

УДК 538.951: 666.765

DOI: 10.32326/1814-9146-2024-86-3-285-298

**ПРИМЕНЕНИЕ ГРАДИЕНТНОГО
ДЕФОРМАЦИОННОГО КРИТЕРИЯ ДЛЯ АНАЛИЗА
ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОГО РАЗРУШЕНИЯ ОГНЕУПОРОВ
В ПОЛЕ ТЕМПЕРАТУР***

© 2024 г. **Заболотский А.В.^{1,2}, Дмитриев А.И.^{1,3}**

*¹Институт физики прочности и материаловедения
Сибирского отделения РАН, Томск, Российская Федерация*

²ООО «Группа «Магнезит», Сатка, Челябинская обл., Российская Федерация

*³Национальный исследовательский Томский государственный университет,
Томск, Российская Федерация*

azabolotskiy@magnezit.com

Поступила в редакцию 20.03.2024

Предложен вычислительный подход к анализу термомеханического разрушения огнеупоров под действием быстрого изменения температуры, называемого термическим ударом. В основе предложенного подхода лежат последовательные расчеты поля температур в огнеупорной футеровке и поля упругих термических деформаций материала, выполняемые методом конечных элементов. Обработка полученных результатов проводится при помощи деформационного градиентного критерия хрупкого разрушения, введенного авторами. Предложенный критерий позволяет на основе динамического расчета температурных полей в футеровке и расчета соответствующих статических полей упругих деформаций материалов выявлять зоны начала трещинообразования, определять момент начала разрушения и прогнозировать направление роста трещин. Кроме того, учитывается температурная зависимость упругих свойств огнеупорных материалов, особенностью которой является изменение характера разрушения с хрупкого на пластичный при температурах эксплуатации, близких к температуре фазового перехода материала или какого-либо из его компонентов. Рассмотрены различные варианты установки изделий в футеровках и соответствующие поля упругих деформаций, возникающие при резком подъеме температуры в агрегате. Резкий односторонний нагрев одной из поверхностей футеровки является наиболее опасной с точки зрения термомеханических напряжений стадией эксплуатации высокотемпературного оборудования. Оценка средней скорости распространения трещины и возможность ее остановки в процессе роста проводилась при помощи анализа энергетического состояния окрестности вершины трещины путем сравнения энергии упругой деформации области материала с поверхностной энергией растущего дефекта. Рассмотрено практическое применение подхода и валидация результатов иссле-

* Исследование выполнено при финансовой поддержке РФФИ (грант №22-19-00688, <https://rscf.ru/project/22-19-00688>).

дования на примере типичного разрушения рабочей футеровки сталеразливочного ковша.

Ключевые слова: метод конечных элементов, критерий разрушения, рост трещин, сталеразливочный ковш, огнеупор.

Введение

Износ огнеупорных футеровок металлургического оборудования происходит за счет химического взаимодействия (коррозии) с расплавами металла или шлака и механических воздействий (эрозии), включая термомеханическое трещинообразование при резкой смене температур. Последнее может приводить к внезапному разрушению футеровки и выходу агрегата из строя на ранних стадиях эксплуатации. Футеровка сталеразливочного ковша, одного из основных агрегатов черной металлургии, подвергается постоянным циклическим температурным воздействиям с амплитудой изменения до 1000 °С. Таким образом, негативное влияние термомеханических напряжений, приводящих к трещинообразованию и разрушению, велико и требует изучения для предотвращения аварийных ситуаций и сопутствующего экономического ущерба.

При нормальных условиях огнеупоры представляют собой квазихрупкие материалы [1, 2], однако при повышенной температуре, в том числе уже при температуре эксплуатации в тепловых агрегатах, они начинают проявлять пластические свойства за счет эффектов предплавления [3–5]. Таким образом, хрупкое разрушение огнеупоров происходит в определенном температурном интервале, и в процессе эксплуатации наиболее нагретые зоны материала склонны к пластическим деформациям, а образование трещин по хрупкому сценарию происходит в глубине футеровки при более низкой температуре. Математическим моделированием установлено [3], что хрупкое разрушение огнеупора при эксплуатации может происходить на удалении 20–30 мм и более от рабочей поверхности футеровки. В зависимости от условий, повлекших разрушение, в изделиях формируется характерная картина расположения трещин, анализ которой позволяет предполагать причину разрушения и предлагать соответствующие меры для повышения стойкости футеровки.

Неоднократно предпринимались попытки выявить взаимосвязь между стадией теплового процесса (нагрев или охлаждение) [3], геометрической формой огнеупорных изделий [6] или действием соседних конструктивных элементов футеровки [5, 7] и появлением и локализацией трещин. Согласно полученным результатам [3], наиболее интенсивно трещинообразование происходит при контакте «холодной» футеровки с горячим теплоносителем. Температура «холодной» футеровки сталеплавильного оборудования, как правило, составляет 900–1100 °С, а температура поступающего расплава – 1600–1800 °С. За счет большой разности температур при заполнении агрегата расплавом температура футеровки возрастает очень быстро и за несколько секунд температуры выравниваются. Вследствие невысокой теплопроводности огнеупоров это приводит к появлению значительных градиентов температурного поля внутри самих изделий.

Стойкость огнеупорных футеровок в условиях эксплуатации напрямую связана со скоростью, локализацией и траекторией возникающих трещин. Существуют расчетные методы определения момента разрушения, основанные на предельных состояниях материалов или начале роста существующей трещины, которые фиксируют момент формирования трещины и ее локализацию, оставляя вопрос траектории трещины и

допустимое время эксплуатации материала с этой трещиной за рамками рассмотрения. С другой стороны, подходы к моделированию, основанные на методах дискретных элементов, позволяют рассчитать рост трещин в динамике, определить момент начала их зарождения и скорость распространения. Однако такие расчеты сложны с точки зрения программной реализации и требуют значительных вычислительных ресурсов [2, 5, 8], что ограничивает их применение на практике.

Огнеупоры – это композиционные материалы, представляющие собой структуры, состоящие из каркаса сравнительно крупных зерен, распределенных в связующей матрице, образованной спеканием более мелких фракций. Материал содержит множество межфазных границ, одновременно являющихся концентраторами механических напряжений и препятствиями для роста трещин. Такое строение материала приводит к стадийности разрушения, состоящей из периодов усталостного роста докритических трещин и быстрого, зачастую катастрофического образования видимых магистральных трещин. Момент перехода между стадиями может быть определен путем расчета коэффициента интенсивности напряжения растущей усталостной трещины. При достижении критического значения следует ожидать перехода процесса в катастрофическую стадию.

Таким образом, задача определения момента появления и характера развития трещин в зависимости от условий эксплуатации оборудования по-прежнему остается актуальной. В настоящей статье для ее решения предлагается использование градиентного деформационного критерия, разработанного авторами, который позволяет определить место возникновения трещины и ее траекторию, а анализ энергетического состояния окрестности вершины трещины – скорость ее роста. Цель статьи – анализ эффективности применения предложенного способа определения локализации, динамики и направления роста трещин в огнеупорах при резком нагреве футеровки в зависимости от условий механического закрепления изделий в конструкции.

1. Описание математической модели

Объект исследования и свойства материала. Футеровка сталеразливочного ковша характеризуется относительной простотой конструкции (цилиндрическая или коническая емкость) и жесткими условиями эксплуатации, предполагающими циклические нагревы при заполнении агрегата расплавом и охлаждении после его выпуска (во время межплавочного простоя). В качестве огнеупорного изделия футеровки, непосредственно контактирующего с расплавом, традиционно используются кирпичи клиновидной формы, отличающиеся длиной оснований по рабочей и тыльной поверхностям. На рис. 1а приведена схема такого изделия, а цифрами обозначен функционал его граней: 1, 5 – боковые; 2, 6 – горизонтальные; 3 и 4 – рабочая и тыльная поверхности соответственно.

Рассматривалось термомеханическое разрушение огнеупора, то есть разрушение, происходящее за счет теплового расширения материала при изменении его температуры. Характер трещинообразования предполагался хрупким. В этом случае разрушение происходит путем образования трещин нормального отрыва при достижении упругими деформациями или растягивающими напряжениями критических значений [9].

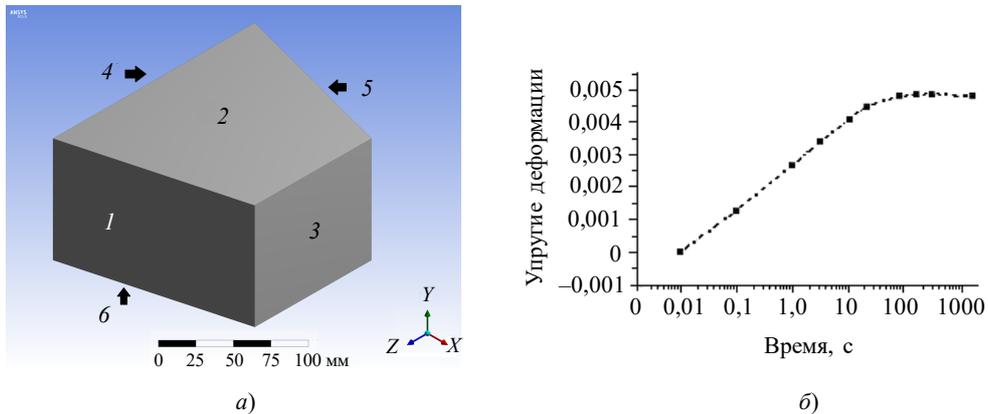


Рис. 1. Схема огнеупорного изделия для рабочей футеровки сталеразливочного ковша (а); изменение максимальных упругих деформаций при резком нагреве огнеупора (б)

Наиболее опасной с точки зрения термомеханических напряжений стадией эксплуатации сталеразливочного ковша является резкий нагрев футеровки при заполнении агрегата расплавом, когда происходит мгновенное изменение температуры среды в агрегате и соответствующее изменение коэффициента теплоотдачи на рабочей грани кирпича от внутреннего теплоносителя к изделию. Температура теплоносителя при этом составляет около $1700\text{ }^{\circ}\text{C}$ (типичная температура расплава металла), а порядок величины коэффициента теплоотдачи за счет изменения его агрегатного состояния (воздух вытесняется жидким металлом) увеличивается с 10 до $10^3\text{ Вт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$ – уровня теплообмена в жидкой фазе [10]. Рост температуры огнеупора и соответствующих упругих деформаций при этом происходит с высокой скоростью, как показано на рис. 1б, где по оси абсцисс отложено время, прошедшее с момента начала контакта поверхности футеровки с расплавом, по оси ординат – соответствующие максимальные упругие деформации огнеупора. Применение полученных значений упругих деформаций материала в качестве граничных условий к модели его микроструктуры, учитывающей геометрические параметры существующих микротрещин и границ раздела фаз в материале, позволяет определить момент времени, в который может начаться рост трещины. При этом необходимо учитывать, что по мере развития трещин для продолжения их роста потребуются менее интенсивные внешние нагрузки, поэтому расчет необходимо повторять для каждого цикла термомеханического воздействия.

Важным фактором, влияющим на локализацию разрушения в огнеупорах, является механическое взаимодействие изделий рабочей футеровки с соседними кирпичами рабочего слоя и другими слоями футеровки или конструктивными элементами агрегата. При этом рабочая грань кирпича свободна всегда, в то время как боковые (границы между соседними кирпичами), тыльная («холодная», граничащая с арматурным слоем футеровки) и горизонтальные (границы между соседними рядами футеровки по вертикали) грани находятся в стесненных условиях и могут испытывать внешнее противодействие расширению со стороны соседних изделий. Интенсивность такого воздействия может быть различной: от нулевой (при значительных зазорах между изделиями или наличии специальных вставок для компенсации термического расширения) до практической невозможности расширения изделия в указанном направлении (при плотном контакте соседних изделий).

В качестве теплофизических и упругих характеристик модельного материала использовали экспериментальные данные для огнеупоров на основе оксида магния, как наиболее распространенных огнеупорных материалов для черной металлургии (таблица 1).

Таблица 1

Свойства материалов, используемые для расчета

Свойство	Значение
Модуль упругости, ГПа	30
Коэффициент Пуассона	0,15
Удельная теплоемкость, Дж·кг ⁻¹ ·К ⁻¹	1000
Теплопроводность, Вт·м ⁻¹ ·К ⁻¹	5
Критическая упругая деформация	(3–5)·10 ⁻³
Предел прочности при растяжении, МПа	8
Предел прочности при сжатии, МПа	40
Температура начала деформации под нагрузкой по ГОСТ 4070–2014, °С	1350–1550

Критерий разрушения и определение направления роста трещины. За индикатор начала роста трещины принималось превышение одной из главных компонент тензора упругих деформаций критического значения, определяемого экспериментально в лабораторных условиях. Для анализа направления роста трещины использовался градиентный деформационный критерий, предложенный в [5], суть которого заключается в следующем. Рост трещины при наличии градиента поля упругих деформаций происходит в направлении от его максимума к минимуму, согласно

$$ac = -\text{grad } \varepsilon, \quad (1)$$

где a – параметр, связывающий приращение длины трещины с уровнем упругой деформации в окрестности ее вершины, пропорциональный поверхностной энергии материала; c – единичный вектор, определяющий направление роста; ε – поле максимальных нормальных упругих деформаций.

В тех частях материала, где значения температуры были близкими к температуре плавления отдельных фаз [11, 12] и предполагалось проявление материалом пластических свойств, возможные деформации считались необратимыми пластическими, не приводящими к возникновению трещин. Для огнеупоров сталеплавильного производства проявление пластических свойств происходит при температуре более 1350 °С (эта температура может быть определена экспериментально с достаточной точностью [4]).

Математическая модель и последовательность расчета. Для определения численного значения выбранного критерия разрушения проводился динамический расчет температурных полей при заполнении агрегата расплавом. Далее, путем расчета статических упругих деформаций для полученного набора температурных полей определялся момент начала трещинообразования. В искомый момент времени происходило локальное превышение значением упругой деформации своей критической величины и для этого момента времени вычислялось направление роста трещины в соответствии со сформулированным критерием (1), множество значений которого вычислялось в окрестности найденной точки начала роста трещины.

Момент начала разрушения и направление роста трещины могут быть определены

путем вычисления поля упругих термических деформаций огнеупора. Деформации материалов $d\varepsilon$ независимо от причин их возникновения складываются из упругих или обратимых деформаций $d\varepsilon^e$ и необратимых пластических деформаций $d\varepsilon^p$ [13, 14], которые для огнеупорных материалов проявляются только при высоких температурах:

$$d\varepsilon = d\varepsilon^e + d\varepsilon^p. \quad (2)$$

Основной причиной формирования поля напряженно-деформированного состояния (НДС) в огнеупорных футеровках тепловых агрегатов является поле температуры, возникающее в результате теплообмена через футеровку между горячим рабочим телом внутри агрегата и холодной окружающей средой. Изменение температуры огнеупора приводит к появлению упругих деформаций за счет его собственного теплового расширения:

$$\frac{\partial u}{\partial x} = \alpha dT, \quad (3)$$

где u – перемещение точки объекта, x – координата, α – коэффициент теплового расширения. Температурное поле в футеровке определяется при помощи известного уравнения теплопередачи [15]:

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{1}{\rho c} \operatorname{div}(\lambda \operatorname{grad} T), \quad (4)$$

где T – температура, τ – время, λ – теплопроводность, ρ – плотность, c – удельная теплоемкость. В качестве граничных условий при решении уравнения (4) использовались условия первого и третьего рода для тыльной и рабочей поверхностей футеровки соответственно. Допустимость применения условий первого рода на тыльной поверхности объясняется тем, что за рассматриваемое время температурный фронт не успевает проникнуть на значительную глубину в изделие и температура тыльной грани сохраняется постоянной. При этом первоначально в изделии расчетным путем с применением граничных условий первого рода сформировано температурное поле, соответствующее стационарному состоянию, достигаемому в соответствии с инструкциями по эксплуатации сталеразливочных ковшей:

$$T_{ws} = C_1, \quad T_{cs} = C_2. \quad (5)$$

При расчете исходного стационарного поля температуры на рабочей T_{ws} и тыльной T_{cs} сторонах футеровки полагаются константами. Перед заполнением расплавом температуру на рабочей поверхности доводят до 1100 °С и выдерживают в течение нескольких часов до наступления равновесия. При этом температура на тыльной поверхности футеровки составляет около 650 °С [16]. Решение уравнения (4) с граничными условиями (5) является начальным условием для задачи определения нестационарного температурного поля при заполнении агрегата расплавом со следующими граничными условиями:

$$T_{ws} = f(T_m, \beta, \lambda, c, \rho), \quad T_{cs} = C_2, \quad \tau \leq \tau_{cr}, \quad (6)$$

где T_m – температура расплава; β – коэффициент теплообмена на поверхности; τ_{cr} – время, в течение которого допустимо использование условия первого рода на тыльной поверхности футеровки, оно может быть рассчитано численными методами или оценено из теплофизических характеристик материала либо определено эксперимен-

тально. Независимо от способа определения этот параметр для материала и условий службы футеровки сталеразливочного ковша составляет 10^2-10^3 с.

Рост трещин в материале будет продолжаться до тех пор, пока идет нарастание деформаций, причем упругие деформации должны быть выше критического уровня, достаточного для разрушения материала в окрестности вершины трещины:

$$\frac{d\varepsilon}{d\tau} > 0, \quad \varepsilon \geq \varepsilon_{cr}. \quad (7)$$

Для определения термического расширения огнеупора (3) решалось уравнение (4) с граничными условиями (6). Далее рассчитывались упругие деформации материала, причем грань 3 во всех случаях была свободна от условий закрепления, а на остальные грани налагались условия жесткости, величина которой варьировалась от нуля (свободное положение грани) до 10^4 Н/м – стесненного условия, полностью исключающего расширение изделия в указанном направлении.

Необходимо учитывать, что рост трещины сопровождается значительным снижением упругих деформаций в широкой окрестности ее вершины, энергия которых расходуется на образование новой поверхности [17]:

$$U = \frac{E \cdot V}{2} \varepsilon^2, \quad (8)$$

где E – модуль упругости материала, V – объем материала, для которого вычисляется значение энергии. Объем материала, энергия упругой деформации которого была израсходована на образование новой поверхности трещины, определялся исходя из геометрических параметров трещины – линейный размер расчетной области составлял 2–2,5 характерных размеров трещины. Таким образом, приращение площади поверхности трещины определяется делением энергии (8) на удельную поверхностную энергию материала, оцениваемую экспериментально при прочностных испытаниях материала. Линейное приращение дефекта может быть определено из его исходной геометрической формы либо приближенно (как правило, в этом случае трещина считается эллиптической).

Все вычисления проводились с помощью программного комплекса ANSYS Mechanical, пространственная конечно-элементная сетка для расчета содержала около 200 тыс. элементов.

2. Результаты исследований

Свободные условия на всех гранях. Во время резкого нагрева рабочей стороны 3 (см. рис. 1а) в течение первой минуты процесса формируется зона высокой упругих деформаций в средней части внутри изделия, максимальный градиент которых направлен к горячей поверхности кирпича (рис. 2а). Соответственно, следует ожидать разрушения изделий по оси симметрии в вертикальной плоскости – образования радиальной симметричной трещины.

Стесненные условия в боковом направлении. В случае моделирования условий нахождения изделия внутри ряда футеровки, когда соседние кирпичи плотно прилегают друг к другу, а компенсаторы бокового расширения отсутствуют, смещение боковых граней 1 и 5 при подъеме температуры невозможно. В этом случае максимальные упругие деформации формируются в центральной части тыльной грани изделия (рис. 2б). Их максимальный градиент также направлен вдоль оси симметрии, параллельной плоскости XOY на рисунке. Также следует ожидать образования ра-

диальной трещины по оси симметрии изделия от тыльной в направлении рабочей грани.

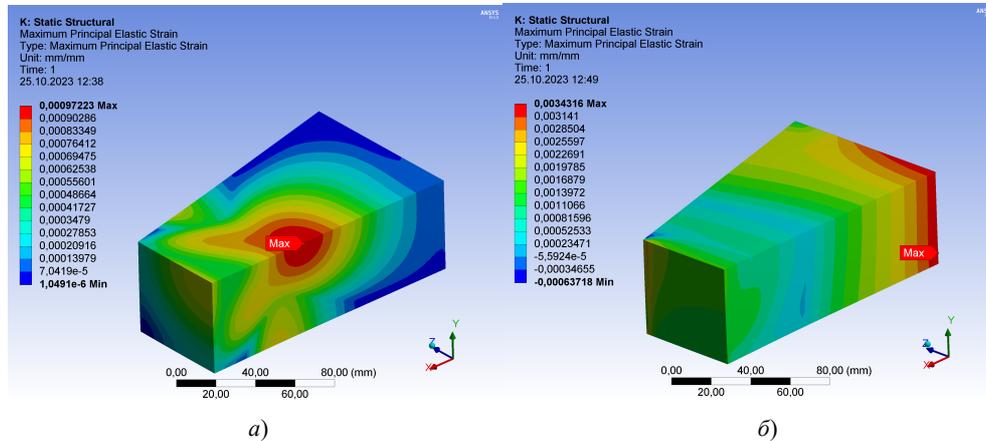


Рис. 2. Поле упругих деформаций огнеупора: при резком нагреве и незначительном зажатии грани (а); при резком нагреве и боковом стеснении изделия (б). Сечение плоскостями, параллельными XY и XZ

Стесненные условия тыльной поверхности. При зажатии тыльной грани 4, например, изделиями арматурного слоя футеровки, в изделиях рабочего слоя формируются боковые зоны локального сжатия при сохранении центральной зоны растяжения. Соответственно формируется градиент деформаций, располагающий к росту вертикальных (параллельных оси Y) трещин от центральной части изделия в направлении углов тыльной грани – V-образные трещины. Эпюра упругих деформаций материала в этом случае приведена на рис. 3а. Таким образом, в рассматриваемых условиях длина траектории трещины может возрастать в 2 и более раз в зависимости от формата (конфигурации) изделия по сравнению с радиальным растрескиванием.

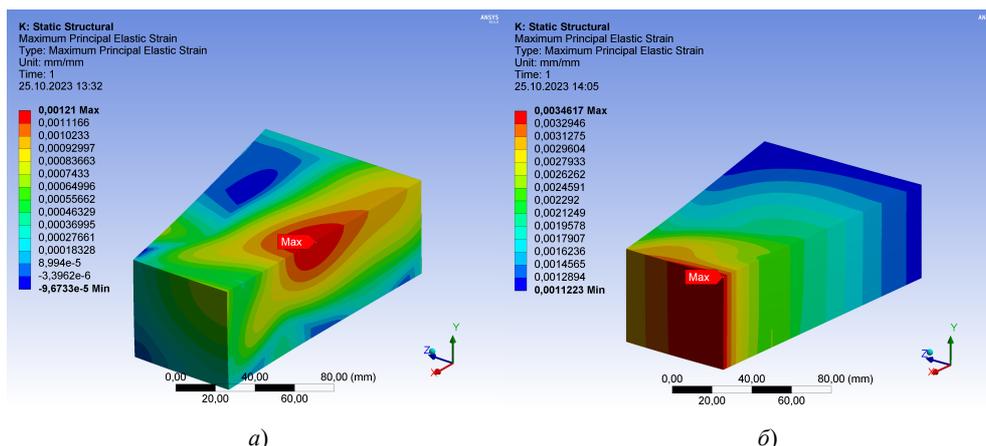


Рис. 3. Упругие деформации в случае тыльного стеснения и резкого нагрева изделия (а); влияние вертикального стеснения на НДС изделия при быстром нагревании (б)

Вертикальное стеснение. При вертикальном стеснении граней 2 и 6 изделий возникают условия для разрушения в угловых зонах рабочей грани (рис. 3б), там формируется максимальный градиент упругих деформаций. Однако температура этой зоны при эксплуатации превышает уровень, при котором возможно разрушение огнеупора по хрупкому механизму; в связи с этим имеют место пластические деформации, приводящие к скруглению угловых ребер и расширению (раскрытию) швов.

Сколы рабочей поверхности. Следует отметить, что в огнеупорных футеровках часто наблюдаются сколы изделий, параллельные рабочей поверхности, которые, согласно расчетам, могут возникать на ранних стадиях нагрева – в течение его первых нескольких секунд, пока температура в этой области не превысила значение «хрупко-пластичного» перехода. На рис. 4 приведены эпюры упругой деформации для различных моментов времени процесса нагрева: рис. 4а соответствует моменту времени 5 с после начала нагрева, а рис. 4б – 50 с.

На рис. 4а видны зоны растягивающих деформаций на горизонтальном (параллельном плоскости XOZ) сечении в окрестности вертикального ребра рабочей грани. Ближайшая зона сжатия находится на незначительном удалении от рабочей поверхности в центральной части изделия. Поскольку в рассмотренных условиях нагрева (5 с после контакта рабочей поверхности с расплавом) температура этой области соответствует условиям хрупкого разрушения, возможно образование скола, параллельного рабочей поверхности.

В дальнейшем (см. рис. 4б) картина деформаций трансформируется – основной зоной растяжения становится центральная часть изделия, возникают два альтернативных направления роста трещины: из центра изделия в радиальном направлении перпендикулярно рабочей грани (при свободном закреплении или боковом стеснении), либо в сторону вертикальных ребер тыльной грани с образованием V-образных трещин (при зажатии тыльной грани).

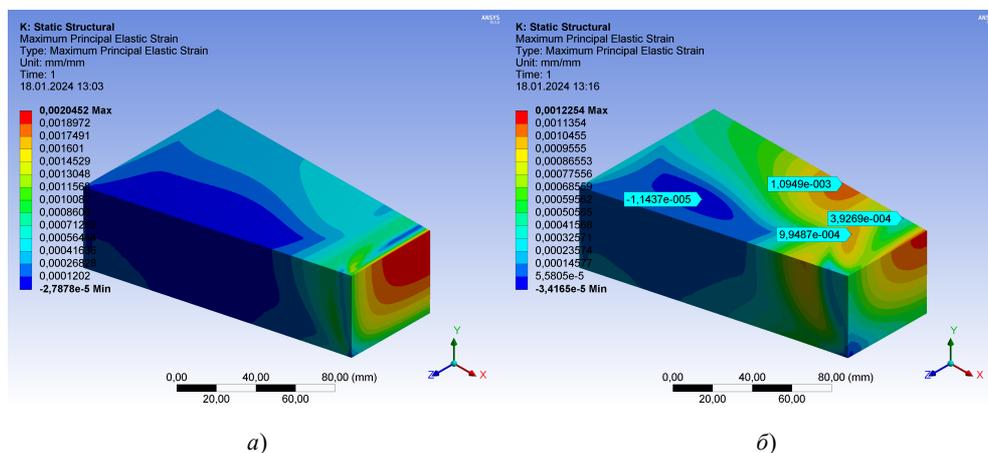


Рис. 4. Развитие упругих деформаций при резком нагреве рабочей грани огнеупора: 5 с (а), 50 с (б) после начала нагрева

Образование сколов рабочей грани огнеупоров, радиальных и V-образных трещин в аналогичных условиях теплового и механического нагружения ранее прогнозировалось в [5] с применением расчетов методами конечных элементов и подвижных клеточных автоматов [8].

Условия всестороннего сжатия. При всестороннем сжатии изделия максимальный градиент упругих деформаций возникает в углах рабочей грани кирпича по аналогии с рис. 2б и, в зависимости от температуры футеровки, имеют место либо скалывание по вертикальным ребрам изделий, либо местные пластические деформации.

3. Обсуждение и выводы

При помощи введенного градиентного деформационного критерия и метода конечных элементов проанализирован процесс трещинообразования в огнеупорах на примере рабочей футеровки сталеразливочных ковшей при резком нагреве на стадии заполнения расплавом. В статьях [3, 5] было установлено, что резкий нагрев огнеупорных футеровок при эксплуатации оборудования является наиболее вероятной стадией, на которой происходит трещинообразование в рабочей футеровке, поэтому в рамках настоящей статьи рассматривался именно этот период эксплуатации сталеразливочного ковша.

Ранее градиентный деформационный критерий был использован в [18] для определения момента времени и локализации области разрушения для силикатных стекол в условиях интенсивного охлаждения, но он не применялся для определения направления распространения трещин. Градиент деформаций для определения направления распространения трещин в хрупких материалах впервые применен в [3, 5]. Анализ публикаций, посвященных моделированию траекторий трещин, показал применимость этого критерия к решению подобных задач для определения направления развития трещин [19].

В настоящей статье показано, что в зависимости от характера контакта изделий друг с другом и элементами других слоев футеровки или конструктивных особенностей оборудования может изменяться направление роста термических трещин. Распространенные варианты комбинаций граничных условий, сформированные конструктивными особенностями и условиями эксплуатации оборудования, приводят к образованию характерных картин разрушения как отдельных изделий, так и футеровок в целом.

Рост термической трещины в огнеупоре обладает цикличностью: при накоплении достаточных упругих деформаций в окрестности вершины имеющейся трещины происходит увеличение ее длины, образование новой поверхности и разгрузка НДС, согласно уравнению (8). С учетом структуры огнеупорных материалов, содержащих значительное количество границ раздела зерен и матрицы, а также внутризеренных дефектов, разгрузка НДС, как правило, приводит к остановке роста трещины на одной из границ. При дальнейшем изменении температурного поля и росте деформаций процесс повторяется до тех пор, пока выполняется условие (7). Таким образом, рост трещины в пределах одного цикла нагрева продолжается до нескольких десятков секунд. При этом вершина трещины за время одного цикла изменения температуры может несколько раз начинать движение и останавливаться. Видимое разрушение материала при этом может проявиться только после нескольких циклов нагрева и охлаждения в условиях нормальной эксплуатации оборудования.

Достоинством предлагаемого способа расчета является то, что параметры, требуемые для анализа, определяются в рамках одного вычисления поля упругих деформаций материала для момента начала трещинообразования. Альтернативные способы моделирования предполагают пошаговое определение траектории образующейся

трещины, а также зачастую перестроение расчетной сетки и требуют значительных вычислительных мощностей.

Полученные результаты подтверждаются компьютерным моделированием с применением других математических методов [20] и экспериментальными данными, собранными авторским коллективом и другими исследователями при эксплуатации реального промышленного оборудования. На рис. 5 приведены фотографии различных термических трещин, наблюдаемых в рабочей футеровке сталеразливочных ковшей, локализация и направление роста которых были определены при помощи предложенного способа расчета.



Рис. 5. Виды трещин в огнеупорах: V-образные трещины (а); параллельные рабочей грани (б); радиальные, перпендикулярно рабочей грани (в); выкрашивание и размытие углов рабочей грани при комплексной нагрузке (з)

Таким образом, предложен подход к решению задач долговечности огнеупорных футеровок в условиях резкого изменения температуры (термоудара). Подход включает в себя новый градиентный деформационный критерий начала разрушения, позволяющий определить локализацию и направление роста трещин, и энергетический способ анализа НДС материала для определения скорости процесса. Применение энергетического подхода также позволяет прогнозировать появление видимых дефектов футеровки, являющихся результатом термического нагружения, и оценить срок ее безопасной эксплуатации. Допустимость применения предложенного подхода подтверждается соответствием расчетных траекторий трещин в огнеупорных футеровках и фактически наблюдаемых картин разрушения.

Список литературы

1. Andreev K., Yin Y., Luchini B., Sabirov I. Failure of refractory masonry material under monotonic and cyclic loading – Crack propagation analysis. *Construction and Building Materials*. 2021. Vol. 299. Article No 12420. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.124203>.
2. Grigoriev A.S., Zabolotskiy A.V., Shilko E.V., Dmitriev A.I., Andreev K. Analysis of the quasi-static and dynamic fracture of the silica refractory using the mesoscale discrete element modelling. *Materials*. 2021. Vol. 14. Iss. 23. P. 7376-1 – 7376-24. <https://doi.org/10.3390/ma14237376>.
3. Zabolotskiy A.V., Turchin M.Y., Khadyev V.T., Migashkin A.O. Numerical investigation of refractory stress-strain condition under transient thermal load. *AIP Conference Proceedings*. 2020. Vol. 2310. Iss. 1. Article No 020355. <https://doi.org/10.1063/5.0034479>.

4. Stückelschweiger M., Gruber D., Jin S., Harmuth H. Wedge-splitting test on carbon-containing refractories at high temperatures. *Applied Sciences*. 2019. Vol. 9. Iss. 16. Article No 3249. <https://doi.org/10.3390/app9163249>.
5. Zabolotskii A., Khadyev V., Dmitriev A., Shilko E. A multilevel model for description of thermomechanical fracture of refractory linings of high-temperature equipment. *Reports in Mechanical Engineering*. 2022. Vol. 3. Iss. 1. P. 237–245. <https://doi.org/10.31181/rme20028122022z>.
6. Andreev K., Harmuth H. Lining design for vessels of the steel industry – application of finite element calculations. *Conference paper: METAL 2001*. Ostrava. Czech Republic. 15–17.05.2001. P. 1–10.
7. Kondrukevich A.A., Ryabyi D.V. Effect of operational factors on steel-teeming ladle lining working layer life. *Refract. Ind. Ceram.* 2018. Vol. 58. P. 469–474. <https://doi.org/10.1007/s11148-018-0129-0>.
8. Dmitriev A.I., Nikonov A.Yu., Österle W. Molecular dynamics sliding simulations of amorphous Ni, Ni-P and nanocrystalline Ni films. *Computational Materials Science*. 2017. Vol. 129. P. 231–238. <https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2016.12.039>.
9. Гольдштейн Р.В., Осипенко Н.М. Модель хрупкого разрушения пористых материалов при сжатии. *Вестник ПНИПУ. Механика*. 2009. №17. С. 47–57.
10. Рабинович Г.Г., Рябых П.М., Хохряков П.А. и др. *Расчеты основных процессов и аппаратов нефтепереработки: Справочник*. Под ред. Е.Н. Судакова. М.: Химия, 1979. 568 с.
11. Гусаров В.В., Суворов С.А. Температура плавления локально-равновесных поверхностных фаз в поликристаллических системах на основе одной объемной фазы. *Журнал прикладной химии*. 1990. Т. 63. №8. С. 1689–1694.
12. Gusarov V.V., Malkov A.A., Malygin A.A., Suvorov S.A. Thermally activated transformations of 2D nonautonomous phases and contraction of polycrystalline oxide materials. *Inorganic Materials*. 1995. Vol. 31. Iss. 3. P. 320–323.
13. Васильев В.В., Протасов В.Д., Болотин В.В. *Композиционные материалы: Справочник*. М.: Машиностроение, 1990. 512 с.
14. Черных К.Ф. *Нелинейная теория упругости в машиностроительных расчетах*. Л.: Машиностроение, 1986. 336 с.
15. Савельев И.В. *Курс общей физики. В 3-х т. Т. 1. Механика. Молекулярная физика*. СПб.–М.–Краснодар: Изд-во «Лань», 2020. 436 с.
16. Харлашин П.С., Яценко А.Н. О возможности энергосберегающих технологий аргонной продувки с использованием разогретой футеровки сталеразливочного ковша. *Вестник Приазовского государственного технического университета*. 2009. №19. С. 64–67.
17. Тихонов А.Н., Самарский А.А. *Уравнения математической физики*. М-Л.: Гостехиздат, 1951. 660 с.
18. Kuliev V.D., Morozov E.M. The gradient deformation criterion for brittle fracture. *Doklady Physics*. 2016. Vol. 61. P. 502–504. <https://doi.org/10.1134/S1028335816100062>.
19. Белова О.Н., Степанова Л.В. Моделирование распространения и анализ траектории наклонной трещины в трубе с помощью расширенного метода конечных элементов и метода молекулярной динамики. *Проблемы прочности и пластичности*. 2023. Т. 85. №4. С. 491–499. <https://doi.org/10.32326/1814-9146-2023-85-4-491-499>.
20. Grigoriev A.S., Danilchenko S.V., Dmitriev A.I. et al. Computer simulation of the effect of steel ladle secondary lining layers on localization and direction of thermal crack propagation. *Refractories and Industrial Ceramics*. 2023. Vol. 63. P. 460–471. <https://doi.org/10.1007/s11148-023-00751-y>.

References

1. Andreev K., Yin Y., Luchini B., Sabirov I. Failure of refractory masonry material under monotonic and cyclic loading – Crack propagation analysis. *Constr. Build. Mater.* 2021. Vol. 299. Article No 12420. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.124203>.
2. Grigoriev A.S., Zabolotskiy A.V., Shilko E.V., Dmitriev A.I., Andreev K. Analysis of the quasi-static and dynamic fracture of the silica refractory using the mesoscale discrete element modelling. *Materials*. 2021. Vol. 14. Iss. 23. P. 7376-1 – 7376-24. <https://doi.org/10.3390/ma14237376>.

3. Zabolotskiy A.V., Turchin M.Y., Khadyev V.T., Migashkin A.O. Numerical investigation of refractory stress-strain condition under transient thermal load. *AIP Conf. Proc.* 2020. Vol. 2310. Iss. 1. Article No 020355. <https://doi.org/10.1063/5.0034479>.
4. Stückelschweiger M., Gruber D., Jin S., Harmuth H. Wedge-splitting test on carbon-containing refractories at high temperatures. *Applied Sciences*. 2019. Vol. 9. Iss. 16. Article No 3249. <https://doi.org/10.3390/app9163249>.
5. Zabolotskii A., Khadyev V., Dmitriev A., Shilko E. A multilevel model for description of thermomechanical fracture of refractory linings of high-temperature equipment. *Reports in Mechanical Engineering*. 2022. Vol. 3. Iss. 1. P. 237–245. <https://doi.org/10.31181/rme20028122022z>.
6. Andreev K., Harmuth H. Lining design for vessels of the steel industry - application of finite element calculations. *Conference paper: METAL 2001*. Ostrava. Czech Republic. 15–17.05.2001. P. 1–10.
7. Kondrukevich A.A., Ryabyi D.V. Effect of operational factors on steel-teeming ladle lining working layer life. *Refract. Ind. Ceram.* 2018. Vol. 58. P. 469–474. <https://doi.org/10.1007/s11148-018-0129-0>.
8. Dmitriev A.I., Nikonov A.Yu., Österle W. Molecular dynamics sliding simulations of amorphous Ni, Ni-P and nanocrystalline Ni films. *Computational Materials Science*. 2017. Vol. 129. P. 231–238. <https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2016.12.039>.
9. Goldshteyn R.V., Osipenko N.M. Model khрупkogo razrusheniya poristykh materialov pri szhatii [The model of brittle fracture of porous materials under compression]. *Vestnik Permskogo Natsionalnogo Issledovatel'skogo Politekhnicheskogo Universiteta. Mekhanika [PNRPU Mechanics Bulletin]*. 2009. No 17. P. 47–57 (In Russian).
10. Rabinovich G.G., Ryabykh P.M., Khokhryakov P.A. et al. *Raschety osnovnykh protsessov i apparatov neftepererabotki: Spravochnik [Calculations of Main Processes and Installations of Oil Industry: Handbook]*. Ed. Sudakov E.N. Moscow. Khimiya Publ. 1979. 568 p. (In Russian).
11. Gusarov V.V., Suvorov S.A. Temperatura plavleniya lokalno-ravnovesnykh poverkhnostnykh faz v polikristallicheskiykh sistemakh na osnove odnoy obemnoy fazy [Melting temperature of local-equilibrium surface phases in polycrystalline systems, based on one phase]. *Zhurnal prikladnoy khimii [Journal of Applied Chemistry of the USSR]*. 1990. Vol. 63. No 8. P. 1689–1694 (In Russian).
12. Gusarov V.V., Malkov A.A., Malygin A.A., Suvorov S.A. Thermally activated transformations of 2D nonautonomous phases and contraction of polycrystalline oxide materials. *Inorg. Mater.* 1995. Vol. 31. Iss. 3. P. 320–323.
13. Vasilyev V.V., Protasov V.D., Bolotin V.V. *Kompozitsionnye materialy: Spravochnik [Composite Materials: A Reference Book]*. Moscow. Mashinostroenie Publ. 1990. 512 p. (In Russian).
14. Chernykh K.F. *Nelineynaya teoriya uprugosti v mashinostroitelnykh raschetakh [Non-Linear Theory of Elasticity for Mechanical Engineering]*. Leningrad. Mashinostroenie Publ. 1986. 336 p. (In Russian).
15. Savelyev I.V. *Kurs obshchey fiziki. V 3-kh t. T. 1. Mekhanika. Molekulyarnaya fizika [General Physics. In 3 vols. Vol. 1. Mechanics. Molecular Physics]*. Saint Petersburg–Moscow–Krasnodar. “Lan” Publ. 2020. 436 p. (In Russian).
16. Kharlashin P.S., Yatsenko A.N. O vozmozhnosti energosberegayushchikh tekhnologiy argonnoy produvki s ispolzovaniem razogretoy futerovki stal'erazlivochnogo kovsha [About possibilities of energy-saving technologies of argon blowing, using hot steel ladle lining]. *Vestnik Priazovskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta*. 2009. No 19. P. 64–67 (In Russian).
17. Tikhonov A.N., Samarskiy A.A. *Uravneniya matematicheskoy fiziki [Equations of Mathematical Physics]*. Moscow–Leningrad. Gostekhizdat Publ. 1951. 660 p. (In Russian).
18. Kuliev V.D., Morozov E.M. The gradient deformation criterion for brittle fracture. *Doklady Physics*. 2016. Vol. 61. P. 502–504. <https://doi.org/10.1134/S1028335816100062>.
19. Belova O.N., Stepanova L.V. Modelirovanie rasprostraneniya i analiz traektorii naklonnoy treshchiny v trube s pomoshchyu rasshirennogo metoda konechnykh elementov i metoda molekulyarnoy dinamiki [Modelling the crack propagation and analysis of the inclined crack path in the pipe with the extended finite element method and molecular dynamics method]. *Problemy*

prochnosti i plastichnosti [Problems of Strength and Plasticity]. 2023. Vol. 85. No 4. P. 491–499 (In Russian).

20. Grigoriev A.S., Danilchenko S.V., Dmitriev A.I. et al. Computer simulation of the effect of steel ladle secondary lining layers on localization and direction of thermal crack propagation. *Refractories and Industrial Ceramics*. 2023. Vol. 63. P. 460–471. <https://doi.org/10.1007/s11148-023-00751-y>.

APPLICATION OF GRADIENT DEFORMATION CRITERION FOR ANALYSIS OF THERMOMECHANICAL DESTRUCTION OF REFRACTORIES IN A TEMPERATURE FIELD*

Zabolotskii A.V.^{1,2}, Dmitriev A.I.^{1,3}

¹*Institute of Strength Physics and Material Science, Tomsk, Russian Federation*

²*Magnezit Group Ltd., Satka, Chelyabinsk region, Russian Federation*

³*National Research Tomsk State University, Tomsk, Russian Federation*

azabolotskiy@magnezit.com

Received by the Editor 2024/03/20

An approach to the analysis of refractories thermomechanical destruction in service under the influence of rapid temperature change, called as thermal shocks, is proposed. The proposed approach, based on sequential calculations of the temperature field in the refractory lining and the fields of elastic thermal deformations of the material, performed by the finite element method. The obtained results processed using the deformation gradient criterion of brittle fracture introduced by the authors. The introduced criterion allows identify zones of onset of crack formation, determine the moment of the onset of destruction and predict the direction of crack growth, using of the dynamic calculation of temperature fields in the lining and the calculation of the corresponding static fields of elastic deformations of materials. In addition, the temperature dependence of the elastic properties of refractory materials taken into account, a feature of which is a change in the nature of destruction from brittle to plastic at operating temperatures close to the phase transition temperature of the refractory material or any of its components. Various options for installing products in linings and the corresponding fields of elastic deformations that arise during a sharp rise in temperature in the unit considered. Sharp one-sided heating of one of the lining surfaces is the most dangerous stage of operation of high-temperature equipment from the point of view of thermomechanical stresses. An assessment of the average speed of crack propagation and the possibility of stopping it during the growth process subsequently carried out by analyzing the energy state of the vicinity of the crack tip by comparing the energy of elastic deformation of the material region with the surface energy of the growing defect. The practical application of the approach and validation of the research results considered using the example of a typical failure of the working lining of a steel-pouring ladle.

Keywords: finite element method, destruction criterion, crack growth, steel-pouring ladle, refractory.

*The study was carried out with the financial support of the Russian Academy of Sciences (grant No 22-19-00688, <https://rscf.ru/project/22-19-00688>).