2 - b_2 = z$, получим систему

$$\begin{aligned}\frac{dy}{dt} &= y(-2kq_1 - 5k - k\mu) - k\mu z, \\ \frac{dz}{dt} &= z(-2kq_2 - k - k\mu) - k\mu y;\end{aligned}\quad (13)$$

Составим матрицу коэффициентов для системы (13):

$$A = \begin{vmatrix} -2kq_1 - 5k - k\mu & -k\mu \\ -k\mu & -2kq_2 - k - k\mu \end{vmatrix}.\quad (14)$$

Так как $\begin{bmatrix} y \\ z \end{bmatrix} = \Phi \cdot \begin{bmatrix} y_0 \\ z_0 \end{bmatrix}$ имеем $\Phi = R \cdot e^{jt} R^{-1}$, то для матрицы (14)

получаем:

$$|\lambda E - A| = \begin{vmatrix} \lambda + 2kq_1 + 5k + k\mu & k\mu \\ k\mu & \lambda + 2kq_2 + k + k\mu \end{vmatrix}\quad (15)$$

Характеристическое уравнение матрицы (15) имеет вид:

$\lambda^2 + [(2kq_1 + 5k + k\mu) + (2kq_2 + k + k\mu)]\lambda + [(2kq_1 + 5k + k\mu)(2kq_2 + k + k\mu)] - k^2\mu^2 = 0$,
для которого $\text{Re } \lambda_i < 0$, что гарантирует устойчивое сближение изображающих точек $a_1 - b_1 \rightarrow 0, a_2 - b_2 \rightarrow 0$.

В силу выпуклости функции (9) алгоритм обеспечит достижение минимума вспомогательной функции $\Phi(a, b)$ который будет близок к минимуму функции (8).

Подобно штрафным функциям, барьерные функции позволяют преобразовать задачу условной оптимизации $J(x) \rightarrow \inf; x \in E$ в задачу безусловной оптимизации $\Phi_k(x) \rightarrow \inf, x \in E / \gamma; k = 1, 2, \dots$, где $\gamma \in E$ – подмножество, на котором задана некоторая барьерная функция.

Задача поиска условной минимизации функции при ограничениях в виде неравенств:

$$\begin{aligned} J(x) &\rightarrow \min, \\ q(x) &\leq 0, \end{aligned} \quad (16)$$

сводится к задаче безусловной оптимизации методом барьерной функции [3]:

$$\Phi_k(x) = J(x) + \alpha_k B(x) \rightarrow \min, \quad (17)$$

где $\{\alpha_k\}$ - положительная последовательность, сходящаяся к нулю, $B(x)$ - барьерная функция, неотрицательная и непрерывная в области $\{x : q(x) < 0\}$ и стремящаяся к бесконечности при приближении к границе области $\{x : q(x) \leq 0\}$.

Типичная барьерная функция имеет вид:

$$B(x) = \sum_{i=1}^m \frac{-1}{q_i(x)}. \quad (18)$$

Таким образом, задача (16) может быть сведена к виду:

$$\Phi_k(x) = J(x) + \alpha_k \sum_{i=1}^m \frac{-1}{q_i(x)} \rightarrow \min. \quad (19)$$

Если в задаче условной оптимизации присутствуют ограничения в виде равенств и неравенств, то для минимизации необходимо использовать смешанную вспомогательную функцию, использующую идеи штрафных и барьерных функций в виде:

$$\Phi_k(x) = J(x) + \alpha_k \sum_{i=1}^m \frac{-1}{q_i(x)} + \frac{1}{\mu} \sum_{i=1}^n h^2(x) \rightarrow \min. \quad (20)$$

Применим описанную процедуру к поиску экстремума функции при наличии ограничений двух видов:

$$\begin{aligned} J(x) &= (x_1 - 2)^2 + (x_2 - 1)^2 \rightarrow \min, \\ h(x) &= x_1 - 2x_2 + 1 = 0, \\ g(x) &= -0,25x_1^2 - x_2^2 + 1 \geq 0. \end{aligned} \quad (21)$$

Строим вспомогательную симметрическую функцию используя равенства (5) и (20) и применяем алгоритм непрерывного градиентного спуска в виде (6) или (7).

Для значений $\mu = 0,2$; шаге $k=1$; $q_1 = q_2 = 0,95$ и стартовых положений 1,9 и 0,7 результат моделирования представлен на рис. 2.

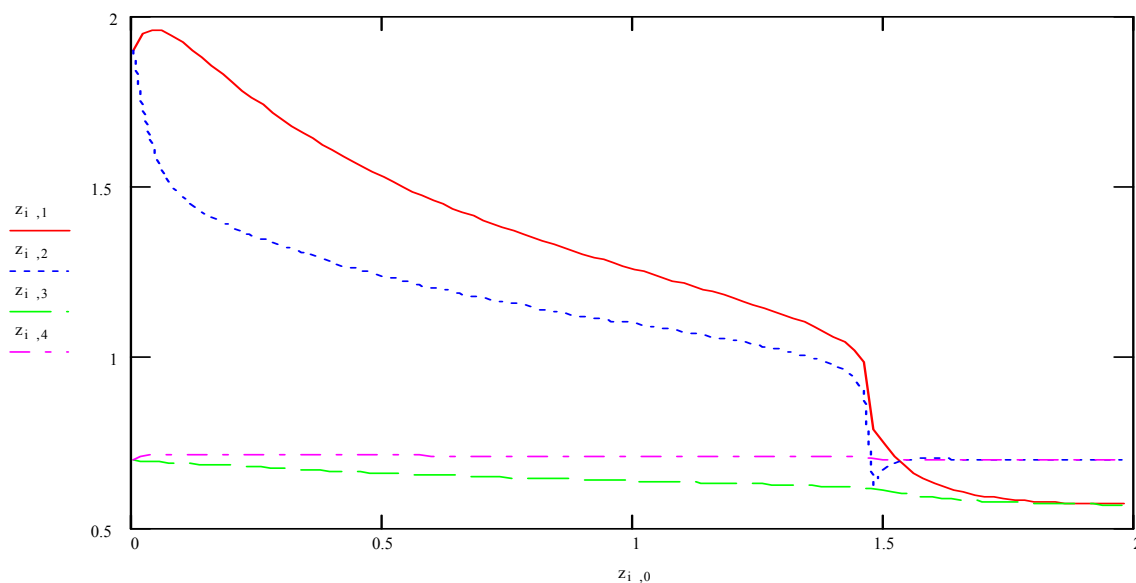


Рис. 2 График процесса моделирования поиска экстремума задачи (21)

Численные результаты окончания процесса моделирования задачи (21) представлены в таблице 1.

Таблица 1

Результаты тестирования функции (21) в соответствии с рис.2

$z_{i,1} =$	$z_{i,2} =$	$z_{i,3} =$	$z_{i,4} =$
0.598	0.701	0.581	0.699
0.593	0.701	0.579	0.699
0.589	0.7	0.577	0.699
0.585	0.7	0.576	0.699
0.582	0.7	0.575	0.699
0.58	0.699	0.574	0.698
0.578	0.699	0.573	0.698
0.576	0.699	0.572	0.698
0.575	0.699	0.571	0.698
0.574	0.698	0.571	0.698
0.573	0.698	0.57	0.698
0.572	0.698	0.57	0.698
0.571	0.698	0.569	0.698
0.57	0.698	0.569	0.698
0.57	0.698	0.569	0.698
0.569	0.698	0.568	0.698

Алгоритм проявляет устойчивую сходимость пар изображающих точек и дает возможность найти экстремум функции.

В реальных задачах для оптимизации рассматриваются функций многих переменных. Если функция имеет сложный рельеф поверхности, то для минимизации имеет смысл использовать параллельное пространство [4],[5],[6]. Для этого строится две вспомогательные симметрические функции вида:

$$F(a, b) = (a - b)^T \cdot Q_1 \cdot (a - b) + f(a) + f(b),$$

и

$$F(c, d) = (c - d)^T \cdot Q_2 \cdot (c - d) + f(c) + f(d). \quad (22)$$

Введем в рассмотрение векторы $y = [a, b]^T$ и $z = [c, d]^T$ для построения новой вспомогательной функции вида:

$$F(y, z) = (y - z)^T \cdot Q \cdot (y - z) + f(y) + f(z), \quad (23)$$

где матрица Q определяется из:

$$Q = \begin{bmatrix} Q_3 & 0 \\ 0 & Q_4 \end{bmatrix}.$$

Подставив в (23) выражения (22) получим равенство:

$$\begin{aligned} \Phi(a, b, c, d) = & (a - b)^T Q_1 (a - b) + (c - d)^T Q_2 (c - d) + (a - c)^T Q_3 (a - c) + \\ & + (b - d)^T Q_4 (b - d) + f(a) + f(b) + f(c) + f(d). \end{aligned} \quad (24)$$

Поиск экстремума функции (24) может быть осуществлен алгоритмами (6) или (7).

Выводы

Представлен способ построения вспомогательной функции на основе принципа симметрии. Теоретически доказано асимптотическое сближение изображающих точек при решении задачи минимизации функции. Проведенное математическое моделирование подтверждает результаты теоретических исследований. Предложен алгоритм поиска экстремума функции на основе симбиоза методов внешних и внутренних штрафов и принципов симметрии. Показана возможность применения рекурсии для решения такого вида задач. Процедура проста в практической реализации и может быть применена к широкому классу задач минимизации функции.

ЛИТЕРАТУРА

1. Поляк Б.Т. Введение в оптимизацию/ Поляк Б.Т. – М.: Наука, 1983. – 384 с.
2. Васильев Ф.П. Численные методы решения экстремальных задач/Васильев Ф.П. – М.: Наука, 1988. – 552 с.
3. Химмельблау Д. Прикладное нелинейное программирование/Химмельблау Д. – М.: Мир, 1975. – 535с.
4. Корсун В.И. Использование симметрии для распараллеливания процесса поиска экстремума целевой функции в задачах оптимального проектирования и адаптивной идентификации/Корсун В.И. //Мат. Модели и современные инф. технологии. Сб. науч. Тр.НАН Украины. Ин-т математики. – К.:1998. – С.66-68.
5. Корсун В.И. Исследование алгоритма поиска экстремума целевой функции, основанного на применении концепции симметрии и параллельного пространства/Корсун В.И., Демиденко М.А. //Науковий вісник НГА України. – 2000. – №2. – С.101-104.
6. Корсун В.И. Параллельное пространство сопряженных направлений и экстремальные свойства функций/Корсун В.И., Литвиненко К.В. //Прикладна геометрія та інженерна графіка. Праці /Таврійський державний агротехнологічний університет. – Вип..4, т.50. – Мелітополь: ТДАТУ, 2011. – С.90-97.

Получено 19.10.2011 р.

К АНАЛИЗУ РЕШЕНИЯ ЗАДАЧИ О НЕСТАЦИОНАРНОМ ДЕФОРМИРОВАНИИ УПРУГОЙ СРЕДЫ

В работе рассмотрено применение метода последовательной аппроксимации к анализу решения задачи о нестационарном деформировании упругой среды под действием переменной внутренней нагрузки. Показана эффективность применения метода для представления решения в виде произведения функций, каждая из которых зависит от одной переменной. Получены формулы, связывающие компоненты напряженного состояния с параметрами задачи. Выполнена сравнительная оценка точности полученных представлений.

НЕСТАЦИОНАРНОЕ ДЕФОРМИРОВАНИЕ УПРУГОЙ СРЕДЫ, МЕТОД ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОЙ АППРОКСИМАЦИИ.

В роботі розглянуто застосування методу послідовної апроксимації до аналізу рішення задачі про нестационарну деформацію пружного середовища під дією змінного внутрішнього навантаження. Показано ефективність застосування методу для представлення рішення у вигляді добутку функцій, кожна з яких залежить від однієї змінної. Одержано формули, що зв'язують компоненти напруженого стану з параметрами задачі. Виконано порівняльну оцінку точності одержаних уявлень.

НЕСТАЦІОНАРНЕ ДЕФОРМУВАННЯ ПРУЖНОГО СЕРЕДОВИЩА, МЕТОД ПОСЛІДОВНОЇ АПРОКСИМАЦІЇ.

The paper is devoted to sequence approximation method used for analyses of dynamic elastically deformed medium solving. The proposed method efficiency is showed on solve transformation into one variable function product. The formulas for stress-strain state components are obtained and an accuracy comparison analysis is made.

DYNAMIC ELASTICALLY DEFORMED MEDIUM, SEQUENCE APPROXIMATION METHOD.

Актуальность и постановка задачи: решение задачи об определении компонент тензора напряжений и перемещений упругой среды под действием переменной внутренней нагрузки вызвана широким использованием эффекта инерционных сил при динамической разгрузки напряженных газонасыщенных сред с целью стимулирования развития в них трещиннообразования и дегазации. Динамические параметры процесса упругого деформирования среды определяются из решения волнового уравнения в одномерной постановке во многих работах [1-4]:

$$r^2 \cdot \frac{\partial^2 u_r}{\partial t^2} + r \cdot \frac{\partial u_r}{\partial t} - u_r = \frac{r^2}{v_p^2} \cdot \frac{\partial^2 u_r}{\partial r^2}, \quad (1)$$

где $u_r(r, t)$ – радиальное перемещение упругой среды, м; t – время процесса деформирования, с; v_p – скорость упругой волны, м/с.

Граничные условия на внутренней и внешней поверхности:

$$\sigma_r|_{r=r_0} = -\psi(t); \quad \sigma_r|_{r=r_N} = 0, \quad (2)$$

где r_0 – внутренний радиус; r_N – внешний радиус.

Однако, несмотря на обилие вариантов решения этого уравнения, простых его решений нет и, как правило, все они громоздки по форме и имеют сложные численные алгоритмы вычисления [1,4].

Зачастую при вычислении интегралов или суммировании рядов приходится иметь дело с особыми точками. Решение в конечном виде может быть представлено интегралом [5], и особые точки (разрывы второго рода) исключают из счета, без ущерба для решения задачи. Если же решение получено в виде ряда и ряд содержит особенности (разрывы второго рода), то используют для решения только часть ряда до особой точки [3]. Особые точки могут существенно ограничить диапазон применения того или иного метода расчета, поэтому их, как правило, исключают из счета до применения численных методов интегрирования. В нашем случае [5], когда подынтегральная функция претерпевает бесконечное количество разрывов, при использовании интегрального преобразования Фурье возникают особенности в трансформантах перемещений и напряжений типа (форме) «тангенса». При выполнении большого количества однотипных вычислительных операций может накапливаться существенная ошибка суммирования. В решении, приведенном в работе [5], имеется возможность напрямую использовать широко опробованные численные методы интегрирования. Так для случая плоской деформации расчет радиальных σ_r и кольцевых σ_θ напряжений можно вести по формулам (3), (4), приведенным в работе [5]:

$$\frac{\sigma_r}{q_0} = \frac{2}{\pi} \cdot \frac{r_0}{v_p \cdot (t_2 - t_1)} \cdot \sum_{i=1}^{\infty} \left(\int_0^{a_i - \delta_i} \overline{\sigma_r} \left(\xi_1, \frac{r}{r_0} \right) \cdot \sin[\xi_1 \cdot \bar{t}] \cdot d\xi_1 + \dots + \int_{a_{i-1} + \delta_{i-2}}^{a_i - \delta_{i-1}} \overline{\sigma_r} \left(\xi_1, \frac{r}{r_0} \right) \cdot \sin[\xi_1 \cdot \bar{t}] \cdot d\xi_1 \right); \quad (3)$$

$$\frac{\sigma_\theta}{q_0} = \frac{2}{\pi} \cdot \frac{r_0}{v_p \cdot (t_2 - t_1)} \cdot \sum_{i=1}^{\infty} \left(\int_0^{a_i - \delta_i} \overline{\sigma_\theta} \left(\xi_1, \frac{r}{r_0} \right) \cdot \sin[\xi_1 \cdot \bar{t}] \cdot d\xi_1 + \dots + \int_{a_{i-1} + \delta_{i-1}}^{a_i - \delta_{i+2}} \overline{\sigma_\theta} \left(\xi_1, \frac{r}{r_0} \right) \cdot \sin[\xi_1 \cdot \bar{t}] \cdot d\xi_1 \right), \quad (4)$$

где $a_1, a_2, \dots, a_i$ – координаты разрывов трансформант перемещений или напряжений; $\delta_1, \delta_2, \dots, \delta_i$ – величины отступов от разрывов; $\xi_1 = \frac{\omega \cdot r_0}{v_p}$ –

безразмерный параметр преобразования; $\overline{\sigma_r}$, $\overline{\sigma_\theta}$ – соответственно трансформанты радиальных и кольцевых напряжений; ω – параметр преобразования, $1/c$; $\bar{t} = \frac{v_p \cdot t}{r_0}$ – безразмерное время процесса; r – текущий

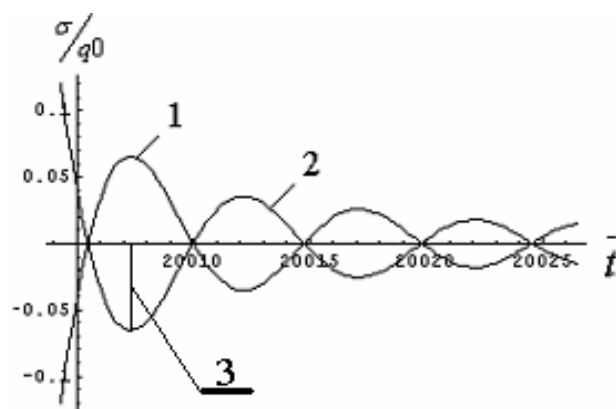
радиус; $t_c = t_2 - t_1$ – реальное время сброса нагрузки, с; q_0 – внутренняя нагрузка, Па; t_1 , t_2 – соответственно время подъема и время сброса нагрузки, отсчитываемое от начала координат, с.

Как видно из (3) и (4), исходные выражения для определения напряжений и перемещений громоздки и неудобны для практического использования [5].

К основным параметрам, оказывающим влияние на процесс нестационарного деформирования упругой среды, можно отнести:

внутренний радиус скважины r_0 , величину приложенной внутренней нагрузки q_0 , скорость упругой волны v_p и время сброса внутренней нагрузки t_c . Оценить степень влияния каждого параметра не просто, поскольку они содержатся перед интегралом и под знаком интеграла.

На практике вызывает значительный интерес зависимость изменения растягивающих радиальных напряжений, возникающих на внутреннем контуре цилиндрической полости, от выше перечисленных параметров. Поскольку многие методы стимулирования разрушения газоносной среды (угля) и дегазации основаны на использовании действия инерционных сил, рассмотрим получение этих зависимостей на участке действия инерционных сил. Характерные графики изменения напряжений (перемещений) во времени после прекращения действия силы имеют вид затухающей синусоиды [5]. Все расчеты и преобразования приведены по отношению к максимальной величине растягивающих радиальных напряжений в первой полуволне изменения напряжений на участке действия инерционных сил (рис. 1).



- 1 – кольцевые безразмерные напряжения
2 – радиальные безразмерные напряжения;
3 – максимальные радиальные растягивающие напряжения в первой полуволне.

Рис. 1. Изменение радиальных и кольцевых напряжений от времени на участке действия инерционных сил при $v_p = 400$ м/с, $t_c = 0,001$ с, $r = r_0 = 0,1$ м, $r_N = 1000$ м

В общем виде процесс исследования любых процессов с использованием имитационных либо математических моделей (ММ) может быть представлен в виде «черного ящика» (рис.2), где $X(x_1, x_2, \dots, x_n)$ – вектор управляющих параметров или переменных модели; Y – результативный фактор либо функция, аналитический вид которой $Y = Y(x_1, x_2, \dots, x_n)$ необходимо воссоздать по данным вычислительного эксперимента.



Рис. 2. Представление процесса исследования модели

Модель может быть представлена как физическим устройством, так и совокупностью дифференциальных уравнений, математических формул, программных модулей либо Пакетов Прикладных Программ (ППП), которые ее реализуют.

Результаты исследований процессов с помощью математических моделей, в большинстве случаев, представляют собой массивы или таблицы числовых данных. Восстановление функций, заданных таблицами числовых данных, осуществляется методами аппроксимации на сетке параметров. Для сложных задач процесс получения таблиц значений функции на сетке параметров требует значительных вычислительных затрат, что иногда делает невозможным процесс ее восстановления. Проблема восстановления функции не по значениям ее на сетке параметров, а по меньшему количеству вычислений ее значений была и будет актуальной, независимо от скорости обработки информации современными вычислительными средствами.

Метод последовательной аппроксимации [6,7] позволяет приближенно представлять функцию по результатам ее численного исследования в виде произведения функций, каждая из которых зависит только от одной переменной.

Постановка задачи. Представить решения задачи (3)-(4) в виде простых инженерных формул, удобных для расчета напряжений или перемещений упругой среды при кратковременной разгрузке с применением метода последовательной аппроксимации.

Метод решения. Для решения поставленной задачи воспользуемся методом последовательной аппроксимации [6,7]. Суть метода состоит в том, что функцию, заданную в табличной форме, можно представить в аналитической виде – виде произведения функций, каждая из которых зависит только от одной переменной.

Пусть в общем виде решение (3)-(4) представлено в виде функции $F(X) = F(x_1, x_2, \dots, x_n)$, определенной и непрерывной в замкнутой области $\bar{D}$. Считаем, что функция F ограничена и имеет частные производные первого порядка, ограниченные в области D . Тогда в окрестности точки $X_0 = (x_1^0, x_2^0, \dots, x_n^0) \in \bar{D}$ функция $F(X)$ может быть представлена в виде [6,7]:

$$F(X) \approx \varphi(x_1, \dots, x_n) = \alpha \prod_{i=1}^n g_i(x_i), \quad (5)$$

где $g_i(x_i)$ – функции аппроксимации для $f_1, f_2, \dots, f_n$, заданных в табличной форме.

Указанные функции образуются следующим образом:
 $f_1(x_1) = F(x_1, x_1^0, \dots, x_n^0)$, $f_2(x_2) = F(x_1^0, x_2, \dots, x_n^0)$, ..., $f_n(x_n) = F(x_1^0, x_2^0, \dots, x_n)$.

Как показывает практический опыт, представление функции $F(X) = F(x_1, x_2, \dots, x_n)$ в окрестности точки $X_0 = (x_1^0, x_2^0, \dots, x_n^0) \in \bar{D}$ зачастую имеет достаточную для инженерных расчетов точность на всей области определения D .

Алгоритм работы метода состоит в выполнении следующих этапов:

Этап 1. Выбираем точку $M = M(x_1^0, x_2^0, \dots, x_n^0)$, $M \in \bar{D}$;

Этап 2. Образует функцию $f_1(x_1) = F(x_1, x_2^0, \dots, x_n^0)$;

Этап 3. Находим функцию $g_1(x_1)$, которая аппроксимирует функцию $f_1(x_1)$ наилучшим образом;

Этап 4. Находим функцию $\phi_1(x_1)$ согласно с формулой (5):

$$\phi_1(x_1) = \alpha_1 g_1(x_1),$$

где α_1 – коэффициент аппроксимации.

Этап 5. Определяем функцию в окрестности точки M из равенства $F(x_1) \approx \phi_1(x_1)$.

Повторяя действия, приведенные в этапах 2-5 для переменных $x_2, x_3, \dots, x_n$, получим необходимое представление функции $F(X)$.

Так, согласно (5), для x_2 формула для функции $\phi(x_1, x_2)$ приобретает вид:

$$\phi_2(x_1, x_2) = \alpha_2 g_1(x_1) g_2(x_2),$$

$$\text{где } \alpha_2 = \frac{F(x_1^0, x_2^0, \dots, x_n^0)}{g_1(x_1^0)}.$$

Для переменной x_3 будем иметь соответственно:

$$\phi_3(x_1, x_2, x_3) = \alpha_3 g_1(x_1) g_2(x_2) g_3(x_3),$$

где коэффициент аппроксимации вычисляется по формуле $\alpha_3 = \frac{\alpha_2}{g_2(x_1^0)}$.

Повторяя этапы 2-5 последовательно для переменных x_j ($j = \overline{2, n}$), получим искомое представление:

$$F(x_1, x_2, x_3, \dots, x_n) \approx \phi(x_1, x_2, x_3, \dots, x_n) = \alpha_n g_1(x_1) g_2(x_2) \dots g_n(x_n),$$

где значения коэффициентов аппроксимации определяется по формуле

$$\alpha_j = \frac{\alpha_{j-1}}{g_{j-1}(x_{j-1}^0)}.$$

Замечания:

1. Выбор точки $M = M(x_1^0, x_2^0, \dots, x_n^0), M \in \bar{D}$ существенным образом влияет на вид восстановленной функции и зависит от поведения исходной функции в ее окрестности. В случае восстановления функций, топографии которых неизвестны, предлагается выбирать опорную точку в центре области определения, то есть координаты ее определять по формуле

$$x_j = \frac{b_j - a_j}{2},$$

где a_j, b_j представляют собой начало и конец интервала изменений параметра x_j .

2. Смысл выполнения этапа 2 состоит в получении функций f_i в табличной форме. Если исходная функция не задана в аналитическом виде, то необходимо организовать ее вычисление для последовательностей значений переменных с определенным шагом. Выбор величины шагов переменных для вычисления значений функции существенным образом влияет на точность ее представления. Выбор шагов переменных зависит от выбора области определения функции и знаний исследователя о физических особенностях изучаемого процесса.

Таким образом, имея простой алгоритм восстановления функций, заданных в табличной форме, остается только применить его для представления формул (3)-(4) в виде произведения функций.

В методе последовательной аппроксимации нет ограничений на выбор класса функций, составляющих произведение. Широкое распространение для представления функциональных зависимостей на практике получил класс степенных функций. Основными преимуществами такого представления являются, во-первых – возможность выполнить оценку степени влияния параметров на саму функцию, во-вторых – определить соответствие физического содержания полученной зависимости свойствам исходной функции процесса. В связи с отмеченными особенностями будем искать представление исходной функции в виде произведения степенных функций.

В качестве функции, представление которой мы ищем, возьмем величину максимальных растягивающих напряжений в первой полуволне ее изменения, отнесенной к величине максимальной амплитуды внутренней нагрузки q_0 :

$$\bar{\sigma}_r = \sigma_r / q_0 = \sigma(t_c^{\alpha_1} \cdot \nu_p^{\alpha_2} \cdot r_0^{\alpha_3}), \quad (6)$$

где $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ – показатели степени функций исследуемых параметров.

Область определения задана интервалами изменения параметров:

– интервал изменения внутреннего радиуса цилиндрической полости $r_0 - 0,05 \div 0,5$ м;

– скорость упругой волны $\nu_p - 100 \div 2000$ м/с;

– время сброса нагрузки $t_c - 0,001 \div 0,1$ с.

Опорная точка $M = M(x_1^0, x_2^0, \dots, x_n^0), M \in \bar{D}$ задана значениями параметров: время сброса $t_c^0 = 0,01$ с; скорость упругой волны $v_p^0 = 600$ м/с; внутренний радиус $r_0^0 = 0,1$ м.

Выполним этапы 2-4 для первого параметра t_c . Изменяя с определенным шагом параметр t_c , вычисляем последовательность значений функции $\bar{\sigma}_r$. Для последовательности $\{t_c, \bar{\sigma}_r\}$ найдем функцию аппроксимации $g_1(t_c)$ в виде: $g_1(t_c) = a_1 t_c^{\alpha_1}$, где $a_1 = 0,00020186$; $\alpha_1 = -0,944$.

Графическое представление выполнения этих этапов представлено на рис. 3.

Таким образом, безразмерные растягивающие напряжения от времени сброса нагрузки t_c будут иметь вид:

$$\bar{\sigma}_r(t_c, v_p^0, r_0^0) \approx \phi_1(t_c) = a_1 t_c^{\alpha_1}. \quad (7)$$

Формулу (7) уже можно использовать в расчетах для определения растягивающих напряжений в зависимости от различного времени сброса (для фиксированных в опорной точке значений параметров v_p^0 и r_0^0).

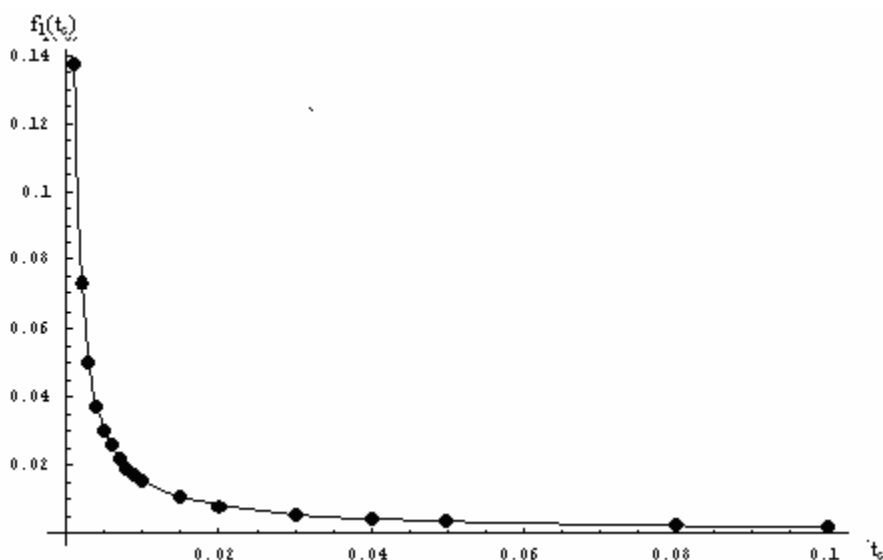


Рис. 3. Функция $f_1(t_c)$ в табличной форме и функция ее аппроксимации

Выполним этапы 2-4 для второго параметра v_p . Изменяя с определенным шагом параметр v_p , вычислим последовательность значений функции $\bar{\sigma}_r$. Для последовательности $\{v_p, \bar{\sigma}_r\}$ найдем функцию аппроксимации $g_2(v_p)$ в виде: $g_2(v_p) = a_2 v_p^{\alpha_2}$ где $a_2 = 0,091318$; $\alpha_2 = -0,957$.

Графическое представление выполнения этих этапов представлено на рис. 4.

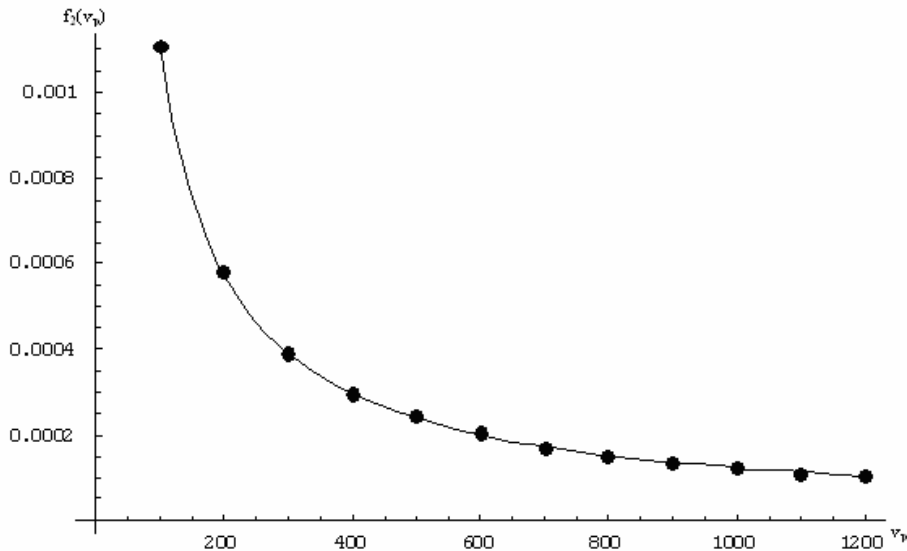


Рис. 4. Функция $f_2(v_p)$ в табличной форме и функция ее аппроксимации

Таким образом, безразмерные растягивающие напряжения от времени сброса t_c нагрузки и скорости упругой волны v_p будут иметь вид:

$$\bar{\sigma}_r(t_c^0, v_p, r_0^0) \approx \phi_2(t_c, v_p) = a_2 t_c^{\alpha_1} v_p^{\alpha_2}. \quad (8)$$

Формулу (8) можно использовать для частных расчетов напряжений при фиксированном значении внутреннего радиуса r_0 .

Выполним этапы 2-4 для третьего параметра r_0 . Изменяя с определенным шагом параметр r_0 , вычислим последовательность значений функции $\bar{\sigma}_r$. Для последовательности $\{r_0, \bar{\sigma}_r\}$ найдем функцию аппроксимации $g_3(r_0)$ в виде: $g_3(r_0) = a_3 r_0^{\alpha_3}$ где $a_3 = 0,91729$; $\alpha_3 = 1,01$.

Графическое представление выполнения этих этапов представлено на рис. 5.

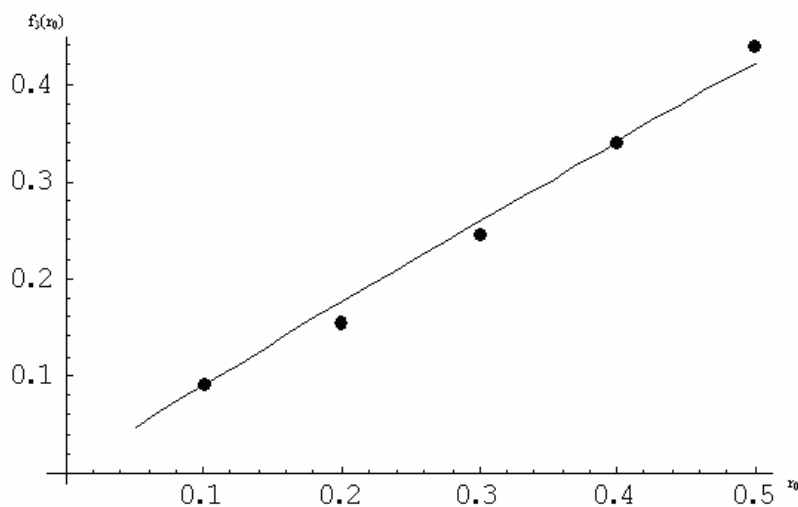


Рис. 5. Функция $f_3(r_0)$ в табличной форме и функция ее аппроксимации

Таким образом, безразмерные растягивающие напряжения от времени сброса t_c нагрузки и скорости упругой волны v_p и внутреннего радиуса r_0 будут иметь вид:

$$\bar{\sigma}_r(t_c^0, v_p^0, r_0) \approx \phi_3(t_c, v_p, r_0) = a_3 t_c^{\alpha_1} v_p^{\alpha_2} r_0^{\alpha_3}. \quad (9)$$

Окончательную формулу (9) для растягивающих радиальных напряжений от всех исследуемых параметров запишем в виде:

$$\sigma_r = 0,917 \frac{q_0^{1,0} \cdot r_0^{1,01}}{v_p^{0,957} \cdot t_c^{0,944}}. \quad (10)$$

Принимая во внимание близость всех показателей степеней исследуемых параметров к единице в выражении (10), получим более удобную формулу для расчетов растягивающих напряжений на внутреннем контуре цилиндрической полости в первой полуволне изменения напряжений в виде:

$$\sigma_r = 0,9 \frac{q_0 \cdot r_0}{v_p \cdot t_c}. \quad (11)$$

Выполнено сравнение относительных погрешностей напряжений, вычисляемых по формулам (10) и (11), с точным решением, полученным по методу интегрального преобразования Фурье [5]. Анализ погрешностей решения (10) показал: средняя погрешность для времени сброса t_c не превышает 3,8 %, для скорости упругой волны v_p – 2,0%, для внутреннего радиуса r_0 – 4,3%.

Анализ результатов сравнения относительных погрешностей напряжений, вычисляемых по формуле (11), с точным решением, полученным по методу интегрального преобразования Фурье, показал, что средняя относительная погрешность для времени сброса не превышает 2,7 %, для скорости упругой волны – 2,2%, а для внутреннего радиуса – 4 %.

Правильность физического содержания полученного решения (11) несложно подтвердить на основании теории размерности.

Согласно теории размерности, неизвестную величину радиальных напряжений на внутреннем радиусе цилиндрической полости можно представить в виде произведения степенных функций [8]:

$$\sigma_r = a_1 \cdot q_0^p \cdot r_0^q \cdot v_p^r \cdot t_c^k, \quad (12)$$

где p, q, r, k – неизвестные показатели степеней; a_1 – безразмерный коэффициент пропорциональности. Приравнивая размерности в левой и правой частях уравнения (12), получим:

$$M \cdot T^{-2} \cdot L^{-1} = M^p \cdot T^{-2p} \cdot L^{-p} \cdot L^q \cdot L^r \cdot T^{-r} \cdot T^k. \quad (13)$$

Составим следующие уравнения для определения показателей степени:

$$p = 1; \quad (14)$$

$$-2 = -2p - r + k; \quad (15)$$

$$-1 = -p + q + r. \quad (16)$$

Имеем три уравнения и четыре неизвестных показателя, подлежащих определению. Из уравнения (14) сразу получаем показатель степени при q_0 , он равен единице.

Из уравнения (15) следует, что показатели степени при v_p и t_c одинаковы – $r = k$. Показатель степени влияния внутреннего радиуса r_0 принимаем, согласно расчетов по формулам (3), (4), равным единице $q = 1$. Следовательно, оставшиеся показатели степени из (16) при v_p и t_c равны, т.е. $r = k = -1$. Таким образом, правильность выбора основных показателей степеней в формуле (11) подтверждается теорией размерности. Однако следует заметить, что теория размерности не всегда дает возможность найти коэффициент пропорциональности, связующий переменные. При использовании метода последовательной аппроксимации он находится сравнительно простым путем.

Следовательно, общая структура формулы (11) полностью подтверждена теорией размерностей, носит характер закономерности для упругих сред, справедлива в широком диапазоне изменения исследуемых параметров и не носит характер частной зависимости.

Выводы:

Проверка погрешностей приближенных представлений функций в аналитическом виде, с использованием метода последовательной аппроксимации [6,7], подтвердила высокую для инженерных расчетов точность в окрестности выбранной точки $M(x^m_1, x^m_2, \dots, x^m_n)$ и хорошую на всей области определения. Анализ результатов задачи дает основания надеяться на эффективное его использование для широкого класса практических задач, представимых в виде «черного ящика».

Таким образом, применение метода последовательной аппроксимации для преобразования сложного решения динамической задачи позволило получить простую формулу, связующую упругие характеристики массива, геометрические параметры упругой среды и параметры нагружения. Пользуясь полученным решением, легко проигрывать различные ситуации при сбросе внутренней нагрузки, варьируя параметрами в диапазоне их изменения для получения нужной величины растягивающих напряжений. Метод последовательной аппроксимации не только позволяет с достаточно высокой точностью установить степень влияния каждого параметра, но и позволяет определить коэффициент пропорциональности, связывающий все переменные при любом их количестве, что весьма трудно сделать, пользуясь теорией размерности.

ИСПОЛЬЗОВАННАЯ ЛИТЕРАТУРА

1. Айталиев Ш.М. Алгоритм решения задачи о нестационарной нагрузке на отверстие в плоскости методом граничных интегральных уравнений / Ш.М. Айталиев, Н.Б. Жанбырбаев // Известия АН КазССР, серия физико-математическая. – Алма-Ата. – 1983. – 11 с.

2. Кохманюк С.С. Колебания деформируемых систем при импульсных и подвижных нагрузках / С.С. Кохманюк, Е.Г. Янютин, Л.Г. Романенко. – К.: Наукова думка, 1980. – 226 с.
3. Крылов А. Н. О некоторых дифференциальных уравнениях математической физики, имеющих приложение в технических вопросах: учеб. пособие для вузов / А.Н. Крылов. – Л.: Академия наук СССР, 1950. – 369 с.
4. Филиппов А. П. Деформирование элементов конструкций под действием ударных и импульсных нагрузок / А.П. Филиппов, С.С. Кохманюк, Е.Г. Янютин. – К.: Наукова думка, 1978. – 184 с.
5. Сапегин В.Н. Нестационарное деформирование упругой среды под действием переменной внутренней нагрузки/ В.Н. Сапегин //Проблеми обчислювальної механіки і міцності конструкцій: збірник наукових праць Дніпропетровського національного університету. – 2011.– Вип.17. – С.239-245.
6. Ларіонов Г.І. До аналізу результатів чисельного моделювання / Г.І. Ларіонов // Матеріали Міжнародної наукової конференції «Математичні проблеми технічної механіки – 2010». - Дніпродзержинськ, 2010. – С. 153 (19-22 квітня 2010).
7. Ларіонов Г.І. Оцінювання впливу параметрів математичного моделювання / Г.І. Ларіонов // Материалы XVIII международной научно-технической конференции «Прикладные задачи математики и механики». – Севастополь: Изд-во СевНТУ, 2010. – С. 226-229 (13-17 сентября 2010).
8. Седов Л.И. Методы подобия и размерности в механике / Л.И. Седов. – М.: Наука, 1977 – 440 с.

Отримано: 18.11.2011 р.

УДК 622.785

Е.Е. Вылупко, Н.В. Игнатов, О.В. Губа, В.А. Усенко, А.П. Белова

ПОЛУЧЕНИЕ ОКУСКОВАННОГО ЖЕЛЕЗОРУДНОГО МАТЕРИАЛА БЛОЧНО-ЯЧЕИСТОГО СТРОЕНИЯ

Експериментально вивчено вплив формування гранульованої шарової шихтової композиції у вигляді суміші офлюсованих залізорудних реакційних обсягів і функціонально розподіленого твердого палива на можливість отримання регулярної блочно-коміркової структури спеку. Показано, що найбільш ймовірний напрямок вдосконалення процесу одержання окускованого залізорудного матеріалу для доменного переділу є технологія отримання спеченого продукту з регулярною блочно-комірковою структурою з шихти у вигляді суміші гранульованої рудно-флюсової композиції і твердого палива.

ШАРОВА СИСТЕМА, ОГРУДКУВАННЯ, ТВЕРДЕ ПАЛИВО, ГРАНУЛЬОВАНА ШИХТА, СПЕК, БЛОЧНО-КОМІРКОВА СТРУКТУРА, ЯКІСТЬ.

Експериментально изучено влияние формирования гранулированной слоевой шихтовой композиции в виде смеси офлюсованных железорудных реакционных объемов и функционально распределенного твердого топлива на возможность получения регулярной блочно-ячеистой структуры спека. Показано, что наиболее вероятное направление совершенствования процесса получения окускованного железорудного материала для доменного передела является технология получения спеченного продукта с регулярной блочно-ячеистой структурой из шихты в виде смеси гранулированной рудно-флюсовой композиции и твердого топлива.

СЛОЕВАЯ СИСТЕМА, ОКОМКОВАНИЕ, ТВЕРДОЕ ТОПЛИВО, ГРАНУЛИРОВАННАЯ ШИХТА, СПЕК, БЛОЧНО-ЯЧЕИСТАЯ СТРУКТУРА, КАЧЕСТВО.

The effect of granulated layered raw composition formation in the form of fluxed iron-ore reaction volumes and functionally distributed solid fuel on the obtaining of a regular block-cellular structure of sinter cake is experimentally studied. Experimental data show that the most likely direction of improving the technology of sintered iron material for the blast furnace is the technology of iron material agglomeration with obtaining of a regular block-cellular structure from the burden in the form of a granulated mixture of ore and flux parts and solid fuel.

LAYERS OF THE SYSTEM, PELLETIZING, SOLID FUEL, GRANULATED LAYERED, CAKE, BLOCK-CELLULAR STRUCTURE, QUALITY.

Состояние и актуальность проблемы. Рассматривая вопрос получения спека с заданными характеристиками его макроструктуры и прочности основное внимание было уделено влиянию на эти показатели процесса окомкования и его аппаратного обеспечения [1]. При этом осталось без внимания влияние расположения частиц твердого топлива в агломерируемой слоевой системе как очагов возникновения и формирования структуры спека блочно-ячеистого строения.

Анализ достижений и публикаций. Многочисленными исследованиями показано существенное влияние распределения частиц твердого топлива и других компонентов в агломерационной шихте и слоевой системе на показатели процесса ее спекания и качество агломерата.

В частности влияние пространственного распределения частиц твердого топлива осуществляется через температурно-тепловой уровень процесса спекания, как локальных объемов слоевой системы, так и

системы в целом и проявляется через характер структуры спека и отдельных его элементов.

Согласно представлениям о формировании блочной текстуры спека блок возникает и формируется вокруг одной или нескольких частиц твердого топлива [2], которое при агломерационном спекании железорудных шихт выполняет функции восстановителя и источника тепла [3]. Однако вероятностный характер распределения частиц твердого топлива не позволяет получать устойчивую блочно-ячеистую структуру спека. Устойчивое формирование такой структуры наиболее вероятно при заданном распределении частиц твердого топлива и вещественных ингредиентов шихты, как в слоевой системе, так и в слагающих ее реакционных объемах. Характер распределения частиц твердого топлива в слоевой системе определяет тепловой уровень процесса, температурный профиль по высоте агломерируемого слоя, количество жидкой фазы существенно влияющих на прочностные характеристики спека и агломерата. Именно заданное расположение топливных частиц в слое агломерационной шихты позволяет активно управлять этими параметрами. Очевидно, что достижение заданного распределения частиц ингредиентов шихты и прежде всего топлива в слоевой системе лежит через конструирование слагающих ее реакционных объемов и системы в целом по вещественному, химическому, энергетическому уровню и закладывается на стадии окомкования шихты. Поэтому от характера подготовки шихты будет существенно зависеть распределение топлива в ней, развитие окислительно-восстановительных, теплообменных, структурообразующих процессов и в конечном итоге – окончательная структура агломерата.

Постановка задачи. Именно в такой постановке целью настоящей работы явилось изучение влияния заданного распределения частиц твердого топлива в шихте и слоевой системе в целом во взаимосвязи с процессами окомкования на возможность получения спека блочно-ячеистого строения.

В соответствии с поставленной задачей был реализован процесс агломерационного спекания с управлением функциями твердого топлива как восстановителя и источника тепла. Осуществить такой процесс позволяет технология раздельной подачи твердого топлива. При этом одна часть топлива целенаправленно подается в шихту и выполняет роль восстановителя, а вторая подается на гранулы предварительно окомкованной шихты при этом частицы топлива накатываются на гранулы и располагаются на поверхности реакционных рудно-флюсотопливных объемов. Основная масса этого топлива размещается в каналах фильтрующих газовую фазу и выполняет роль источника тепла.

Методика проведения исследований. Исследования проводили в условиях опытно-экспериментального комплекса кафедры металлургии чугуна на агломерационной установке, состоящей из трех основных узлов: подготовки шихты, спекания и механического испытания спека. Узел подготовки включает в себя устройства дозирования компонентов шихты, их смешивания, увлажнения и окомкования. Узел спекания представляет собой агломерационную чашу, зажигательный горн, эксгаустер и комплекс

контрольно-измерительных приборов, позволяющий контролировать и фиксировать разрежение под колосниковой решеткой, температуру горнового газа, температуру по высоте агломерируемого слоя и газа, отходящего из слоя. Выход годного агломерата (фракция+5) определяли по результатам рассева разрушенного спека после сбрасывания с высоты 2 м на стальную плиту. Прочность годного агломерата определяли по ДСТУ 3200-95 на удар и истирание в стандартном барабане.

В идентичных условиях шихтового, методического и аппаратного обеспечения спекали шихту основностью 1,25 в слое высотой 300 мм на колосниковой решетке площадью спекания $0,03\text{м}^2$ в вакуумном режиме. В шихте использовали руду фракции 0-10 мм, топливо, известняк и известь фракции 0-3 мм, возврат фракции 0-5 мм. Компоненты шихты в соответствии с расходными коэффициентами дозировали в емкости, смешивали в течении 2,5 мин в смесительном барабане и полученную смесь окомковывали на тарельчатом грануляторе.

Проведено три серии спеканий: в первой вся масса топлива подавалась в шихту перед окомкованием на тарельчатом грануляторе, во второй и третьей серии реализована отдельная подача твердого топлива накатом части его на гранулы в смесительном барабане в течение 1 мин. Количество топливо подаваемого в накат, изменялось от 80 до 100% от общего расхода его в шихту (массовые расходы составляли: 80% топлива в накат и 20% в шихту; 100% массы топлива на предварительно окомкованную шихту). Гранулометрический состав окомкованной шихты определяли ситовым методом на ситах с ячейкой 3, 5, 7 и 10 мм. Интерпретация полученных результатов графически показана на рис. 1.

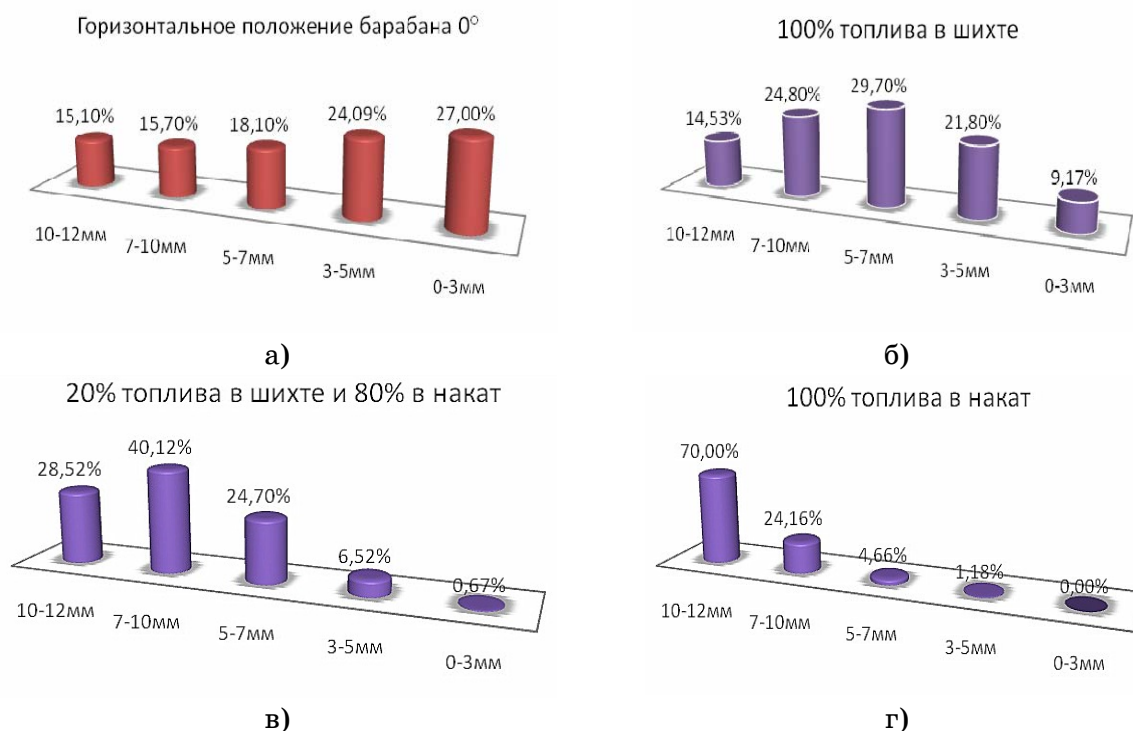


Рис. 1 – Гранулометрический состав шихты после окомкования

В качестве базы сравнения был принят гранулометрический состав шихты, содержащей всю массу топлива, окомкованной в барабане-окомкователе при горизонтальном положении его оси (рис.1а) [1]. Обращает на себя внимание довольно высокое содержание в окомкованной шихте (51,09%) фракции 0-5 мм. В такой ситуации равномерное распределение компонентов шихты по гранулам маловероятно и поэтому ожидать регулярного распределения вещественного и химического состава по гранулам не приходится. Другими словами, получение спека блочно-ячеистой структуры из такой шихты довольно проблематично.

Применение тарельчатого гранулятора для окомкования агломерационной шихты, содержащей 100% топлива в смеси с другими компонентами, оказывает довольно существенное влияние на ее гранулометрический состав после окомкования (рис.1б). Практически вдвое снижается содержание фракции 0-5 мм, естественно увеличивается вероятность получения шихты, состоящей из реакционных объемов – гранул равномерно наполненных всеми компонентами шихты, то есть более подобных по вещественному и химическому составу. Этому положению способствует процесс окомкования с многократным возвратом формирующихся гранул в очаг грануляции (возвратный механизм), что характерно для тарельчатого гранулятора. Очевидно, что аналогичный механизм окомкования возникает в барабане-окомкователе, разгрузочный торец которого наклонен в сторону загрузки шихты в барабан.

Известно, что выведение топлива из состава шихты улучшает условия ее окомкования [4]. Применение тарельчатого гранулятора для окомкования шихты с пониженным содержанием топлива в ее составе позволяет ожидать получение повышенной однородности гранулометрического состава окомкованной шихты. Полученные результаты показывают (рис.1в), что при выводе 80% массы топлива из состава шихты практически десятикратно уменьшается содержание фракции 0-5 мм в окомкованной шихте в сравнении с базовым экспериментом. Выход фракции 10 – 12 мм увеличился на 14%, шихта в целом на 93% представлена гранулами 5-12 мм. В такой ситуации естественно ожидать еще более высокой степени идентичности вещественного и химического состава гранул шихты в диапазоне 5-12 мм.

Наиболее высокой степени идентичности вещественного и химического состава гранул шихты способствует окомкование смеси исходных компонентов не содержащей топлива (рис. 1г). Окомкованная шихта в этом случае на 94% представлена гранулам 7-12 мм, что позволяет ожидать высокую степень вероятности получения блочно-ячеистой структуры спека. Однако следует уточнить, что блочно-ячеистая структура спека из шихты, компоненты которой имеют полифракционный состав, будет носить флуктуационный характер. Получение регулярной блочно-ячеистой структуры следует ожидать при агломерационном спекании окомкованных шихт, ингредиенты которых идентичны по гранулометрическому составу.

Отмеченные особенности гранулометрического состава окомкованной шихты с традиционным и отдельным вводом топлива в ее состав

проявились в процессе спекания слоевой системы. Результаты спеканий приведены в табл. 1. Анализ полученных данных показывает приращение технологических параметров процесса спекания шихт с топливом, накатанным на поверхность гранул, по сравнению с традиционной подачей топлива в шихту. Особенно это характерно при спекании шихты со 100%-м накатом твердого топлива на поверхность гранул, в этом случае температура отходящего газа растет интенсивнее с достижением более высоких значений. Необходимо отметить, приращение технологических параметров шихт с топливом накатанным на поверхности гранул по сравнению с традиционной технологией. Так скорость спекания возросла от 21,82 до 23,46 мм/мин, производительность агломерационной установки увеличилась от 1,24 до 1,67 т/м²·час, выход годного возрос от 56,5 до 74,13% . Графическая интерпретация полученных результатов показана на рис. 2.

Таблица 1

Сравнительная таблица показателей процесса спекания при традиционной и отдельной подачах твердого топлива в шихту

Технологическая характеристика	Способ подачи топлива		
	100% топлива в шихте (база)	80% топлива в накате	100% топлива в накате
Масса спека, кг	14,2	14,1	14,3
Выход годного, %	56,5	72,34	74,13
Время спекания, мин.	13,75	12,925	12,79
Удельная производительность, т/м ² ·ч	1,24	1,57	1,67
Вертикальная скорость спекания, мм/мин.	21,82	22,97	23,46
Качество агломерата			
Прочность агломерата, мм	Выход фракции, %		
На удар (+5)	52,82	62,41	67,13
На истирание(-0,5)	12	9,22	4,9

Вывод частиц твердого топлива из состава шихты повышает прочностные характеристики агломерата. После испытания в барабане по ДСТУ 3200-95 прочность агломерата на удар увеличилась на 14,3%, а на истирание уменьшилась на 7% по сравнению с базой.

Спеченный продукт представлен обожженными гранулами и спеками. При спекании шихты с выводом частиц твердого топлива на поверхность гранул визуально идентифицируется блочно-ячеистая структура спеков, однако она не носит регулярного характера. Как было сказано выше это связано с тем, что при окомковании традиционной агломерационной шихты не существует возможности получения равнозначных по вещественному и химическому составу реакционных объемов из-за полидисперсности входящих в ее состав компонентов и блочная текстура спека носит флуктуационный характер.

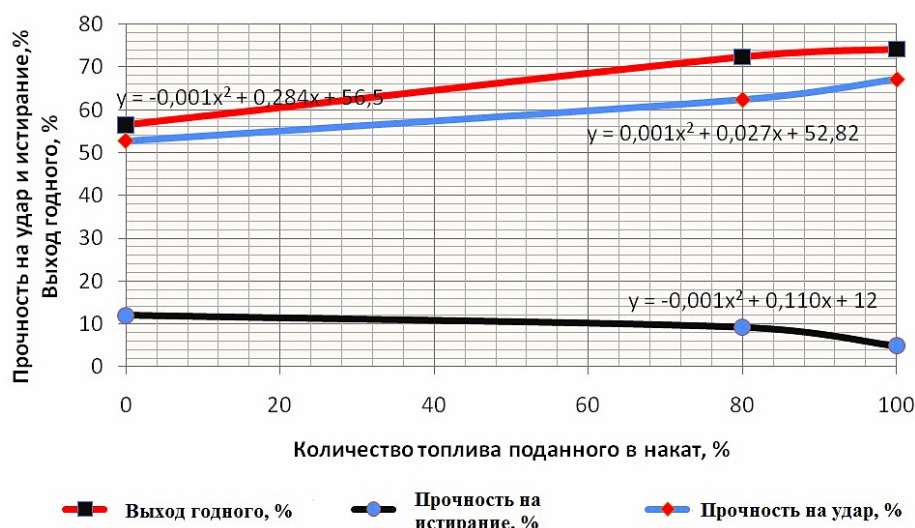


Рис. 2– Залежність виходу годного, прочності на удар і истирання від кількості палива, поданого в накат

На основанні проведених досліджень можна зробити висновок, що отриманню спека з регулярної блочно-ячеистою структурою буде сприяти гомогенізація шихти, характерна для процесу отримання окатышей. Іменно технологія отримання окатышей гарантує регулярність речовинного і хімічного складу реакційних об'ємів – гранул шихти з монодисперсних компонентів (железорудного матеріала, флюса і зв'язуючого).

В цьому випадку змішування гранул з твердим паливом забезпечує задане розташування його частинок в шаровій системі, їх високу термічну активність і формування спека з регулярною блочно-ячеистою структурою. Висказанне положення отримало своє експериментальне підтвердження в спробах по агломераційному спеканню гранул з монодисперсної шихти в шарі в вигляді суміші гранул і твердого палива. Агломерували гранульовану шихту основною 1,25 з концентрату ІнГОКа в железорудній частині офлюсованого флюсбентонитовою сумішшю. Безпаливну шихту окомковували на тарельчатому грануляторі діаметром 1,0 м, встановленому під кутом 45° і обертаючомуся зі швидкістю 20 об/хв. Отримані окатыши просіювали на ситах з ячейкою 5, 7, 10 і 12 мм. Гранулометричний склад окатышей показаний на рис. 3.

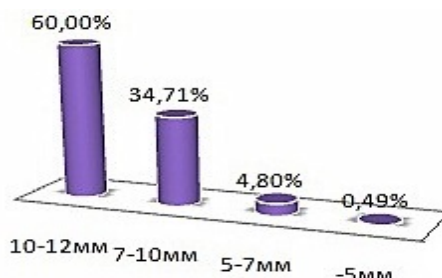


Рис. 3 – Гранулометричний склад шихти для виробництва окатышей при окомкованні на грануляторі

Іменно застосування гранулятора для окомковання тонкодисперсної концентратної шихти, порівняно з агломераційною поліфракційною

шихтой, позволяет достичь более высокого уровня равномерности гранулометрического состава. Гранулированная шихта из тонкодисперсных компонентов представлена на 94,71% гранулами фракции 7–12 мм, гарантированно идентичными по вещественному и химическому составу.

Гранулированную шихту в течение 1 мин смешивали с твердым топливом фракции 0-3 мм в барабане, накатывая таким образом твердое топливо на поверхность гранул. При этом целенаправленное месторасположение частиц твердого топлива, накатанного на поверхность железорудных гранул, в конечном итоге должно позволить создать спеченный продукт блочно-ячеистого строения. После накатывания топлива гранулированную шихту загружали в чашу слоем 300 мм и агломерировали в вакуумном режиме фильтрации при разрежении 300 мм.вод.ст., скорость воздуха на входе слой не превышала 0,8-1,0 м/с, что характерно для процесса обжига окатышей. Зажигание топлива в слое осуществляли продуктами сгорания природного газа при температуре 1250 °С в течение 1 мин. Результаты спеканий приведены в таблице 2.

Таблица 2

Результаты агломерационного обжига шихты для
производства окатышей

Технологическая характеристика	Используемая шихта	
	Агломерационная	Для производства окатышей
Масса спека, кг	14,3	14,2
Выход годного, %	74,13	73,1
Время спекания, мин.	12,79	12,66
Удельная производительность, т/м ² ·ч	1,67	1,51
Вертикальная скорость спекания, мм/мин.	23,46	25,47
Качество спеченного материала		
Прочность спека, мм	Выход фракции, %	
На удар (+5)	67,13	70,77
На истирание(-0,5)	6,9	6,62

Несмотря на некоторое уменьшение производительности установки, спек полученный из шихты для производства окатышей имеет ряд преимуществ для дальнейшего передела руда-чугун. Так при практически неизменной прочности на истирание возрастает прочность на удар. Главным преимуществом спеченного продукта является регулярная блочно-ячеистая структура с одинаковыми свойствами во всем объеме спека. Внешний вид спеченного продукта показан на рис. 4.

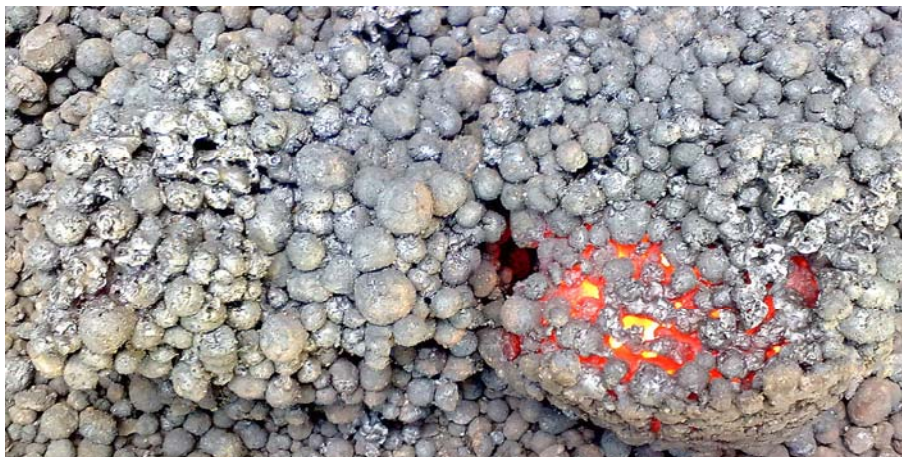


Рис. 4 – Характерный вид спеченного материала

Выводы

1. Полученные результаты показали, что наиболее вероятное направление совершенствования процесса получения окускованного железорудного материала для доменного передела является технология получения спеченного продукта с регулярной блочно-ячеистой структурой из шихты в виде смеси гранулированной рудно-флюсовой композиции и твердого топлива.

2. Получение регулярной блочно-ячеистой структуры спека достигается за счет формирования спекаемой слоевой системы из равнозначных по вещественному и химическому составам реакционных объемов в смеси с твердым топливом.

3. Конструирование равнозначных рудно-флюсовых композиций реализуется методами грануляции. Получение блочно-ячеистой структуры спека достигается агломерационным спеканием железорудных гранул в смеси с твердым топливом.

4. Технически процесс может быть реализован в существующем производстве железорудных окисленных окатышей практически без изменения его аппаратного обеспечения.

ЛИТЕРАТУРА

1. Влияние параметров окомкования на показатели процесса спекания и качество агломерата / Е.Е. Вылупко, Н.В. Игнатов, О.В. Губа // Системные технологии. Региональный межвузовский сборник научных трудов. – Выпуск 5(70). – Днепропетровск, 2010. – С. 178-188.
2. Вегман Е.Ф., Крахт Л.Н. / Некоторые итоги исследования блочной текстуры железорудного агломерата. Известия ВУЗов. Черная металлургия. 1983. - №9. - С.11-18.
3. Ростовцев С.Т. Физико-химические основы процесса агломерации криворожских руд. «Теория и практика металлургии», - 1938. – №6. – С.4-9.
4. Коршиков Г.В., Шаров С.И. и др. Влияние способа подачи топлива, его вида и крупности на показатели процесса спекания концентрата КМА. Известия ВУЗов. Черная металлургия, 1971, №3, С.37-39., №6, С.39-42.

Получено 20.12.2011 г.

УДК 004.942:519.876.5:669.17

А.И. Деревянко, А.А. Кавац

ИМИТАЦИОННАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА ФОРМИРОВАНИЯ МИКРОСТРУКТУРЫ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ СПЛАВОВ

Работа посвящена имитационному моделированию процесса формирования микроструктуры металлических сплавов. Исследуется процесс формирования микроструктуры металлических сплавов в условиях внешних технологических воздействий.

ИМИТАЦИОННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ, МИКРОКРИСТАЛЛЫ, МЕТАЛЛИЧЕСКИЕ СПЛАВЫ

Робота присвячена імітаційному моделюванню процесу формування мікроструктури металевих сплавів. Досліджується процес формування мікроструктури металевих сплавів в умовах зовнішніх технологічних впливів.

ІМІТАЦІЙНЕ МОДЕЛЮВАННЯ, МІКРОКРИСТАЛИ, МЕТАЛЕВІ СПЛАВИ.

The work is devoted to simulation modeling of the formation of the microstructure of metal alloys. The process of formation of the microstructure of metal alloys in terms of external technological effects.

SIMULATION, MICROCRYSTALS AND METAL ALLOYS.

Введение

На современном этапе развития техники при производстве металла для изделий ответственного назначения уже недостаточно обеспечить высокий уровень чистоты металлов и сплавов по вредным примесям.

Актуальной становится задача получения слитков с высокой физической и структурной однородностью. Решение которой, осуществляется на этапе разливки и кристаллизации металла.

В процессе производства крупных отливок и слитков, для подавления и предотвращения образования дефектов кристаллизационного, усадочного и ликвационного характера используют технические приемы, которые позволяют управлять качеством металла непосредственно в процессе затвердевания. Наиболее эффективным, из которых является метод, в основу которого положен принцип вибровоздействия на затвердевающий металл [1].

Определение влияния вибровоздействий на изменение скорости структурообразования, является важной задачей металлургии. В последнее время в связи с развитием компьютерных технологий появились возможности решения этой задачи.

С целью изучения влияния внешних технологических параметров (вибровоздействий) на микроструктурные характеристики металлических сплавов были проведены исследования, направленные на поиск эффективных значений частоты внешнего вибровоздействия применение которых позволяет формировать необходимые характеристики металлических сплавов.

Методика проведения экспериментальных исследований

Приложение вибровоздействия непосредственно к литейной форме представляет наибольший практический интерес, поскольку в этом случае наиболее просто с технической точки зрения решается задача подвода вибровоздействия к затвердевающему металлу, а также оказывается возможной обработка нескольких отливок с литейными формами одновременно. Вместе с тем, интенсивность обработки в этом случае может иметь определенные ограничения, которые связаны с прочностью литейной формы и ее устойчивостью на виброплатформе.

Эффективность ограничения роста дендритов в процессе затвердевания расплавленного металла зависит от вида применяемой вибрации [3]. При обработке расплавов в основном применяются два вида вибрации:

- с ориентацией амплитуды колебаний в вертикальной плоскости;
- с ориентацией амплитуды колебаний в горизонтальной плоскости.

Для виброобработки использовали лабораторный источник вибрации (рис. 1), который обеспечивал следующие параметры виброобработки:

- частота вибрации – от 10 до 130 Гц;
- амплитуда колебаний – до 1.0 мм
- возмущающая сила колебаний – до 6 кН.

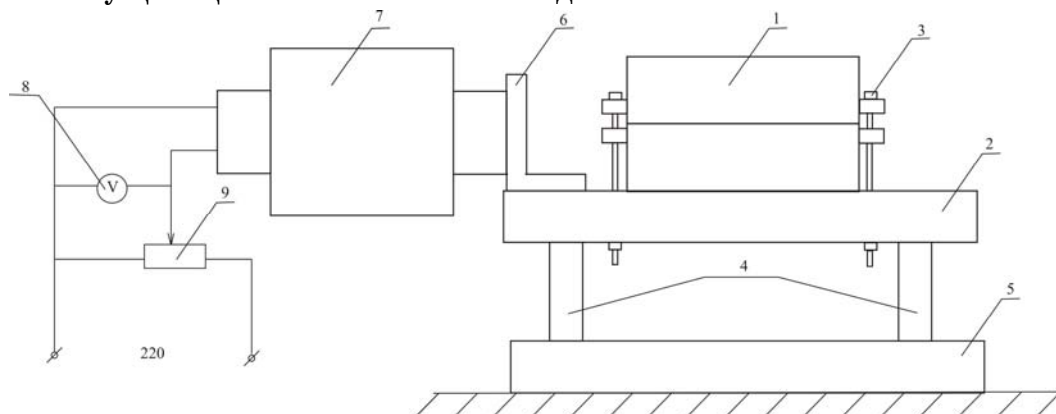


Рис. 1. Схема установки для виброобработки опытных слитков:

- 1 – форма; 2 – верхняя плита; 3 – крепежные болты;
4 – резиновые прокладки; 5 – нижняя плита; 6 – вибратор;
7 – электродвигатель; 8 – вольтметр; 9 – ЛАТР

Принцип действия лабораторной установки заключается в следующем: в земляную форму 1, установленную на верхней плите 2 и прикрепленную к ней болтами 3, заливается жидкий металл. С помощью электродвигателя 7 приводится в движение эксцентриковый вибратор 6, жестко прикрепленный к верхней плите 2. Частота колебаний, создаваемая вибратором, зависит от частоты вращения вала электродвигателя и регулируется изменением напряжения, подаваемого на его обмотки [3]. Изменение напряжения на обмотке электродвигателя осуществлялось ЛАТРОм 9 и контролировалось вольтметром 8. Для обеспечения достаточной степени свободы в направлении колебаний, между верхней 2 и нижней 5 плитами, установлены трубчатые резиновые прокладки 4.

В лабораторных условиях проведены экспериментальные исследования процесса формирования микроструктуры металлических сплавов показали, что использование обработки металла виброколебаниями в горизонтальной плоскости приводит к образованию мелкозернистой структуры. С целью определения эффективных значений частоты внешних вибровоздействий в процессе формирования микроструктуры металлических сплавов разработан программный продукт «Colcryst».

Постановка и решение задачи

Разработанная имитационная модель процесса структурообразования металлических сплавов с применением виброобработки учитывает значение гармонической силы. Моделирование процесса структурообразования металлических сплавов с применением виброобработки проводилось с помощью программного продукта «Colcryst», который позволил задать начальные параметры, идентичные параметрам реального эксперимента процесса формирования микроструктуры.

Имитационная модель процесса формирования микроструктуры металлических сплавов с применением виброобработки, описывается следующим выражением:

$$m\ddot{x} + c_0\dot{x} = F + F_{\max} \sin \omega t, \quad (1)$$

где x - координаты центров кристаллизации зародышей, F - сумма всех сил действующих на частицу, u - вектор входных параметров, c_0 - коэффициент сопротивления – величина обратная подвижности B , $F_{\max}$ - максимальная сила, действующая на частицу при виброобработке.

$$F = F_T + F_A + F_U, \quad (2)$$

где F_T - сила тяжести, действующая на микрокристалл, F_A - сила Архимеда, F_U - сила потенциального взаимодействия, действующая между микрокристаллами. В результате возникновения вязкого сопротивления и действия вибрации на растущий дендрит развивается давление, которое описывается следующим выражением:

$$p = \omega^2 \cdot \rho \cdot A \cdot \frac{r}{2}, \quad (3)$$

где r - радиус ветвей дендрита, ρ - плотность жидкости, ω - циклическая частота, A - амплитуда.

Максимальная сила, действующая на частицу при виброобработке равна:

$$F_{\max} = p \cdot \pi r^2 = \omega^2 \rho A \frac{r^3 \pi}{2}. \quad (4)$$

На рисунке 2 представлены экспериментальное изображение микроструктуры металлических сплавов без применения вибровоздействия и изображение, полученное численным моделированием.

По серии экспериментальных изображений с помощью метода BOX COUNTING, оценены значения фрактальной размерности. Значения фрактальной размерности определялись с помощью программного продукта «MFMet».

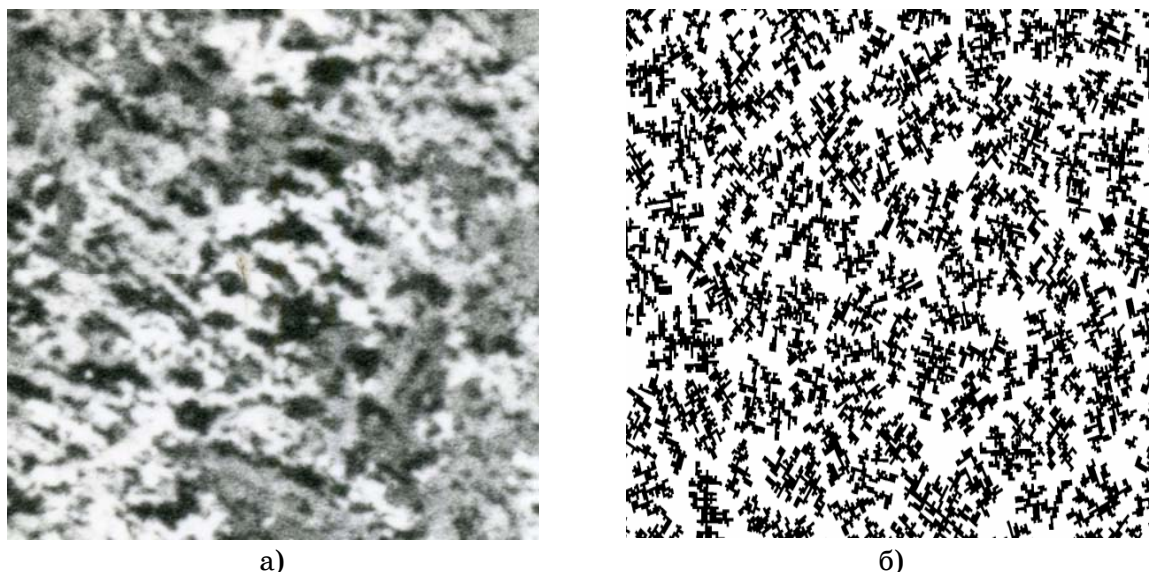


Рис. 2. Микроструктура металлического сплава без применения технологии вибровоздействия (0 Гц): а) экспериментальное изображение, б) изображение, полученное моделированием

По значениям фрактальной размерности для экспериментальных изображений и изображений, полученных путем моделирования, построены вариационные ряды, по которым статистическими методами определен критерий χ^2 , для каждого вариационного ряда соответственно.

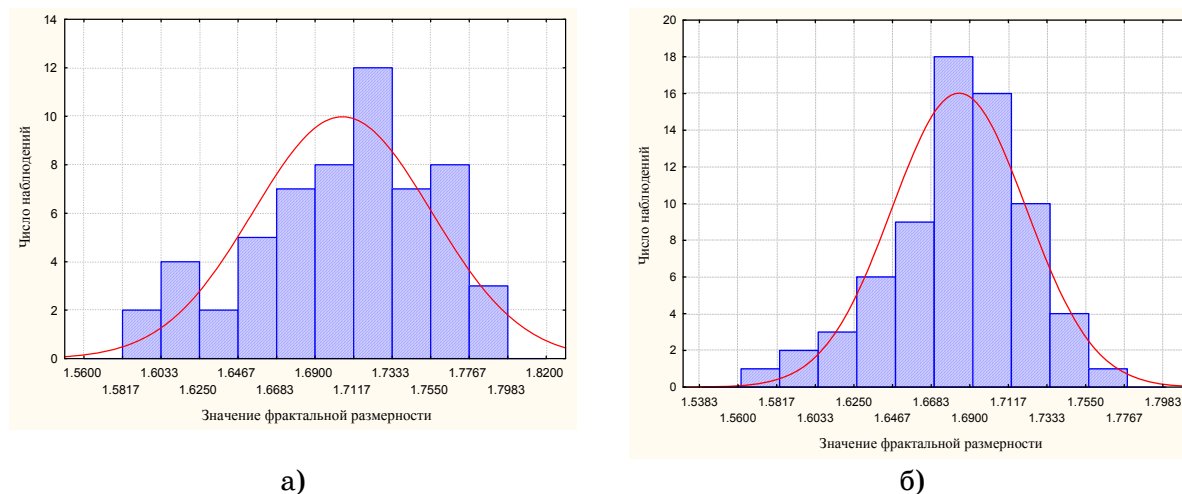


Рис. 3. Оценка нормальности распределения по критерию χ^2 для значений фрактальных размерностей полученных:
а) по экспериментальным изображениям металлических сплавов,
б) по результатам численного моделирования

Определен доверительный интервал [1,682; 1,718] для экспериментальных изображений значений фрактальной размерности и

[1,675; 1,697] – по результатам численного моделирования. Таким образом, пересечение этих доверительных интервалов находится в диапазоне [1,682; 1,697].

Исследования процесса формирования микроструктуры металлических сплавов были проведены для разных значений частот вибровоздействия. На рисунке 4 представлены экспериментальные изображения микроструктуры металлических сплавов с применением вибровоздействия 123 Гц.

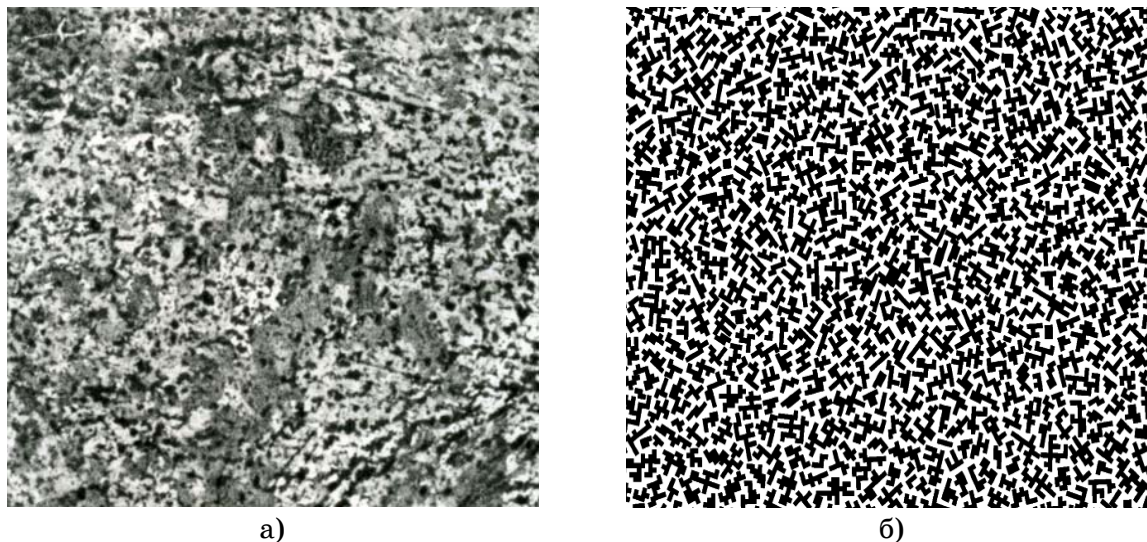


Рис. 4. Изображение микроструктуры металлического сплава с применением вибрационного воздействия (123 Гц): а) экспериментальное изображение, б) изображение, полученное численным моделированием

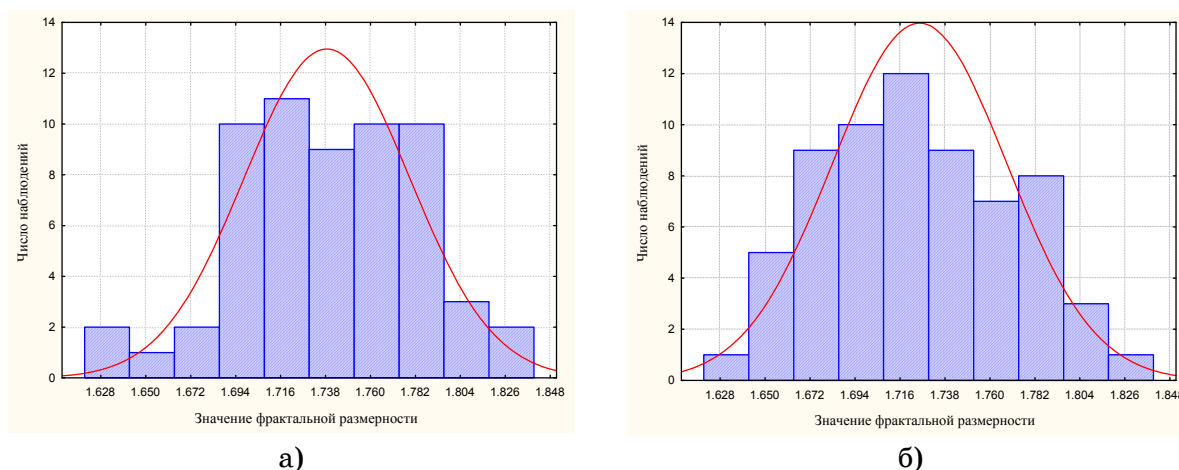


Рис. 5. Оценка нормальности распределения по критерию χ^2 для значений фрактальных размерностей, полученных по микроструктуре металлического сплава с применением вибровоздействия (123 Гц): а) по экспериментальным изображениям, б) по результатам численного моделирования

По серии экспериментальных изображений с помощью метода BOX COUNTING, оценены значения фрактальной размерности. Значения фрактальной размерности определялись с помощью программного продукта

«MFMet». Найден доверительный интервал $[1,720; 1,748]$ для экспериментальных изображений значений фрактальной размерности и $[1,714; 1,733]$ – по результатам численного моделирования. Таким образом, пересечение доверительных интервалов составляет $[1,720; 1,733]$.

В работе проведены исследования зависимости линейных размеров зерна микроструктуры металлического слитка от частоты вибровоздействия. На рисунке 6 представлен график зависимости линейных размеров зерна от частоты виброобработки.

Зависимость линейных размеров зерна микроструктуры слитка от частоты виброобработки

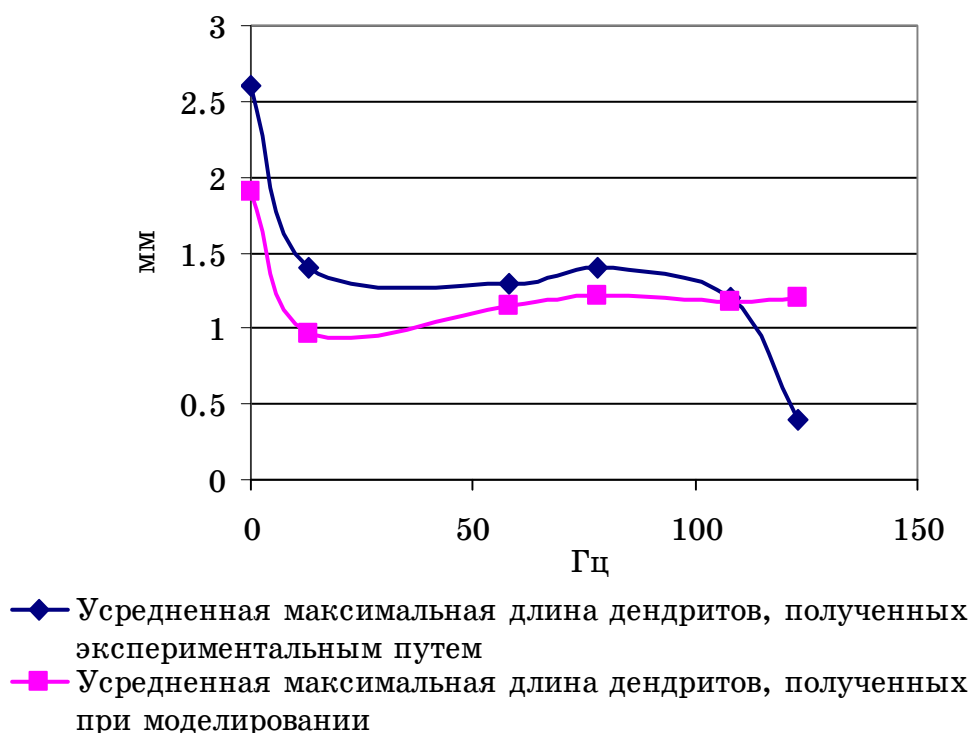


Рис. 6. Зависимость линейных размеров зерна микроструктуры слитка от частоты виброобработки

Проведенные исследования показали, что при виброобработке с частотой от 100 Гц микроструктура слитка металлического сплава становится мелкозернистой. В диапазоне $[100 - 123 \text{ Гц}]$ формируется однородная, мелкозернистая структура слитка металлического сплава, что улучшает качество металлического сплава.

Выводы

Исследовано влияния виброобработки на структуру металлических сплавов. Доказана достоверность разработанной имитационной модели, процесса формирования микроструктуры металлических сплавов с применением виброобработки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Пройдак Ю.С., Дерев'янка А.И., Кавац А.А., Кальченко Э.Б. // «Исследование процесса формирования микроструктуры металлических сплавов с применением виброобработки»// Praca zbiorowa pod redakcją naukową Prof.dr.hab.inz. Ryszarda Budzika seria Metalurgia nr 56, Czestochowa, 2011. – Р. 40 – 44.
2. Кавац О.О. Влияние вибровоздействия на плотность металлического сплава./ О.О. Кавац, О.І. Дерев'янка //Міжнародна наукова конференція „Математичні проблеми технічної механіки - 2009” – Дніпропетровськ - Дніпродзержинськ – 2009. – С. 229.
3. Троянский А.А., Пилюшенко В.Л., Костецкий Ю.В., Чернышев О.Е., Вислобоков С.Н. Влияние вибромеханической обработки в процессе кристаллизации металла на структуру плоских отливок //Изв. вузов. Черн. Металлургия. № 2., 1993. – С. 56-58.

Получено 20.12.2011 г.

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ КЛЕТОЧНЫХ АВТОМАТОВ К МОДЕЛИРОВАНИЮ РАЗУПРОЧНЕНИЯ

В статье показано, как с помощью клеточных автоматов удалось разработать новую модель разупрочнения со статической рекристаллизацией и статическим восстановлением. Внедрение в модель учета восстановления позволило объяснить показатель Аврами меньший, чем три. Новая модель, основанная на клеточных автоматах, позволяет получать процессы не доступные в традиционных моделях, когда при разупрочнении наблюдаются изменения в её скорости. Показаны также результаты экспериментальных исследований, с помощью которых подтверждается эффективность новой модели.

КЛЕТОЧНЫЕ АВТОМАТЫ, РЕКРИСТАЛЛИЗАЦИЯ, МИКРОСТРУКТУРА.

У статті показано, як за допомогою клітинних автоматів вдалося розробити нову модель ослаблення з статичною рекристалізацією і статичним відновленням. Впровадження до моделі відновлення дозволило пояснити показник Аврамі менший, ніж три. Нова модель, побудована на клітинних автоматах, дозволяє отримувати результати, котрі не доступні в традиційних моделях, коли при ослабленні спостерігаються зміни в швидкості. Показані також результати експериментальних досліджень, за допомогою яких підтверджується ефективність нової моделі.

КЛІТИННІ АВТОМАТИ, РЕКРИСТАЛІЗАЦІЯ, МІКРОСТРУКТУРА.

In the paper it is shown, how by means of cellular automata it was possible to develop new model of softening with static recrystallization and static recovery. Introduction in the model recovery has allowed to explain Avrami exponent smaller, than three. The new model based on cellular automata, allows to receive results, which are not available in traditional models when softening rate is observed. The results of experimental studies, which confirmed the effectiveness of the new model, are also shown.

CELLULAR AUTOMATA, RECRYSTALLIZATION, MICROSTRUCTURE.

Введение

Предыстория применения авторами клеточных автоматов к разупрочнению началась около восьми лет назад, когда столкнулись с проблемой учета динамической и статической рекристаллизации в моделях напряжения текучести, основанных на плотности дислокаций. Основным является следующее уравнение:

$$\frac{d\rho}{d\varepsilon} = U(\varepsilon) - \Omega(\rho), \quad (1)$$

где $U(\varepsilon)$ ответственно за генерацию и накопление дислокаций (упрочнение), $\Omega(\rho)$ представляет их аннигиляцию (динамическое восстановление).

Проблемы с использованием уравнения (1) появляются тогда, когда необходимо ввести в него динамическую рекристаллизацию, но еще большие, когда требуется учесть разупрочнение после деформации. Учет динамической рекристаллизации часто осуществлением путем искусственного введения дополнительного члена [1], что в определенной

степени решает проблему поведения материала, хотя и физически слабо обосновано. Проблема же разупрочнения в рамках уравнения (1) не решается, поскольку при отсутствии деформации левая сторона уравнения (1) теряет смысл. Переход к производным по времени вместо производной по деформации решает вопрос частично, поскольку получить формулу, которая бы одинаково адекватно работала как во время деформации, так и после неё никому не удавалось, поскольку, как уже вспоминалось, введение дополнительного слагаемого ответственного за рекристаллизацию трудно обосновать теоретически.

Именно это было той первой проблемой, с которой авторы столкнулись несколько лет назад. Попытки сконструировать такое уравнение, чтобы согласовать динамическую и статическую рекристаллизацию наталкивались, как мы поняли позже, на препятствия принципиальные, концептуальные. Но именно тогда и был обращен взор на клеточные автоматы как средство, которое должно было помочь понять, что происходит в материале и как это можно описать математически. Была создана упрощенная модель динамической рекристаллизации, основанная на клеточных автоматах. Первым заданием модели было получение результатов, которые могли бы отразить такие изменения напряжения текучести, которые можно получить экспериментально, либо хорошо известны из литературы. Тогда сама попытка создать модель уже натолкнула на решение проблемы. В чем же заключалось решение?

Создавая модель динамической рекристаллизации с помощью клеточных автоматов, первым делом были разделены два явления. Явление деформации и связанные с ним изменения плотности дислокаций и напряжения текучести рассматривались независимо от процесса рекристаллизации. Рекристаллизация рассматривалась как два связанных процесса: образование новых зёрен и их рост. С появлением нового зерна плотность дислокации в нем падает, и рост осуществляется благодаря разнице в плотности дислокаций новых и старых зерен. Следовательно, средняя плотность дислокаций может быть вычислена, как средневзвешенное значение плотности дислокаций всех зерен, с учетом степени рекристаллизации. В результате, простым решением проблемы оказалось введение в уравнение, учитывающее рекристаллизацию, не слагаемого, а сомножителя, как это показано следующим уравнением:

$$\rho_{av} = \rho(1 - \chi), \quad (2)$$

где ρ_{av} – среднее значение плотности дислокаций, ρ определяется согласно уравнению (1), а χ – степень рекристаллизации.

Аналитическая модель, разработанная на основании уравнений (1) и (2), была подробно описана [2, 3] и тщательно испытана [4, 5]. При этом она продемонстрировала прекрасные аппроксимирующие свойства.

Параллельно аналитической модели, получившей самостоятельную жизнь, развивалась модель, основанная на клеточных автоматах. Модель разрасталась и усложнялась. Кроме первого своего использования,

заключавшегося в моделировании динамической рекристаллизации, она постепенно расширяла свой диапазон применения. Вслед за динамической рекристаллизацией, были моделированы статическая рекристаллизация, фазовые превращения, кристаллизация (затвердевание) металла, получение мелкозернистой структуре в процессах SPD. В модели стала учитываться реальная деформация, введена реорганизация клеточного пространства при больших деформациях. Далее явления объединялись, что привело к возможности моделировать изменение микроструктуры в технологических процессах. Однако некоторые факты оставались без внимания. Природа этих фактов раскрыта в следующем разделе.

Постановка задачи

Первые результаты и примеры использования клеточных автоматов для определения напряжения текучести и моделирования процесса рекристаллизации продемонстрировали их высокую эффективность [6, 7]. Некоторые результаты представлены на Рис. 1 и 2. Рис. 1 представляет кривые напряжения текучести, полученные с применением клеточных автоматов, а Рис.2 соотношение Аврами для статической рекристаллизации, полученное во время моделирования этого процесса клеточными автоматами.

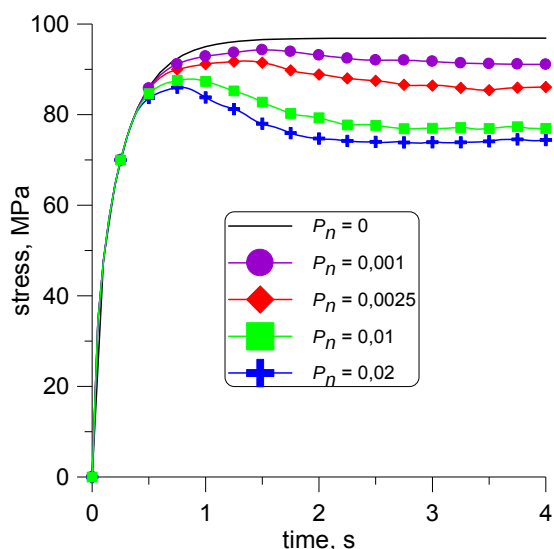


Рис.1. Напряжение текучести с динамической рекристаллизацией [6]

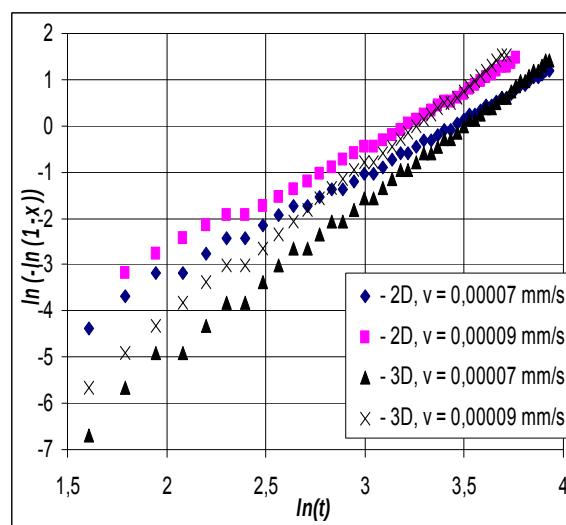


Рис. 2. Соотношение Аврами для статической рекристаллизации [7]

Кинетику рекристаллизации (степень рекристаллизации χ) как функцию времени обычно описывают следующим образом:

$$\chi = 1 - \exp(-at^n), \quad (3)$$

где t — время, a — коэффициент, который зависит от условий рекристаллизации n — показатель степени Аврами, который согласно теории принимает значение 3 или 4.

Фактически, Рис.2 является анаморфным представлением уравнения (3) и позволяет легко определить коэффициент a и показатель степени n . Как можно увидеть на Рис.2, полученные кривые практически идеально соответствуют кривым с показателем степени n равным 2 для двухмерной

модели и 3 для трехмерной. Получены также кривые с теоретическим значением 4. Полученные столь точные значения подтвердили эффективность клеточных автоматов, которые бескритично использовались в дальнейших исследованиях. В свое оправдание можем заметить, что аналогично использовались клеточные автоматы другими автоматами во всем мире. В чем же заключается проблема?

Рассматривая реальное поведение материала во время разупрочнения, можно отметить, что обычно показатель Аврами принимает значения меньше двух ($n < 2$), и, следовательно, противоречит основным положениям теории КДМА (Колмогорова-Джонсона-Мела-Аврами) и получаемым клеточными автоматами результатам. На практике, в эмпирических моделях статической рекристаллизации принимают в уравнении (3) произвольное значение n , которое получают из экспериментальных данных.

Таким образом, возникает задача согласования теоретических положений с данными экспериментальными и учет дополнительных факторов в модели клеточных автоматов.

Согласование моделей

Как показывают вычисления с помощью клеточных автоматов при постоянной скорости роста зерна невозможно получить иной показатель степени n , чем 2 для двухмерной модели и 3 для трехмерной. Когда большинство исследователей использует двухмерные модели, а показатель n обычно принимает значения в диапазоне 1,3-1,7, на эту разницу не обращают внимание. Но в трехмерных моделях, этой разницей уже невозможно пренебречь. И тогда приходится отвечать на вопрос, из-за чего возникает такая разница.

Если вернуться к основной модели и проанализировать модифицированную формулу (3), где вводим количество новых растущих зерен N и скорость роста зерен v (скорость миграции границ):

$$\chi = 1 - \exp\left(-\frac{\pi}{3} N v^3 t^3\right), \quad (4)$$

то можно заметить, что только один её элемент может изменяться в процессе рекристаллизации, а именно скорость роста зерна v . Известно также, что показатель Аврами n может отличаться от теоретического значения 3, когда скорость v является функцией времени t . Далее, при постоянной температуре, когда мобильность границ остается неизменной, только накопленная энергия деформации, которая зависит от плотности дислокаций, может повлиять на изменение скорости v . Таким образом, плотность дислокаций нерекристаллизованных зёрен ρ должна изменяться. А снижение плотности дислокаций ρ , в свою очередь, может происходить в них только в процессе статического восстановления. Тогда в модель развития плотности дислокаций (1) можно добавить член $R(\rho)$, отвечающий за статическое восстановление. После перехода от производной по деформации к производной по времени получаем:

$$\dot{\rho} = U(\varepsilon)\dot{\varepsilon} - \Omega(\rho)\dot{\varepsilon} - R(\rho), \quad (5)$$

Фактически, статическое восстановление влияет на разупрочнение материала двумя путями (2): уменьшая плотность дислокаций нерекристаллизованных зерен ρ (5) и снижая скорость роста зерен, то есть, влияя на степень рекристаллизации χ . Во время деформации работают все три составляющих, в ее отсутствии только последний член.

Предположим, что функция $R(\rho)$ линейная, то есть скорость уменьшения плотности дислокаций пропорциональна плотности дислокаций: $R(\rho) \propto \rho$. Тогда решение уравнения (2) можно представить в виде:

$$\frac{\rho}{\rho_0} = 1 - f + f \exp\left(-\frac{t}{t_r}\right), \quad (6)$$

При неизменной температуре скорость v пропорциональна плотности дислокаций и может быть получена из уравнения (6) с учетом начальной максимальной скорости v_0 :

$$\frac{v}{v_0} = 1 - f_1 \exp\left(-\frac{t}{t_r}\right), \quad (7)$$

Для упрощения расчетов введем понятие приведенной скорости роста зерна $\tilde{v} = v \sqrt[3]{\frac{\pi N}{3}}$, которая характеризует скорость роста всех зерен в единичном объеме. Тогда уравнение (4) можно записать в следующем виде:

$$\chi = 1 - \exp\left[-\left(\int_{\tau=0}^t \tilde{v} d\tau\right)^3\right], \quad (8)$$

Степень разупрочнения x , которая является результатом действия рекристаллизации и восстановления, может быть вычислена в рассматриваемой модели на основании текущей средней ρ_{av} и начальной ρ_0 плотности дислокаций:

$$x = 1 - \frac{\rho_{av}}{\rho_0} = 1 - \frac{\rho(1 - \chi)}{\rho_0} = 1 - \left[1 - f + f \exp\left(-\frac{t}{t_r}\right)\right] \left\{ \exp\left[-\left(\int_{\tau=0}^t \tilde{v} d\tau\right)^3\right] \right\}, \quad (9)$$

Таким образом, в формуле (9) первый множитель (в квадратных скобках) описывает статическое восстановление, а второй (в фигурных скобках) кинетику рекристаллизации. В результате кинетику разупрочнения определяют три параметра: начальная приведенная скорость $\tilde{v}_0$, постоянная времени процесса восстановления t_r и уровень восстановления f .

Результаты расчетов

Для подтверждения изложенного выше решения были изменены клеточные автоматы в части определения плотности дислокаций ρ (6) и скорости роста зерен (7). В первых тестах анализировалось влияние

времени восстановления на соотношение Аврами. Результаты моделирования с помощью клеточных автоматов представлены на Рис 3. Таким образом, можно увидеть, что уменьшение постоянной времени процесса восстановления и приближение её значения к длительности процесса рекристаллизации приводит к уменьшению показателя n .

Далее были смоделированы процессы, кинетика разупрочнения которых была получена в исследованиях экспериментальных с использованием метода релаксации напряжений. Предварительно были определены параметры модели клеточных автоматов с помощью вычислений по аналитической формуле (9), а затем эти параметры были уточнены в моделировании клеточными автоматами. Некоторые результаты приведены на рис. 4. Здесь же показаны результаты аппроксимации с помощью уравнения (3).

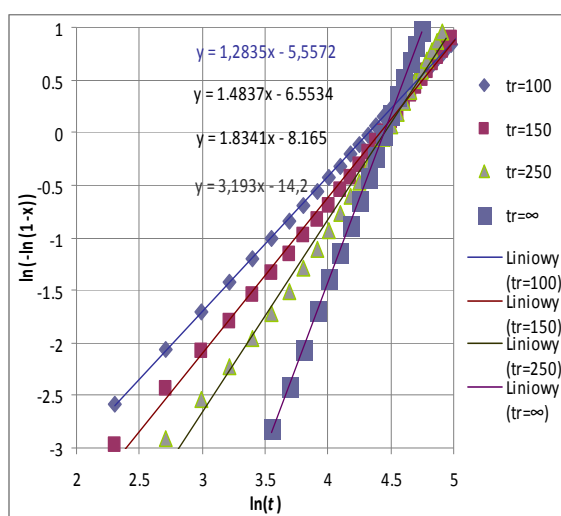


Рис. 3. Соотношение Аврами для разупрочнения металла

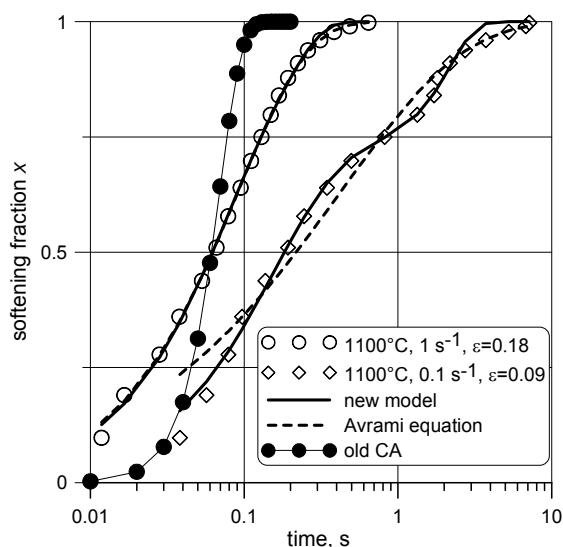


Рис. 4. Экспериментальные данные и кривые разупрочнения, полученные клеточными автоматами с учетом восстановления (5)-(7) и обычной моделью и без учета восстановления (3).

Легко можно увидеть, что кривая, на которой влияние восстановления малозаметно, одинаково хорошо аппроксимирована обеими моделями (результат, полученный предыдущей версией клеточных автоматов, значительно отличается от фактического). Для другой кривой, где нельзя пренебречь статическим восстановлением, качество новой модели заметно лучше.

Закключение и выводы

В статье представлена новая модель разупрочнения с учетом статического восстановления, основанная на клеточных автоматах. Учет восстановления позволил объяснить показатель Аврами n , меньший теоретического значения. Кроме того новая модель позволяет смоделировать процессы не доступные в традиционных моделях, когда при разупрочнении наблюдаются изменения в её скорости (ускорение или

замедление). Показаны также результаты экспериментальных исследований, с помощью которых подтверждается эффективность новой модели.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ordon J., Kuziak R., Pietrzyk M., History Dependant Constitutive Law for Austenitic Steel, Proc. Metal Forming 2000, Krakow, 747-753.
2. Svyetlichnyy D.S., The Coupled Model of a Microstructure Evolution and a Flow Stress Based on the Dislocation Theory, ISIJ Int. 2005, 45, 8, 1187-1193.
3. Svyetlichnyy D. S.: Modification of coupled model of microstructure evolution and flow stress: experimental validation, Material Science and Technology, 2009, 25, 8, 981-988.
4. Svyetlichnyy D., Pidvysots'ky V., Porywnanie modeli naprężenia uplastyczniającego, Rudy Metale, R 50, 2005, 10-11, 560-566.
5. Svyetlichnyy D.S., Pidvysotsky V., Kuziak R., Identyfikacja parametrów modelu naprężenia uplastyczniającego dla miedzi z dodatkiem chromu oraz testowanie w warunkach zmiennej prędkości odkształcenia, Mat. 13. Konf. Informatyka w Technologii Metali KomPlasTech2006, Szczawnica, Akapit, 2006, 241-250
6. Svyetlichnyy D., Milenin A, Modelowanie procesów rekrytalizacji za pomocą automatów kompyrkowych, Mat. Konf. KomPlasTech 2005, eds, Piela A., Lisok J., Grosman F., Ustroń 16-19 stycznia, 2004, 115-122.
7. Matachowski J., Svyetlichnyy D.S.: Tryjwymiarowy automat kompyrkowy do modelowania rekrytalizacji, Nowe technologie i osiągnięcia w metalurgii i inżynierii materiałowej, Wydawnictwo PC, 2006, 358-361.

Отримано 12.12.2011 р.

ВЛИЯНИЕ ДОМЕННОЙ ДЕКОМПОЗИЦИИ НА СКОРОСТЬ РЕШЕНИЯ ЗАДАЧ ТЕРМОУПРУГОСТИ ПРИ ПОМОЩИ МЕТОДА КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

Связанные нестационарные задачи термоупругости при решении при помощи МКЭ требуют значительных временных ресурсов. Использование параллелизации вычислительных процессов способствует ускорению процесса решения. В статье рассмотрено влияние методов решения задачи и способа доменной декомпозиции на скорость решения задачи.

ДОМЕННАЯ ДЕКОМПОЗИЦИЯ, МЕТОД КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ, ПАРАЛЛЕЛИЗАЦИЯ ВЫЧИСЛИТЕЛЬНЫХ ПРОЦЕССОВ

Пов'язані нестационарні задачі термопружності при вирішенні за допомогою МКЕ вимагають значних часових ресурсів. Використання паралелізації обчислювальних процесів сприяє прискоренню процесу вирішення. У статті розглянуто вплив методів розв'язання задачі і способу доменної декомпозиції на швидкість рішення задачі.

ДОМЕННА ДЕКОМПОЗИЦІЯ, МЕТОД КІНЦЕВИХ ЕЛЕМЕНТІВ, ПАРАЛЛЕЛИЗАЦІЯ ОБЧИСЛЮВАЛЬНИХ ПРОЦЕСІВ

Associated transient thermoelasticity problems at solving by means of the FEM require significant time resources. The use of parallelized computational processes contribute to accelerate the process of solution. In this paper we consider the influence of methods of solving and domain decompositions on the speed of the solution.

DOMAIN DECOMPOSITION, FINITE ELEMENT METHOD, PARALLELIZATION OF COMPUTATIONAL PROCESSES

Метод конечных элементов (МКЭ) является в настоящее время одним из наиболее распространенных методов решения задач математической физики. С его помощью решаются многие задачи, описываемые при помощи дифференциальных уравнений. Он позволяет, проводя дискретизацию континуальных областей, заменить задачи с бесконечным числом степеней свободы на задачи с конечным их числом. Такое число степеней свободы зависит от выбора конечно-элементной (КЭ) дискретизации и в наибольшей степени от количества узлов. Важным фактором является также количество степеней свободы в рассматриваемом узле, а также заданные граничные условия. Развитие вычислительной техники позволяет при помощи МКЭ решать задачи, имеющие миллионы степеней свободы.

Однако наличие нелинейных уравнений, а чаще всего таковыми являются уравнения, описывающие граничные условия или свойства материалов, значительно усложняют процесс решения, который обычно является итеративным. Зачастую такой процесс может оказаться расходящимся, по крайней мере, для большинства нелинейных задач доказательства существования и единственности решения не существует. Кроме того, такие задачи оказываются очень длительными в плане решения и требуют использования суперкомпьютеров. Одним из методов, позволяющих ускорить решение таких задач, является параллелизация вычислительных процессов. Некоторые программные комплексы позволяют

осуществить такой подход. При этом область КЭ дискретизации делится на определенные зоны – домены. Такая операция в литературе называется доменной декомпозицией. Количество доменов должно соответствовать количеству процессоров, на каждом из которых осуществляется отдельный процесс решения задачи для выбранного домена. Затем проводится согласование решений при помощи стыковочных узлов.

Одним из наиболее передовых пакетов ПО, позволяющих осуществлять параллелизацию вычислительных процессов с использованием МКЭ, является MSC.MARC. Это программное обеспечение изначально (с 1965 г.) развивалось исследователями BrownUniversity, как предназначенное для решения нелинейных задач математической физики [1]. Для его коммерческого использования в 1971 г. была создана фирма MARC AnalysisResearchCorporation. В 1999 г. указанная фирма вошла в состав корпорации MSC.Software и стала одним из ее структурных подразделений. Корпорация старается использовать единую концепцию для всего комплекса разрабатываемых программных продуктов, с тем, чтобы существовала возможность проведения вычислений с использованием различных программ и обмена вычислительной информацией между ними. Программный пакет MSC.MARC практически ежегодно обновляется. Вычисления, описанные в данной статье, проводились с использованием версии 2011 (номер версии не всегда соответствует году разработки).

Рассмотрим задачу, связанную с определением поля температур при сухом кулоновском трении во фрикционном гасителе колебаний. Указанная задача была рассмотрена ранее в публикации [2]. Опишем только основные вопросы, связанные с постановкой задачи. Основными деталями фрикционного гасителя колебаний вагонов являются цилиндрическая втулка и 6 сухарей. Наружная поверхность втулки обработана так, чтобы ее поверхность была в форме шестигранной призмы. Сухари прижимаются к втулке при помощи нажимных колец, в то время как втулка имеет возможность вертикального перемещения относительно сухарей. Симметричность задачи позволила рассматривать только ее 1/12 часть. На рис. 1 показаны контактные тела (специфический термин ПО MSC.MARC), при взаимодействии которых на контактной поверхности происходит генерация тепла при вертикальном перемещении втулки (показано на рисунке двойной стрелкой).

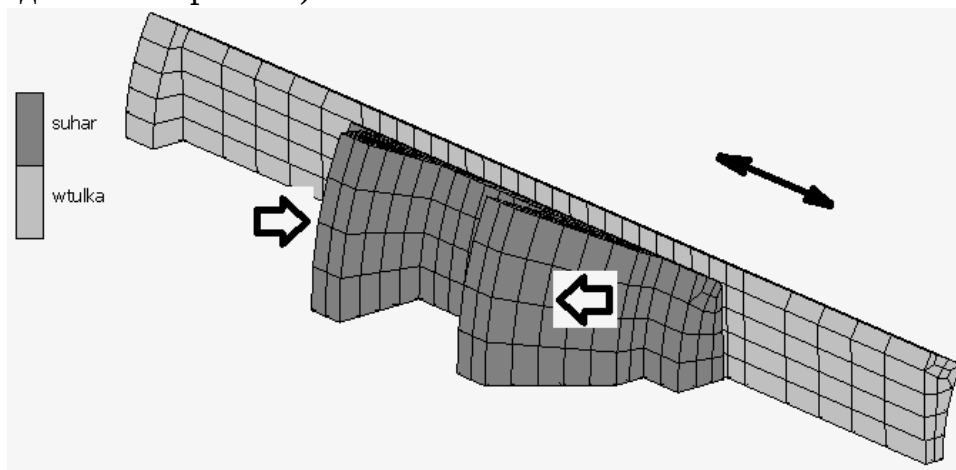


Рис. 1. Контактные тела в рассматриваемой задаче

На конические поверхности выступов в сухарях передается усилие со стороны нажимных колец. На рис. 1 последние не показаны. Предварительно была решена дополнительная задача, которая позволила выяснить распределение контактных напряжений в данных зонах контакта. Для упрощения решения, с тем чтобы уменьшить количество контактных тел и контактных поверхностей, а наличие таковых существенно влияет на время счета задачи, определенные заранее контактные напряжения заменялись распределенными давлениями на конических поверхностях. Две белые стрелки на рис. 1 показывают этот вид воздействия на сухари. На рис. 2 показаны заданные в задаче граничные условия.

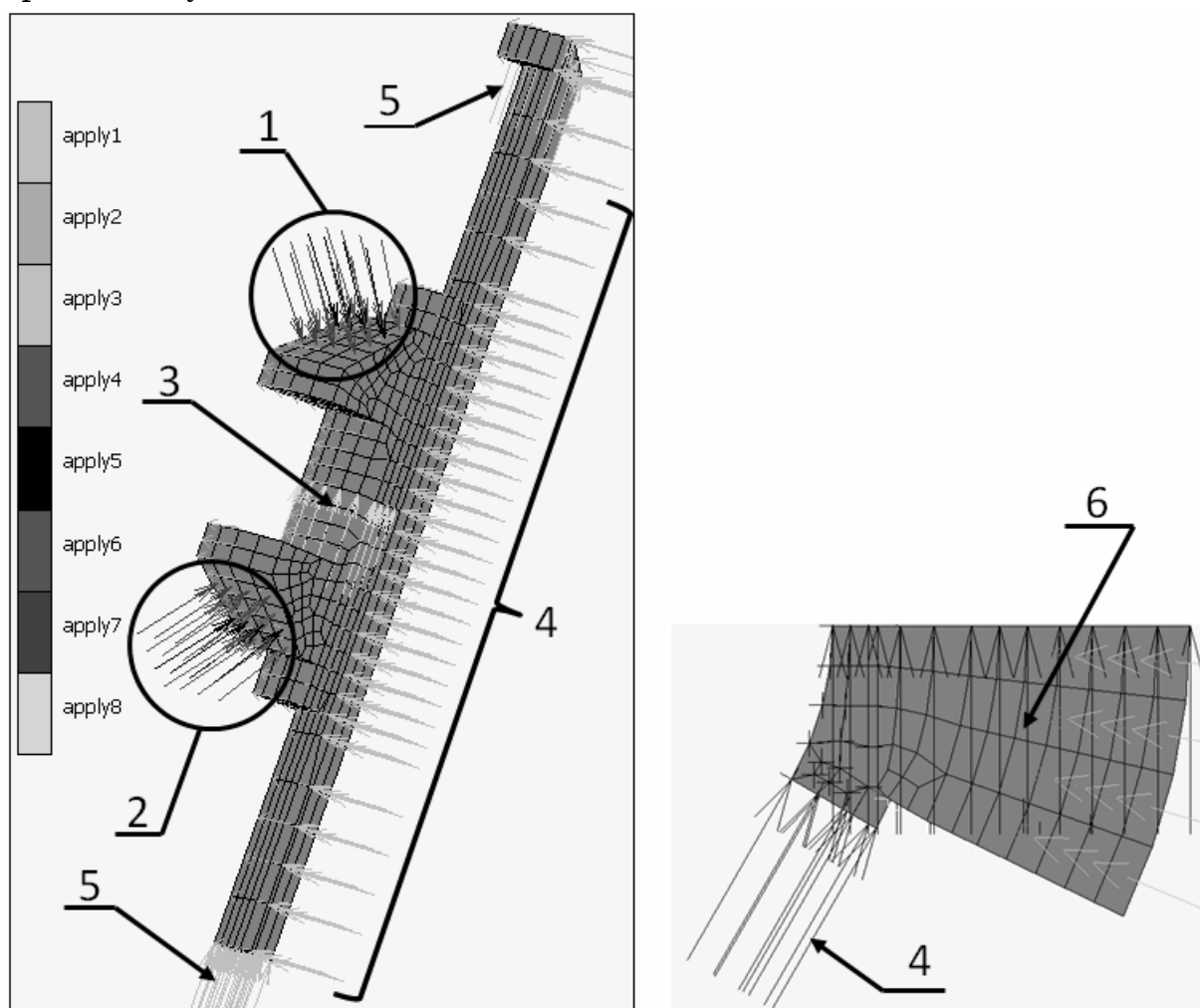


Рис. 2. Рассматриваемые граничные условия

В задаче были заданы 8 групп граничных условий (apply1-apply8). На рис. 1 группа 1 моделирует нажатие верхнего нажимного кольца на коническую поверхность верхнего выступа сухаря, группа 2 моделирует аналогичное воздействие со стороны нижнего нажимного кольца на коническую поверхность нижнего выступа. Группа 3 ограничивает вертикальное перемещение срединных узлов сухаря. Группы 4 и 6 ограничивают окружные перемещения узлов в двух радиальных сечениях втулки, а также в плоскости разреза сухаря (его плоскости симметрии). И,

наконец, граничные условия 5 были переменными. Задавалась функциональная временная зависимость для вертикального перемещения втулки, которая должна была в какой-то степени отразить вертикальные колебания тележки вагона при движении по железнодорожному пути со стыковыми неровностями, повторяющимися каждые 25 метров.

Описанная задача относилась к классу нестационарных связанных задач термоупругости. Рассматривалось время 30 с, при этом шаг интегрирования был принят равным 0,015 с. Вне зависимости от метода решения задачи, способа декомпозиции или количества процессоров решения привели к тем же самым результатам, что касается распределения температур или напряжений. Однако время расчета различалось весьма существенно. Эти результаты были приведены в табл. 1, где проведено сравнение времени расчета задачи с использованием пакета MSC.MARC 2011 для разных расчетных схем. Основной результат расчетов показывает, что наибольшее влияние на скорость решения задачи оказывает выбор метода решения систем уравнений. Все расчеты проводились на компьютере (ноутбуке) с процессором Intel Core 2 Quad Q9000 2,0 ГГц и оперативной памятью 4,0 Гб, из которых доступно 3 Гб при работе с системой Windows 7.

Наиболее важный результат был связан с выбором метода решения, что не зависело от параллелизации процесса вычислений. Были рассмотрены 3 метода решения системы уравнений: 1 - DirectProfile; 2 - MultifrontalSparse; 3 - IterativeSparse. Оказалось, что использование первого метода решения, рекомендованного по умолчанию, для данной задачи является наиболее худшим вариантом. При использовании одного процессора второй метод дает выигрыш в скорости решения в 4,5 раза. Преимущество третьего метода еще выше.

Тем не менее, неудовлетворительность использования первого метода является еще более разительной при использовании параллельных вычислений. Было рассмотрено 4 способа доменной декомпозиции для двух параллельных процессов. На рис. 3 приведены варианты декомпозиции (деления) на домены, использованные для решения на двух процессорах. ПО MSC.MARC позволяет проводить декомпозицию как в ручном режиме, так и в автоматическом. В частности, на рис. 3а представлена декомпозиция, при которой домены совпадают с контактными телами; рис. 3б использует автоматическую декомпозицию по методу MetisBest, разработанному в University of Minnesota; рис. 3с использует ручную декомпозицию, при которой КЭ сетки рассматриваемых деталей делились приблизительно пополам; и наконец, на рис. 3д показана неравномерная декомпозиция, при которой первый домен был значительно меньше второго.

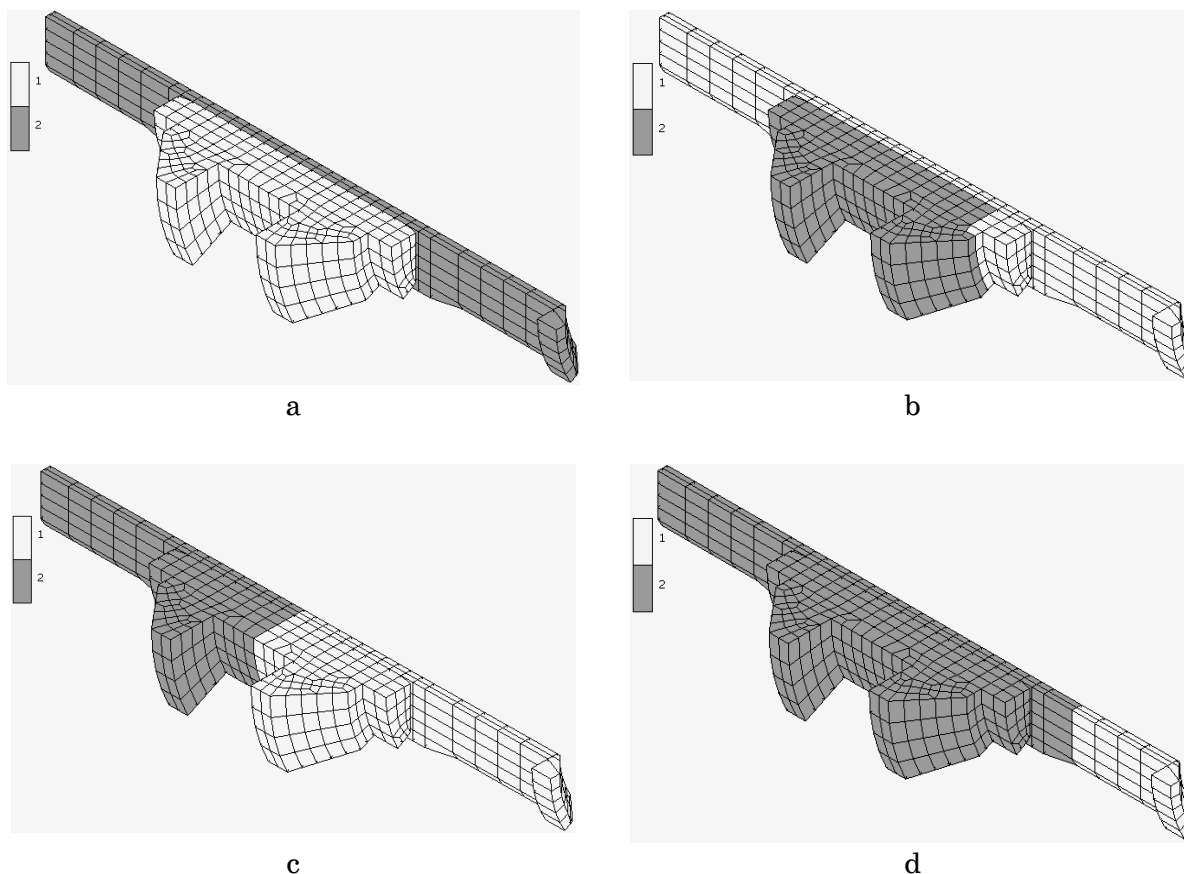


Рис. 3. Способы доменной декомпозиции для решения с использованием 2 процессоров

Аналогичные исследования проводились для решения с использованием 3 и 4 процессоров. На рис. 3 и 4 представлены использованные способы доменной декомпозиции для соответствующего количества процессоров.

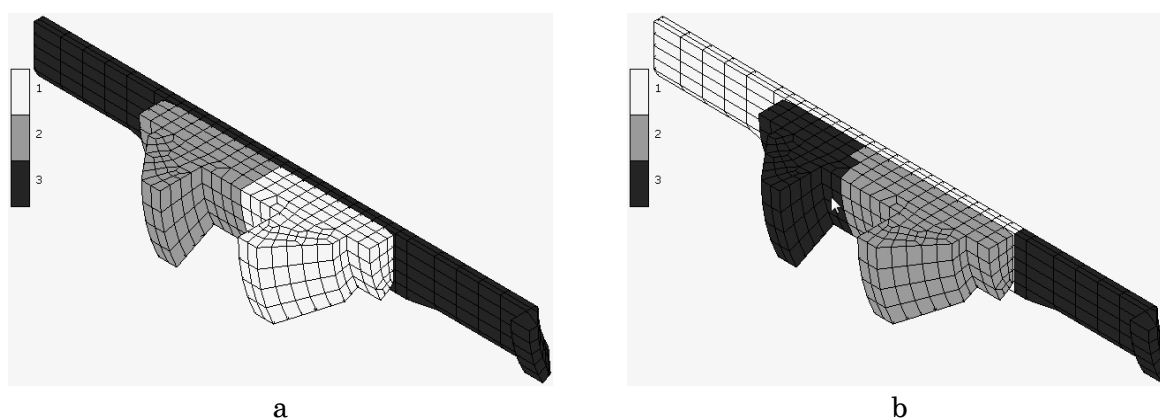


Рис. 4. Способы доменной декомпозиции для решения с использованием 3 процессоров

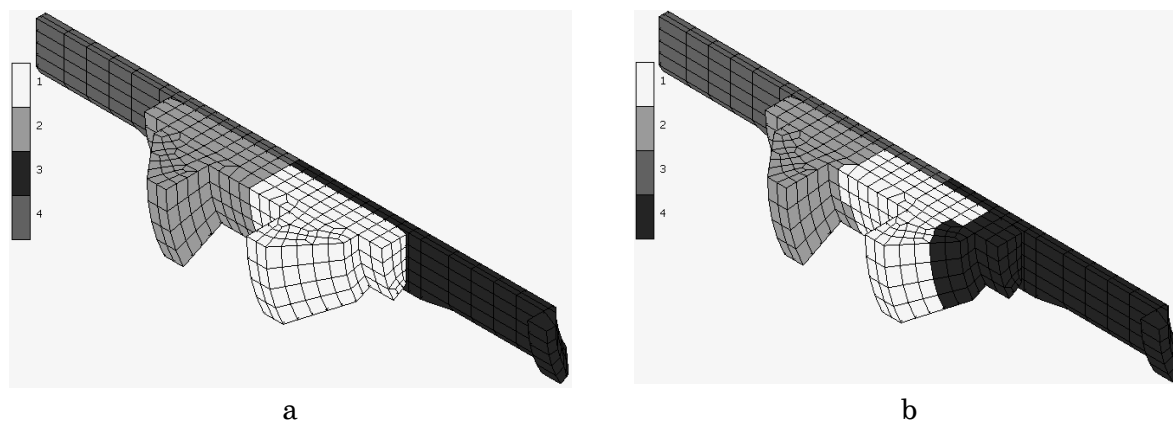


Рис. 5. Способы доменной декомпозиции для решения с использованием 4 процессоров

Таблица 1

Сравнение результатов расчета при помощи различных способов решения, методов доменной декомпозиции и количества процессоров

Количество процессоров (доменов)	Номер рисунка	Количество элементов в домене (номер домена – количество узлов)	Количество стыковочных узлов	Время расчета (с) для каждого из методов		
				1	2	3
1	1	1095	0	13536	3008	2940
2	3a	1-628, 2-467	0	21611	3138	1937
	3b	1-532, 2-563	47	22137	3137	1936
	3c	1-557, 2-538	50	23272	3127	1906
	3d	1-75, 2-1020	22	21605	3043	1907
3	4a	1-314, 2-314, 3-457	28	13849	2230	1328
	4b	1-364, 2-365, 3-366	56	13460	2628	1332
4	5a	1-314, 2-314, 3-243, 4-224	50	20543	2314	1258
	5b	1-273, 2-274, 3-274, 4-274	105	20489	2358	1243

В результате проведенных исследований можно было сделать вывод, что способ доменной декомпозиции в малой степени влияет на скорость решения задач при проведении параллелизации вычислений. С другой стороны, в максимальной степени скорость вычислений зависит от выбора метода решения. Так использование метода IterativeSparse для четырех параллельных процессов позволяет сократить время решения по сравнению с аналогичным решением при помощи метода DirectProfile в 16,5 раз. При этом еще раз следует подчеркнуть, что выбор метода решения по умолчанию оказывается совершенно не оправданным.

ЛИТЕРАТУРА

1. ComputerProgramsfortheFiniteElementMethod.
<http://www.fkm.utm.my/~nazrikh/smj4163/marc.htm> (04.03.2012).
2. Ślaskowski, A. Rozwiązanie problemu termosprężystości dla współpracy kontaktowej elementów ciernego tłumika drgań / A. Ślaskowski, L. Gubachova // I Kongres Mechaniki Polskiej. Materiałykongresowe. –Warszawa, 2007. – 8 s. (CD).

Отримано 20.12.2011 р.

УДК 669.17.046.517В:532:51.001.57

В.П. Пиптюк, С.Е. Самохвалов, В.Ф. Поляков, В.В. Мощный,
А.Г. Родь, С.Н. Павлов, В.А. Поляков, С.В. Греков

ЧИСЛЕННОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ РЕЖИМОВ КОМБИНИРОВАННОЙ ПРОДУВКИ НА УСТАНОВКЕ КОВШ-ПЕЧЬ БОЛЬШОЙ МОЩНОСТИ

Аннотация. С помощью разработанных трехмерных математических моделей гидродинамики и тепло-, массообмена изучено влияние технологических режимов и интенсивности продувки с использованием верхней погружной фурмы на характер перемешивания ковшовой ванны при обработке расплава на УКП большой мощности.

УСТАНОВКА КОВШ-ПЕЧЬ, ДОННЫЙ ПРОДУВОЧНЫЙ УЗЕЛ, ПОГРУЖНАЯ ФУРМА, АРГОН, ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПЕРЕМЕШИВАНИЯ

За допомогою розроблених трьохвимірних математичних моделей гідродинаміки та тепло-, масообміну досліджено вплив технологічних режимів та інтенсивності продувки з використанням верхньої погружної фурми на характер перемішування ковшової ванни при обробці розплаву на УКП великої потужності. collected scientific papers.

Using developed three-dimensional mathematical models of hydrodynamics and heat-, mass-transfer influence of the technological conditions and intensity of blowing out with the use of emergency lance on character of mixing of ladle bath at treatment of melt on high-powered LF unit are researched.

Постановка задачи. Доводка металла по составу и температуре на установке ковш-печь (УКП) обеспечивается, в частности, за счет перемешивания расплава инертным газом, как правило аргоном. На УКП LF типа предусматривается продувка расплава подачей аргона через донный блок фурм. Однако, существующие на различных предприятиях системы подвода аргона к ковшу и конструкции продувочных фурм имеют недостатки. Поэтому, в совокупности с производственными условиями, периодически возникают аварийные ситуации. При этом невозможно обеспечить необходимое перемешивание расплава через донные фурмы. В таких случаях предусмотрено использование верхней погружной фурмы (П.Ф.).

В качестве объекта исследований рассмотрена эксплуатируемая с конца 2010 г. в условиях ККЦ ПАО “Днепропетровский металлургический комбинат им. Дзержинского” (ДМКД) однопозиционная УКП-250 (с ковшем вместимостью 250 т) фирмы VAI Siemens с номинальной мощностью трансформатора 35 МВ·А. Анализом выборки паспортных данных плавов ККЦ за 2011 год установлено, что 40 % выплавленного металла обрабатывалось на УКП. При этом для 18 % плавов, проходящих через УКП, обработка расплава проводилась с использованием верхней погружной фурмы. В связи с ограниченностью литературных данных о гидродинамике расплава в ковше при комбинированной продувке через донные и верхнюю погружную фурму или только через погружную фурму исследования такой направленности представляют научный и практический интерес.

Цель работы. Численным методом с помощью последних версий ранее разработанных в Днепропетровском государственном техническом университете (ДГТУ) трехмерных математических моделей гидродинамики и тепло-, массообмена [1-3], реализованных в программной среде DELPHI, оценить условия перемешивания расплава в ковше вместимостью 250 т при обработке на УКП с использованием только верхней погружной фурмы, а также комбинированной продувки через П.Ф. и донные фурмы.

Основная часть. Принятым на ДМКД технологическим регламентом (ТИ 230-С456-10) допускается использование верхней погружной фурмы при слабом перемешивании металла (на максимально установленном расходе инертного газа), при отказе оборудования для донной продувки и в случае большого количества шлака на зеркале металла, когда невозможно оценить интенсивность перемешивания. В настоящих исследованиях рассмотрены как практически используемые, так и теоретически возможные варианты режимов перемешивания расплава аргоном с использованием П.Ф. и донных фурм. Геометрические размеры П.Ф. и ковша, компоновочные особенности ванны и другие данные, использованные в исследованиях, представлены в статье [4].

Влияние режимов продувки на характер перемешивания в разные периоды обработки определялось для диапазона расходов аргона от 0,02 до 1,0М, где М - принятый в исследованиях максимальный расход аргона на ковш (л/мин). Изучены следующие технологические варианты режимов продувки (рис. 1): продувка только через П.Ф. (1 а-б), режим с одной работающей фурмой (Ф1 или Ф2) и фиксировано через верхнюю погружную фурму (2 а-б), равномерная продувка через каждую из двух донных фурм и фиксировано через верхнюю погружную фурму (3а), а также дифференцированная продувка через каждую из 2-х донных фурм и фиксировано через верхнюю погружную фурму (3б).

Представленные на рис. 1 контурные диаграммы дают общее представление о характере распределения потоков для разных вариантов продувки расплава аргоном. При продувке расплава с использованием П.Ф. зоны восходящих потоков концентрируются в областях подачи газа, а нисходящих потоков – в противоположной стороне. Установлено, что характер движения расплава для соответствующих вариантов продувки совпадает с ранее определенным для ковшей большой емкостью с продувкой только через донные фурмы [3].

На рис.2 представлены поля скоростей расплава с нанесенными изолиниями результирующей скорости (м/с) в вертикальных сечениях ванны для разных вариантов продувки. Выявлено, что области с наибольшими скоростями потоков расположены в районе подачи максимального количества газа. Анализом представленных на рис. 2 и других полученных данных определено, что "зона действия" верхней погружной фурмы снижается при уменьшении глубины ее погружения, что сказывается на объеме расплава вовлекаемого в движение, среднюю скорость потоков и, в конечном итоге, на эффективность перемешивания.

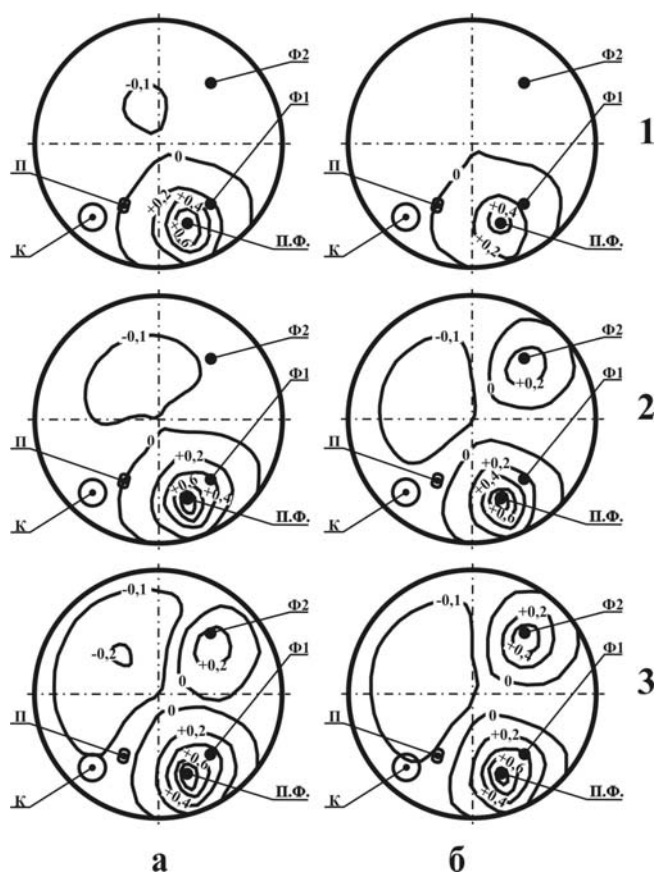


Рис. 1 - Зоны распределения усредненных значений вертикальной составляющей скорости потоков расплава на УКП-250 при подаче аргона с интенсивностью 0,32М л/мин через П.Ф. (1), погруженную на глубину 3,61 м (а) и 2,11 м (б); через донную фурму Ф1 - 0,04М л/мин и П.Ф. (3,61 м) - 0,32М л/мин (2а); через донную фурму Ф2 - 0,04М л/мин и П.Ф. (3,61 м) - 0,32М л/мин (2б); равномерно через две донные фурмы по 0,04М л/мин, а через П.Ф. (3,61 м) - 0,32М л/мин; дифференцированно через две донные фурмы: Ф1 - 0,02М л/мин, Ф2 - 0,08М л/мин и одновременно через П.Ф. (3,61 м) - 0,28 л/мин

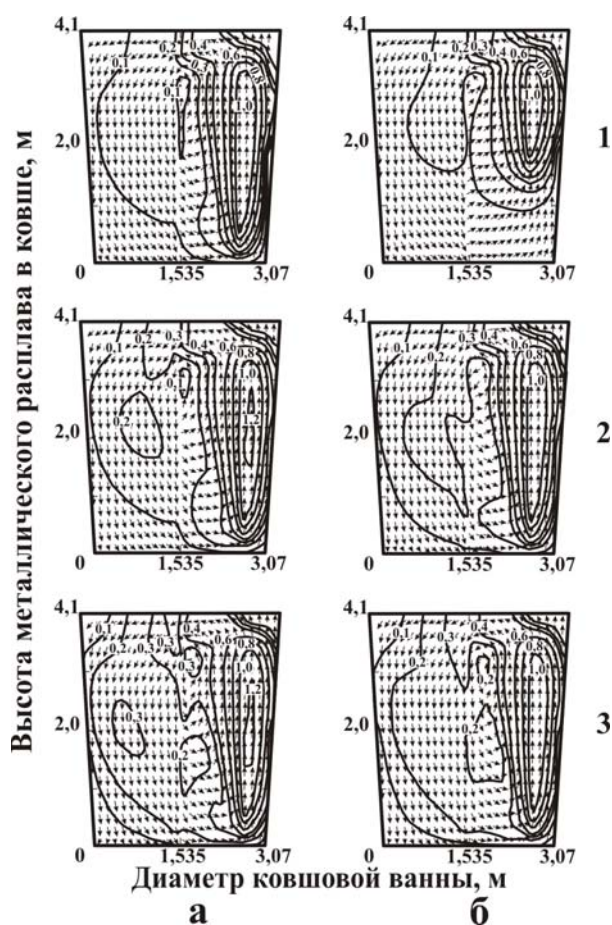


Рис. 2 - Поля скоростей потоков расплава с изолиниями результирующей скорости (м/с) в вертикальных сечениях ванны проходящих через место погружения верхней фурмы и ось ковша в квазистационарном состоянии перемешивания. Режимы продувки аналогичны рис. 1

Приведенные контурные диаграммы и поля скоростей дают лишь качественную оценку характера гидродинамики расплава. С целью количественной оценки влияния рассматриваемых вариантов продувки на эффективность перемешивания было проанализировано изменение продолжительности гомогенизации расплава по химическому составу и оценен объем застойных зон в зависимости от расхода аргона и вариантов продувки. Приведенные на рис. 3 – 6 графики изменение продолжительности гомогенизации представлены как отношение фактической величины к максимально возможной для группы рассматриваемых режимов. Такое представление анализируемого параметра связано с тем, что при практически постоянном характере его изменения относительно исследуемых факторов количественно он зависит от принятого в исследованиях показателя степени гомогенизации.

Приведенные на рис. 3а результаты иллюстрируют тот факт, что использование одной лишь верхней погружной фурмы не позволяет достичь такой же эффективности перемешивания как при продувке через донные фурмы. Кроме того, эффективность перемешивания при продувке через верхнюю погружную фурму в значительной степени зависит от глубины ее погружения (рис. 3б).

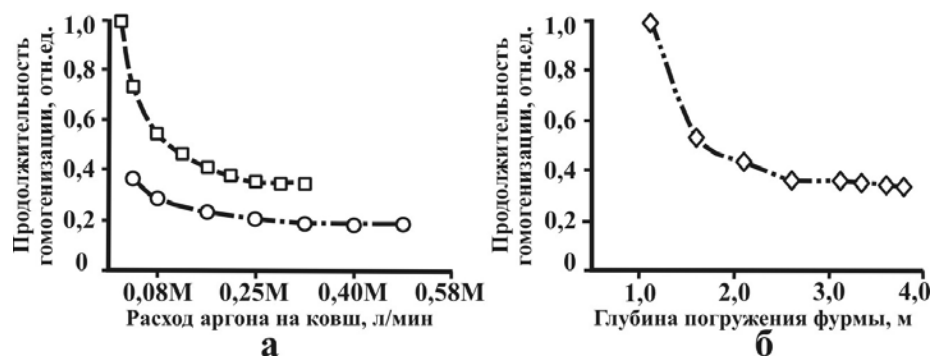


Рис. 3 - Изменение продолжительности гомогенизации в зависимости от расхода аргона (а) и глубины погружения верхней фурмы (б).

Режимы продувки: —□— - продувка через П.Ф.,
—○— - равномерно через донные фурмы,
—◇— - фиксированный расход через П.Ф. 0,32М

В случае равномерной продувки через донные фурмы и одновременной фиксированной продувки через верхнюю фурму, погруженную на глубину 3,61 м (рис. 4), при расходах аргона свыше 0,40М-0,48М л/мин на ковш наблюдается сокращение продолжительности гомогенизации до 21 % и объема застойных зон до 31 % отн. по сравнению с равномерной продувкой только через донные фурмы для соответствующих расходов аргона. Следует отметить, что при использовании дифференцированной подачи аргона через донные фурмы вместо равномерного режима и одновременной продувки сверху также возможно повышение эффективности усреднения, но в меньшей степени.

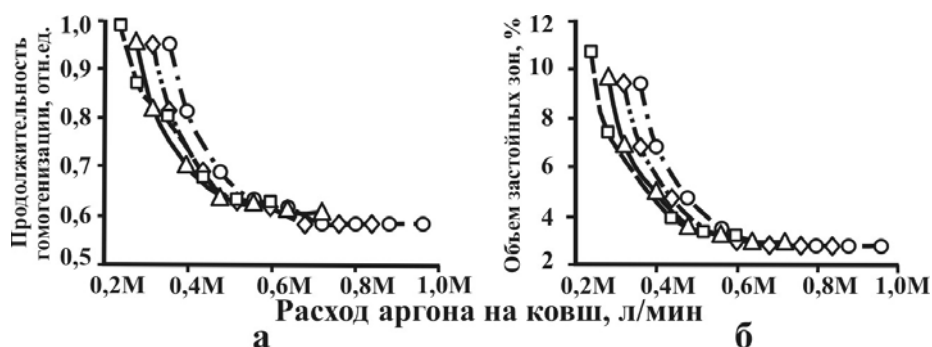


Рис. 4 - Изменение продолжительности гомогенизации расплава (а) и объема застойных зон (б) в зависимости от расхода аргона при различных режимах продувки.

- П.Ф. - 0,2М л/мин, Ф1 и Ф2 равномерно от 0,02М до 0,2М;
- △— П.Ф. - 0,24М, Ф1 и Ф2 равномерно от 0,02М до 0,24М;
- ◇— П.Ф. - 0,28М, Ф1 и Ф2 равномерно от 0,02М до 0,28М;
- П.Ф. - 0,32М, Ф1 и Ф2 равномерно от 0,02М до 0,32М

Варианты продувки с использованием верхней погружной фурмы и одной из донных фурм (Ф1 или Ф2) являются менее эффективными по сравнению с равномерной продувкой только через донные фурмы. При продувке по варианту представленному на рис.5 усреднение расплава происходит на 61 % дольше, чем для соответствующих расходов аргона при равномерной продувке через донные фурмы.

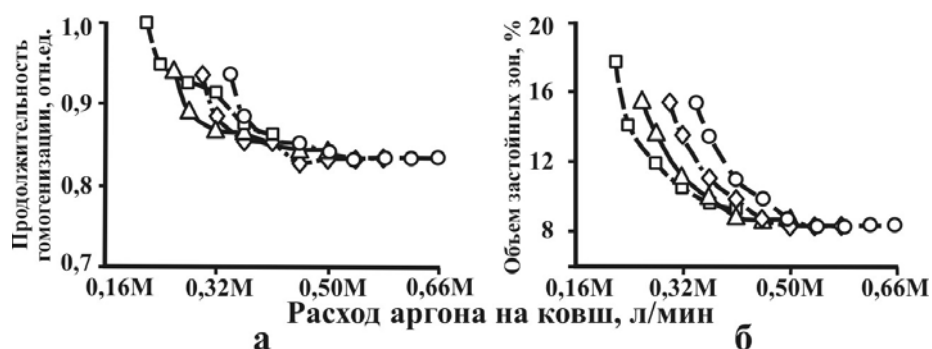


Рис. 5 – Изменение продолжительности гомогенизации расплава (а) и объема застойных зон (б) в зависимости от расхода аргона при различных режимах продувки. —□— П.Ф. - 0,20М и Ф1 от 0,02М до 0,20М;

- △— П.Ф. - 0,25М и Ф1 от 0,02М до 0,25М;
- ◇— П.Ф. - 0,28М и Ф1 от 0,02М до 0,28М;
- П.Ф. - 0,32М и Ф1 от 0,02М до 0,32М

Продувка через фурму Ф2 и П.Ф. с отношением расхода аргона приблизительно 1 к 2 характеризуется минимальными значениями продолжительности усреднения, которые все же на 8-10 % больше, чем при равномерной донной продувке. Увеличение расхода аргона через донную фурму свыше половины расхода через П.Ф. характеризуется увеличением продолжительности усреднения (рис. 6). Следует отметить, что для данного варианта продувки объем застойных зон изменяется аналогично продувке через П.Ф. и ближнюю донную фурму.

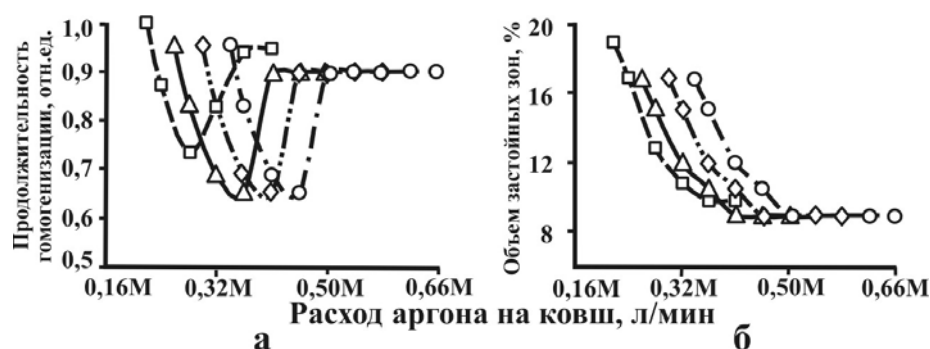


Рис. 6 – Изменение продолжительности гомогенизации расплава (а) и объема застойных зон (б) в зависимости от расхода аргона при различных режимах продувки.

- - П.Ф. - 0,20М и Ф2 от 0,02М до 0,20М;
- △— - П.Ф. - 0,25М и Ф2 от 0,02М до 0,25М;
- ◇— - П.Ф. - 0,28М и Ф2 от 0,02М до 0,28М;
- - П.Ф. - 0,32М и Ф2 от 0,02М до 0,32М

Выводы. Сопоставление полученных данных с результатами математического моделирования, выполненного в исследованиях [5], подтверждает значимость влияния продувки верхней погружной фурмой на характер движения и распределение потоков расплава.

Исследованиями гидродинамики расплава при доводке на УКП в ковше вместимостью 250 т определена возможность дополнительного, по сравнению с вариантом донной продувки, повышения эффективности перемешивания - сокращение продолжительности гомогенизации расплава и уменьшение объема застойных зон при использовании одновременной продувки через две донные фурмы и верхнюю погружную фурму. Аналогичный вывод получили авторы статьи [6] по результатам исследований, выполненных при холодном моделировании аналогичных технологических условий обработки расплава. Варианты продувки только верхней фурмой или погружной фурмой и одной донной фурмой являются менее эффективными. Показано, что для варианта продувки через донную фурму Ф2 и П.Ф. существуют явно выраженные рациональные режимы подачи аргона.

ЛИТЕРАТУРА

1. Влияние постоянного тока на характер массопереноса в металлическом расплаве установки ковш-печь. Ч.2. Модель массопереноса / В.П. Пиптюк, С.Е. Самохвалов, И.А. Павлюченков и др. // Теория и практика металлургии. - 2007. - №4-5. - С. 14-17.
2. Исследование тепло-, массообменных процессов в ванне установки ковш-печь. Ч.1 Математическая модель / В.П.Пиптюк, С.Е.Самохвалов, И.А.Павлюченков и др. // Теория и практика металлургии. - 2008. - №3. - С.3-5.
3. Исследование гидродинамики 350-ти тонной ковшовой ванны при обработке стали на установке ковш-печь / В.П. Пиптюк, В.Ф. Поляков, С.Е. Самохвалов и др. // Металлург. - 2009. - №11. - С. 47-50.
4. Конструктивно-компоновочные и технологические параметры для численного исследования гидродинамики расплава при обработке на установке ковш-печь

мощностью 35 МВ·А / В.П. Пиптюк, И.Д. Буга, С.Е. Самохвалов, В.Ф. Поляков и др. // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии.: Сб. научн. тр. - Днепропетровск: ИЧМ. - 2010. - Вып.21. - С.133-137.

5. Костецкий Ю.В., Мач А.В., Прокофьев В.В. Численное моделирование движения жидкого металла в ковше при одновременной продувке через погружную фурму // Наукові праці ДонНТУ. Металургія. – 2010. - Випуск 12 (177). - С.120-129.

6. Моделирование продувки жидкой стали в ковше /Е.В. Штапура, Ю.И. Жаворонков, Б.М. Бойченко и др. // Бюллетень НТиЭИ "Черная металлургия". - 2009. - №5. - С. 43 - 46.

Отримано 16.12.2011 р.

УДК 621.777:669.014.84.083.133

С.В. Ващенко, Б.Н. Маймур, В.И. Петренко, И.Г. Муравьева

РАЗРАБОТКА МЕТОДИЧЕСКОГО ПОДХОДА К ОПРЕДЕЛЕНИЮ УПЛОТНЯЕМОСТИ ПРЕССУЕМЫХ ШИХТ С УЧЕТОМ ИХ СВОЙСТВ

Разработана структурная схема влияния свойств мелкофракционных шихт на их уплотняемость. Проведены экспериментальные исследования по прессованию большой группы шихт, существенно отличающихся по свойствам. На основе полученных результатов разработан новый методический подход, позволяющий прогнозировать уплотняемость материала по его насыпной и пикнометрической плотности.

БРИКЕТИРОВАНИЕ, УПЛОТНЯЕМОСТЬ, НАСЫПНАЯ И ПИКНОМЕТРИЧЕСКАЯ ПЛОТНОСТЬ, ДАВЛЕНИЕ ПРЕССОВАНИЯ, СТРУКТУРНАЯ СХЕМА, МЕТОДИЧЕСКИЙ ПОДХОД.

Розроблена структурна схема впливу властивостей дрібнофракційних шихт на їх ущільненість. Проведені експериментальні дослідження по пресуванню великої групи шихт, що значно відрізняються по властивостях. На основі отриманих результатів розроблений новий методичний підхід, що дозволяє прогнозувати ущільненість матеріалу по його насипній та пікнометричній густині.

The skeleton diagram of the influence of properties of the batches small fraction of their compactability. Experimental studies on a large group pressed charges, significantly different in properties. Based on these results, a new methodological approach for predicting compactability of the material in its bulk and pycnometric density.

Брикетиrowание как метод окускования мелкофракционных сырьевых материалов и промышленных отходов перед технологическим переделом в последнее время получает все большее развитие. В частности, в металлургической отрасли оно в ряде случаев, особенно при создании малотоннажных производств, имеет ряд преимуществ, позволяя уменьшить удельные капитальные затраты, себестоимость продукции, улучшить экологические условия производства по сравнению с традиционными методами окускования - агломерацией и окомкованием.

Уплотнение шихты при брикетиrowании, приводящее, в конечном счете, к получению из мелкофракционного материала прочного окускованного продукта с требуемым комплексом свойств – это сложный многофакторный процесс, на результат которого влияют как свойства шихты, так и условия ее деформации при приложении давления и конструктивные решения прессового оборудования.

По развиваемой в ИЧМ концепции первоначальными при разработке технологических режимов брикетиrowания является определение свойств прессуемого материала, изучение его уплотняемости (способности изменять начальную плотность укладки частиц под действием прилагаемого давления) и определение сопротивления шихты сжатию, выраженного в виде функциональной зависимости между давлением прессования и

уплотнением прессовок $P = f(Ky)$ (Ky – коэффициент уплотнения) [1, 2]. Эта зависимость в интегральном виде отражает совокупность свойств прессуемых материалов и используется при выборе схемы очага деформации, разработке технических и конструктивных параметров оборудования для брикетирования.

В настоящее время характеристики уплотнения, как правило, определяются экспериментально для каждого конкретного материала, поэтому даже для предварительной оценки возможности получения брикетов требуется проведение опытов на специальном лабораторном оборудовании [2].

Нами была поставлена задача создать методический подход к определению уплотняемости материалов, чтобы в дальнейшем на его основе разработать аналитический метод определения сопротивления сжатию шихт с учетом их свойств. Наличие такого метода даст возможность выбора необходимой схемы уплотнения и определения энергосиловых параметров прессового оборудования, пользуясь известными или просто определяемыми свойствами подлежащих брикетированию мелкофракционных материалов.

На процесс уплотнения сыпучего материала при наложения давления в большей или меньшей мере влияет множество характеристик, относящихся к свойствам как порошкового материала в целом, так и к свойствам составляющим его частиц.

Нами на основе анализа литературных источников [3, 4], собственного опыта прессования шихт самого различного состава, крупности и т.д. выбраны основные, по нашему мнению, свойства шихт, определяющие их уплотняемость.

Структурная схема влияния химических, физических и технологических свойств шихт на их уплотняемость приведена на рис. 1. В схеме не отражены механические свойства материала, т.к. они проявляются, в основном, при формировании и разрушении контактов отдельных частиц, что в суммарное изменение объема порошкового тела вносит незначительный вклад.

Из схемы видно, что в "иерархии" влияния различных характеристик шихт на ее уплотняемость ведущая роль принадлежит насыпной плотности. Именно через нее проявляется влияние всех выделенных важнейших характеристик порошкового тела на его уплотнение.

Для проверки этого утверждения нами был проведен комплекс экспериментальных исследований. Были выбраны 40 самых различных по происхождению, размеру и форме частиц, пикнометрической, насыпной плотности мелкофракционных материалов. На их основе сформированы

около 100 шихт, значительно различающихся по свойствам. Для всех этих шихт была определена насыпная плотность.

Для всех шихт по принятой в ИЧМ методике [1, 2] были получены диаграммы прессования при давлении до 100 МПа и с использованием компьютерной обработки данных построены графические зависимости $P = f(Ky)$.

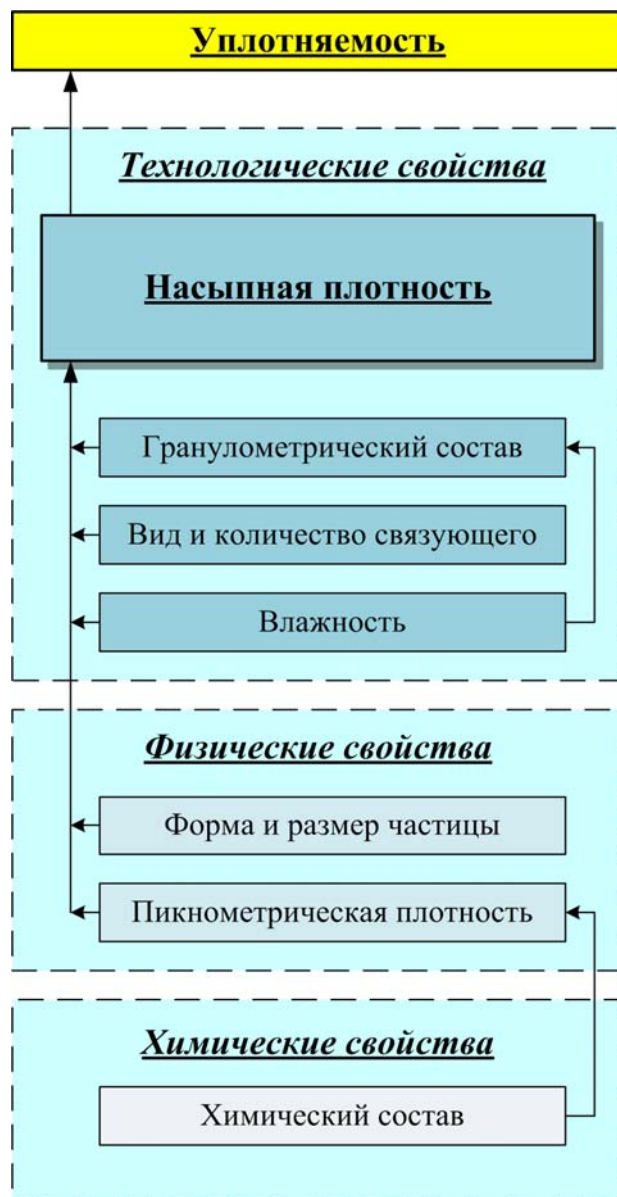


Рис. 1. Структурная схема влияния химических, физических и технологических свойств шихтовых материалов на их уплотняемость

Используя полученные графические зависимости, определили коэффициенты уплотнения шихт при 100 МПа.

Коэффициент уплотнения при 100 МПа был выбран как показатель уплотняемости исходя из того, что при этом давлении для большинства прессуемых шихт рост усадки прессовки прекращается, следовательно,

дальнейшее увеличение давления является нецелесообразным. Тем более, что данное давление является достаточным для формирования прочных брикетов, сохраняющих форму при выпрессовке.

Используя результаты экспериментальных исследований, построили графическое отображение взаимосвязи коэффициента уплотнения при $P = 100$ МПа (K_{y100}) с насыпной плотностью для всех исследованных шихт (рис. 2). Из рисунка 2 видно, что изменение K_{y100} подчиняется определенной закономерности. Однако интерполяция данной взаимосвязи показала слишком высокое среднеквадратичное отклонение. Использовать полученную функцию в практических целях нельзя.

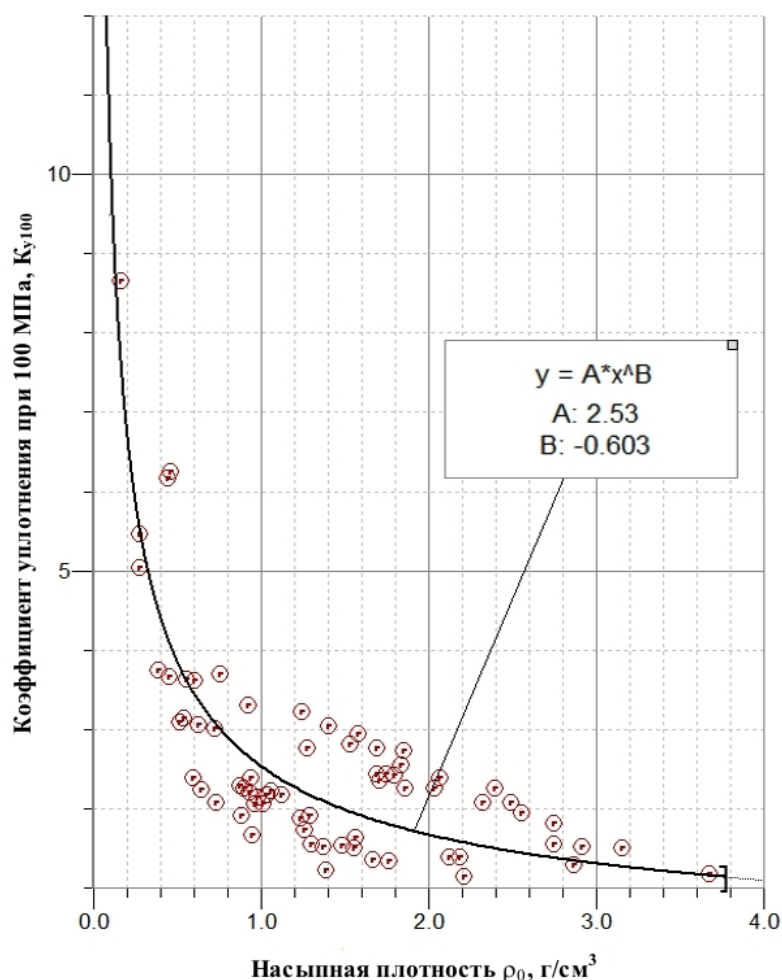


Рис. 2. Интерполяция взаимосвязи показателя уплотняемости (K_y при $P=100$ МПа) с насыпной плотностью для всех исследованных шихт

При более детальном анализе графического поля значений заметно, что в нем наблюдаются определенные области, интерполяция которых дает среднеквадратичное отклонение, допустимое для использования аппроксимационных кривых в практических целях (рис. 3). Выделяются четыре группы шихтовых материалов, в пределах которых связь K_{y100} с высокой точностью аппроксимируются аналитическими выражениями (табл. 1).

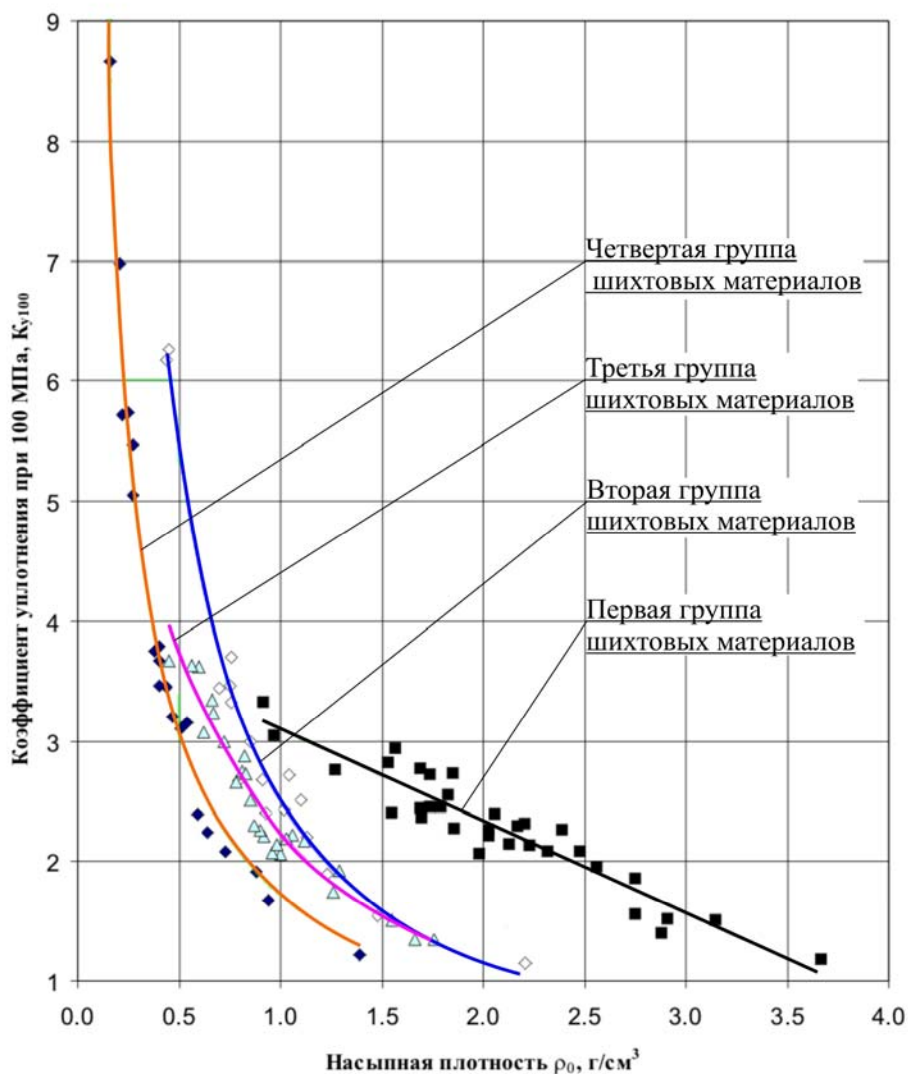


Рис. 3. Взаимосвязь показателя уплотняемости (K_y при $P=100$ МПа) с насыпной плотностью для исследованных шихт с выделением областей и интерполяции.

Таблица 1

Аналитические выражения функциональных зависимостей коэффициента уплотнения при 100 МПа от насыпной плотности для выделенных групп шихтовых материалов

Первая группа шихтовых материалов	$K_{y100}(\rho_0) = -0,766 \cdot \rho_0 + 3,85$
Вторая группа шихтовых материалов	$K_{y100}(\rho_0) = 2,48 \cdot \rho_0^{-1,12}$
Третья группа шихтовых материалов	$K_{y100}(\rho_0) = 6,05 \cdot e^{-1,52 \cdot \rho_0} + 0,907$
Четвертая группа шихтовых материалов	$0,088 \leq \rho_0 \leq 0,27$ $K_{y100}(\rho_0) = \frac{0,141}{\rho_0^2} + 3,12$ $0,27 \leq \rho_0 \leq 1,39$ $K_{y100}(\rho_0) = 1,7 \cdot \rho_0^{-0,846}$

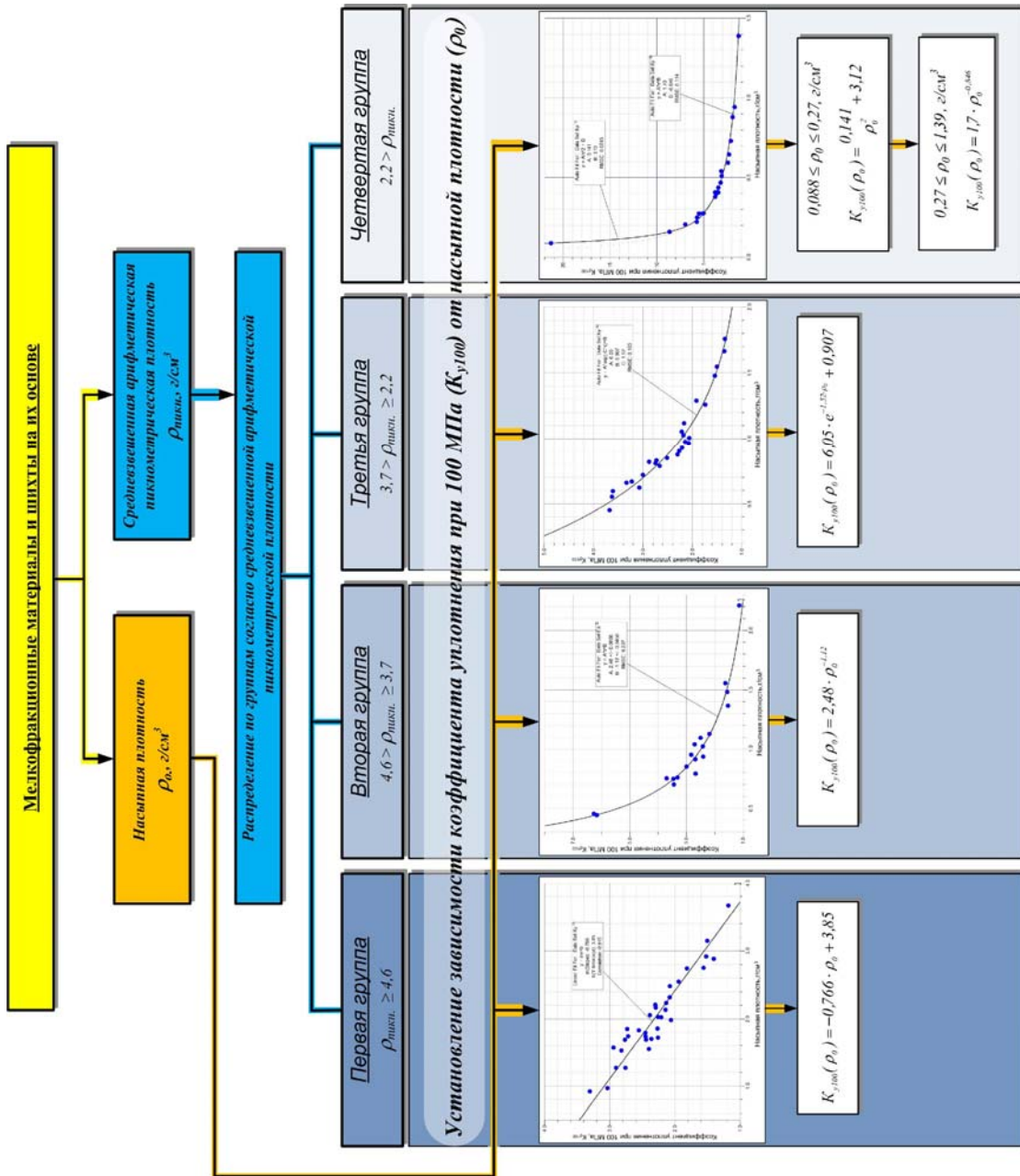


Рис. 4. Структурная схема методического подхода к определению показателя уплотняемости шихтовых материалов с учетом их свойств

Естественно ожидать, что принадлежность того или иного материала к конкретной аппроксимационной группе определяется его свойствами.

Нами был проведен анализ свойств исследуемых шихт, которыми может определяться принадлежность материалов к конкретным группам. Анализировались механические, химические, технологические и физические свойства. В процессе анализа свойств установлено, что распределение шихт по группам определяется их пикнометрической плотностью, а именно средневзвешенной арифметической пикнометрической плотностью, рассчитанной с учетом долевой части участвующих отдельных элементов и соединений. Были определены диапазоны средневзвешенной арифметической пикнометрической плотности для каждой выделенной группы материалов.

Используя полученные результаты, разработан новый методический подход к определению показателя уплотняемости различных шихтовых материалов с учетом их свойств, который представлен в виде структурной схемы (рис. 4).

Согласно структурной схеме, в качестве характеристик, определяющих уплотняемость шихтового материала, приняты насыпная и средневзвешенная арифметическая пикнометрическая плотность.

На структурной схеме показано разделение материалов на четыре группы, согласно принятого показателя – средневзвешенной арифметической пикнометрической плотности. Для каждой сформированной группы, на основе экспериментальных значений, получены интерполяционные кривые. Затем, после их аппроксимации установлены функциональные зависимости K_{y100} от насыпной плотности, описанные аналитическими выражениями.

Методический подход заключается в следующем.

Имея любой шихтовый материал, необходимо определить его насыпную и средневзвешенную пикнометрическую плотности. Затем, зная значение пикнометрической плотности, определяется принадлежность материала к определенной группе.

Используя функциональные зависимости, установленные для каждой группы, по значению насыпной плотности шихты определяем степень ее уплотнения.

Таким образом, разработанный методический подход позволяет аналитическим путем спрогнозировать показатель уплотняемости, выраженный в виде коэффициента уплотнения при 100МПа, для любого материала с различными свойствами. Это дает возможность предварительно оценить возможность использования определенной схемы уплотнения для получения качественных прессовок.

В дальнейшем новый методический подход будет использован при разработке аналитического метода прогнозирования и оценки сопротивления шихты сжатию с учетом свойств прессуемых шихт.

ПЕРЕЧЕНЬ ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Носков В.А. Исследование физико-механических свойств мелкофракционных промышленных отходов, определяющих их поведение при брикетировании / В.А. Носков, Б.Н. Маймур, В.И. Петренко, А.Т. Лебедь // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 1998. – С. 104 – 107.
2. Носков В. А. Научно-методические основы определения характеристик и режимов процесса брикетирования мелкофракционных материалов / В. А. Носков, Б. Н. Маймур, В. И. Петренко, А. Т. Лебедь, К. В. Баюл // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. Сб. научн. трудов ИЧМ НАН Украины. Вып. 5. – К.: Наукова думка. – 2002. – С. 344-347.
3. Либенсон Г.А. Основы порошковой металлургии. 2-е изд., перераб. и доп. / Г.А. Либенсон – М.: Металлургия, 1987. – С. 208.
4. Ожогин В.В. Основы теории и технологии брикетирования измельченного металлургического сырья: Монография. – Мариуполь, ПГТУ, – 2010. – С. 442.

Отримано 16.12.2011 р.

УДК 530.1

А.А.Журба, А.И.Михалев, С.И. Губенко

АНАЛИЗ ФРАКТАЛЬНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ПОВЕРХНОСТЕЙ СТАЛИ В ПРОЦЕССЕ ФОРМИРОВАНИЯ КОМПОЗИТНОЙ СТРУКТУРЫ

В статье рассматривается поверхность стали и изменение ее фрактальной размерности в процессе формирования композитной структуры. Были построены эмпирические распределения локальных фрактальных размерностей поверхностей стали и их фрактальные сигнатуры.

КОМПОЗИТНАЯ СТРУКТУРА, ФРАКТАЛ, ФРАКТАЛЬНАЯ РАЗМЕРНОСТЬ, ФРАКТАЛЬНАЯ СИГНАТУРА (КЕПСТР), ФРАКТАЛЬНОЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЕ, ГЛОБАЛЬНАЯ И ЛОКАЛЬНЫЕ ФРАКТАЛЬНЫЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ, «ТЯЖЁЛЫЙ ХВОСТ».

В статье рассматривается поверхность стали и изменение ее фрактальной размерности в процессе формирования композитной структуры. Были построены эмпирические распределения локальных фрактальных размерностей поверхностей стали и их фрактальные сигнатуры.

In the article a surface is examined became change of her fractal dimension in the process of forming of composite structure. Empiric distributions of local fractal dimensions of surfaces were built their fractal signatures became.

Композиты представляют собой материалы с упрочняющими элементами в виде волокон, нитей и других составляющих. Комбинируя объемное содержание разнородных компонентов, можно получать материалы с заданными специальными свойствами. При этом материалы приобретают свойства, которыми не обладает каждый из компонентов в отдельности.

Композитная структура образуется соединением вместе двух или более различных компонентов, каждый из которых может представлять собой металл, сплав, неметалл или композит [1]. Современные стали с композитными структурами применяют для обеспечения высоких требований.

На рисунке 1 приведены поверхности стали в процессе формирования композитной структуры. В процессе формирования композитной структуры меняются ее свойства, и, следовательно, изменяется фрактальная размерность. Фрактальная размерность представляет собой важную количественную характеристику и является существенным элементом при фрактальном анализе микроструктур. В таблице 1 приведены значения фрактальной размерности поверхностей в процессе формирования композитной структуры. Из таблицы видно, что значение фрактальной размерности растет с увеличением времени науглероживания (рисунок 2).

Фрактальная размерность конечной структуры композита на 5-6% больше фрактальной размерности начальной обезуглероженной поверхности.

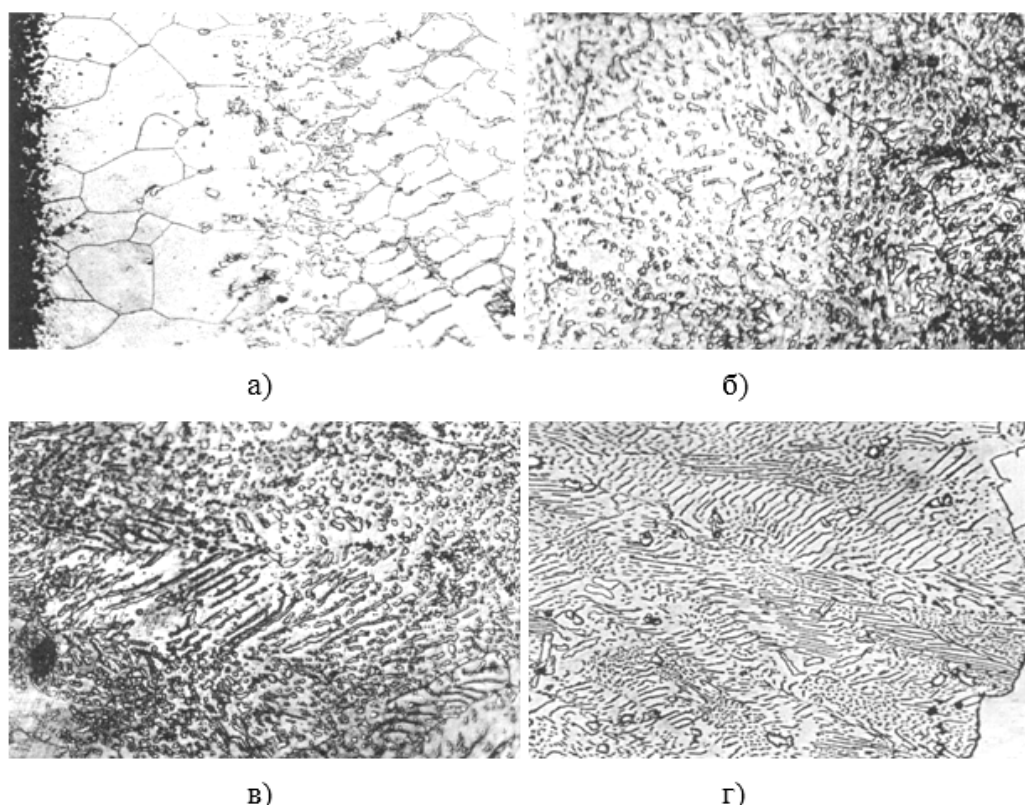


Рисунок 1 – Сталь Р6М5. Процесс формирования композитной структуры: а) обезуглероженный поверхностный слой; б) науглероживание 30 минут; в) науглероживание 1 час; г) науглероживание 2 часа, конечная структура

Таблица 1

Изменение величины фрактальной размерности в процессе формирования композитной структуры

№ рисунка	Описание	Время науглероживания	Изменения	Фрактальная размерность
Рисунок 1а	Обезуглероженный поверхностный слой. Увеличение в 100 раз. $t = 1200^{\circ}\text{C}$	-	Почти нет частиц карбидов	$D=1.8515$
Рисунок 1б	Последующее науглероживание в среде пропан+азот. Увеличение в 500 раз. $t = 1180^{\circ}\text{C}$	30 минут	Появились глобулярные карбиды	$D=1.9147$
Рисунок 1в	Последующее науглероживание в среде газ(пропан)+азот. Увеличение в 500 раз. $t = 1180^{\circ}\text{C}$	1 час	Карбидов стало больше и они начинают менять форму	$D=1.9704$
Рисунок 1г	Последующее науглероживание. Увеличение в 250 раз. Конечная структура – колонии аустенита+карбид	2 часа	В результате изменения формы карбидов возникли колонии	$D=1.9563$

При определении фрактальной размерности возникает проблема, если изображение поверхности состоит из фрагментов, имеющих различные оценки размерности. Изображение может состоять из нескольких составляющих, часть из которых при масштабе, большем некоторого числа, становится точками, другие же части на этом масштабе остаются множествами. Если оценивать фрактальную размерность всего изображения (глобальная фрактальная размерность), не обращая внимания на масштабы, то оценка фрактальной размерности может быть некорректной, искаженной, так как часть участков изображения будет непроанализированной [2,3].

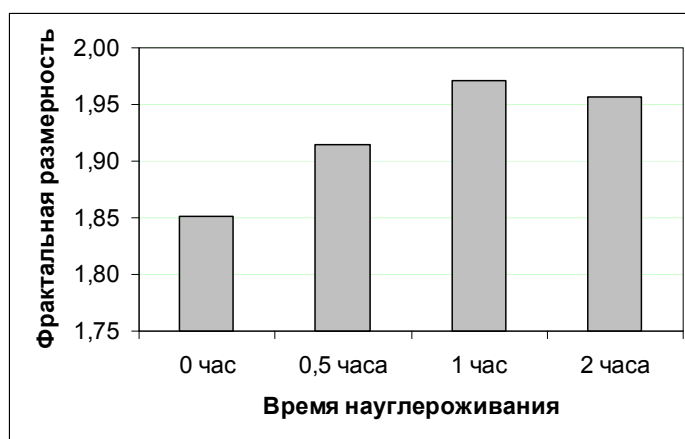


Рисунок 2 - Изменение величины фрактальной размерности в процессе формирования композитной структуры

На рисунке 3 приведена обезуглероженная поверхность стали (рисунок 1а), разбитая на фрагменты. Каждый фрагмент визуально отличается друг от друга. Следовательно, фрактальная размерность каждого фрагмента будет разной и будет отличаться от размерности всего изображения. Фрактальная размерность всего изображения $D = 1.8515$, фрактальные размерности фрагментов изображения: $D_1 = 1.986$, $D_2 = 1.7913$, $D_3 = 1.8971$, $D_4 = 1.8371$.

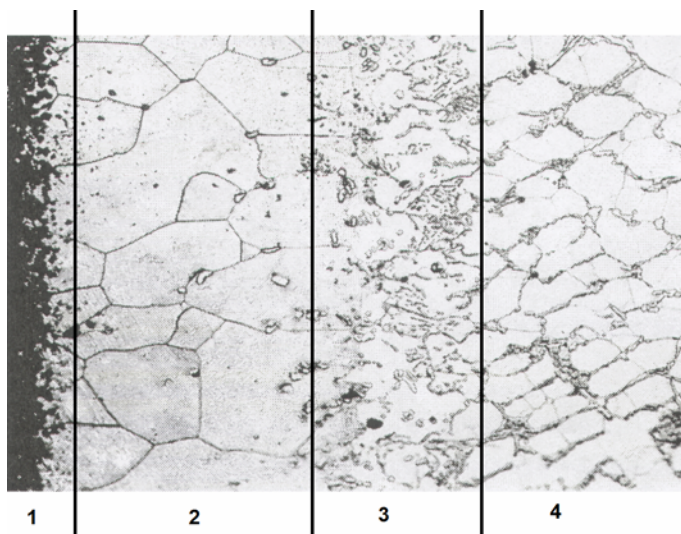


Рисунок 3 – Обезуглероженная поверхность стали, разбитая на фрагменты

Для решения этой проблемы необходимо разделить изображение на малые фрагменты и в этих фрагментах оценивать фрактальные размерности (локальные фрактальные размерности). Если фрагменты находятся на изображении фрактала, имеющего одинаковую размерность, то и общая оценка размерности по этим фрагментам останется постоянной.

Измерение локальных размерностей производится с помощью скользящего окна. После измерения локальных размерностей производится построение эмпирического распределения локальных фрактальных размерностей.

Сложные изображения или изображения, состоящие из множества фрагментов различной природы, после вычисления локальных размерностей дают многомодальные распределения. Каждая мода такого распределения соответствует кластеру изображения, имеющему близкие значения локальных размерностей [3]. На рисунке 4 представлены эмпирические распределения локальных фрактальных размерностей композитной структуры. Из рисунка 4а видно, что структура содержит четыре вида кластеров, имеющих близкие значения локальных размерностей, что соответствует поверхности на рисунке 1а. На рисунке 4б количество таких кластеров сокращается до трех, что говорит о том, что поверхность на рисунке 1б стала более однородной. Распределения на рисунках 4в и 4г говорят о том, что наблюдается однородность поверхностей, представленных на рисунках 1в и 1г.

Как правило, в окрестности значения фрактальной размерности полезной составляющей присутствует «тяжелый хвост» фрактального распределения (паретиана), достигающий стабильной величины 10-20% [3].

При определении фрактальной размерности возникает проблема, если неизвестен конечный масштаб, в результате чего фрактальная размерность может быть искажена. Возникает вопрос о размере фрагментов изображения. Этот размер должен быть не больше, чем предполагаемые размеры анализируемых элементов изображения. Если размер фрагмента выбрать близким размеру исследуемого элемента, то возможна ситуация, при которой только часть элемента окажется в пределах одного фрагмента, а другая часть окажется в пределах другого фрагмента. Это приведет к искажению оценки размерности, так как кроме фрактального изображения в область анализа попадет и фон, размерность которого другая. Поэтому выбирают размеры фрагментов или окон заведомо малыми, близкими к размерам минимальных элементов ожидаемого фрактального рисунка.

Решить эту проблему помогает построение фрактальной сигнатуры, которая представляет собой зависимость оценок типа от масштаба наблюдения [3].

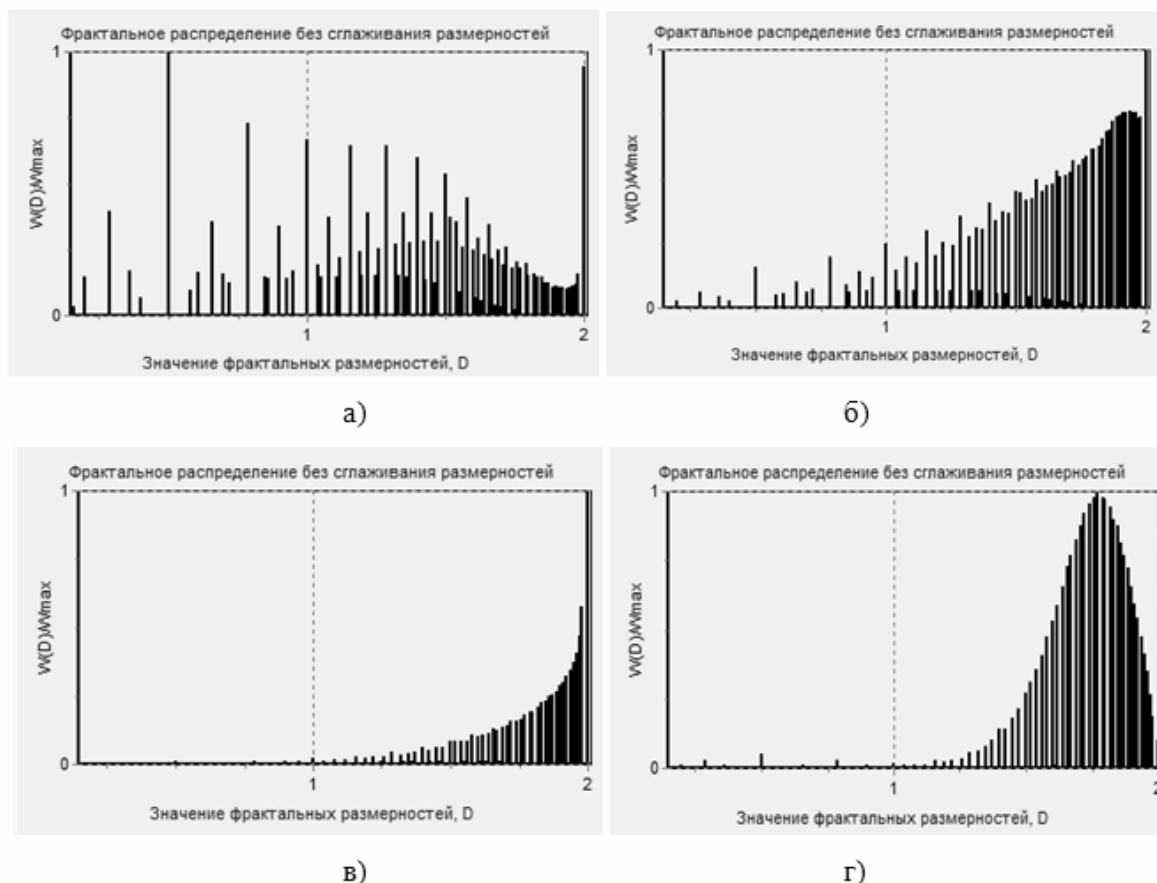


Рисунок 4 – Эмпирические распределения локальных фрактальных размерностей поверхностей в процессе формирования композитной структуры (при размере скользящего окна 15x15 пикселей):
 а) обезуглероженный поверхностный слой;
 б) науглероживание 30 минут; в) науглероживание 1 час;
 г) науглероживание 2 часа, конечная структура

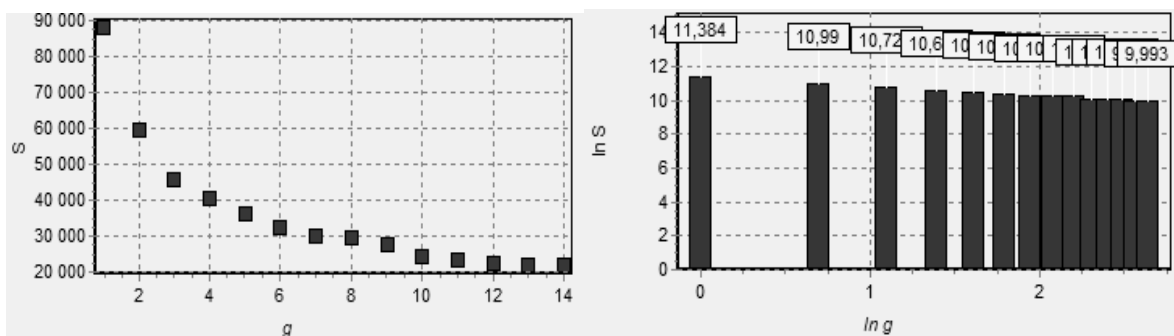
Чтобы иметь возможность различать фракталы, имеющие элементы различных размеров, необходимо проводить анализ на нескольких масштабах одновременно. В этом случае получаем не оценку фрактальной размерности, а зависимость меры от масштаба $S = f(\delta)$ в двойном логарифмическом масштабе, которая представляет собой фрактальную сигнатуру или фрактальный кепстр. На рисунке 5 представлены фрактальные сигнатуры композитных структур.

Фрактальные сигнатуры объектов и их производные позволяет оценить фрактальную размерности.

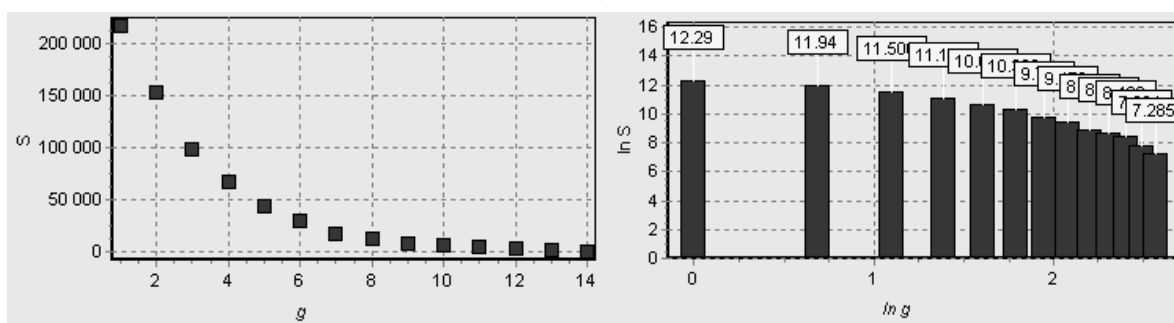
$$D_{\delta} = - \log_{\frac{\delta+\Delta}{\delta}} \frac{S(\delta+\Delta)}{S(\delta)},$$

где Δ – шаг дискретизации по масштабу.

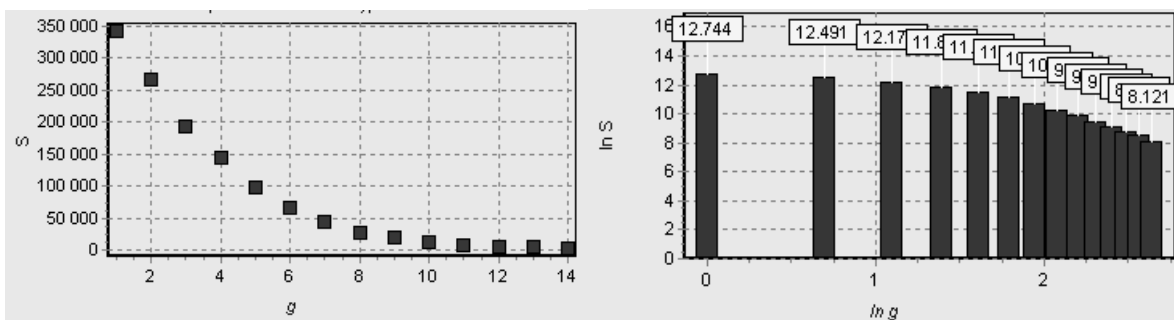
Масштаб δ задает размер окна, в котором сглаживается исходное изображение. Размер окна рассчитывается из соотношения $2\delta + 1$. Размеры измерительного и масштабного окон влияют на характер распределения.



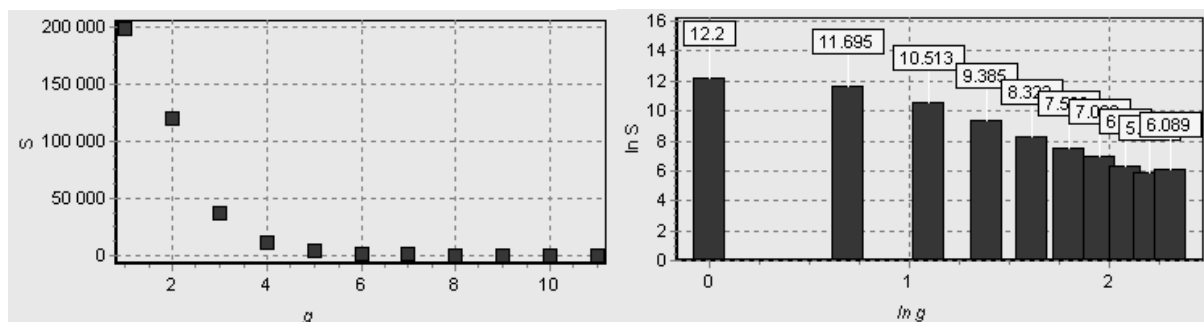
a)



6)



B)



Γ)

Рисунок 5 – Фрактальные сигнатуры поверхностей в процессе формирования композитной структуры: а) обезуглероженный поверхностный слой; б) науглероживание 30 минут; в) науглероживание 1 час; г) науглероживание 2 часа, конечная структура

Построив фрактальную сигнатуру можно различать самоподобные объекты и определять размер некоторых их элементов. Если изображение состоит из нескольких самоподобных структур, то различия сигнатур будут проявляться сразу в нескольких диапазонах масштабов.

Выводы

В данной работе исследовался процесс формирования композитной структуры и изменение фрактальных характеристик поверхности стали в ходе него. Разработан программный продукт, позволяющий оценивать фрактальную размерность и фрактальную сигнатуру поверхностей, а также строить распределение локальных фрактальных размерностей.

В процессе формирования композитной структуры изменяются ее свойства, и, следовательно, - фрактальная размерность. Выявлено, что значение фрактальной размерности растет с увеличением времени науглероживания. Фрактальная размерность конечной структуры композита на 5-6% больше фрактальной размерности начальной обезуглероженной поверхности.

Изображения, состоящие из множества фрагментов различной природы, после вычисления локальных размерностей дают многомодальные распределения, что говорит о разных размерах кластеров, содержащихся в структуре. Определено, что в процессе формирования композитной структуры фрактальное распределение изменяется существенно. С увеличением времени науглероживания стали распределение локальных фрактальных размерностей перестает быть многомодальным, что говорит о том что, поверхность постепенно становится однородной.

Построение фрактальной сигнатуры позволяет различать самоподобные объекты и определять размер некоторых элементов, что позволяет оценивать их фрактальную размерность.

В заключение можно отметить, что фрактальные методы обработки изображений в широком смысле основаны на той части информации, которая при классических методах безвозвратно теряется, что приводит к потере информации о свойствах поверхностей.

ЛИТЕРАТУРА

1. Солнцев Ю.П., Пряхин Е.И. Материаловедение: Учебник для вузов. Изд. 4-е, перераб. и доп. - СПб.: ХИМИЗДАТ, 2007. - 784 с.: ил.
2. Журба А.О., Михальов О.І. Побудова фрактальних розподілень поверхонь Пенроуза //Системні технології. Регіональний міжвузівський збірник наукових праць. – Випуск 2(73). – Дніпропетровськ, 2011. – с.105-110.
3. Потапов А.А., Гуляев Ю.В., Никитов С.А., Пахомов А.А., Потапова В.А. Новейшие методы обработки изображений. / Под ред. А.А. Потапова. – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2008. – 496 с.

Отримано 16.12.2011 р.

УДК 669.168:669.187

M. M. Gasik¹, M. I. Gasik²

¹ Aalto University Foundation, Espoo, Finland

National Metallurgical Academy of Ukraine, Dnipropetrovsk, Ukraine

MODELING OF ANTHRACITE TREATMENT IN AN ELECTROCALCINATOR

Electrocalcination is being used for production of thermally treated anthracite for manufacturing of electrodes for many ferroalloys processes. The quality of thermoanthracite mostly depends on its heat treatment regime at very high temperatures. The direct measurements and monitoring of an electrocalcination process are challenging and thus proper modelling is essential to predict the process control. Proper electrocalcinator operation requires correct knowledge of temperature distribution, electromagnetic fields, gas flow and chemical reactions kinetics. In this work, a multiphysical model of electrocalcination is presented and the results of its analysis are discussed.

ELECTROCALCINATION, ANTHRACITE, MODELING, KINETICS, GRAPHITIZATION

Рассматриваются проблемы адекватного описания и моделирования процесса высокотемпературной кальцинации антрацита в электрокальцинаторах. Представлена мультифизическая модель процесса кальцинации и проанализированы результаты ее применения.

Розглядаються проблеми адекватної дескрипції і моделювання процесу високотемпературної кальцинації антрациту у електрокальцинаторах. Показано мультифізична модель процесу кальцинації та проаналізовані результати її застосування.

1. INTRODUCTION

Manufacturing of electrodes for ferroalloys industry requires a high-conductivity carbon material, which is conventionally produced by heat treatment of anthracite at very high temperatures. Anthracite has large variations in properties such as structure, impurities and specific electrical resistance (SER), when the latter could vary of few orders of magnitude [1-3]. The primary task of a calcination of anthracite is to reduce its SER, achieved by transformation of amorphous structures of the anthracite into crystalline at high temperatures. Recently it is being mostly performed in an electrical resistive furnace (electrocalcinator).

For this thermoanthracite both chemistry and SER (or its reverse – the specific electrical conductivity, SEC) are very important. The critical properties of anthracite, which vary greatly with temperature and time, are its SER, density, specific heat, degree of graphitization (crystalline size), ash and volatile organic compounds (VOC) content. Use different sets of experimental data, the correlations of these properties with temperature and processing time have been earlier assessed.

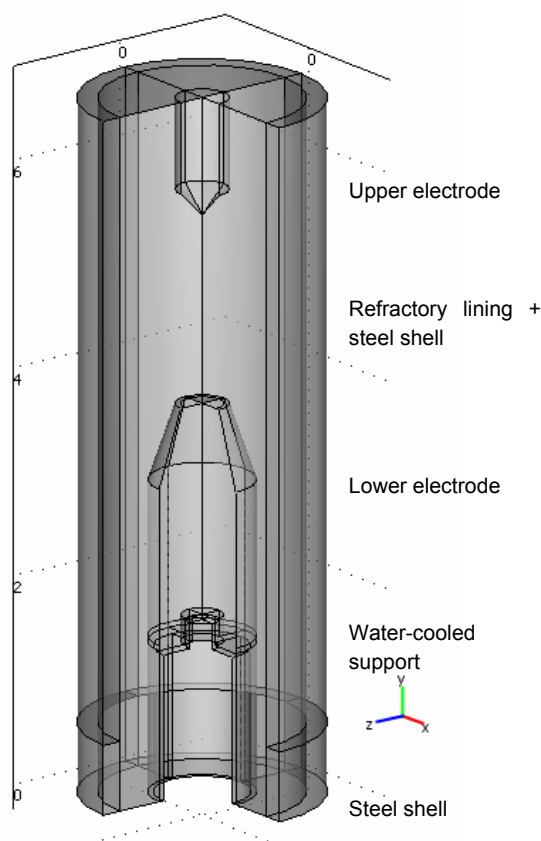
Due to high calcinations temperatures over 1600-2000°C, there is little possibility of making direct observations or measurements within the electrocalcinator furnace. The calcination of anthracite requires knowledge of the materials properties and the process parameters such as temperature distribution, gas flow, materials movement and interaction with the electrocalcinator (EC) lining [4-6]. These are tightly correlated with dynamically varied electromagnetic field and chemical reactions kinetics (oxidation, compounds decomposition, pyrolysis, etc.). To ensure proper EC operation, an adequate mathematical and multiphysical model is required. In this work, a 3D model of an electrocalcinator is presented and the effect of process parameters on EC performance and thermoanthracite quality is discussed.

2. MODELING APPROACH

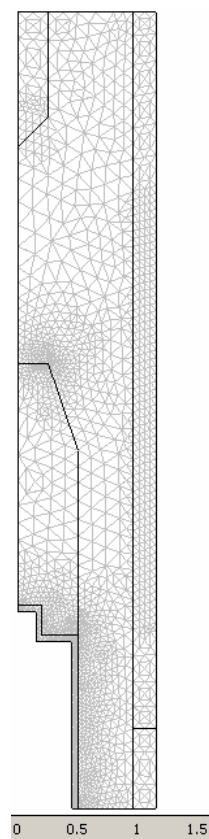
The multi-physical EC model was built using the coupling of heat transfer (conduction, convection, radiation), electromagnetic fields (low-frequency AC, Ohmic heating, electromagnetic induction heating), chemical reaction (reaction kinetics between material, gas and solid lining) and fluid dynamics (gas flow in the porous solid). Materials properties were set for every computational domain. A view of an electrocalcinator used in this study is shown in Fig. 1 (dimensions in m). Anthracite is continuously charged from the feeder on the top, forming the conductive layer which is being heated by Joule heating from the current passing between electrodes and from the exothermic reactions of oxidation of volatiles and carbon. Thermoanthracite is periodically discharged via the rotating valve at the bottom of water-cooled steel casing.

The FEM model was realized using COMSOL 3.5a Multiphysic software. Due to rotational symmetry of the problem, the mesh was build for a 2D axisymmetric case, Fig. 2 [5]. The thermal and electrical EC regimes are determined by supplied power (voltage), which also depends of the inter-electrode distance (lower electrode position is fixed).

All materials properties are strongly temperature-dependent so the system of differential coupled equations is non-linear. For electrical conductivity, there is also time dependence because it changes according with the anthracite processing history.



The 3D view of the modelling domain



A FEM geometry for axial rotational symmetry of electrocalcinator

For simplification, a steady-state approximation for the solution was sought (with the exception of electromagnetic interaction due to 50 Hz frequency). In this case expression for current density vector $\mathbf{J}$ is written as Maxwell-Ampere law:

$$\mathbf{J} = \nabla \times \mathbf{H} = \sigma(\mathbf{E} + \mathbf{v} \times \mathbf{B}) + i\omega \mathbf{D} + \mathbf{J}_{ext} \quad (1)$$

where: $\mathbf{H}$ – magnetic field strength, $\mathbf{E}$ – electric field strength, $\mathbf{v}$ – velocity of the media (anthracite) movement (~0.2 mm/s), $\mathbf{B}$ – magnetic induction, $\mathbf{D}$ – electric displacement ($\mathbf{D} = \varepsilon \varepsilon_0 \mathbf{E} + \mathbf{P}$), ε – real part of dielectric permittivity (temperature-dependent for anthracite), ε_0 – dielectric constant, $\mathbf{P}$ – polarization vector (neglected for anthracite), $\mathbf{J}_{ext}$ – external current density (in this case considered zero), $i = \sqrt{-1}$, $\omega = 2\pi f$ ($f = 50$ Hz). The general Maxwell equations with use of (1) take the form:

$$\begin{aligned} -\nabla \cdot ((i\omega\sigma - \omega^2\varepsilon\varepsilon_0)\mathbf{A} - \sigma\mathbf{v} \times (\nabla \times \mathbf{A}) + (\sigma + i\omega\varepsilon\varepsilon_0)\nabla\phi - (\mathbf{J}_{ext} + i\omega\mathbf{P})) &= 0 \\ (i\omega\sigma - \omega^2\varepsilon\varepsilon_0)\mathbf{A} + \nabla \times ((\mu\mu_0)^{-1}\nabla \times \mathbf{A} - \mathbf{M}) - \sigma\mathbf{v} \times (\nabla \times \mathbf{A}) + (\sigma + i\omega\varepsilon\varepsilon_0)\nabla\phi &= \mathbf{J}_{ext} + i\omega\mathbf{P} \end{aligned} \quad (2)$$

where $\mathbf{A}$ – vector magnetic potential, $\mathbf{M}$ – vector of materials magnetic saturation, μ – relative magnetic permittivity (varied in anthracite as function of iron impurities content), μ_0 – magnetic permittivity of vacuum.

Partial derivatives of electric and magnetic energies are respectively electric and magnetic power densities, connected to Ohmic (active) and reactive losses [5]:

$$-\int_{\Omega} \left(\mathbf{E} \cdot \frac{\partial \mathbf{D}}{\partial t} + \mathbf{H} \cdot \frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} \right) d\Omega = \int_{\Omega} \mathbf{J} \cdot \mathbf{E} d\Omega + \oint_S (\mathbf{E} \times \mathbf{H}) \cdot \mathbf{n} dS \quad (3)$$

with $\mathbf{n}$ being the normal to the bounding surface. The first part of the right-hand side is cycle-time averaged Joule heating (Ohmic losses) and the second is reactive power (inductive losses). The overall heat balance of the electrocalcinator was considered elsewhere [4,6,7] in more detail.

The focus of the present study was in determination of effect of electrode distance on heat flow and electrical field distribution in electrocalcinator. Shorter electrode distances lead to higher temperatures in the inter-electrode zone. This is beneficial on the quality of thermoanthracite, but may immediately lead to melting of the refractory lining locally and to excess temperature gradients in the shaft.

The quality of thermoanthracite is mainly expressed in forms of specific electrical resistance (SER) or conductance, measured at room temperature. It is known that SER values also depend on particle size distribution, clamping (contact) pressure and method of measurement (4 probes, DC or AC) [1]. Instead of SER, crystalline parameters of thermoanthracite related to its graphitization process – namely crystallite size L_c , interplanar distances $c/2$ (d_{002}) - are more reliable measures of the quality. They are being determined by X-ray method and they are all connected with intrinsic SER values [1]. Thus temperature distribution and time of residence of anthracite in the electrocalcinator directly affect transformation process and could be linked with the quality factor, if the transformation kinetics is reliably known.

Experimental data [1,2] of d_{002} as function of the treatment temperature were used here to establish a formal chemical kinetic model of the process. The data have been first fitted with a non-linear regression (Fig. 3 for crystallite size L_c as an example) and extended to include time required for heating with set heating rate. Overlaying different experimental curves to the single initial value of $d_{002}^0 = 0.344$ nm, and scaling to 100% of initial distance, have given a possibility of presenting of the whole process timeline in the single plot, Fig. 4. With such data it is possible to apply a formal kinetic analysis [8] and a non-linear regression [9] to establish kinetic equation of the process for further predictions.

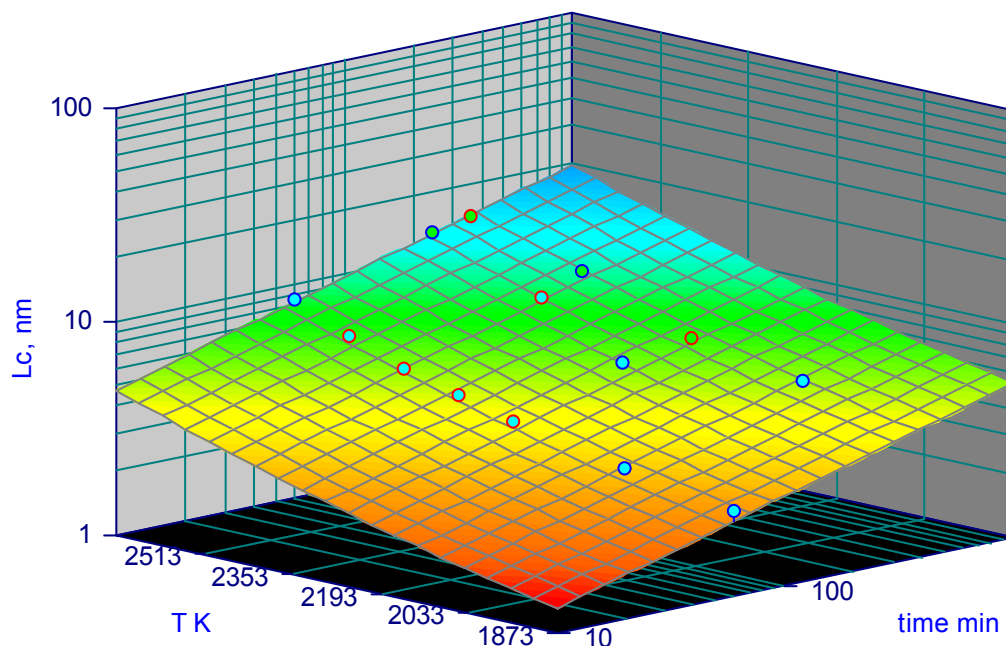


Fig. 3. Dependence of Lc of anthracite vs. treatment temperature and isothermal treatment time. Points are experimental data from [1,2].

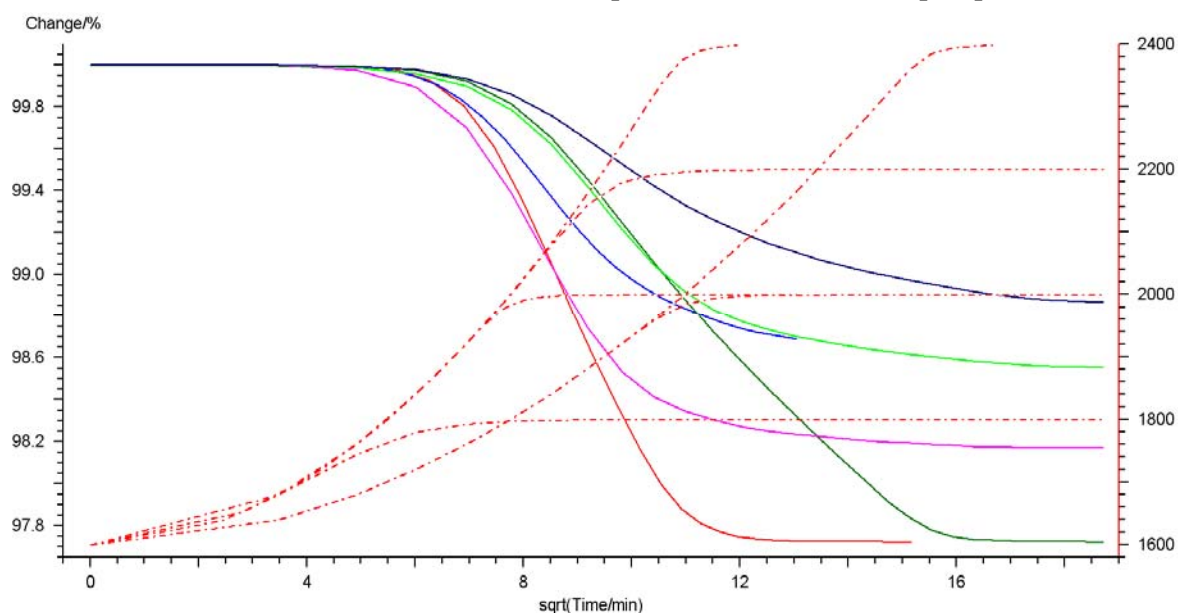


Fig. 4. Kinetics of change of d002 distance (% to original; solid lines to the left axis scale) for anthracite vs. square root of time for different heating rates and treatment temperatures in °C (dash-dotted lines to the right axis scale)

A model-free analysis using dedicated software (Netzsch Thermokinetics 3) has indicated that the process cannot be adequately represented by a single stage reaction (there is a strong, 2-3-fold dependence of activation energy vs. reaction degree). A formal kinetic analysis of data Fig. 4 shows it is possible to describe the process of anthracite heat treatment with two parallel reactions of the n-th order. For data of Fig. 5 the best fit was obtained with the

following values: $A_1 = 13615 \text{ 1/s}$, $A_2 = 1.473 \cdot 10^{-29} \text{ 1/s}$, $E_1 = 327.98 \text{ kJ/mol}$, $E_2 = 226.95 \text{ kJ/mol}$, $n_1 = 2$, $n_2 = 0.88$ (correlation coefficient 0.993416, Durbin-Watson factor 2.921). Note these values represent mathematical fit and should not be used for making conclusions about the exact mechanism of the process [8,9]. With these numerical data it could be estimated that residence time of 2 h at 2200°C will lead to about 90% of transformation of anthracite into thermoanthracite.

3. RESULTS AND DISCUSSION

The multiphysical calculations were performed for electrode distances from 1 to 2 m and these two cases are shown in Fig. 5 and 6 respectively. Here surface color represents temperature (°C), contours – potential (-28 V at lower and +28 V at upper electrode at phase zero), arrows – current flow and closed streamlines – magnetic potential (Wb/m). All pictures shown here are for phase zero. In the case of 2 m distance, maximal temperature is about 2650°C and acting current 10 kA. For 1.5 m distance this temperature rises to 2850°C (and current to 17 kA), for 1 m – to 3200°C and 20.8 kA respectively. In terms of applied total power, it also rises from 620 kVA (for 2 m) to 969 kVA (1.5 m) and 1040 kVA (1 m), which agree well with the plant experimental data. At smaller distances however reactive losses (capacitance losses in anthracite and inductive losses in steel parts) are also increased, although their change is not directly proportional to the total power rise.

Since the maximal temperatures of over 2500°C are occurring between the electrodes and near their edges, it is difficult to perform exact temperature measurements using thermocouple technique. Thermocouple signal is also significantly disturbed by induction current and by increasing electrical conductivity of the thermocouple shield at these conditions.

To validate model, direct measurements of electrical potential were performed at electrocalcinator of JSC “Ukrgrafit” (Zaporizhzhya, Ukraine) by inserting a probe through the specially made holes in the wall at different heights. Measurement of electrical potential is considered to be more reliable than temperature, which might be varied significantly due to gas flow or local stagnations zones. The potential was measured on the distance of 100-200 mm off the lining to minimize effect of the carbonized refractory material.

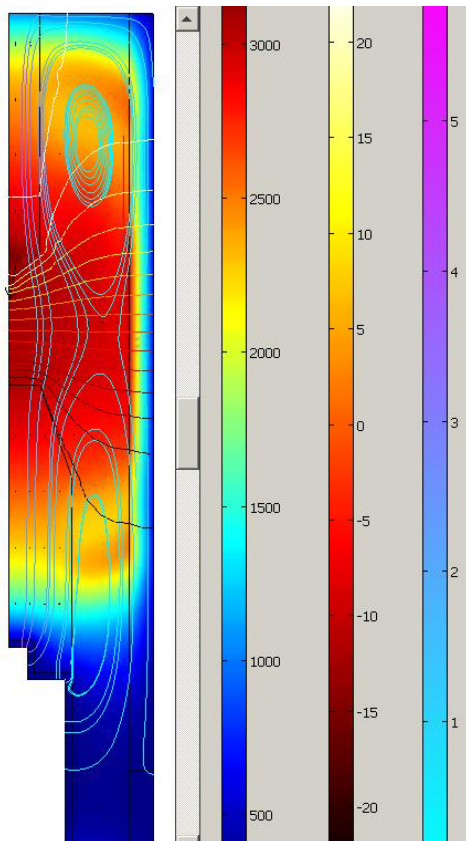


Fig. 5. Results:
electrode distance of 1 m

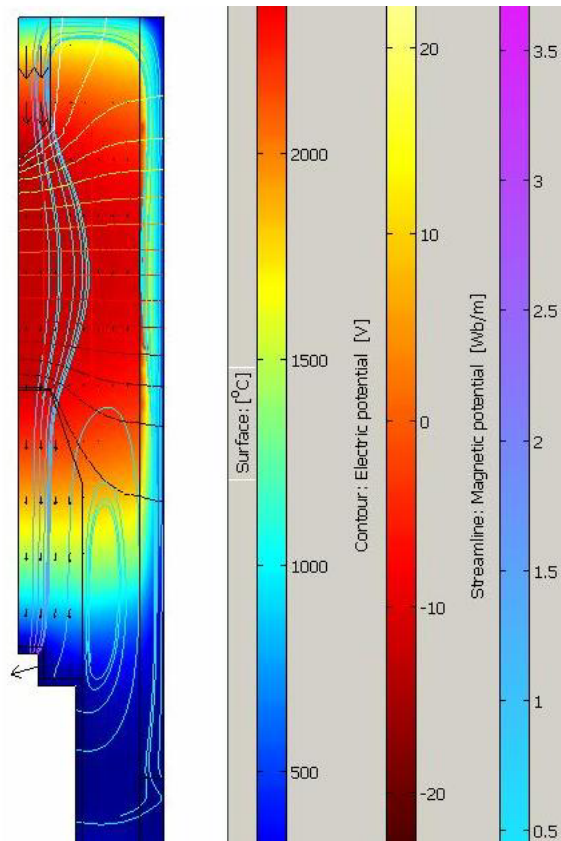


Fig. 6. Results:
electrode distance of 2 m

From Fig. 5 and 6 it is seen that in the centre of the electrocalcinator (4-5 m) the radial component of the electrical potential gradient is minimal and thus in this region immersion depth of the probe should affect the least obtained signal. In Figure 7 calculated potential distribution (starting from the lower electrode back as zero) is shown for three radial distances (at the axis, 0.5 m from the central line and near the lining) when the electrode distance is 2 m (Fig. 6). The exception to the shown calculated data was the applied acting potential was ± 31 V as during the measurements, i.e. about 6 V higher than in Fig. 6. Experimental points shown here are for $R = 0.92$ m, i.e. near the internal EC lining surface. From Fig. 7 it can be seen that experimental data are in a very good agreement with calculated ones, which gives confidence of the developed model.

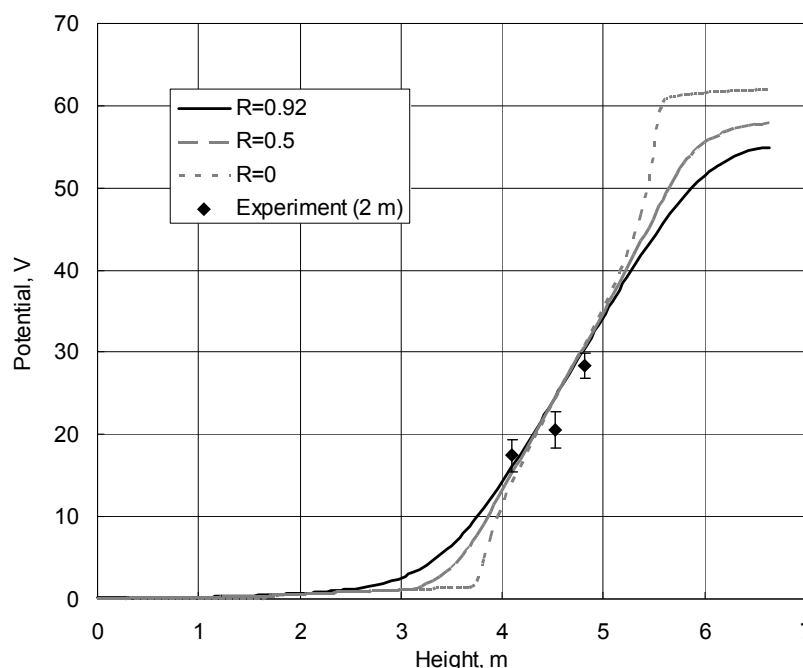


Fig. 7. Distribution of electrical potential (relative to the lower electrode as zero) along the electrocalcinator height (m) at inter-electrode distance of 2 m (see text for details)

4. CONCLUSIONS

The multiphysical combined model of an electrocalcinator for heat treatment of anthracite was developed and realized with COMSOL software. Coupled partial differential equations were solved for heat, momentum, electromagnetic field and chemical reaction kinetics. The model results were validated by measurements of electrical potential in real electrocalcinator for thermoanthracite production. Kinetic equation was obtained from experimental data by fitting interplanar distance (d_{002}) and crystalline size (L_c) to temperature, time and heating regime.

With such a modeling it is possible to evaluate temperature and potential distributions, but also to assess variables, which are difficult to measure (magnetic flux, volumetric Joule heating, etc.). This demonstrates the possibilities for modeling and provides an additional insight for understanding the process. It was noticed that even for low frequency AC case electromagnetic coupling might be significant due to very high currents and this effect should not be neglected when designing metallurgical equipment and process.

REFERENCES

1. Gasik, M. I., "Self-backed electrodes for ore-reduction furnaces". Metallurgy Publ., Moscow (1976), 368 pp.
2. Celzard, A., Mareche, J. F., Payot, F., Begin, D., Furdin, G. Electrical conductivity of anthracites as a function of heat treatment temperature. Carbon 38 (2000), pp. 1207-1215.

3. Brandtzø, S. R., “Structural changes during calcinations of coke and anthracite”, Doct. Thesis, Univ. Trondheim, Norway (1985), No. 45, 200 pp.
4. Gasik, M. M., Gasik, M. I., Kutuzov, S. V., Urazlina, O. Yu. Mathematical modelling of thermoanthracite treatment in electrocalcinator with variations of inter-electrode distance. Stahl. 10 (2006), pp. 32-36.
5. Gasik, M. M., Gasik, M. I., Urazlina, O. Yu., Kutuzov, S. V. Multiphysical modelling of anthracite treatment in an electrical calcinator. Proc. Intern. Conf. Adv. Metall. Processes and Mater., Dnipropetrovsk, Ukraine, 2 (2007), pp. 70-75.
6. Gasik, M. M., Gasik, M. I., Urazlina, O. Yu. Modelling of thermal and electrical modes of electrocalcinator operation at heat treatment of anthracite. Metallurgy and mining industry 5 (2004), pp. 18-23.
7. Gasik, M. M., Gasik, M. I., Petrov, B. F., Kutuzov, S. V., Urazlina, O. Yu., Derkach, V. V. Computer modelling and industrial implementation of single-stage anthracite heat treatment in electrocalcinators. Metallurgy and mining industry 3 (2006), pp. 27-30.
8. Brown, M. E., Dollimore, D., Galway, A. K. “Reactions in Solid State”. Comprehensive Chemical Kinetics, 22, Eds. C. H. Bamford, C. F. Tipper, Amsterdam (1980), 340 pp.
9. Opfermann, J. Kinetic analysis using multivariate non-linear regression. I. Basic concepts. J. Thermal Anal. and Calor., 60 (2000), pp. 641-658.

Отримано 14.12.2011 р.

СОДЕРЖАНИЕ

Поляков О.И., Зубов В.Л. Взаимосвязь геометрических и электрических параметров ванн ферросплавных электропечей и их электротехнологические характеристики	3
Бейгул О.О., Лепетова Г.Л., Кривцун А.В. Основи проектувального розрахунку на міцність несучої системи портальної підйомно-транспортної машини на пневмоколісному ході....	12
Кострова М.М. Наумова И.Ю. Однородный и армированный нитями эластичные цилиндры под действием центробежных сил.....	20
Литвиненко К.В. Метод двойного штрафа в задачах оптимизации	32
Сапегин В.Н. Ларионов Г.И. К анализу решения задачи о нестационарном деформировании упругой среды	39
Вылупко Е.Е., Игнатов Н.В., Губа О.В., Усенко В.А., Белова А.П. Получение окускованного железорудного материала блочно-ячеистого строения.....	50
Деревянко А.И., Кавац А.А. Имитационная модель процесса формирования микроструктуры металлических сплавов	58
Светличный Д.С., Nowak J., Łach Ł. Использование клеточных автоматов к моделированию разупрочнения	65
Сладковски А. Влияние доменной декомпозиции на скорость решения задач термоупругости при помощи метода конечных элементов	72
Пиптюк В.П., Самохвалов С.Е., Поляков В.Ф., Моцный В.В., Родь А.Г., Павлов С.Н., Поляков В.А., Греков С.В. Численное исследование режимов комбинированной продувки на установке ковш-печь большой мощности.....	78
Ващенко С.В., Маймур Б.Н., Петренко В.И., Муравьева И.Г. Разработка методического подхода к определению уплотняемости прессуемых шихт с учетом их свойств	85
Журба А.А., Михалев А.И., Губенко С.И. Анализ фрактальных характеристик поверхностей стали в процессе формирования композитной структуры.....	93
Gasik M.M., Gasik M.I. Modeling of anthracite treatment in an electrocalcinator	100

АВТОРЫ ВЫПУСКА

Бейгул Олег Олексійович – д.т.н., проф., завідувач кафедри Металургійного обладнання, Дніпродзержинський державний технічний університет.

Белова А.П. – аспірантка кафедри металургії чугуна, Національна металургічна академія України.

Ващенко Сергей Владимирович – молодший науковий співробітник, Інститут чорної металургії НАН України.

Вылупко Егор Евгеньевич – аспірант кафедри Металургії чугуна, Національна металургічна академія України.

Гасик Михаил Иванович – академик НАН України, проф., д.т.н., Національна Металургічна академія України.

Гасик Михаил Михайлович – д.т.н., професор, Хельсинський технічний Університет, Фінляндія.

Греков Станислав Викторович – м.н.с., Інститут чорної металургії ім. З.И. Некрасова НАН України.

Губа Олег Васильевич – студент групи МР-05, Національна металургічна академія України.

Губенко Светлана Ивановна – доктор технічних наук, професор кафедри матеріалознавства ім. Ю.Н. Тарана-Жовнира, Національна металургічна академія України.

Деревянко Александр Иванович – к.т.н., доцент кафедри Інформаційних технологій і систем, Національна металургічна академія України.

Журба Анна Алексеевна – асистент кафедри інформаційних технологій і систем, Національна металургічна академія України.

Зубов Вячеслав Леонидович – д.т.н., професор, Національна металургічна академія України.

Игнатов Николай Владимирович – к.т.н., доцент кафедри Металургії чугуна, Національна металургічна академія України.

Кавац Алена Александровна – асистент кафедри Інформаційних технологій і систем, Національна металургічна академія України.

Кострова М. М. – студентка гр. ИТП-08, Національна металургічна академія України.

Кривцун Арсен Володимирович – магістрант кафедри Металургійного обладнання Дніпродзержинського державного технічного університету.

Ларионов Григорий Иванович – к.т.н., ст. научн. співробітник, Інститут геотехнічної механіки ім. Н.С. Полякова НАН України

Лепетова Ганна Леонідівна – к.т.н., доцент, доцент кафедри Інженерної графіки, Дніпродзержинський державний технічний університет.

Литвиненко Костянтин Вікторович – здобувач кафедри Метрології та інформаційно-вимірювальних технологій, Національний гірничий університет.

Маймур Борис Никитович – к.т.н., старший научный сотрудник, Институт черной металлургии НАН Украины.

Михалев Александр Ильич – д.т.н., профессор кафедры информационных технологий и систем, Национальная металлургическая академия Украины.

Моцный Валерий Васильевич – к.т.н., нач. техн. отдела, Днепропетровский металлургический комбинат им. Ф.Э. Дзержинского.

Муравьева Ирина Геннадиевна – д.т.н., старший научный сотрудник, Институт черной металлургии НАН Украины.

Наумова И. Ю. – кандидат физико-математических наук, доцент кафедры Строительной механики, Национальная металлургическая академия Украины.

Павлов Сергей Николаевич – м.н.с., Институт черной металлургии им. З.И. Некрасова НАН Украины.

Пиптюк Виталий Петрович – к.т.н., с.н.с., Институт черной металлургии им. З.И. Некрасова НАН Украины.

Петренко Валентина Ивановна – научный сотрудник, Институт черной металлургии НАН Украины.

Поляков Владимир Федорович – д.т.н., зав. отделом, Институт черной металлургии им. З.И. Некрасова НАН Украины.

Поляков Валерий Александрович – к.т.н., с.н.с., Институт черной металлургии им. З.И. Некрасова НАН Украины.

Родь Александр Григорьевич – нач. ККЦ, Днепропетровский металлургический комбинат им. Ф.Э. Дзержинского.

Самохвалов Сергей Евгеньевич – д.т.н., зав. кафедрой прикладной математики ДГТУ, Днепропетровский государственный технический университет.

Сапегин Владимир Николаевич – мл. научн. сотрудник, Институт геотехнической механики им. Н.С. Полякова НАН Украины

Светличный Дмитрий Светозарович – д.т.н., Профессор Горно-Металлургической Академии в Кракове (Akademia Gorniczo-Hutnicza, Краков, Польша).

Сладковски Александр – д.т.н., проф., заведующий кафедрой Логистики и промышленного транспорта, заместитель декана по международному сотрудничеству Факультета транспорта, Силезский технический университет.

Усенко В.А. – аспирант кафедры Металлургии чугуна, Национальная металлургическая академия Украины.

Jaroslav Nowak – doktor inżynier (кандидат технических наук), Adiunkt (доцент) AGH (Akademia Gorniczo-Hutnicza, Краков, Польша).

Łukasz Łach – Magisrt inżynier (магистр), Doktorant (аспирант) AGH (Akademia Gorniczo-Hutnicza, Краков, Польша).