

Федеральное государственное автономное образовательное учреждение  
высшего образования  
«Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»



На правах рукописи

**Кожухов Алексей Александрович**

**Развитие научных основ вспенивания  
сталеплавильных шлаков с целью  
повышения энерготехнологических  
показателей производства стали в  
дуговых сталеплавильных печах**

специальность 05.16.02 – «Металлургия черных, цветных и редких металлов»

диссертация на соискание ученой степени доктора  
технических наук

Москва  
2016 г.

# СОДЕРЖАНИЕ

<b>ВВЕДЕНИЕ.....</b>	<b>7</b>
<b>ГЛАВА 1. АНАЛИТИЧЕСКИЙ ОБЗОР ИССЛЕДОВАНИЙ ПРОЦЕССА ВСПЕНИВАНИЯ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОГО ШЛАКА И ИЗМЕНЕНИЯ ЕГО УРОВНЯ ПО ХОДУ ЭЛЕКТРОПЛАВКИ СТАЛИ В ДУГОВОЙ ПЕЧИ... 15</b>	
1.1. Технологические особенности выплавки стали в современных дуговых ста- леплавильных печах.....	16
1.2. Вспенивание сталеплавильных шлаков.....	22
1.3. Вспенивание электропечных шлаков.....	35
1.4. Недостатки технологии вспенивания шлаков в ДСП.....	43
1.5. Методы контроля процесса вспенивания сталеплавильного шлака в дуго- вых сталеплавильных печах.....	46
1.6. Прогнозирование физико-химических свойств шлака на основе полимерной модели.....	58
1.6.1. Оценка гомогенности шлаков на основе полимерной модели.....	58
1.6.2. Оценка вязкости шлаков на основе полимерной модели .....	63
1.6. Выводы по главе 1.....	67
<b>ГЛАВА 2. ИССЛЕДОВАНИЕ ФАКТОРОВ ВЛИЯЮЩИХ НА ПРОЦЕСС ВСПЕНИВАНИЯ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОГО ШЛАКА И ИЗУЧЕНИЕ СТРУКТУРЫ..... 69</b>	
2.1. Исследование влияния интенсивности газообразования на изменение уров- ня сталеплавильной ванны и скорость движения газовых пузырей.....	69
2.2. Исследование взаимосвязи процесса вспенивания сталеплавильного шлака с его структурой .....	84
2.3. Исследование взаимосвязи вспенивания сталеплавильного шлака в дуговой сталеплавильной печи с процессом шлакообразования .....	100
2.4. Исследование способов стабилизации процесса вспенивания электропеч- ных шлаков .....	123
2.5. Разработка методики по определению способности шлаков пениться.....	136
2.7. Выводы по главе 2.....	147

**ГЛАВА 3. РАЗРАБОТКА МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССА ВСПЕНИВАНИЯ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОГО ШЛАКА И ИСЛЕДОВАНИЕ ФАКТОРОВ, ВЛИЯЮЩИХ НА ЕГО УСТОЙЧИВОСТЬ..... 149**

3.1 Анализ существующих методик математического описания процесса вспенивания сталеплавильного шлака ..... 149

3.2 Факторы, определяющие существование вспененного шлака..... 154

3.3 Разработка математической модели процесса вспенивания сталеплавильного шлака ..... 157

3.3.1. Описание процесса вспенивания с точки зрения теории перколяции и фрактальной геометрии ..... 159

3.3.2. Оценка значения  $k_l$  для условий процесса вспенивания шлака в дуговых сталеплавильных печах ..... 163

3.4 Исследование факторов, влияющих на устойчивость вспененного шлака 168

3.5 Выводы по главе 3..... 177

**ГЛАВА 4. ИССЛЕДОВАНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ ЖЕЛЕЗОРОУДНЫХ МЕТАЛЛИЗОВАННЫХ ОКАТЫШЕЙ С ЦЕЛЬЮ УЛУЧШЕНИЯ ПРОЦЕССА ВСПЕНИВАНИЯ ШЛАКА В ДУГОВОЙ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОЙ ПЕЧИ ..... 179**

4.1 Физико-химические закономерности плавления металлизированных окатышей..... 180

4.2 Технологические особенности плавления металлизированных окатышей ... 183

4.3 Исследование роли металлизированных окатышей в процессе вспенивания сталеплавильного шлака..... 187

4.4. Разработка технологии вспенивания сталеплавильного шлака при выплавке коррозионностойкой стали в дуговой сталеплавильной печи..... 195

4.5. Выводы по главе 4..... 204

**ГЛАВА 5. АНАЛИЗ ОСОБЕННОСТЕЙ ТЕПЛООБМЕНА В СВОБОДНОМ ПРОСТРАНСТВЕ ДУГОВОЙ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОЙ ПЕЧИ ПРИ НАЛИЧИИ ВСПЕНЕННОГО ШЛАКА. .... 206**

6.1 Разработка модели расчета теплообмена в свободном пространстве дуговой печи ..... 209

6.2 Разработка алгоритма расчета распределения тепловых потоков в свободном пространстве ДСП и величины коэффициента использования тепла элек-

трических дуг с учетом вспенивания шлака .....	228
6.3 Анализ результатов моделирования распределения тепловых потоков в свободном пространстве ДСП с учетом вспенивания шлака.....	230
6.4 Выводы по главе 6.....	236

## **ГЛАВА 6. РОЛЬ ВСПЕНИВАНИЯ СТАЛЕПЛАВИЛЬНЫХ ШЛАКОВ В ПОВЫШЕНИИ ЭНЕРГОТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ПРОИЗВОДСТВА СТАЛИ В ДУГОВЫХ СТАЛЕПЛАВИЛЬНЫХ ПЕЧАХ. .237**

### **РАЗДЕЛ 6.1. ОЦЕНКА РОЛИ ПРОЦЕССА ВСПЕНИВАНИЯ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОГО ШЛАКА В ОСАЖДЕНИИ ПЛАВИЛЬНОЙ ПЫЛИ В ЕГО ОБЪЕМЕ..... 237**

6.1.1. Оценка степени влияния вспененного шлака на пылебрызгоунос из сталеплавильного агрегата. ....	242
6.1.2. Методы интенсификации процесса осаждения технологической пыли в объеме вспененного шлака.....	252
6.1.3. Оценка эффективности осаждения плавильной пыли в объеме вспененного шлака с учетом организации над зоной продувки газоструйной защиты ...	256
6.1.4. Выводы по разделу 6.1.....	269

### **РАЗДЕЛ 6.2. СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ЭНЕРГОТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ПРОИЗВОДСТВА СТАЛИ В ДУГОВЫХ СТАЛЕПЛАВИЛЬНЫХ ПЕЧАХ С УЧЕТОМ ВСПЕНИВАНИЯ ШЛАКА ..... 271**

6.2.1 Пути повышения энергоэффективности дуговых сталеплавильных печей, работающих по технологии с непрерывной загрузкой металлизированных окатышей .....	272
6.2.1.1 Влияние степени перегрева металла над линией ликвидус на энергоэффективность электроплавки стали в дуговых печах.....	272
6.2.1.2 Влияние синхронности процессов нагрева и обезуглероживания металла в ДСП на энергоэффективность процесса .....	276
6.2.2. Постановка задачи по улучшению энерготехнологических показателей выплавки стали в современной сверхмощной дуговой сталеплавильной печи ....	280
6.2.3 Разработка математической модели и алгоритма расчёта параметров энерготехнологического режима электроплавки с учетом вспенивания шлака .....	289

6.2.4. Выводы по разделу 6.2.....	301
<b>ЗАКЛЮЧЕНИЕ ПО РАБОТЕ .....</b>	<b>302</b>
<b>СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ .....</b>	<b>306</b>

## ВВЕДЕНИЕ

В современных условиях при нарастающем дефиците и возрастающей стоимости энергоносителей, **энергетическая эффективность** чёрной металлургии, относится к её **важнейшим показателям**. Сравнивая технико-экономические показатели отечественной чёрной металлургии с металлургической отраслью стран Западной Европы, можно сказать, что суммарная энергоёмкость производства стали в нашей стране (**23,7 ГДж/т**) практически в 1,5 раза выше по сравнению со странами Западной Европы (**19,1 ГДж/т**).

В связи с этим, одной из **важнейших и актуальных** проблем, стоящей в настоящее время перед отечественной металлургической отраслью, является снижение удельных расходов энергии и исходных материалов на единицу продукции, создание и интенсивное развитие энерго- и ресурсосберегающих технологий, а также снижение экологической нагрузки на окружающую среду.

Известное сталеплавильщикам такое явление, как **вспенивание шлака** играет огромную роль в развитии энерго- и ресурсосберегающих технологий для современных сталеплавильных процессов. Так, в современных дуговых сталеплавильных печах (ДСП) применение технологии вспенивания шлака оказалось тем важным технологическим фактором, который способствовал утверждению концепции скоростной выплавки стали. При кислородно-конвертерном способе производства стали, вспенивание шлака играет двоякую роль. С одной стороны, вспенивание может привести к возникновению выбросов и переливу шлакометаллической эмульсии через горловину конвертера, что может привести к аварии и снижению выхода годного металла. С другой стороны, имеются данные о том, что вспененный шлак адсорбирует в ходе высокоинтенсивной продувки образующуюся пыль, тем самым снижая её вынос из агрегата, что улучшает экологию и уменьшает расходы на газоочистку.

Несмотря на широкое применение технологии вспенивания шлака в современных ДСП, исследовательских работ, связанных с изучением процесса вспенивания шлака и его влияния на технологические показатели выплавки

стали достаточно мало. В этой связи, совершенствование и оптимизация процессов выплавки стали в современных ДСП, на базе исследования процессов вспенивания шлака и изучения его структуры, а также его влияния на основные технологические и технико-экономические показатели представляется **весьма актуальной научно-технической проблемой.**

Данная работа посвящена решению этой **актуальной и важной научно-технической проблемы – повышения производительности, энергосбережения на основе выполнения комплекса исследований по изучению процесса вспенивания шлака, определению его устойчивости и связи механизмов разрушения вспененного шлака с особенностями его структуры и оптимизации технологических процессов выплавки стали в ДСП.**

**Цель диссертационной работы.** Целью диссертационной работы является исследование процесса вспенивания шлака, определение его устойчивости и связи механизмов разрушения вспененного шлака с особенностями его структуры, а также совершенствование и оптимизация тепловых режимов работы ДСП на основе выявления условий повышения производительности и энергосбережения.

Для достижения поставленной цели автором были сформулированы **следующие основные задачи исследования:**

- исследовать процесс вспенивания шлака, изучить механизм образования вспененного шлака, а также установить взаимосвязь между процессами вспенивания шлака, интенсивности нагрева и обезуглероживания металла;
- обосновать применимость **теории перколяции и фракталов** для математического описания процесса вспенивания шлака;
- разработать математическую модель расчёта энерготехнологических показателей работы ДСП при вспенивании шлака;
- исследованиями на разработанной математической модели установить режимы работы ДСП, обеспечивающие снижение энергоёмкости производства стали и повышение производительности;

- подтвердить результаты математического моделирования экспериментальными исследованиями и промышленными испытаниями.

**Научная новизна** полученных результатов заключается в следующем:

- теоретически и экспериментально обоснована роль вспененного шлака в процессе интенсификации плавки стали в дуговых электропечах; установлены технологические параметры, влияющие на вспенивание шлака; раскрыт механизм вспенивания и длительность пребывания шлака во вспененном состоянии; установлено влияние состава шлака на показатели его вспенивания; показана зависимость вспениваемости шлака от его состава и физических свойств, температуры металла и шлака, а также от темпа подачи металлизированных окатышей, в том числе с учётом их физических и химических параметров;
- установлено, что механизм образования вспененного шлака состоит из двух стадий: 1) формирование в процессе объёмного обезуглероживания двухфазной области, представляющей собой систему, состоящую из взвеси капель (корольков) металла различной величины в шлаке и капель шлака в жидком металле; 2) образование в двухфазной области большого количества мелких пузырьков газа, обеспечивающих вспенивание сталеплавильного шлака;
- на основе исследования влияния температуры ликвидус и вязкости шлака на процесс вспенивания шлака, установлены новые закономерности стабилизации процесса вспенивания шлака, путём регулирования его фактической температуры; разработана новая методика оценки способности сталеплавильного шлака к пенообразованию, позволяющая определить по физико-химическим свойствам шлака необходимую величину приведённого расхода газа (скорость образования вспененного шлака  $\bar{W}_{обр}^{пены} = \sigma/\mu$ ), обеспечивающую эффективное вспенивание шлака;

- установлено, что при непрерывной загрузке металлизированных окатышей в ДСП существует три области различной степени вспенивания шлака, которые определяются его физико-химическими свойствами, а именно: 1) хорошо пенящихся шлаков ( $16\div 19\%FeO$ ,  $50\div 57\%CaO$ ,  $10\div 12\% MgO$ ,  $21\div 23\% SiO_2$ ); 2) слабо пенящихся шлаков ( $20\div 22\%FeO$ ,  $40\div 49\%CaO$ ,  $12\div 14\% MgO$ ,  $24\div 26\% SiO_2$ ); 3) не пенящихся шлаков ( $23\div 27\%FeO$ ,  $33\div 39\%CaO$ ,  $14\div 16\% MgO$ ,  $28\div 30\% SiO_2$ ); показано, что скорость загрузки металлизированных окатышей в ДСП и их степень металлизации оказывает существенное влияние на процессы вспенивания шлака, за счёт выделения реакционного оксида углерода в результате взаимодействия содержащихся в них оксидов железа и углерода в процессе нагрева и плавления; получено новое уравнение, позволяющее определить высоту его вспенивания в зависимости от степени металлизации окатышей и скорости их загрузки в печь;
- впервые с применением **теории перколяции и фракталов**, предложена модель, описывающая механизм разрушения вспененного шлака; получено выражение, позволяющее рассчитать предельную высоту вспенивания шлака, в зависимости приведённого расхода вспенивающего газа и учитывающее основные параметры, определяющие процесс вспенивания шлака (диаметр пузырьков, поверхностное натяжение шлака, коэффициент характеризующий структуру вспененного шлака  $k_I=15$ ); разработана математическая модель расчёта параметров энерготехнологического режима выплавки стали в дуговой печи, отличающаяся от аналогов тем, что учитывает основные параметры теплового состояния ДСП в процессе непрерывной загрузки металлизированных окатышей в печь, включая контроль положения электрической дуги в объёме вспененного шлака и влияние массы загружаемых металлизированных окатышей на уровень перегрева шлака и высоту вспенивания шлака;
- сформулирован механизм осаждения технологической пыли в объёме вспененного шлака, согласно которому основными механизмами осаждения технологической пыли в слое вспененного шлака, является турбулентная попе-

речная миграция и турбулентная диффузия частиц, которая обеспечивает подпитку процесса частицами; получено уравнение, позволяющее оценить эффективность осаждения технологической пыли в объёме вспененного шлака в зависимости от скорости движения газа, высоты вспененного шлака и размера частиц;

- даны научно обоснованные рекомендации по совершенствованию теплотехнических, энергетических и технологических параметров электроплавки с учётом факторов теплового состояния ванны, высоты вспенивания шлака, параметров загрузки окатышей в печь, позволяющие существенно улучшить технико-экономические показатели и повысить эффективность работы дуговых печей.

### **Практическая значимость работы**

Полученные в работе научные результаты являются основой создания современных энерго- и ресурсосберегающих технологий выплавки стали в современных ДСП обеспечивающие:

- разработку рационального шлакового режима дуговой сталеплавильной печи с учётом изменения температуры шлака по ходу процесса, позволяющего обеспечить поддержание процесса вспенивания шлака и его устойчивость по ходу и в конце плавки;
- разработку мероприятий по интенсификации процесса осаждения пыли в объёме вспененного шлака, которые позволяют снизить брызгоунос и вынос технологической пыли из зоны продувки и повысить выход годной стали;
- энергосберегающий режим электроплавки металлизированных окатышей в объёме вспененного шлака, требующий постоянного контроля степени закрытия электрической дуги вспененным шлаком, поддержания рациональной степени перегрева шлака путём изменения скорости подачи металлизированных окатышей в ванну дуговой сталеплавильной печи, что позволит увеличить скорость загрузки окатышей и сократить длительность плавки под

током на 1,5 минуты, а также снизить удельный расход электроэнергии в среднем на 0,5%.

Исследования и решения, представленные в работе приняты к использованию в условиях ОАО «Оскольский электрометаллургический комбинат» и ОАО «Оскольский завод металлургического машиностроения», что подтверждено актами, а также являются инженерной основой для проектирования и эксплуатации современных дуговых сталеплавильных печей, обеспечивающих более высокие технико-экономические и экологические показатели выплавки стали.

**Достоверность** полученных данных подтверждается:

- достаточной сходимостью (расхождение не более 10%) большого объёма теоретических, производственных и опытных данных;
- адекватностью математических моделей, проверенных путём сопоставления расчётных данных с результатами лабораторных и промышленных испытаний, а также с данными литературных источников.

**Апробация результатов работы.** Основные положения и результаты данных исследований докладывались на Международной научно – технической конференции «Вопросы проектирования и эксплуатации технических систем в металлургии» (г. Старый Оскол, сентябрь 1999 г.); Международной конференции «Производство, технология, экология – образование в технических университетах на пороге XXI века (Протэк '99)» (г. Москва, МГТУ «Станкин», сентябрь 1999 г.); Научно-практической конференции «Автоматизированный печной агрегат – основа энергосберегающих технологий металлургии XXI века» (г. Москва, МГИСиС (ТУ), ноябрь 2000 г.); Всероссийской научно-технической конференции «Современная металлургия начала нового тысячелетия» (г. Липецк, ЛГТУ, ноябрь 2001 г.); 5-ой региональной научно-практической конференции "Проблемы экологии и экологической безопасности Центрального Черноземья РФ" (г. Липецк, 2001 г.); Международной научно-практической конференции "Автоматизированный печной агрегат – основа энергосберегающей

технологии металлургии XXI века", МИСиС (г. Москва, 2002 г.); Материалы международной научной конференции "Современные сложные системы управления" (г. Старый Оскол, 2002 г.); Научно-технической конференции с международным участием "Информационные технологии в инновационных проектах" (г. Ижевск, 2003 г.); XXIII Российской школы по проблемам науки и технологии (г. Миасс, 2003 г.); Международной научно-технической конференции посвященной 120-летию И.П. Бардина «Прогрессивные процессы и оборудование металлургического производства» (г. Череповец, 2003 г.); Международной научно-практической конференции «Нелинейная динамика металлургических процессов и систем» (г. Липецк, 2003 г.); Международной научно-практической конференции «Рациональное использование природного газа в металлургии» (г. Москва, 2003 г.); Международной научно-технической конференции молодых специалистов «Азовсталь-2005» г. Мариуполь; Девятом конгрессе сталеплавателей (г. Старый Оскол, 17-19 октября 2006 г.); Международной научно-технической конференции «Современная металлургия начала нового тысячелетия» (г. Липецк, 2008 г.); Международной научно-практической конференции "Автоматизированный печной агрегат – основа энергосберегающей технологии металлургии XXI века", МИСиС (г. Москва, 2010 г.); Тринадцатом международном конгрессе сталеплавателей (г. Полевской, 12-18 октября 2014 г.).

**Связь исследований с научными программами:** исследования велись в рамках научно-исследовательских работ «Разработка математических методов управления процессами основного и вспомогательного производства в металлургии» № госрегистрации 1.202.00 и «Разработка теоретических основ энерго – ресурсосбережения, экологической безопасности металлургических процессов» № госрегистрации 1.6.09, а также в рамках выполняемой в настоящее время научно-исследовательской работы «Разработка технологических и технических решений в области совершенствования основных металлургических процессов бездоменной металлургии с целью создания современных ресурсо- и

энергосберегающих технологий» по государственному заданию №  
11.63.2014/К.

# ГЛАВА 1 АНАЛИТИЧЕСКИЙ ОБЗОР ИССЛЕДОВАНИЙ ПРОЦЕССА ВСПЕНИВАНИЯ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОГО ШЛАКА И ИЗМЕНЕНИЯ ЕГО УРОВНЯ ПО ХОДУ ЭЛЕКТРОПЛАВКИ СТАЛИ В ДУГОВОЙ ПЕЧИ

Сегодня вспенивание сталеплавильного шлака в дуговых сталеплавильных печах (ДСП) осуществляют путём вдувания угля (коксика) и продувки ванны кислородом через стеновые фурмы, манипуляторы или фурмы, вводимые через свод печи или вручную через рабочее окно. Вдувание угля через донные фурмы хотя и перспективно, но сдерживается износом подины печи и ограничениями на расход угля (коксика) [1-8].

Анализ имеющихся в научно-технической литературе данных показывает, что углерод наиболее целесообразно вдувать в зону ниже уровня раздела «шлак»-«металл», с целью улучшения процесса науглероживания сталеплавильной ванны [1,3]. При этом, очень важным является контроль зоны вдувания кислорода, так как при его вдувании в шлак, повышается окисленность шлака. В этом случае, на поверхности ванны снижается содержание углерода и развивается высокая температура, в результате, возникает так называемая «отдача» из-за градиента содержания углерода и температуры по глубине сталеплавильной ванны [3]. При относительно небольшом положении фурмы в шлаке, уменьшается содержание  $FeO$ , при этом процесс обезуглероживания ванны идет в глубине ванны. В связи с этим, на большей поверхности ванны, процесс вспенивания шлака не получает развития. Кроме того, это приводит к повышенному износу откосов печи, и как следствие, увеличению расхода огнеупорных материалов. Поэтому, в зависимости от содержания углерода в металле и оксидов железа в шлаке, а также температуры сталеплавильной ванны, необходимо контролировать зону вдувания кислорода. А именно, вдувать кислород под уровень раздела «шлак»-«металл» или на глубину приблизительно равную половине высоты сталеплавильной ванны.

Как показывает практика, при использовании фурм, вводимых через ра-

бочее окно или свод печи, вспененный шлак образуется рядом с областью вдувания углерода и даже при перемешивании металла, вызванном электромагнитным эффектом электрических дуг, нет возможности получить равномерный уровень вспененного шлака по всей площади сталеплавильной ванны. Однако при рациональном расположении инжекторов в ДСП [5], можно достичь более равномерного вспенивания шлака по всей поверхности сталеплавильной ванны. Это достигается, например, путём подачи углерода и кислорода через стеновые инжекторы, установленные так, чтобы вспененный шлак образовывался вблизи них и распространялся в области, где он обычно не формируется [2,3]. Стеновые инжекторы традиционно устанавливаются на высоте 1 м над шлаковым поясом. Угол наклона фурм специфичен для каждой печи. Отверстия для ввода фурм обычно просверливают в кладке печи снаружи. Уголь вдувают с расходом  $5\div 30$  кг/мин [1,6]. Для устранения «закозления» торца фурмы, вокруг канала подачи угля (коксыка), через специальный зазор вдувают дополнительный газ [2].

### **1.1 Технологические особенности выплавки стали в современных дуговых сталеплавильных печах**

Анализ научно-технической литературы [4-9] показывает, что основной целью современной технологии выплавки полупродукта в ДСП является быстрое и экономичное расплавление шихты, при обеспечении нагрева металла до заданной температуры выпуска и высокой производительности агрегата. В этих условиях, повышение технико-экономических показателей ДСП может быть достигнуто за счёт ввода в печь максимальной электрической мощности, при обеспечении энергосберегающего режима (минимальных потерях электроэнергии), то есть работе на пониженных рабочих токах и высоких напряжениях на электрических дугах (длинных дугах), при минимальном износе футеровки и минимальных потерях металлошихты.

Анализ работы современных ДСП показывает, что вначале и середине периода плавления, электрические дуги экранируются металлическим ломом, однако, по мере расплавления металлошихты происходит их открытие, что вызывает интенсивное облучение футеровки стен и свода. В этом случае, закрытие электрических дуг расплавами металла и шлака является одним из необходимых и обязательных условий, для обеспечения ввода максимальной мощности, во время работы в период жидкой ванны [10,11].

Несмотря на то, что электрические дуги погружаются в мениск, образующейся под их воздействием в расплаве, этого не всегда является достаточным для полного экранирования электрических дуг [1-3]. Поэтому, на современных ДСП, для уменьшения износа футеровки стен и свода от интенсивного излучения электрических дуг, используют экранирование дуг вспененным шлаком (рис. 1.1) [12].

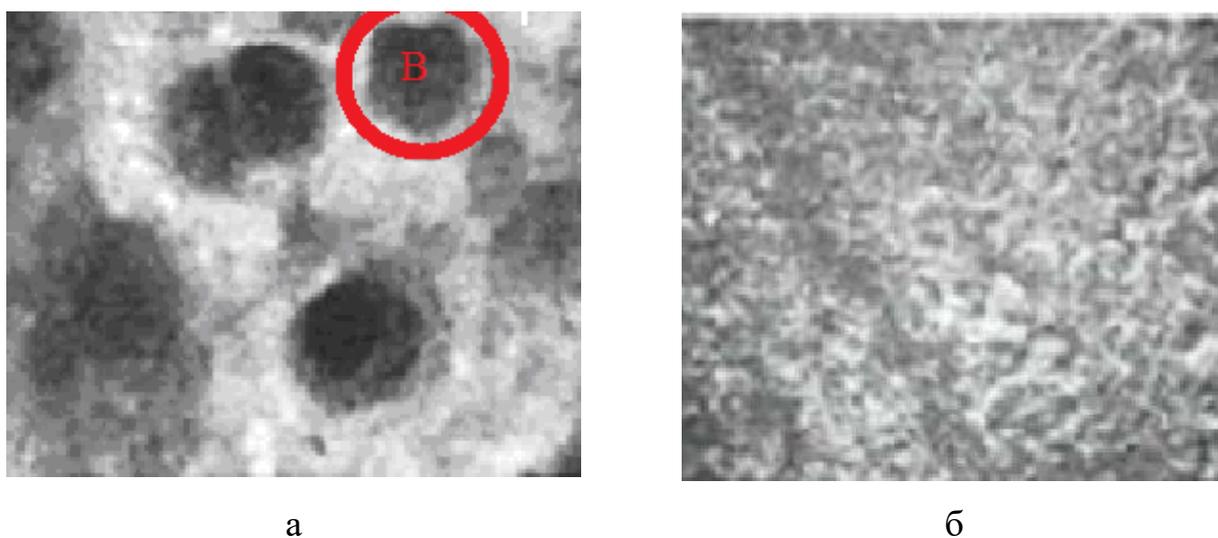


Рис. 1.1. Структура электропечных шлаков в дуговых печах: а – вспененный шлак; б – невспененный шлак; в – один из пузырьков вспенивающего газа в окружности диаметром 1,4 мм [12].

В настоящее время, операция вспенивания шлака, как способ интенсификации электроплавки стали является безальтернативным. Считается, что наиболее положительное влияние вспенивания шлака на показатели электроплавки проявляется при его толщине более  $1 \div 1,2$  длины дуги [13-20].

На рисунке 1.2а, схематически представлен характер распределения напряжения, по длине электрической дуги. Согласно данным [21], суммарное падение потенциала на границах «электрическая дуга» – «ванна» и «электрическая дуга» – «электрод» принимается равным 40В. При этом суммарное снижение напряжения составит 290В, при градиенте потенциала по длине электрической дуги 1 В/мм и длине электрической дуги 0,25 м. То есть, порядка 86% выделяющейся в электрической дуге энергии, излучается ее столбом на окружающие тела (падение напряжения 250В из 290В), а 14% передаётся катодным и анодным пятнам на графитированном электроде и металле (40В из 290В). При коротком замыкании электрода на металл, электрическая дуга (основной тепловыделяющий элемент ДСП) не формируется, что говорит об отсутствии полезного использования электроэнергии (рис. 1.2б).

В случае, если электрической дуга горит на чистом зеркале ванны (рис. 1.2в), то металлу передаётся около 36% её энергии, что представляет собой сумму энергии, выделяющейся в при электродной зоне металла, и одной трети от 86% излучения столба электрической дуги, если допустить, что эта энергия поровну излучается на ванну, стены и свод ДСП. В случае, электрической дуги наполовину укрытой вспененным шлаком (рис. 1.2г), половина излучения столба электрической дуги должна приходится непосредственно на металл. Это приводит, к повышению передаваемой ванне тепловой мощности до 65%, от общей тепловой мощности выделяемой электрической дугой [21].

В случае полного закрытия электрической дуги вспененным шлаком (рис. 1.2д), все 86 % её энергии передаются ванне, что совместно с энергией, образующейся в при электродной области металла, приводит к возрастанию доли энергии передаваемой металлу и шлаку до 93 %. На рис. 1.2д-ж показан плавный переход от дугового режима нагрева ванны к электрошлаковому, а за счёт отсутствия приэлектродной области разряда на торце электрода, происходит возрастание с 93 % до 100 %, доли энергии передаваемой ванне [21].

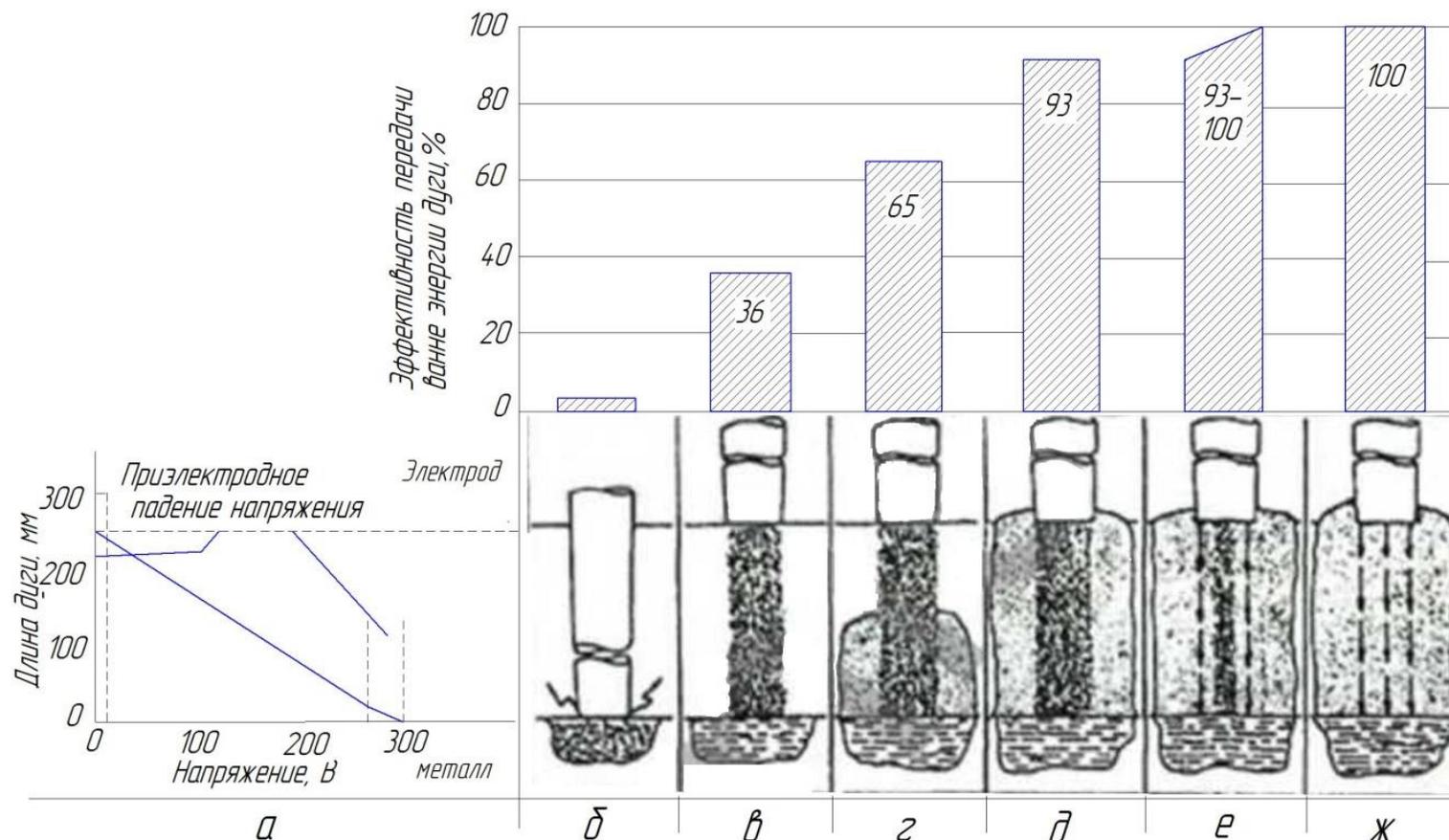


Рис. 1.2. Доля энергии электрической дуги передаваемой ванне при различной степени экранирования электрической дуги вспененным шлаком: а - изменение напряжения по длине электрической дуги; б - режим короткого замыкания; в - неэкранированная электрическая дуга; г – электрическая дуга экранирована шлаком наполовину; д – электрическая дуга полностью экранирована шлаком; е - совмещение дугового режима и режима сопротивления при полном экранировании электрической дуги шлаком; ж - нагрев шлака и металла методом сопротивления [21].

Кроме уменьшения интенсивности облучения стен и свода энергией выделяемой электрической дугой, закрытие электрической дуги вспененным шлаком повышает стабильность её горения, что особо важно для печей, работающих на переменном токе [1,4]. Это связано с теплоизоляцией зоны электрического разряда, при закрытии электрической дуги вспененным шлаком и изменением состава дугового газа, в сторону повышения концентрации легкоионизируемых компонентов шлака. Это способствует, более высокой степени ионизации при уменьшении силы тока, то есть стабилизации её проводимости. В результате чего, устраняется колебательный режим изменения силы тока и напряжения электрической дуги, снижаются величины высших гармоник (высокочастотных составляющих тока). Повышается активная мощность, и снижаются электрические потери [4]. В итоге, выделяющаяся на электрических дугах мощность, стабилизируется на высоком уровне. Это приводит к интенсификации нагрева ванны при том же уровне затрачиваемой электрической мощности [4,22].

Анализ научно-технической литературы показывает, что все используемые методы вспенивания шлака предусматривают подачу в шлак угольного порошка и кислорода в металл (стальной полупродукт) [7,13]. Если использовать в качестве шихтовых материалов брикеты из окисленного железа и углерода, то вспенивания шлака можно достичь и без дополнительной подачи углерода [12]. Однако установка на печь дополнительного оборудования (пневматическая система подачи углерода в шлак через инжекторы, фурмы для продувки металла кислородом) обеспечивает более эффективное вспенивание шлака (рис. 1.3).

К вспениванию шлака прибегают на заключительной стадии расплавления и при образовании жидкой ванны.

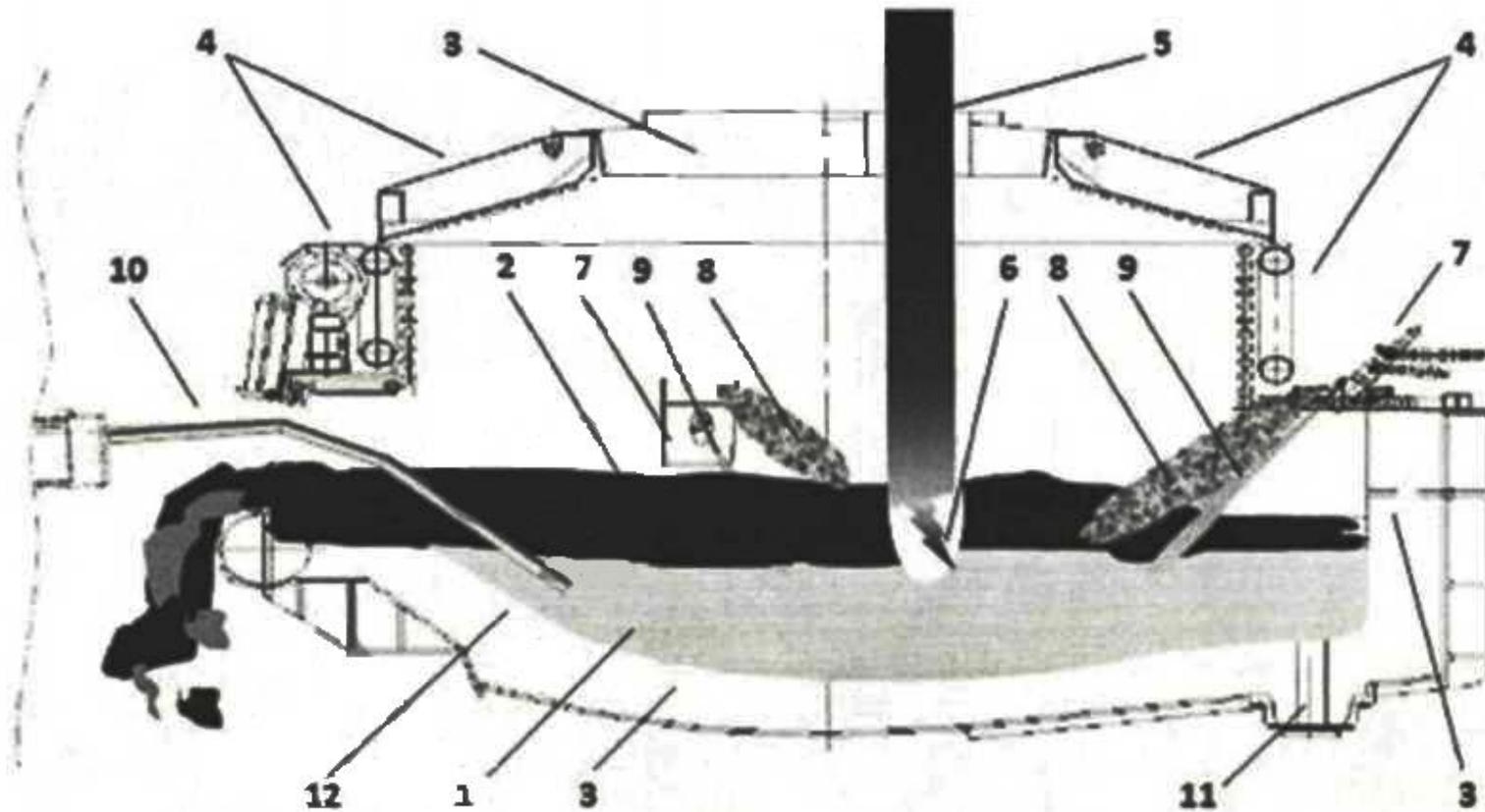


Рис. 1.3. Схема расположения дополнительного оборудования на ДСП:

1 - металл; 2 - вспененный шлак; 3 - футеровка; 4 - водоохлаждаемые панели; 5 - электрод; 6 - дуга; 7 - горелка и инжектор угля; 8 – подаваемый углеродсодержащий материал; 9 – фурма для продувки кислородом; 10 - автоматическое устройство отбора проб; 11 – сливное отверстие; 12 - подина печи.

В эти периоды, преобладающее влияние на процессы доплавления шихты и нагрева жидкого металла, оказывает конвективный теплообмен в объёме наплавленного металла, а не излучение столба электрической дуги на шихту и жидкую ванну, поскольку большая часть лома уже расплавлена, и излучению электрических дуг, в основном подвержены стены и свод дуговой печи. С помощью стеновых (реже сводовых) фурм или расходоуемых трубок, вводимых в печь через рабочее окно с помощью манипулятора, вдувается кислород с расходом  $25\div 40 \text{ нм}^3/\text{т}$ , что вызывает окисление углерода расплавленного металла, кипение ванны, накопление кислорода в жидком металле и оксидов железа в шлаке. Одновременно, через инжекторы в шлак вдувается пылевидный углеродсодержащий материал с расходом около  $0,3 \text{ кг/мин}\cdot\text{т}$ , что должно обеспечивать вспенивание шлака пузырями  $\text{CO}$ , предотвращение чрезмерного накопления оксидов железа в шлаке, при одновременном обезуглероживании металла [5,6]. В зависимости от различных факторов, соотношение вдуваемого в печь углерода и кислорода составляет  $\text{C}/\text{O}_2=0,3\div 0,8 \text{ кг/нм}^3$  [15]. Опыт эксплуатации современных ДСП показывает, что эффективное вспенивание шлака способствует снижению расхода электроэнергии на  $20\div 30 \text{ кВт}\cdot\text{ч/т}$ , увеличению выхода годного приблизительно на 2 %, снижению расхода дорогостоящих ферросплавов на  $0,3\div 0,5 \text{ кг/т}$ , уменьшению содержания азота в металле на  $10\div 20 \text{ ppm}$  (до  $30\text{-}60 \text{ ppm}$ ), повышению стойкости футеровки стен и свода, уменьшению шума, а также уровня пыле- и газовойделений [14-19].

## **1.2 Вспенивание сталеплавильных шлаков**

Анализ научно-технической литературы показывает, что работ, связанных с исследованием процесса вспенивания сталеплавильных шлаков, среди отечественных металлургов достаточно много, большинство из них посвящено изучению процесса вспенивания шлаков в кислородных конвертерах и мартеновских печах. К ним следует отнести опубликованные труды В.Б. Охотского, В.И. Явойского, М.П. Собакина и Я.Д. Вербицкого, И.Л. Яновского и В.И. Бап-

тизманского с сотрудниками, А.Н. Редько с сотрудниками, сотрудников ЦНИИТМАШ и др. В тоже время, в научно-технической литературе представлено большое количество работ, посвящённых изучению гидродинамики двухфазных потоков в химической промышленности [23-42], что возможно позволит более точно описать процессы вспенивания сталеплавильных шлаков в дуговых сталеплавильных печах.

Так, экспериментальные исследования барботажа в абсорберах, выполненные И. Н. Кузминым и К. Н. Шабалиным позволили установить, что при прохождении газовой фазы через жидкую фазу, образуется структурированная двухфазная система «газ»-«жидкость», которая может быть представлена тремя зонами **барботажа**, **пены** и **брызг** (рис. 1.4). Также ими было установлено, что ключевым фактором, влияющим на образование структурированной двухфазной системы «газ»-«жидкость», является приведённая (объёмная) скорость вдувания газа, отнесённая к сечению аппарата  $\overline{W}_z$ . При малой величине  $\overline{W}_z$ , не превышающей скорости всплытия газовых пузырьков продуваемого газа в жидкости, получается типичный пузырьковый (барботажный) слой. При этом режиме, отдельные газовые пузырьки всплывают со скоростями меньшими или равными предельным ( $0,1 \div 0,4$  м/с), в соответствии с балансом сил Архимеда и сопротивления среды [23-42]. Только в небольшом слое жидкости, примыкающего к решетке, происходит существенное снижение скорости движения пузырьков газа до скоростей их движения в барботажном слое [23-42]. Над барботажным слоем, в котором находится основная масса жидкости, образуется зона пены, представляющей собой зону малоподвижной ячеисто-структурированной пены. Высота структурированной пены, при данной скорости газа определяется главным образом временем, требующимся для разрушения её ячеек, т.е. прочностью поверхностных слоёв [23-42]. По мере увеличения приведённой скорости газа, зона структурированной пены увеличивается за счёт динамической пузырьковой зоны, которая наблюдается при приведённой скорости газа не выше  $0,5 \div 0,7$  м/с. При данных приведённых скоростях, газожидкостная система ста-

новится в основном пеной, лишь около решетки остаётся небольшой (несколько сантиметров) барботажный слой [23-42].

Известно, что свободное всплывание пузырьков без накопления газа в слое жидкости, возможно лишь при очень небольших расходах газа  $\bar{W}_g < S_n \cdot u_g$ , где  $S_n$  – доля площади сечения сосуда, занятая газом, а  $u_g$  – скорость всплывания пузырьков газа в жидкости. Если же  $\bar{W}_g > S_n \cdot u_g$ , то своевременный отвод газа из жидкой фазы не обеспечивается [23-42]. Наряду с образованием слоя ячеистой (структурированной) пены, растущего вглубь самой жидкой фазы, начинается накопление газовой фазы в виде пузырьков в самой жидкости.

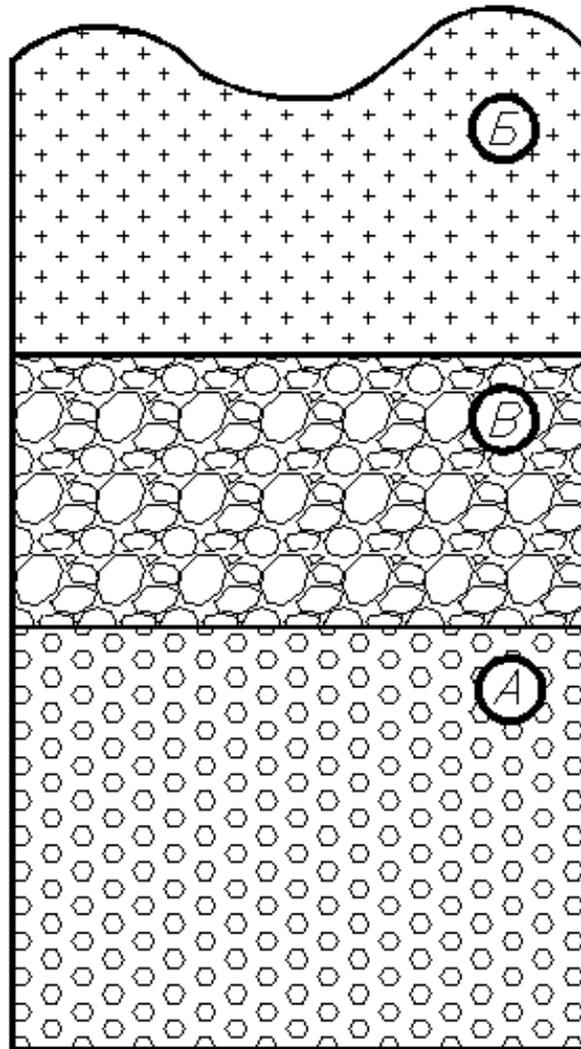


Рис. 1.4. Схема расположения зон двухфазной системы на сетчатой тарелке: а – зона барботажа; б – зона пены; в – зона брызг

По мере увеличения приведённой скорости газа, изменяется общая высота газожидкостной системы, также изменяется характер образующегося слоя структурированной пены. В то же время, одновременно с образованием подвижной структурированной пены, внутри слоя жидкости наблюдается разрушение ячеек малоподвижной пены [23-42]. Другими словами, с повышением приведённой скорости газа  $\overline{W}_z$ , происходит постепенный переход от барботажного режима к режиму эмульгирования или режиму подвижной структурированной пены.

Общая высота слоя пены, при переходном режиме, после превышения  $\overline{W}_z$  максимальных пределов, во многих случаях снижается. Наличие слоя ячеистой структурированной пены наблюдается обычно в широком интервале скоростей газа: от 0,5 до 1 м/с. Именно в этом диапазоне приведённых скоростей газа  $\overline{W}_z$ , пена становится наиболее подвижной и при  $\overline{W}_z = 1,0 \div 1,3$  м/с, превращается в сильно турбулизованный слой подвижной пены, который соответствует режиму эмульгирования [23-42].

Если рассматривать структуру вспененного шлака, то она представляет собой совокупность пузырьков  $CO$  и  $CO_2$ , разделённых мелкими прослойками шлака, при этом следует различать *поверхностную и объёмную пену* [43]. В *объёмной пене* газовые пузыри расположены во всём объёме шлака, при этом разделены шлаковыми прослойками малой толщины. Скорость подъёма газовых пузырей при объёмном вспенивании шлака очень маленькая, в результате повышенной вязкости шлака. При нагреве такого шлака пена разрушается. Под *поверхностной пеной* обычно понимается образование огромного количества мелких пузырей  $CO$  на границе раздела «шлак»–«металл» и повышение их устойчивости под влиянием механически прочных адсорбционных плёнок. Размер пузырьков, составляющих дисперсную фазу пены, лежит в пределах от долей миллиметров до нескольких сантиметров, при этом пузыри разделены

тонкими шлаковыми плёнками. Стабильность поверхностной пены возрастает по мере повышения концентрации поверхностно-активных компонентов в шлаке. Скопление поверхностно-активных анионов  $PO_4^{3-}$ ,  $SiO_4^{4-}$  и др. на обеих сторонах шлаковой плёнки, разделяющей пузыри, придаёт обеим сторонам плёнки одинаковые электрические заряды, которые вызывают взаимное отталкивание и препятствуют уменьшению толщины плёнки, другими словами, повышают устойчивость пены. При малых размерах пузыря, силы его всплытия недостаточны, чтобы преодолеть силы электростатического отталкивания, с которыми поверхности плёнки стремятся оттолкнуться друг от друга, это явление носит название расклинивающего действия ионов. Наличие в шлаковых плёнках твердых частиц очень малых размеров, повышает механическую прочность шлаковых плёнок и препятствует объединению мелких газовых пузырей в более крупные, тем самым способствуя стабилизации процесса вспенивания [43-65].

Вспененный шлак является системой, в которой взаимодействие между фазами «газ»–«металл» невелико, в результате чего система проявляет тенденцию к самопроизвольному укрупнению пузырьков  $CO$  и  $CO_2$ . Из-за того, что вспененный шлак является грубодисперсной системой, то он седиментационно неустойчив [43-65]. Судя по структуре, вспененный шлак можно отнести к динамическим пенам, так как он довольно быстро разрушаются после прекращения поступления газа в жидкость.

Разрушение (синерезис) вспененного шлака происходит вследствие стекания жидкости из каналов и плёнок, заключённых между газовыми пузырьками. Из гидродинамики этих процессов известно, что скорость течения жидкости между параллельными пластинками (в плёнке толщиной  $\delta$ ) равна [43]:

$$v = \frac{\delta^2 \cdot \rho_{ж} \cdot g \cdot \cos \alpha}{12 \cdot \eta}, \quad (1.1)$$

где  $\alpha$  – угол наклона данного участка плёнки к вертикали. Течение в канале с радиусом кривизны стенки  $r$  [43]:

$$v = \frac{r^2 \cdot \rho_{жс} \cdot g \cdot \cos \alpha}{306 \cdot \eta}, \quad (1.2)$$

Согласно Е. Манегольду, изменение высоты вспененного шлака  $h$  во времени можно описать уравнением [43]:

$$v_h = \frac{\partial h}{\partial \tau} = a_1 \cdot (\Delta H - H_0), \quad (1.3)$$

Если сделать предположение в соответствии с выражением (1.3), что величина  $v_h$  пропорциональна  $\Delta H - H_0$ , тогда скорость синерезиса (разрушения) вспененного шлака можно оценить по выражению, полученному в лабораторных условиях при вспенивании основного шлака холодным газом [43]:

$$v_h = 7,0 \cdot 10^{-3} \cdot (\Delta H - H_0) \cdot \eta^{-3,3}, \quad (1.4)$$

Используя выражение (1.4), можно лишь достаточно приблизительно оценить скорость разрушения (синерезиса) вспененного гетерогенного шлака в производственных условиях, так как газовая фаза пузырей имеет примерно такую же температуру, что и сталеплавильный шлак. В то же время скорость разрушения гомогенного вспененного шлака, также приблизительно можно оценить по выражению [43]:

$$v_h = 2,0 \cdot 10^{-3} \cdot (\Delta H - H_0) \cdot \eta^{-1}, \quad (1.5)$$

что соответствует максимально установленной в лабораторных условиях высоте вспененного шлака.

Согласно данным Д. Сайбри, при вспенивании сталеплавильных шлаков необходимо учитывать изменение вязкости сталеплавильного шлака по ходу его вспенивания, для этого им введено понятие эффективной вязкости  $\eta_{пен}$ , величина которой, тем больше по сравнению с невспененной жидкостью, чем выше объёмное газосодержание пены  $\varphi$ . Величина эффективной вязкости может быть оценена по формуле [43]:

$$\eta_{пен} = \eta / (1 - \varphi^{1/3}), \text{ при } \varphi = 0,3 \div 0,6 \quad (1.6)$$

Вспененный шлак (пена), как фаза, обладающая большим запасом поверхностной энергии, является достаточно неустойчивым, и его разрушение

облегчается при использовании физических, химических или механических способов воздействия на шлак. Так, нагрев гетерогенного шлака, содержащего твердые частицы, переводит его в гомогенное состояние, при этом плёнки шлака, лишённые твёрдой основы «каркаса», становятся непрочными, и вспененный шлак (пена) разрушается. К химическим способам воздействия на шлак следует отнести присадки в шлак поверхностно-активных соединений, не являющихся стабилизаторами пены (оксиды щелочных металлов,  $CaF_2$  и др.).

На основе анализа выполненных исследований, на процесс вспенивания шлака оказывают влияние два фактора [8,10]:

1. Экстенсивный фактор, который определяет количество выделяющегося из ванны газа, обеспечивающего вспенивание шлака.
2. Интенсивный фактор, который определяет возможность шлака задерживать пузырьки газа в своём объёме (вспениваемость шлака).

Количество выделяющегося из ванны газа, главным образом, определяется количеством подаваемого в шлак углеродсодержащего материала (УСМ) и скоростью его окисления оксидами железа в соответствии с реакцией:



Наряду с этим, на процесс выделения газа, влияют реакции (1.8)-(1.11), которые также протекают в самом шлаке, реакции (1.12) и (1.13), которые протекают в объёме металла и реакция (1.14), которая протекает на границе раздела «металл»-«шлак» [21,66]:



При этом основную роль, в процессе вспенивания шлака играет протекающие реакции (1.7), что требует обязательного использования специального оборудования для подачи УСМ в шлак [10,21].

На процесс вспенивания шлака, помимо объёма газа, образующегося по ходу процесса плавки газа, оказывает влияние также его способность задерживать пузырьки газа в своём объёме - вспениваемость шлака, которая зависит от его физико-химических свойств [10,21]. Первые исследования в этой области, проходившие в 40-х годах XX века, были направлены на исследование возможности сдерживания процесса вспенивания, применительно к мартеновскому и конвертерным процессам [10,67,68].

Так в мартеновских печах, где тепло передаётся от факела к металлу через слой шлака, вспенивание последнего в период расплавления и рудного кипения приводит к снижению теплопроводности шлака, что замедляет, прогрев металла, снижает интенсивность окисления углерода, и приводит к повышению продолжительности плавки и ухудшению качества металла. Отражение тепла от вспененного шлака вызывает перегрев свода, головок и стенок печи, что сопровождается снижением их стойкости и повышением расхода топлива на процесс плавки [57]. В случае кислородно-конвертерного процесса, со свойственными ему значительными скоростями окисления углерода, и соответственно, высокими скоростями образования газа  $\{CO\}$ , вспенивание шлака иногда настолько сильно, что происходит его перелив через край горловины. Это приводит к росту потерь металла со шлаком и нарушению нормального хода процесса [40,64].

В период 40-70 гг. XX века, изучение влияния различных факторов, влияющих на процесс вспенивания шлака, базировалось на наблюдениях за промышленными плавками и лабораторных исследованиях, носивших как, правило качественный характер, где неучтёнными оставались многие факторы. В результате выводы о связи явления вспенивания с различными технологическими параметрами нередко были противоречивы [21].

Наиболее важные результаты, являющиеся актуальными в настоящее время, получены при исследовании процесса вспенивания шлака в кислородных конвертерах и мартеновских печах. Эти результаты можно перечислить в виде следующих положений:

1. Вспененный шлак является термодинамически неустойчивой системой, поскольку при переходе от плотной жидкости с поверхностным натяжением  $\sigma$  к пене необходима затрата энергии  $\sigma \Delta S$  ( $\Delta S$  - разность величин поверхностей контакта единицы веса плотного и вспененного шлака с газом). Формирование вспененного шлака и его длительное существование обусловлены кинетическими факторами, замедляющими процессы всплывания и исчезновения пузырьков газа, в той степени, которая позволяет при определённой скорости поступления газа в шлак образовывать пену соответствующей высоты. После прекращения поступления газа в шлак пена, через какое-то время спадает и превращается в слой плотного шлака [43-65].

2. Фактором, способствующим формированию пены, является повышенная вязкость шлака, обусловленная как свойствами гомогенного расплава, так и присутствием в нём твёрдых частиц. Повышение вязкости шлака в диапазоне вязкостей, обеспечивающих металлургические свойства шлаков, способствует «застреванию» в нём пузырьков газа, снижению плотности шлакового покрова и повышению высоты шлакового покрова [43-65].

3. При определённых условиях шлак с низким поверхностным натяжением и наличием поверхностно активных компонентов (ПАВ) вспенивается лучше. Действительно, образующийся газ может увеличить межфазную поверхность  $\Delta S$ , при меньшей удельной поверхностной энергии на поверхности контакта «шлак»-«газ»  $\sigma$ . Кроме того, при малом значении  $\sigma$ , невелик и выигрыш в энергии при спонтанной осадке пены, вследствие стремления шлака к минимальному запасу энергии. Однако, для шлаков, т.е. сред, имеющих высокие поверхностные натяжения ( $400 \div 600$  мДж/м<sup>2</sup>), трудно предполагать устойчивость пены по аналогии с органическими пенами или вообще низкотемпературными пена-

ми. Если растворы мыла в воде имеют поверхностное натяжение  $1 \div 10$  мДж/м<sup>2</sup>, то естественно, что увеличение концентрации мыла, приводящее к снижению поверхностного натяжения на  $1 \div 2$  мДж/м<sup>2</sup>, заметно повышает вспениваемость раствора и устойчивость пены. В случае шлаков даже выталкивание на межфазную границу слабого иона  $PO_4^{3-}$ , приводящее к понижению межфазного натяжения, например, на  $100$  мДж/м<sup>2</sup> не меняет качественно картины - шлаковая пена остаётся неустойчивой системой. Поэтому увеличение способности шлаков пениться, происходящее при понижении их поверхностного натяжения, не связано с абсолютными значениями поверхностного натяжения. Скорее всего, влияние на вспениваемость шлаков оказывает адсорбция ПАВ на поверхности газовых пузырьков, приводящая к упрочению их стенок на некоторое время (эффект Меренгони, «расклинивающий» эффект) (рис.1.5)). Следует учесть, что эти явления, оказывают заметное влияние на вспениваемость только жидкоподвижных маловязких шлаков [65].

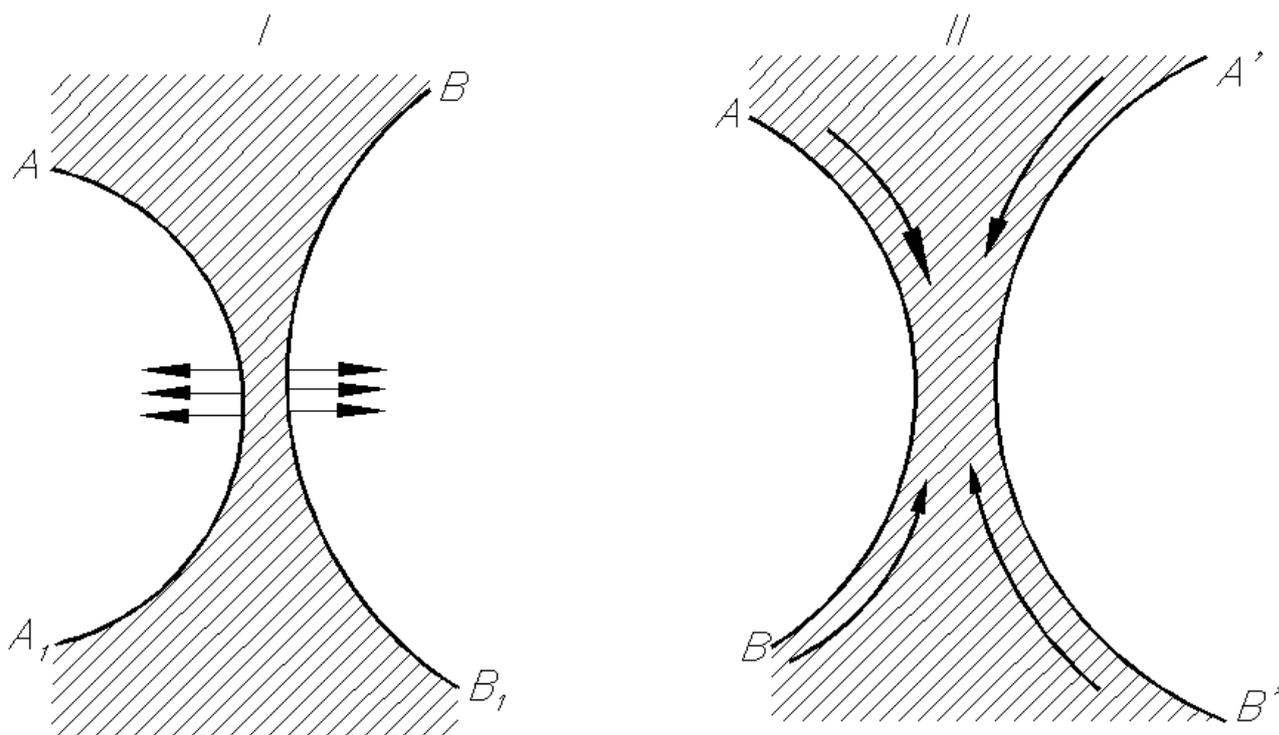


Рис. 1.5. Эффект расклинивающего (отталкивающего) явления одноимённо заряженных ионов, размещённых на поверхности пузырьков AA<sub>1</sub> и BB<sub>1</sub> (I), и эффекта Меренгони в поверхностных слоях AB и A'B', охватывающих пузыри (заштрихованная часть – жидкость) (II)

4. При прочих равных условиях снижение размера пузырей вспенивающего газа, приводит к повышению высоты пены. По-видимому, мелкие пузырьки газа  $\{CO\}$  не обладают достаточной энергией и не могут «пробить» слой шлака, застревают в нём и всплывают с маленькой скоростью. Это также связано с вязкостью шлака косвенно [43-65].

Обобщая сказанное, можно предположить причину противоречий в выводах о влиянии характеристик промышленных шлаков на их вспениваемость [60-65]. В реальных условиях плавки, шлаки гетерогенны и характеризуются большими значениями вязкости. Практически все компоненты шлаков, понижающие поверхностное натяжение, способствуют уменьшению вязкости за счёт гомогенизации  $SiO_2$ ,  $P_2O_5$ ,  $Fe_2O_3$  и т.д., а также за счёт дополнительного снижения вязкости гомогенного расплава  $CaF_2$ ,  $Na_2O$  и т.д. Поэтому введение этих компонентов в промышленные шлаки, приводит к снижению их вспениваемости, так как влияние вязкости в производственных условиях является определяющим.

С 80-х годов XX века в Европе, США и Японии ведутся работы по внедрению новой технологии получения чугуна в агрегате кислородно-конвертерного типа, имеющей ряд ключевых преимуществ перед широко известным доменным процессом [65]. Предлагаемая технология заключается в подаче заранее подготовленной железной руды и угля в шлак через расходные бункеры конвертера, подачу кислорода через водоохлаждаемую фурму. Существенным элементом этой технологии является ведение процесса с достаточно толстым слоем вспененного шлака, поскольку он даёт возможность эффективно дожигать в своём объёме образующийся газ  $\{CO\}$ , передавая тепло дожигания металлу, при одновременном предотвращении окисления металла, а также снижении выделения пыли. В то же время, высокие скорости образования газа могут привести к чрезмерному вспениванию и выбросу шлака, что может ограничить производительность процесса [50-60]. Поэтому реализация данной технологии требует контроля высоты шлака, т.е. применения на практике количе-

ственных зависимостей, которые адекватно отражают связь скорости образования газов, свойств шлака и высоты пены.

Кроме того, в те же годы XX века развернулись широкие работы по повышению эффективности доменной плавки, внедрению новых процессов внедоменной обработки чугуна, обработки стали на агрегатах «ковш-печь» (АКП), выплавки стали в сверхмощных ДСП под вспененным шлаком, требующих предельно предсказуемого поведения шлака [67]. Это положило начало интенсивным исследованиям, направленным на выявление и внедрение количественных закономерностей, связывающих вспениваемость шлака с его физико-химическими свойствами [69-95].

Анализ научно-технической литературы показал, что общепризнанной теории, объясняющей явление вспенивания шлаков, до настоящего времени нет. В то же время имеются различные точки зрения. Так, советский исследователь С.И. Сапиро предложил не путать процесс вспучивания шлака из-за сопротивления его слоя всплытию газовых пузырей и пенистое кипение ванны (вспенивание шлака). Под пенистым кипением ванны, он понимал зарождение огромного количества мельчайших пузырей  $CO$  критического размера на границе раздела «шлак» – «металл», и повышение их устойчивости под влиянием механически прочных адсорбционных плёнок. В данном случае, пузыри  $CO$  расположены в шлаке, с минимальной границей раздела «газ» – «металл». Вспенивание шлака, в этом случае, происходит при непрерывном отрыве пузырей от границы раздела «шлак – металл». Другими словами, процесс образования поверхностной пены не возможен и не происходит при следующих условиях  $W_{адг} \geq W_{ког}$ ,  $\theta_{г-ш} = 0$ ,  $\theta_{м-ш} = 0$  или  $\sigma_{г-м} > (\sigma_{г-ш} + \sigma_{м-ш})$ , то есть когда капля шлака образует на поверхности металла тонкую шлаковую плёнку. Это происходит на пример, в кислой ванне и в некоторых случаях в основной ванне. Поверхностное вспенивание (пенистое кипение) в сталеплавильной ванне может происходить только при выполнении следующего условия:

$$W_{адг} < W_{ког}, \theta_{г-ш} > 0, \theta_{м-ш} > 0$$

где  $W_{адг}$  – работа адгезии на границе раздела «шлак – металл»;  $W_{ког}$  – работа когезии шлака;  $\theta_{г-ш}$  – краевой угол смачивания металла шлаковой линзой в газовой среде;  $\theta_{м-ш}$  – краевой угол, образуемый шлаковой линзой на границе шлак – металл;  $\sigma_{г-м}$ ,  $\sigma_{г-ш}$ ,  $\sigma_{м-ш}$  – коэффициенты поверхностного натяжения на границах «газ – металл», «газ – шлак» и «металл – шлак».

Таким образом, на основании выше сказанного можно сформулировать следующие основные положения процесса вспенивания сталеплавильного шлака [43-65]:

1. Процесс пенообразования связан с образованием в массе шлака газообразной фазы и выделением её на поверхность в виде пены.
2. Процесс вспенивания шлака определяется объёмом газа выделяющегося в единицу времени и числом образующихся в шлаке или поступающих в него пузырей, а также от времени существования единичных пузырей в шлаке.
3. Разрушение вспененного шлака может происходить, либо под воздействием избыточного давления поверхностных сил, возникающих внутри пузырей в случае отсутствия каких-либо внешних сил, либо под действием силы тяжести и давления поверхностных слоёв в результате утончения плёнок при стекании шлака, заключённого между ними.
4. Как термодинамически неустойчивая система (вспененный шлак), может существовать долгое время только в том случае, если внутри неё совершаются те или иные процессы, приводящие к укреплению пузырей и продлевающие сроки их существования (повышающие устойчивость пены).
5. Наличие в шлаке поверхностно-активных веществ приводит к стабилизации процесса вспенивания шлака, за счёт возникновения кинетического фактора, стабилизирующего адсорбционные слои (эффекта Гиббса – Меренгони).

Согласно В.И. Явойскому на процесс пенообразования и его устойчивость влияют:

1. *Химический состав шлака.* В случае основных шлаков, пенообразование повышается при увеличении содержания  $SiO_2$  и  $P_2O_5$  и снижении подлинной

основности (т. е. основности шлака определённой по содержанию растворенного оксида кальция). Добавка в жидкоподвижный шлак плавикового шпата незначительно повышает склонность этих шлаков к пенообразованию, что связано с повышением в шлаке содержания поверхностно-активного иона  $F^-$ . Увеличение содержания ( $FeO$ ) в шлаке повышает склонность шлаков к пенообразованию, в результате интенсификации подшлакового процесса окисления углерода, что приводит к возникновению большого количества мелких пузырей, всплывающих в шлаке с минимальной скоростью.

2. Механическая прочность плёнок, которая определяется содержанием поверхностно-активных крупных анионов (кремнекислотных и кремнефосфористых комплексов), то есть *поверхностная вязкость шлака*.
3. Понижение температуры шлака, приводит к повышению механической прочности плёнок и вязкости шлака, а также замедляет растворение взвешенных в шлаке твёрдых частиц. Повышение температуры снижает устойчивость шлаковой пены.
4. Наличие в шлаке хорошо смачиваемых шлаком твёрдых частиц (гетерогенность шлака).
5. Повышение в рабочем пространстве печи давления, наличие упругих струй, осаждающих пену, приводят к снижению толщины вспененного шлака.

### 1.3 Вспенивание электропечных шлаков

Анализ имеющихся данных, о процессе вспенивания сталеплавильного шлака в дуговых сталеплавильных печах позволяет сказать, что существует несколько подходов к описанию механизма этого процесса. Купер и Китчер, описывая процесс вспенивания, связывали стабильность пены с поверхностным натяжением и другими физико-химическими параметрами шлака. Причём с их точки зрения, наибольшее положительное влияние на поддержание пены оказывает повышенная вязкость. Однако Бикерман первым, основываясь на рас-

смотрении равновесия между процессами образования и разрушения пены шлака предложил, модель, позволяющую измерить величину вспенивания. В качестве этой величины был определен индекс, определяемый соотношением [71]:

$$\Sigma = V_{\text{пены}}/V_2, \quad (1.15)$$

где  $V_{\text{пены}}$  – объём вспененного шлака в устойчивом состоянии;  $V_2$  – объём вспенивающего газа, проходящего через шлак в единицу времени.

Физический смысл индекса вспенивания, был определён, как время прохождения пузырька через слой шлака, то есть имеет размерность времени.

R.J. Fruehan экспериментально установил, что не зависимо от объёма, индекс вспенивания имеет одинаковые значения для печей различной ёмкости. Им же было установлено, что процесс образования вспененного шлака в существенной степени зависит от скорости всплытия пузырьков газа в шлаке. Для количественной оценки скорости образования газа, удобно воспользоваться значениями числа Рейнольдса. При небольших значениях числа Рейнольдса, толщина вспененного шлака  $\Delta H$  зависит от скорости поступления газа  $\bar{W}_2$  (м/с) и определяется индексом вспенивания  $\Sigma$  (с). Поэтому, наиболее признанной и широко используемой на практике является концепция R.J. Fruehan и его со-трудников [71,76-78], которая формализует явление вспенивания шлака с помощью индекса вспенивания  $\Sigma$  (с), который характеризует время всплытия пузырьков газа через слой шлака высотой  $\Delta H$  (м) со скоростью  $\bar{W}_2$  (м/с):

$$\Sigma = \Delta H/\bar{W}_2, \quad (1.16)$$

Высота пены  $\Delta H$ , определяется как разница между высотой вспененного и исходного плотного шлака. Скорость газа  $\bar{W}_2$  вычисляется, как объём образующегося в ванне газа за единицу времени  $V_2$ , приходящийся на единицу поверхности  $S_г$  ванны:

$$\bar{W}_2 = V_2/S_г, \quad (1.17)$$

R.J. Fruehan и его сотрудниками также было установлено, что для усиления процесса вспенивания, необходимо увеличивать вязкость и уменьшать поверхностное натяжение, согласно выражению [71]:

$$\Sigma = 5700 \cdot \frac{\mu}{(\rho \cdot \sigma)^{0,5}}, \quad (1.18)$$

где  $\mu$  - вязкость шлака, Па·с;  $\rho$  - плотность шлака, кг/м<sup>3</sup>;  $\sigma$  - поверхностное натяжение шлака, Н/м.

Позже, Янгом и R.J. Fruehan было установлено влияние температуры на индекс вспенивания:

$$\log \Sigma = \frac{6610}{T} - 3,90, \quad (1.19)$$

Затем R.J. Fruehan с сотрудниками, путём проведения экспериментальных исследований показали, что индекс вспенивания близко связан не только с физико-химическими свойствами шлака, но и дисперсностью пузырей, образующих вспененный шлак и выражается зависимостью [76]:

$$\Sigma = 115 \cdot \frac{\mu^{1,2}}{d^{0,9} \cdot \rho \cdot \sigma^{0,2}}, \quad (1.20)$$

где  $d$  – диаметр пузырька, м.

Величину индекса вспенивания  $\Sigma$ , также можно рассчитать по одной из следующих зависимостей, полученных различными исследователями и представленными в табл. 1.1.

Таблица 1.1. Формулы для расчёта индекса вспенивания.

Формула	Источник
$\Sigma = \frac{k \cdot \mu}{(\rho \cdot \sigma)^{0,5}}$	[71]
$\Sigma = 1 \times 10^6 \cdot \left( \frac{\mu \cdot E_{эф}}{(\rho \cdot g)^2 \cdot d} \right)$	[16]
для шлаков на основе CaO $\Sigma = 214 \cdot \frac{\mu}{(\rho \cdot \sigma)^{0,5}}$	[17]

для шлаков на основе $MgO$	
$\Sigma = 999 \cdot \frac{\mu}{(\rho \cdot \sigma)^{0,5}}$	[17]
$\Sigma = 359 \cdot \frac{\mu}{(g \cdot \rho \cdot \sigma)^{0,5}}$	[71]
где $k$ – эмпирическая константа, определяемая химическим составом шлака; $\mu$ – вязкость, Па·с; $\rho$ – плотность, кг/м <sup>3</sup> ; $\sigma$ – поверхностное натяжение, Н/м; $E_{эф}$ – эффективная эластичность.	

Исходя из полученных вышеупомянутыми авторами данных, следует, что ключевым фактором разрушения вспененного шлака является стекание шлака из тонких прослоек разделяющих пузыри, в результате чего происходит объединение пузырей друг с другом, или газ напрямую выходит в атмосферу [69-95]. Повышенная вязкость шлака, приводит к замедлению процесса стекания шлака и воздействует как фактор, препятствующий термодинамически выгодному процессу осаждения вспененного шлака (рис. 1.6) [73].

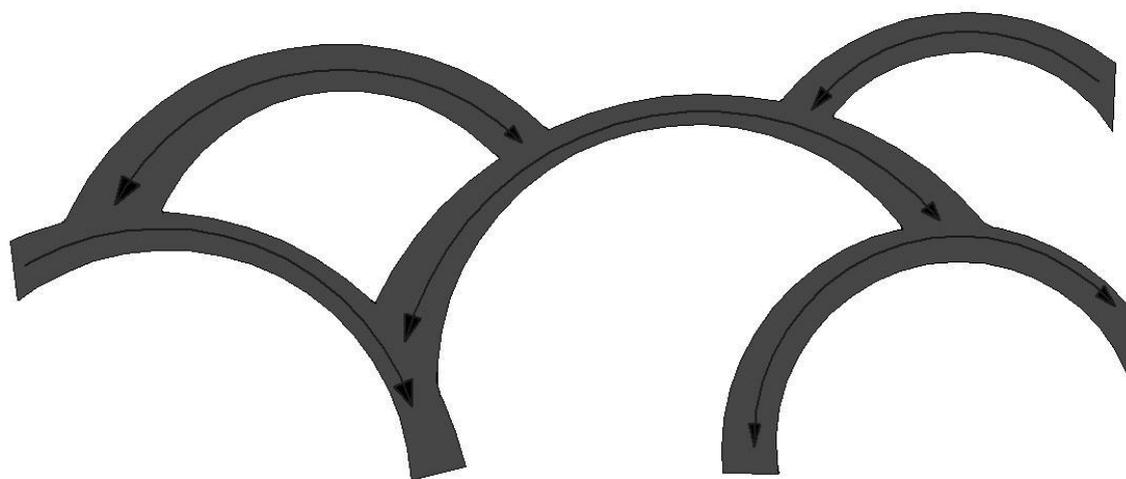


Рис. 1.6. Схематическое изображение стекания шлака из прослоек, разделяющих пузыри, приводящего к разрушению (синерезису) пены [73].

Исходя из выше сказанного, для обеспечения применимости полученных зависимостей в промышленных условиях, необходимо установить оптимальный химический состав шлака, обеспечивающий эффективное вспенивание шлака. Так, исследователи Моралес и Гаг, с использованием уравнения (1.20) предложили физическую модель вспенивания шлака. Проведённые ими экспе-

рименты показали, что с повышением вязкости и уменьшением поверхностного натяжения, время пребывания пузырька вспенивающего газа в слое вспененного шлака увеличивается. Сокращение диаметра пузырьков газа, также способствовало увеличению индекса вспенивания шлака. Также было обнаружено, что увеличение диаметра пузырьков более 5 мм, способствовало резкому ухудшению процесса вспенивания шлака. Это подтверждается данными, что добавление кокса и кислорода в период вспенивания, приводило к уменьшению слоя пены, так как поверхность кокса способствует объединению пузырьков и получению их большого размера.

Гаг, также определил время пребывания пузырька вспенивающего газа в слое шлака (индекс вспенивания) для системы  $CaO-SiO_2-FeO$ , которое было выражено через следующее выражение:

$$\Sigma = -3,391 \cdot 10^{-4} \cdot (\%CaO)^{-3,66} + 4,835 \cdot 10^{-14} \cdot (\%SiO_2)^{8,26} + 2,603 \cdot 10^{-3} \cdot (\%FeO)^{1,318}$$

$$R^2 = 0,988$$

Остальные исследования [67,73,82-86,97], доведённые до уровня инженерных приложений, также используют понятие индекса вспенивания и определяют качественно подобные зависимости толщины вспененного шлака от скорости образования газа и его свойств. При этом, данные зависимости, находят гораздо менее широкое доказательство промышленным данным, чем теория R.J. Fruehan [82-86,98]. В научно-технической литературе, показана принципиальная возможность прогнозирования высоты вспененного шлака, если имеются надёжные данные о его вязкости [93-96]. При этом доказана возможность применения уравнений вида (1.17) как для гомогенных, так и гетерогенных шлаков [67,69,79].

Однако, известные практические рекомендации по управлению шлаковым режимом электроплавки носят в основном качественный характер, это уменьшает возможность выработки управляющих воздействий, что не позволяет получать выгоду от вспенивания шлака в полном объёме [7,13,68].

В работах [21,77] приведена диаграмма, характеризующая зоны «низкой» и «высокой» вспениваемости шлака, в координатах «активность оксидов железа» – «основность» для условий жидкого периода плавки стали в ДСП, т.е. достаточно обширного интервала температур сталеплавильной ванны (рис. 1.7). Так, область «I» отвечает шлакам с высокой активностью ( $FeO$ ) и сравнительно небольшой основности шлака. Область «II» отвечает шлакам с довольно небольшой активностью ( $FeO$ ) и низкой основностью шлака. Область «III» отвечает шлакам с одновременно высокой активностью ( $FeO$ ) и основностью шлака [7].

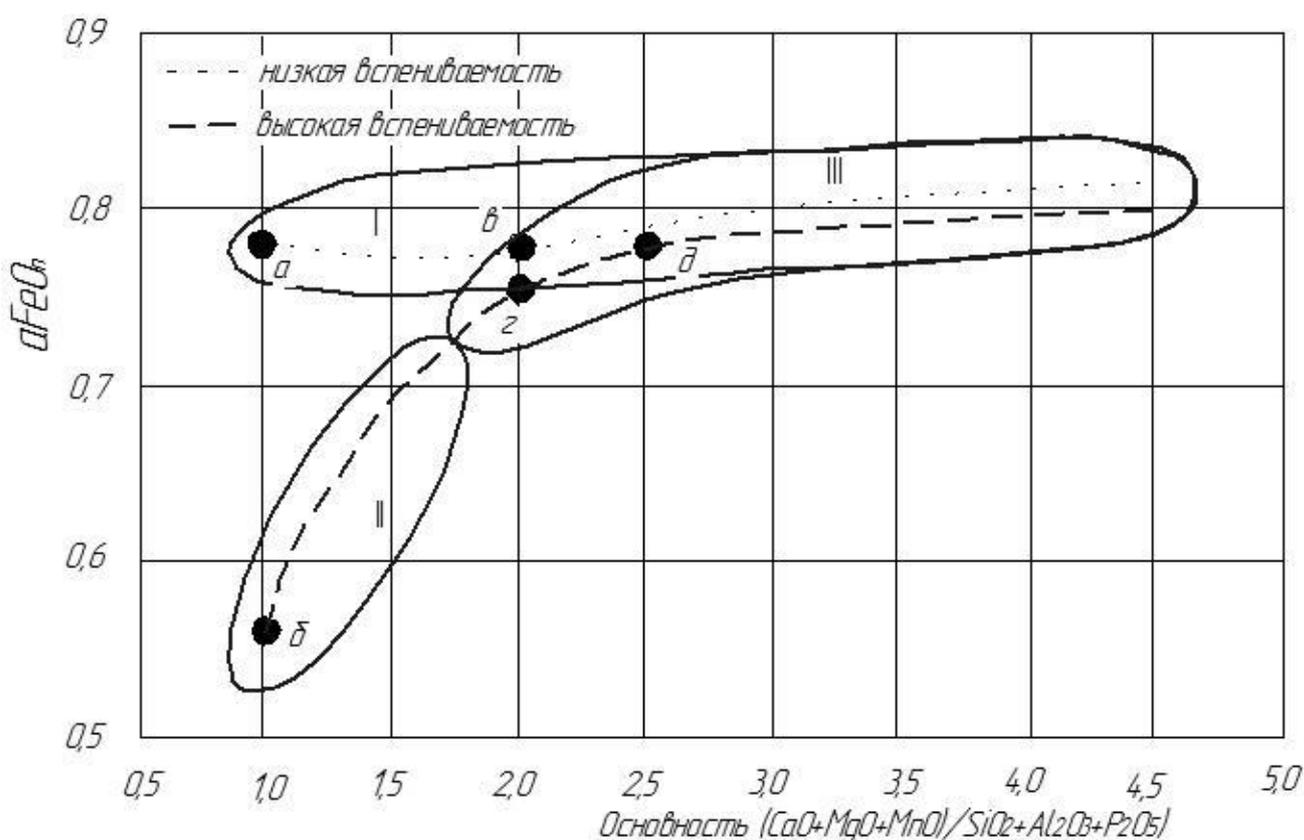


Рис. 1.7. Влияние активности оксидов железа и основности на вспениваемость шлака [7].

Анализ представленных на рис. 1.7 данных позволяет сказать, что шлаки из области «I» (точки «а» и «в») характеризуется достаточно низкой вспениваемостью, так как, шлаки этой области при температурах жидкой ванны находятся в гомогенном состоянии, а значительная активность ( $FeO$ ) понижает их вязкость [7,21]. Шлаки из области «II» (точка «б») имеют высокую вспениваемость [7,21]. Шлаки из области «III» (точка «д») имеют высокую вспениваемость [7,21].

мость, несмотря на то, что находятся в гомогенном состоянии; пониженная в сравнении с зоной «I» активность ( $FeO$ ) приводит к увеличению вязкости шлаков. Область «III» (точки «г» и «д») отвечает гетерогенным шлакам с достаточно высокой вспениваемостью, которая частично закрывает область «I» [17,90-93].

В условиях производства это означает, что существует два способа повысить вспениваемость электропечного шлака, которые сводятся к увеличению вязкости шлака, это:

- понижение окисленности шлака, что приводит к росту вязкости гомогенного шлака в зоне низких основностей (переход от точки «а» к точке «б»), и к гетерогенизации шлаков с соответствующим ростом вязкости для составов с высокой основностью (переход от точки «в» к точке «г»);
- рост основности шлака, также приводит к росту вязкости, даже если он содержит большое количество ( $FeO$ ) (переход от точки «а» и точки «в» к точке «д»); однако рост основности высокожелезистых шлаков до определённого времени не вызывает роста их вязкости и вспениваемости (переход от точки «а» к точке «в»), и только после превышения определённого предела основности, отвечающего началу выделения из гомогенного шлака твёрдых частиц, вязкость высокожелезистых шлаков повышается (переход от точки «в» к точке «д») [7,90-95].

Однако, этот предел должен существенно изменяться, в зависимости от состава образующихся шлаков, и особенно от их температуры, т.е. изменяться по ходу электроплавки. Но в работе [7], при анализе (рис. 1.7) ничего конкретного не сказано, ни о температуре шлака, ни даже о температуре металла. То есть, в работе [7] приводятся довольно общие рекомендации по улучшению процесса вспенивания шлака, которые обязательно необходимо конкретизировать в каждом случае в зависимости от особенностей процесса, требований к рафинированию металла, выхода годного, массы шлака, действительной температуры шлака и т.д.

Авторы работы [13], рассматривают влияние химического состава шлака не только на вязкость, но и на скорость окисления вдуваемого в шлак угля, т.е. на скорость образования вспенивающего газа  $\{CO\}$ . На рис. 1.8а приведена диаграмма активностей ( $FeO$ ) в шлаках различного состава. На рис. 1.8б представлена диаграмма, отображающая характер изменения вспениваемости шлаков различного состава по ходу жидкого периода плавки.

Авторы работы [13] делают следующие выводы:

1. Шлаки области «I» в условиях электроплавки совершенно гомогенны и поэтому имеют низкую вспениваемость, несмотря на значительную скорость восстановления ( $FeO$ ) подаваемым углеродом.
2. Шлаки области «II» в условиях электроплавки также полностью гомогенны, и обладают низкой вспениваемостью из-за малой скорости восстановления ( $FeO$ ) вдуваемым углём, несмотря на их повышенную вязкость.
3. Шлаки области «III» в условиях электроплавки гетерогенны, обладают повышенной вспениваемостью, из-за высоких значений вязкости и скорости восстановления ( $FeO$ ).

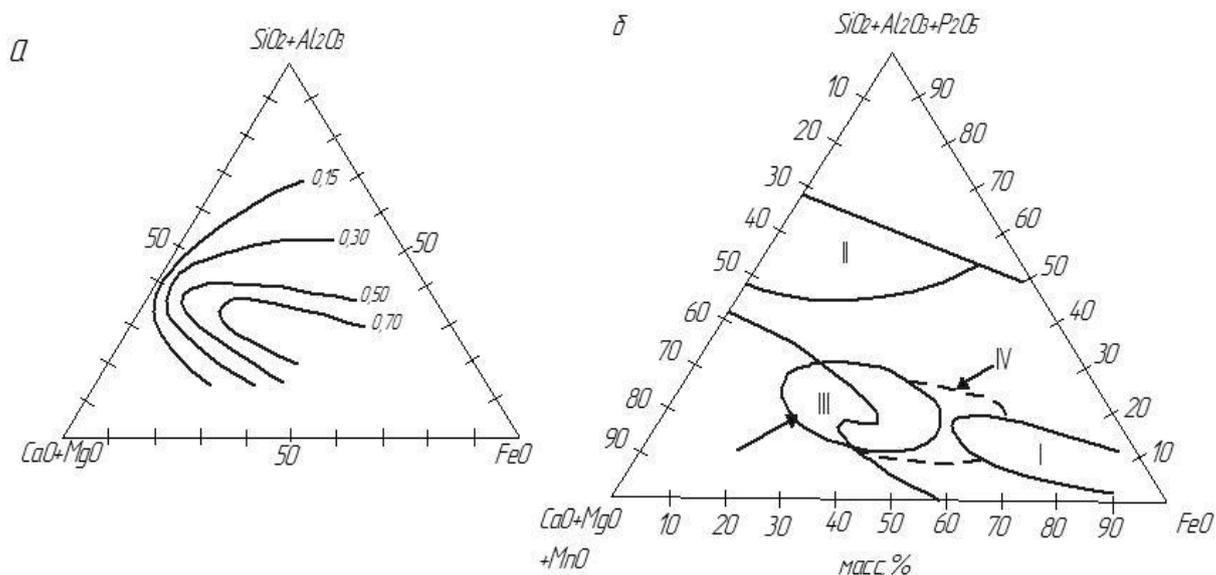


Рис. 1.8. Характеристики шлаков: а - активность  $FeO$  в шлаке; б - области составов, характеризующие однотипную вспениваемость шлаков и скорость окисления шлаком вдуваемого углерода [13].

Область «IV» на рис. 1.8б, отражает влияние насыщения шлаков  $CaO$  и  $MgO$ , приводящего к повышению их вспениваемости. Полученные в работе [13] выводы, соответствуют промышленным и лабораторным данным работы [81,99], а именно по скорости окисления подаваемого в шлак углерода. При росте основности, шлаки быстрее окисляют подаваемый углерод, в результате чего повышается скорость образования газа  $\{CO\}$ , что и предопределяет рост высоты пены [81].

#### 1.4 Недостатки технологии вспенивания шлаков в ДСП

Несмотря на повышение эффективности электроплавки, технология вспенивания шлаков до настоящего времени не использует полностью свой потенциал [68-95]. Это связано с тем, что достаточная для укрытия электрических дуг высота вспененного шлака наблюдается только в начальной стадии окислительного периода, а к концу плавки его высота существенно снижается.

Как показывает, анализ научно-технической литературы, существует ряд мнений о повышении эффективности вспенивания электропечных шлаков. Так в работе [13] приводятся данные о том, что для обеспечения эффективного вспенивания шлака необходимо поддерживать в них содержание ( $FeO$ ) от 10 до 18%, при температуре металла не выше 1580°C. Согласно же данным работы [14] утверждается, что при температуре металла около 1600°C и содержании ( $FeO$ ) в шлаке выше 25% происходит перевод шлака из вспененного состояния в полностью жидкое, что приводит к росту потерь энергии, интенсивному облучению футеровки (водоохлаждаемых элементов) и т.д. По мнению авторов работы [13], для эффективного вспенивания шлака необходимо поддерживать содержание ( $FeO$ ) в шлаке более 30%, а в работе [29] рекомендуется проводить вспенивание при основности  $\sim 2$  и содержании ( $FeO$ ) = 8÷28%.

Таким образом, выводы и рекомендации работ [7,13,14,69] достаточно противоречивы, однако, общим является лишь констатация факта о снижении вспениваемости при превышении ( $FeO$ ) в шлаке выше некоторого предела, что

можно объяснить снижением вязкости или гомогенизацией шлака при повышении окисленности.

Мировой опыт эксплуатации дуговых сталеплавильных печей показывает, что к концу плавки по мере снижения содержания углерода в ванне  $<0,2\%$  (особенно при менее  $0,1\%$ ) резко возрастает содержание ( $FeO$ ) в шлаке, что приводит к снижению их вязкости и вспениваемости, что и подтверждают работы [1,7,13,72]. Некоторая степень снижения высоты вспененного шлака к концу плавки, вероятно, связана также с переходом режима обезуглероживания металла от «подшлакового» к «подовому», и как следствие с соответствующим ростом размеров пузырей  $\{CO\}$ . Однако эти явления носят объективный характер, поэтому борьбу с их отрицательными последствиями необходимо вести путём улучшения вспениваемости шлака, путём адекватной оценки его физических свойств, с последующим их регулированием.

В то же время, анализ влияния окисленности шлаков на процесс вспенивания шлака, не позволяет достаточно полностью решить вопрос стабилизации процесса вспенивания электропечных шлаков, так как при решении этого вопроса необходимо учитывать фактическую температуру шлака.

Анализ данных, представленных на рис. 1.7, показывает, что увеличение основности до определённого предела не приводит к повышению уровня вспенивания шлака. Предельное содержание в шлаке основных оксидов, превышение которого означает гетерогенизацию шлака, приводящую к возрастанию вязкости и уровня вспенивания шлака, не является постоянной по ходу плавки величиной, так как изменяется в зависимости от температуры шлака, а не металла. В связи с тем, что в настоящее время нет достаточного понимания этого факта, то выполнение рекомендаций, представленных в работах [5,7,69-95] не позволяет получить стабильные и прогнозируемые результаты по вспениванию шлака.

Из практики известно, что температура шлака в современных сверхмощных дуговых сталеплавильных печах существенно превосходит температуру

металла [66,100]. Обычно, диапазон изменения температур вспененного шлака, замеренных в разных точках в конце периода расплавления и по ходу жидкого периода, составляет около  $1650\div 1800^{\circ}\text{C}$  [66,100]. Также известно, что при превышении толщины вспененного шлака над длиной электрической дуги часть тока замыкается через шлак, не проходя через дуги и металл, что может привести к перегреву шлака до  $1800^{\circ}\text{C}$  независимо от температуры металла [66,100]. То есть, в шлаке развивается некое подобие электрошлакового процесса, с присутствующими ему высокими температурами шлака  $1700\div 1800^{\circ}\text{C}$ .

В настоящее время, в связи с внедрением различного рода систем автоматизации, температура металла измеряется автоматическим зондом (рис. 1.3). Автоматический зонд измеряет температуру в периферийной зоне металла, которая удалена от горячих точек ванны: 1) зон горения электрических дуг, преимущественно заглублённых в шлак; 3) областей внедрения кислородных струй в металл и шлак. Так как, в области контакта струи кислорода с металлической ванной создаётся реакционная зона интенсивного окисления металлического расплава, где происходит выделение большого количества теплоты, которая не может быть полностью усвоена металлом [80,81]. Поверхность металла в реакционной зоне разогревается до температур кипения железа, так как излишек теплоты, который не может быть вовремя усвоен ванной, расходуется на испарение железа и оксидов [84,95]. Это также справедливо и для других контактирующих поверхностей: «дуга-металл», «дуга-шлак», «кислородная струя-шлак», где идут процессы окисления корольков металла и низших оксидов до высших [84-90,95]. Температуру поверхности «горячих пятен», можно оценить по величине температуры испарения компонентов шлака и металла ( $2500\div 3500^{\circ}\text{C}$ ) [73-92,95]. Так как, «горячие зоны» находятся в слое вспененного шлака или в непосредственной близости от него, это не может не сказаться на его температуре. Таким образом, значение температуры, полученное автоматическим зондом и принимаемое за среднюю температуру металла, нельзя принимать за среднюю или некую эффективную температуру шлака.

То есть, становится понятным, что анализ процессов вспенивания шлаков в диапазоне температур, который для них не характерен, является не совсем правильным, что не позволяет адекватно оценить эффективность применения технологии вспенивания шлака в дуговых печах.

### **1.5 Методы контроля процесса вспенивания сталеплавильного шлака в дуговых сталеплавильных печах**

Для обеспечения эффективного использования тепла, выделяемого электрическими дугами в объёме вспененного шлака, необходимо осуществлять оперативный контроль за степенью погружения электрических дуг в объём вспененного шлака. Однако контроль рафинирующих свойств шлака и его вспенивания значительно затруднён. В основном он выполняется «на глазок» и «на слух» и имеет индивидуальное истолкование. Методы, используемые на дуговых сталеплавильных печах переменного тока (зависимость реактанса дуг от вспенивания), только указывающие величину погруженности электрических дуг в шлак, не применимы на печах постоянного тока [2].

Как показывает анализ научно-технической литературы, сегодня известно несколько способов измерения степени экранирования электрической дуги [3], однако они не доведены до совершенства и имеют определённые недостатки.

В большинстве случаев, в промышленных условиях высоту шлака  $\Delta H$  и его характеристики определяют субъективно, из-за отсутствия достаточно совершенных датчиков разнообразных конструкций, например, содержащих оптическое устройство для регистрации теплового излучения дуги, соединённое с фоточувствительным элементом. В этом случае, определяется соотношение ультрафиолетового и инфракрасного излучения, характеризующее степень закрытия электрической дуги.

Например, компания *Centra Sviluppo Materiali* в сотрудничестве с *Acciai Speciali Terni* и *Perugia University* (Италия) разработали оптическое устройство, измеряющее положение электрода и степень экранирования электрической ду-

ги вспененным шлаком. Это устройство, измеряет характеристические эмиссии электрической дуги при отсутствии шлака и при экранировании электрической дуги частицами огнеупоров, стали или шлаком. Оптическое устройство устанавливают так, чтобы оно могло «видеть» зону горения электрической дуги, обычно перед шлаковым окном на манипуляторе с фурмой для вдувания кислорода и угля. Устройство фиксирует ультрафиолетовое и инфракрасное излучения, соотношение которых характеризует степень экранирования электрической дуги шлаком и выдаёт результаты на экран в удобной для оператора форме в цветовом изображении – зелёном при экранировании дуг шлаком и красном – при их свободном горении [2].

Иной методикой оценки величины  $\Delta H$ , особенно в агрегатах постоянного тока являются способы управления плавкой при помощи фиксации шумовыделения при горении электрической дуги [101]. Например, компания *Centre de Recherches Metallurques* (Центр металлургических исследований, Льеж, Бельгия), предложила использовать для дуговых печей, метод контроля вспенивания шлака, применяемый на кислородных конвертерах – измерение шумовыделения и вибрации печи. Технология контроля вспенивания шлака отработана на заводе фирмы *Hoogovens-Usines G. Boel* (Ла Лувьер, Бельгия) на 100-т дуговой печи постоянного тока мощностью 70 МВт, оборудованной одной топливно-кислородной горелкой мощностью 2,5 МВт. Загрузку лома, горячебрикетированного железа (до 39 % в шихте) и твёрдого чугуна (2÷18 % металлошихты) на заводе проводят двумя корзинами, углерод и кислород вдувают в печь через рабочее окно с помощью расходуемых фурм. Вспенивание шлака начинают через несколько минут после загрузки второй корзины шихты и проводят в два этапа. На первом кратковременном этапе, проводят подрезку лома кислородом, для облегчения ввода фурмы для вдувания углерода и повышения окисленности первичного шлака. На втором этапе, вдувают углерод и кислород, для получения вспененного шлака. Для измерения интенсивности шумовыделения, на пульте управления (на высоте 3 м от уровня площадки) и напротив рабочего

окна установлен шумомер, сигналы которого выводятся на экран персонального компьютера. Виброметр крепится к стеновой водоохлаждаемой панели на уровне шлакового пояса. Его сигналы также после программной обработки выводятся на экран компьютера. В процессе отработки метода контроля вспенивания шлака определены параметры шумовыделения и вибрации печи, отвечающие бесшлаковому режиму, образованию тонкого слоя шлака, высокого слоя вспененного шлака и большого объёма вспененного шлака, сопровождающегося его выбросом из печи [2,101].

Для контроля высоты вспененного шлака фирма Siemens VAI предложила акустический модуль Simelt FMS (Foaming Slag Manager), который фиксирует изменения уровня вспененного шлака во времени и определяет участки, на которых они происходят между электрической дугой и стеновыми панелями. Высота вспененного шлака определяется по уровню звука, исходящего от электрических дуг и измеряемого как вибрационный сигнал на внешние стенки печи (рис. 1.9). Для этого, на корпусе печи устанавливаются датчики вибраций. Звуковая волна, образующаяся при горении электрических дуг, видоизменяется при прохождении через вспененный шлак или слой лома. Часть энергии видоизменённой звуковой волны расходуется на вибрацию корпуса печи.

По анализу сигналов трёх датчиков, система определяет пространственное распределение лома или вспененного шлака в реальном времени.

Преимуществом этого метода, по мнению авторов, является возможность определения уровня шлака не только вблизи электродов, но и на всём пространстве между ними и корпусом печи. При помощи алгоритма управления модуль Simelt FMS автоматически регистрирует подачу углерода в каждой зоне печи. Система позволяет составить пространственную картину распределения шлака, даёт диаграмму формирования вспененного шлака во времени и пространстве, даёт возможность более рационально размещать горелки и инжекторы.

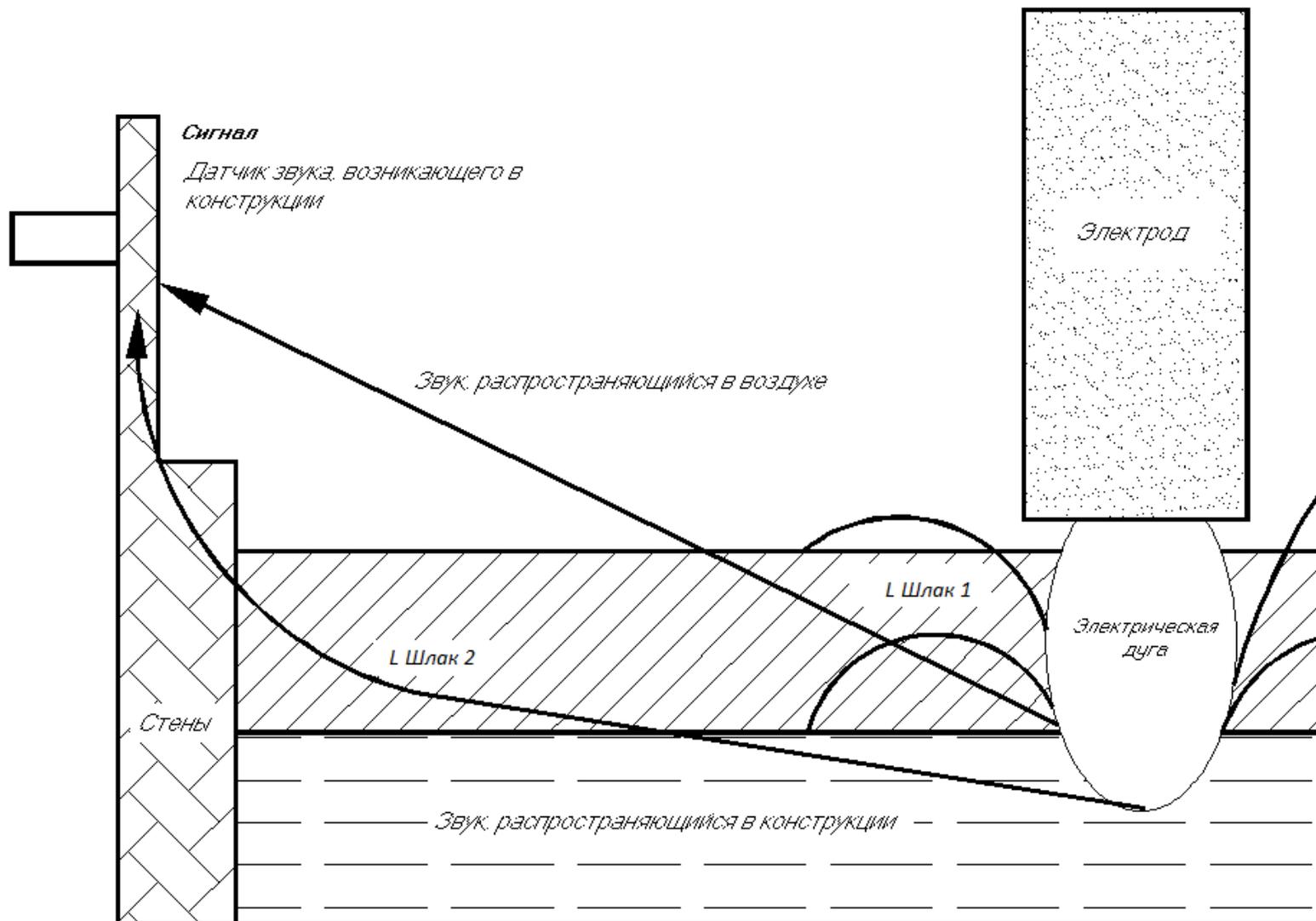


Рис. 1.9. Схематическое изображение принципа действия модуля Simelt FMS, при измерении высоты шлака, как функции звука, возникающего в конструкции печи.

Выше перечисленные способы контроля уровня вспенивания шлака, требуют использования большого количества сложных приборов. Однако, как показывает практика, эксплуатации дуговых сталеплавильных печей, горение электрических дуг в объёме вспененного шлака более стабильно в сравнении с режимом горения дуг не закрытых вспененным шлаком, характерном для начала периода расплавления. Это связано, с отсутствием высших гармоник тока и приближением формы кривой напряжения к синусоидальной [102-103]. В этом случае, горячий вспененный шлак в зоне электрических дуг стабилизирует режим их горения, за счёт образования шунта между концами электродов и металлом.

Величину стабильности горения электрических дуг при работе дуговой печи, в различные периоды плавки можно оценить путём фиксации силы тока, с учётом ступени напряжения трансформатора. Характер изменения силы тока, по ходу электроплавки стали можно оценить по среднеквадратическому значению ( $\Delta I$ , кА) (флуктуации фазных токов). Величина  $\Delta I$ , может быть определена по формуле [102]:

$$\Delta I = \left[ \frac{\sum_{i=1}^n \frac{(I_n - I(\tau))}{n} - (I_n - I(\tau))}{n - 1} \right]^{0.5}, \quad (1.21)$$

где  $I_n$  – номинальная величина силы тока дуг;  $I(\tau)$  – величина силы тока дуг по ходу нагрева металла;  $n$  – число замеров силы тока дуг, в ходе нагрева металла.

Характеристика  $\Delta I$ , процесса случайного изменения величины силы тока, связана с режимом стабильного горения электрической дуги. Если электрические дуги горят стабильно, то мгновенные значения величины силы тока в сопоставимые фазы периодов питающего напряжения остаются постоянными и действующие значения силы тока не изменяются ( $\Delta I = 0$ ). В случае неустойчивого горения дуг  $\Delta I > 0$ . В этом случае, для тока дуги справедливо следующее выражение [103]:

$$I_{\partial} = I_n \pm \Delta I \quad (1.22)$$

Мощность электрических потерь в токопроводе ( $P_{э.п}$ ) дуговой печи определяется по выражению [104-107]:

$$P_{э.п} = 3 \cdot I_{\partial}^2 \cdot R, \quad (1.23)$$

где  $R$  – активное сопротивление каждой фазы.

Подставляя величину  $I_{\partial}$  из (1.22) в (1.23), получим следующее уравнение:

$$P_{э.п} = 3 \cdot R \cdot (I_n^2 \pm 2 \cdot I_n \cdot \Delta I + \Delta I^2), \quad (1.24)$$

Учитывая, что положительные и отрицательные флуктуации тока, будут одинаковы по величине, то они должны скомпенсировать друг друга, тогда вторым слагаемым в этом уравнении можно будет пренебречь [106]. Поэтому:

$$P_{э.п} = 3 \cdot R \cdot (I_n^2 + \Delta I^2), \quad (1.25)$$

Таким образом, из выражения (1.25) следует, что увеличение величины  $\Delta I$  приводит к росту потерь электрической мощности и понижает скорость нагрева металла. Это можно объяснить возникновением высокочастотных гармоник тока [106], значительными колебаниями реактивной и активной мощностей [11,101]. Все это приводит к снижению коэффициента мощности  $\cos \varphi$  и количества энергии, передаваемого от электрических дуг металлу и шлаку.

Для исследования взаимосвязи толщины вспененного шлака ( $\Delta H$ ) и величины флуктуаций  $\Delta I$  в работе [107,128], были проведены замеры толщины вспененного шлака  $\Delta H$ , через рабочее окно дуговой печи с помощью изогнутой штанги и величины флуктуации токов по выражению (1.21), с помощью системы управления плавкой. Полученные в ходе исследования данные, представлены на рис. 1.10 и 1.11. Из анализа представленных данных рис. 1.10 следует, что чем в большей степени электрические дуги закрыты вспененным шлаком, тем устойчивее их горение по ходу плавки и меньше величина  $\Delta I$ .

Статистический анализ, большого количества опытных данных работы дуговой сталеплавильной печи показывает, что существует связь между величиной флуктуаций фазных токов и толщиной шлака в печи (рис. 1.10) [107,128]:

$$\Delta H = 585,9 - 38,12 \cdot \Delta I, R = 0,81 \quad (1.26)$$

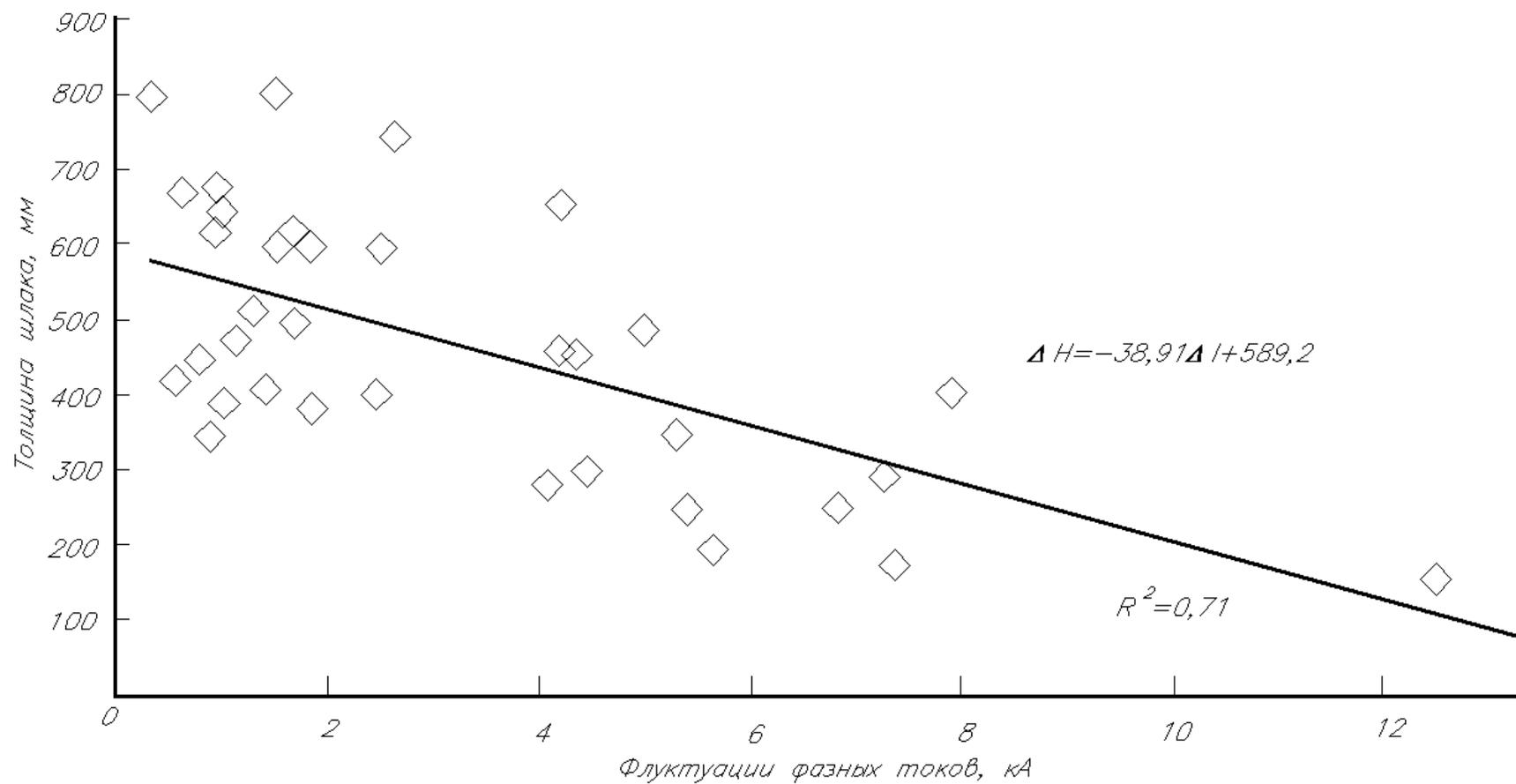


Рис. 1.10. Зависимость толщины шлака в дуговой печи от уровня флуктуаций фазовых токов [107].

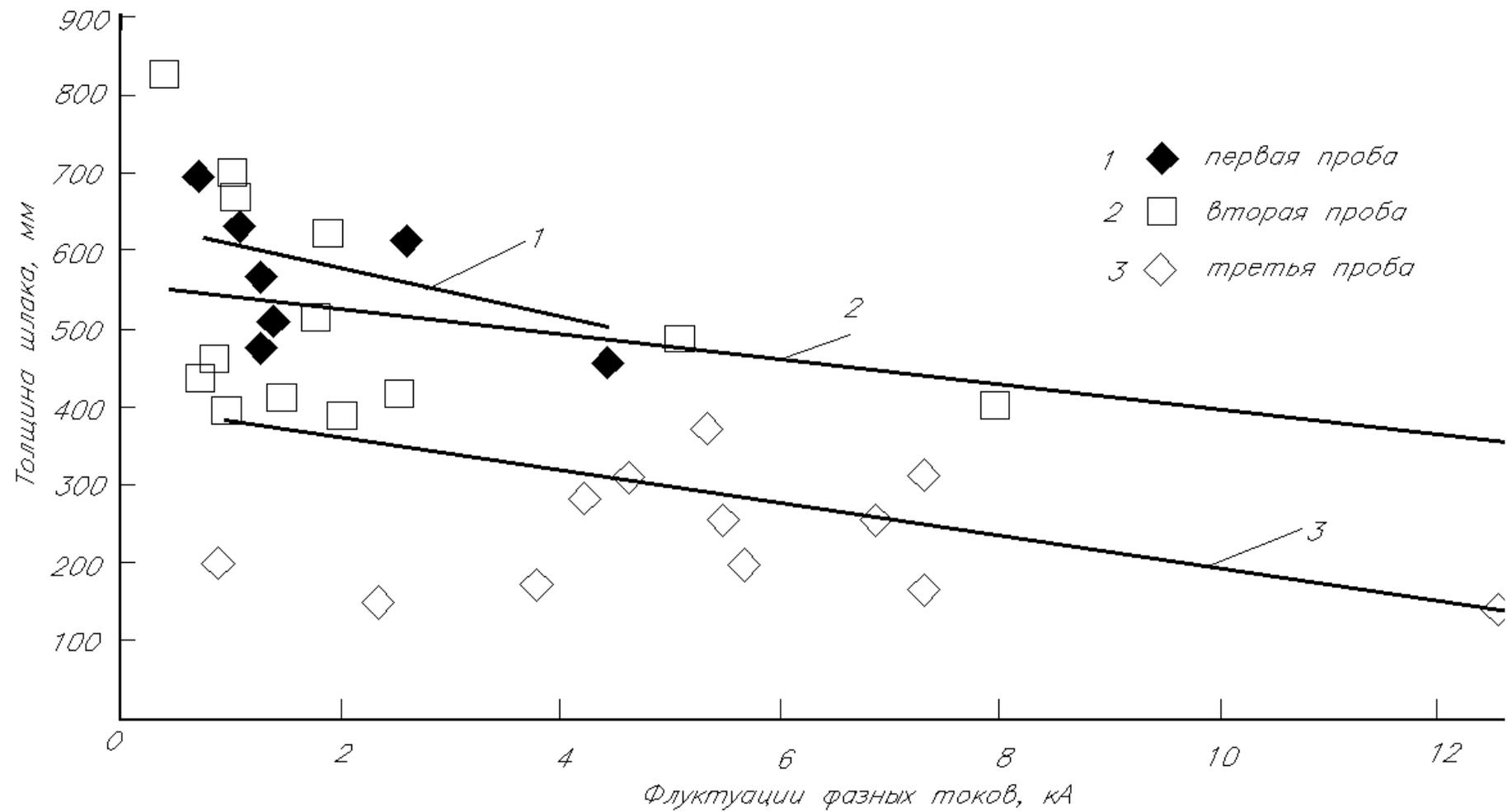


Рис. 1.11. Зависимость толщины шлака в дуговой печи от уровня флуктуаций фазовых токов (1 – в начале периода расплавления; 2 – в конце периода плавления; 3 – доводка) [107].

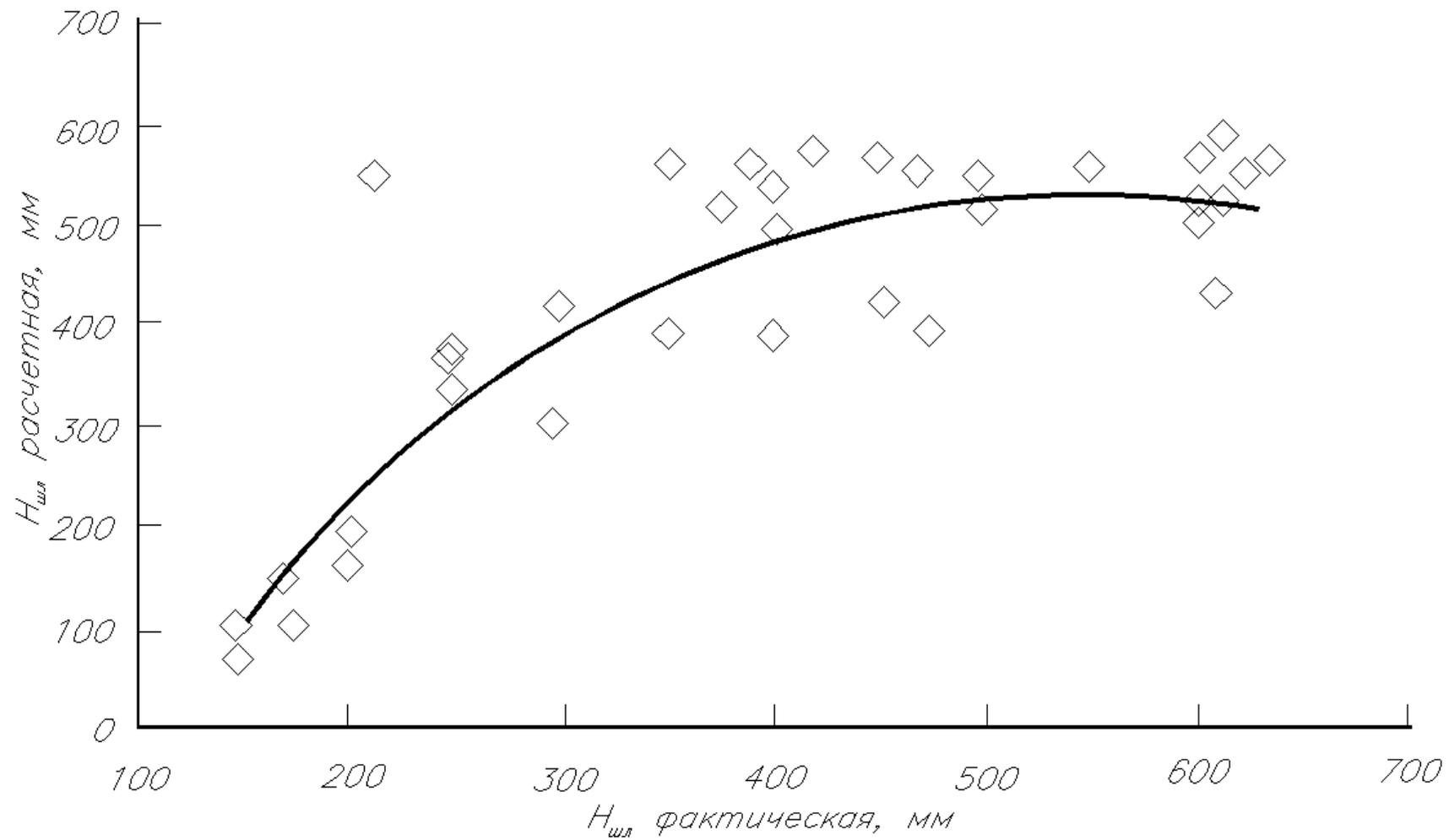


Рис. 1.12. Сравнительные данные толщины шлака по ходу плавки, полученные расчётным путём по флуктуациям фазных токов и фактически измеренные [107].

Кроме того, опытные данные показали, что стабильность горения электрических дуг в дуговой печи зависит от периода плавки. При этом величина флуктуаций фазных токов ( $\Delta I$ ) уменьшается по ходу плавки стали, что можно объяснить тем, что по ходу электроплавки возрастает температура металла и понижается содержание  $Fe_{общ}$  в шлаке. Кроме того, в период доводки используются, как правило, низкие ступени напряжения (табл. 1.2).

Таблица. 1.2

Энерготехнологические параметры работы дуговой печи в различные периоды электроплавки [107].

Параметр	Период плавки		
	В начале периода расплавления	В конце периода расплавления	Доводка
Толщина шлака, мм	600-500	400-300	200-100
Степень напряжения	19-20	14-12	9-10
Средняя сила тока дуг, кА	68-70	65	61
Температура металла, °С	1600	1680	1700
Содержание $Fe_{общ}$ , %	13,01	11,258	12,24
Флуктуации фазных токов, кА	1-5	7	10

Таким образом, представленные данные (табл. 1.2), свидетельствуют о возможности реализации контроля уровня вспенивания сталеплавильного шлака и степени экранирования им электрических дуг, в соответствии с выражением (1.26) по параметру  $\Delta I$  и величине соотношения ( $\Delta H/l_0$ ), что позволит оценивать степень закрытия электрических дуг в рабочем пространстве ДСП.

Оценку точности определения величины  $\Delta H$  по значениям флуктуации токов, можно осуществить путём сравнения полученных значений  $\Delta H=f(\Delta I)$  с данными фактических измерений толщины шлака (рис. 1.12), и в соответствии с выражением (1.26). Разброс данных (рис. 1.12) не превышает 46 мм, что свидетельствует о практической возможности использования данного метода, по ходу электроплавки стали в дуговой печи [107].

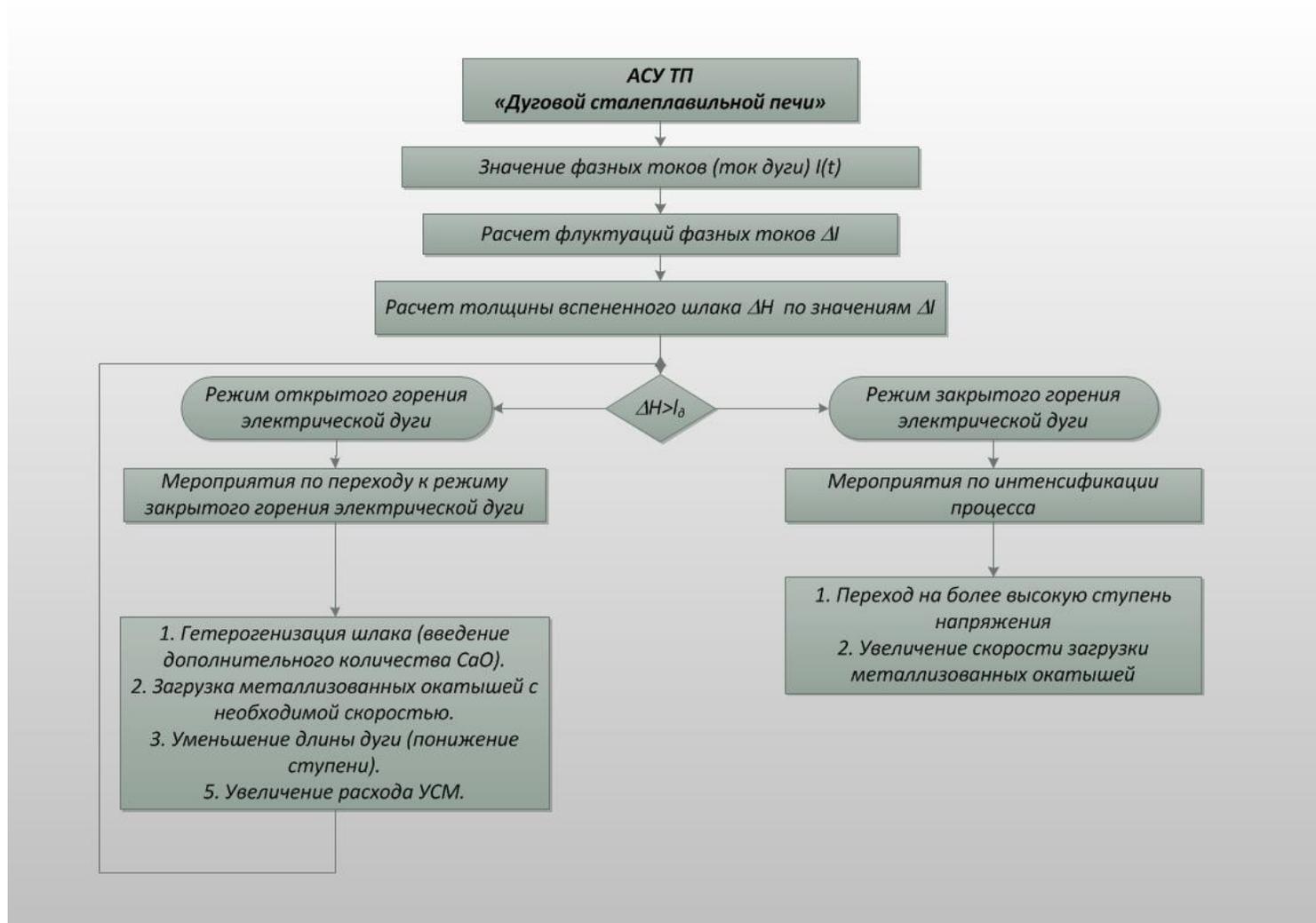


Рис. 1.15. Алгоритм управления шлаковым режимом электроплавки.

Алгоритм управления, степенью экранирования электрических дуг вспененным шлаком по ходу выплавки стали в дуговой сталеплавильной печи, представлен на рис. 1.13 и заключается в следующем. В АСУ ТП современных дуговых сталеплавильных печей, осуществляется непрерывный контроль и измерение значений силы тока электрических дуг [108,109], что позволяет по формуле (1.21) осуществлять контроль значений величины флуктуаций фазных токов и длины электрической дуги. По величине  $\Delta I$  с использованием полученного выражения (1.26), с достаточной точностью рассчитывается толщина вспененного шлака. На основании полученных данных, принимаются меры по экранированию электрических дуг слоем вспененного шлака. Мероприятия, применяемые для эффективного экранирования электрических дуг, зависят главным образом, от периода плавки и хода технологического процесса. Так, в период расплавления, если толщина шлака  $\Delta H$  превышает длину дуги  $l_d$ , то существует возможность увеличения длины дуги, насколько это позволяет уровень вспененного шлака, это в свою очередь позволяет интенсифицировать тепло- и массообменные процессы в металлической ванне. В период доводки, когда работа на длинных электрических дугах уже не целесообразна, лишний шлак необходимо скачать, чтобы не тратить дополнительное тепло на его нагрев.

В случае, если величина  $\Delta H$  меньше длины дуги  $l_d$ , то в период расплавления необходимо принять меры по интенсификации процесса вспенивания сталеплавильного шлака добавлением извести (гетерогенизация шлака), коксика, то есть интенсифицировать процесс протекания реакции обезуглероживания и вызвать выделение большого количества мелких пузырей  $CO$ . В период доводки, можно перейти на более низкую ступень напряжения, тем самым, уменьшив длину дуги.

Предложенный алгоритм управления, величиной степени экранирования электрических дуг объёмом вспененного шлака по ходу электроплавки стали в

ванне дуговой сталеплавильной печи, может быть использован, при разработке эффективной автоматизированной системы управления процессом вспенивания сталеплавильного шлака.

## **1.6 Прогнозирование физико-химических свойств шлака на основе полимерной модели**

### **1.6.1 Оценка гомогенности шлаков на основе полимерной модели**

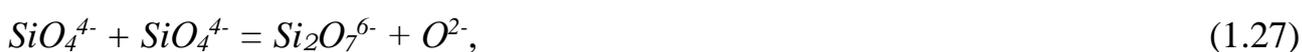
Согласно научно-технической литературе, на вспениваемость шлаков оказывает влияние его химический состав, а также в каком состоянии он находится гомогенном или гетерогенном. Это объясняется влиянием этих параметров на вязкость электропечных шлаков.

Традиционно области гомогенизации шлаков (температуры ликвидус) оценивают по диаграммам состояния шлаковых систем [110-127]. Анализ диаграмм состояния шлаковых систем, для температур, характерных для металла и шлака в процессе электроплавки стали, позволяет корректно оценить степень насыщения шлака тем или иным компонентом (его гетерогенность), только в начальный период плавки, когда температуры не так высоки. Диаграммы состояния, отражающие полный химический состав и поведение шлака при температурах  $1600\div 1650^{\circ}\text{C}$  и более отсутствуют, что не позволяет, однозначно судить о степени гетерогенности и вязкости шлаков, а также об уровне вспениваемости шлака. Однако, в научно-технической литературе показана возможность достаточно точного расчёта температур насыщения шлаков различными соединениями с помощью полимерной модели, которая позволяет определить вязкость и температуру ликвидус многокомпонентных шлаков с достаточной точностью, что подтверждается в работах [119-125]. Применимость выводов по данной модели, о способах повышения вспениваемости электропечных шлаков, сделанных на основе анализа границ гомогенизации шлаков, к реальным условиям электроплавки может быть доказана промышленными испытаниями предложенных рекомендаций, полученных на основе этих выводов, и разработкой

технологических приёмов по улучшению процесса вспенивания шлака.

Дадим краткую характеристику основным положениям полимерной модели (ПМ). Согласно полимерной модели, шлаки представляют собой трёхмерную плотную упаковку ионов кислорода, которая имеет два вида пор: тетраэдрические (между четырьмя ионами кислорода, образующими правильный тетраэдр), и октаэдрические (между шестью образующими правильный октаэдр). При этом тетраэдрические поры занимают катионы  $Si^{4+}$ ,  $P^{5+}$ ,  $B^{3+}$ , отчасти  $Al^{3+}$ ,  $Fe^{3+}$  и  $Ti^{4+}$ , так как по кислороду находятся в четверной координации и являются сеткообразователями (комплексообразователями). Октаэдрические поры занимают катионы  $Ca^{2+}$ ,  $Mg^{2+}$ ,  $Mn^{2+}$ ,  $Fe^{2+}$ ,  $Cu^{2+}$ , отчасти  $Al^{3+}$ ,  $Fe^{3+}$  и  $Ti^{4+}$ , которые по кислороду находятся в шестерной координации и являются разрушителями анионных комплексов и сеток (модификаторами) [121]. Такое представление о строении шлаков: сформулировано в соответствии с результатами рентгеноструктурного анализа шлаковых расплавов, а также с данными об ионных потенциалах катионов (рис. 1.16).

Основой ПМ является тот факт, что основным процессом, являются реакции полимеризации, в результате протекания которых образуются анионные комплексы-сетки. Эти реакции и определяют физико-химические свойства шлака [119-125]. В качестве примера такой реакции можно привести:



или



где  $O^-$ ,  $O^0$ ,  $O^{2-}$  - кислород, связанный с одним катионом кремния, с двумя катионами кремния и не связанный с атомами кремния соответственно.

Протекание реакций полимеризации характерно не только для силикатных, но также и для алюминатных, ферритных, боратных и фосфатных систем [119-125]. Анализ уравнений (1.27) и (1.28) показывает, что для протекания реакции образования более сложного анионного комплекса, из менее сложных (полимеризация), необходимо взаимодействие двух концевых ионов кислорода  $O^-$  с образованием одного кислорода  $O^0$  (связанного с двумя атомами кремния)

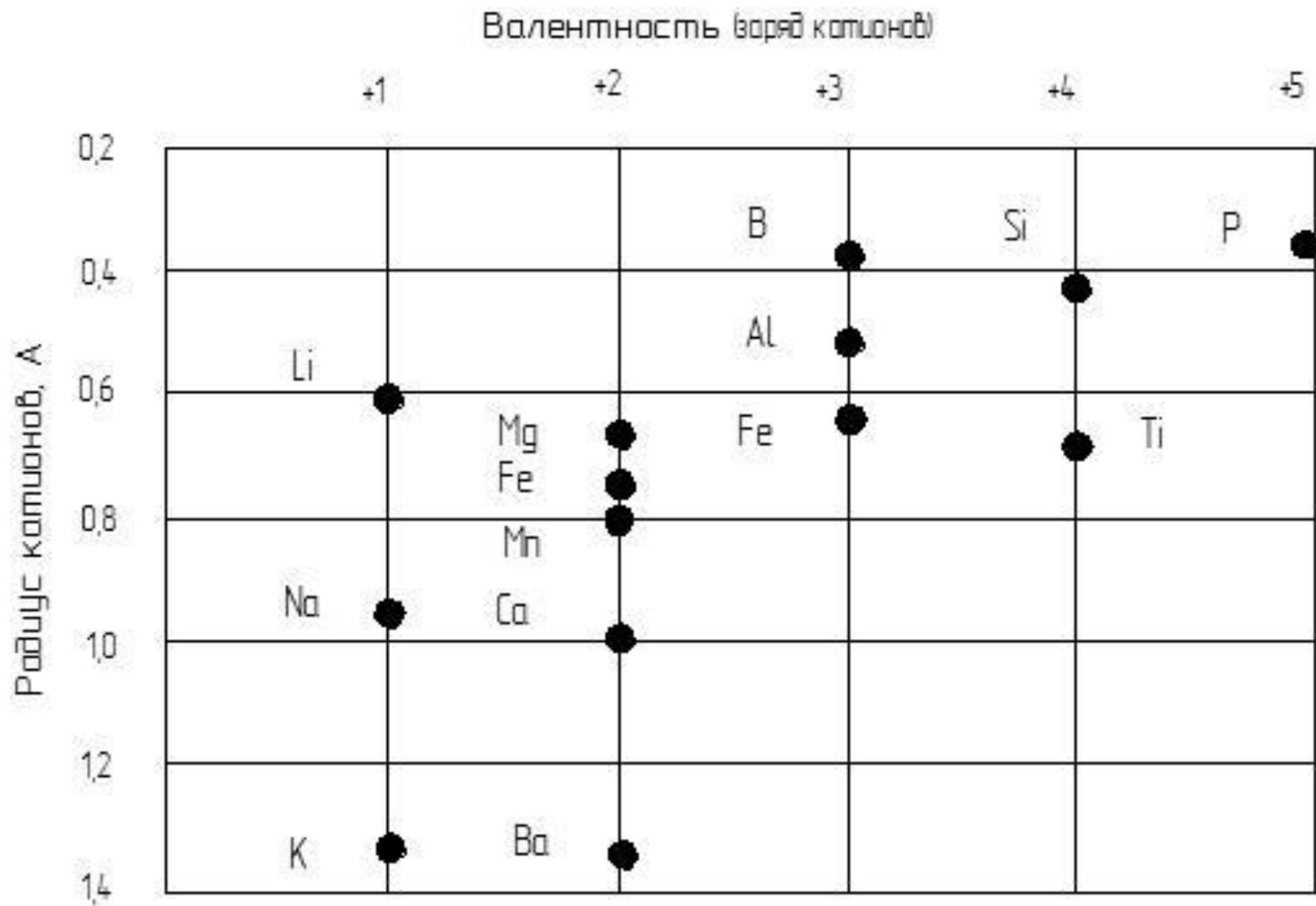


Рис. 1.16 Ионные потенциалы катионов шлакового расплава [21]

и одного «свободного» аниона  $O^{2-}$  [119-125].

Константу равновесия ( $K_n^0$ ), реакции полимеризации (1.27), можно представить в следующем виде:

$$K_n^0 = \frac{n_{O^{2-}} \cdot n_{O^0}}{n_{O^-}^2}, \quad (1.29)$$

где  $n_{O^-}^2$ ,  $n_{O^{2-}}$ ,  $n_{O^0}$  - количество молей  $O^{2-}$ ,  $O^0$  и  $O^-$  соответственно, которые приходится на 1 моль расплава.

В таблице 1.3, приведены данные, о значениях констант полимеризации для ряда силикатных, алюминатных, ферритных, и фосфатных систем при 1873 К, а также представлен тепловой эффект реакций полимеризации в системах  $MeO-SiO_2$  [121].

Таблица 1.3. Тепловой эффект реакций полимеризации ( $\Delta H_{n^-}^0$ ) в системе  $MeO-SiO_2$  и значение константы полимеризации в бинарных оксидных расплавах ( $K_n^0$ ) при 1873 К [121].

Оксид	$\Delta H_{n^-}^0$ , Дж/моль	$K_n^0$			
		$MeO-SiO_2$	$MeO-Al_2O_3$	$MeO-Fe_2O_3$	$MeO-P_2O_5$
$CaO$	76200	$0,16 \cdot 10^{-2}$	$0,81 \cdot 10^{-2}$	0,012	$0,20 \cdot 10^{-2}$
$MgO$	76200	0,025	0,055	0,045	0,025
$MnO$	13200	0,19	0,30	0,14	0,19
$FeO$	13200	1,0	1,0	0,28	0,80
$Na_2O$		$0,79 \cdot 10^{-6}$	$0,79 \cdot 10^{-6}$	$0,79 \cdot 10^{-6}$	$0,79 \cdot 10^{-6}$
$K_2O$		$0,30 \cdot 10^{-6}$	$0,30 \cdot 10^{-6}$	$0,30 \cdot 10^{-6}$	$0,30 \cdot 10^{-6}$

Чем выше константа полимеризации, тем больше равновесие реакций (2.22) и (2.23) сдвинуто в сторону образования более сложных и крупных анионных комплексов в шлаке. Для сложных шлаков, состоящих из  $k$  основных оксидов ( $j$ ):  $CaO$ ,  $MgO$ ,  $MnO$ ,  $FeO$  и др. и  $n$  кислотных оксидов ( $q$ ):  $SiO_2$ ,  $Al_2O_3$ ,  $Fe_2O_3$ ,  $P_2O_5$  значение константы полимеризации вычисляется, в соответствии, со следующим выражением [21]:

$$\ln K_n^m = \sum_{q=1}^n \left( \frac{N_q}{\sum_{q=1}^n N_q} \right) \cdot \sum_{j=1}^k \left( \frac{N_j}{\sum_{j=1}^k N_j} \right) \ln K_n^0, j-q, \quad (1.30)$$

где  $\ln K_n^0, j-q$  – значение константы полимеризации для бинарных силикатных, алюминатных, ферритных и фосфатных систем (табл. 1.3);  $N_j$  и  $N_q$  – мольные доли соответственно основных и кислотных оксидов.

Степень полимеризации ( $\alpha$ ), ещё одна важная структурная характеристика шлака, которая характеризует долю реакционноспособных атомов кислорода  $O$ , находящихся в полностью деполимеризованном шлаке (в шлаке с разобшёнными мономерами) [21].

Степень полимеризации ( $\alpha$ ), можно определить, путём решения следующего уравнения:

$$K_n^m = \frac{\alpha \cdot (1 - 3 \cdot N_{FAS} - 2,5 \cdot N_{P_2O_5} + 2 \cdot \alpha \cdot N_{FAS} + 1,5 \cdot \alpha \cdot N_{P_2O_5})}{\left( 1 - \sum_{j=1}^k N_j \right) \cdot (1 - \alpha)^2}, \quad (1.31)$$

где  $N_{FAS}$  – сумма мольных долей оксида  $Fe_2O_3, Al_2O_3, SiO_2$ ;  $N_{P_2O_5}$  – мольная доля  $P_2O_5$ .

Известное значение ( $\alpha$ ), позволяет осуществить расчет ионной доли «свободных» анионов кислорода  $N_{O^{2-}}$ , из следующего выражения [21,120-125]:

$$N_{O^{2-}} = \frac{1 - 3 \cdot N_{FAS} - 2,5 \cdot N_{P_2O_5} + 2 \cdot \alpha \cdot N_{FAS} + 1,5 \cdot \alpha \cdot N_{P_2O_5}}{1 - 2 \cdot N_{FAS} - 1,5 \cdot N_{P_2O_5} + \alpha \cdot N_{FAS} + 0,5 \cdot \alpha \cdot N_{P_2O_5}}, \quad (1.32)$$

Используя значения ( $\alpha$ ),  $N_{O^{2-}}$  и данные таблицы 1.3, можно определить активность  $a_i$  основных оксидов  $MeO$ , по следующему выражению [120-125]:

$$\ln a_j = \ln(N_{O^{2-}} \cdot N_{Me}) + (1 - \alpha) / \left( \sum_{j=1}^k N_j \right)^2 \cdot \sum_{m=1}^k N_m \cdot \ln \left[ \left( \frac{K_{n,j-SiO_2}^0}{K_{n,m-SiO_2}^0} \right)^{N_{SiO_2}} \times \right. \\ \left. \times \left( \frac{K_{n,j-Al_2O_3}^0}{K_{n,m-Al_2O_3}^0} \right)^{N_{Al_2O_3}} \cdot \left( \frac{K_{n,j-Fe_2O_3}^0}{K_{n,m-Fe_2O_3}^0} \right)^{N_{Fe_2O_3}} \cdot \left( \frac{K_{n,j-P_2O_5}^0}{K_{n,m-P_2O_5}^0} \right)^{N_{P_2O_5}} \right] \quad (1.33)$$

где  $N_{Me}$  – катионная доля металла, входящего в основной оксид:

$$N_{Me} = \frac{n_{MeO}}{\sum_{j=1}^{k-1} n_j}, \quad (1.34)$$

где  $n_{MeO}$  и  $n_j$  – число молей оксида  $MeO$  и остальных основных оксидов в 100 г шлака.

Условием насыщения шлака веществом  $j$ , является равенство [21]:

$$a_j = a_j^{нас} \\ \ln a_j^{нас} = \frac{\Delta H_{nl}}{R} \cdot \left( \frac{1}{T} - \frac{1}{T_{nl}} \right), \quad (1.35)$$

где  $\Delta H_{nl}$  и  $T_{nl}$  – теплота и температура плавления вещества [120-125];  $R$  – газовая постоянная;  $T$  – температура расплава.

Изменяя температуру  $T$ , и сопоставляя, получившиеся значения  $a_j$  и  $a_j^{нас}$ , находят температуру  $T_{лик.}$ , при которой происходит насыщение шлака веществом  $j$ . Рассчитывая аналогичным образом, температуры насыщения шлака другими компонентами и соединениями, определяют температуру, при которой шлак полностью перейдет в гомогенное состояние. Используя данные, о температурах и теплотах плавления компонентов шлаков, полученные в работах [122-124], можно рассчитать температуру ликвидус шлаков.

## 1.6.2 Оценка вязкости шлаков на основе полимерной модели

Известно, что вязкость жидкости - это внутреннее трение, возникающее между отдельными её слоями бесконечно малой толщины, при их перемещении

с различными скоростями [111-113]. Другими словами, вязкость – это сила сопротивления  $P$ , с которой один слой жидкости, препятствует параллельному движению другого на площади контакта  $S$ , в случае наличия между ними градиента скоростей  $dv/dx$  [111]:

$$P = -\eta \cdot (dv/dx) \cdot S, \quad (1.36)$$

В уравнении (1.36), величина " $\eta$ " называется коэффициентом внутреннего трения или динамической вязкостью. Значения величины " $\eta$ ", определяется экспериментально, с использованием специальных приборов (вискозиметров). Однако понятие вязкости, которое соответствует физическому смыслу уравнения (1.36), относится к гомогенной жидкости. Предполагается, что при появлении в объёме жидкости твёрдой фазы, величина вязкости этой смеси, полученная экспериментально, не отражает характера межчастичного взаимодействия в жидкости, и не является вязкостью согласно (1.36). В связи с этим, экспериментально проявляющееся свойство гетерогенной жидкости замедлять движение находящейся в ней тел, называют кажущейся вязкостью [114].

В тоже время, на практике металлургические шлаки, как правило, гетерогенны, поэтому чтобы судить о технологически важном свойстве гетерогенного шлака (текучести), и сравнивать его с вязкостью шлаков, находящихся в гомогенном состоянии, приходится оперировать кажущейся вязкостью [111-113].

Теоретическое обоснование возможности количественной оценки кажущейся вязкости, а также её расчёта, по данным о количестве твёрдых частиц в жидкости, дано Я. Френкелем в классическом труде «Кинетическая теория жидкостей» [128]. Согласно его представлениям, влияние взвешенных в жидкости частиц на вязкость смеси, проявляется в нарушении равномерного распределения градиента скорости в объёме жидкости, то есть, взвешенная частица, движется с жидким потоком как целое, присутствие её ликвидирует градиент скорости в пределах того объёма  $\varphi$ , который она занимает [128,251,252]. При этом, ликвидация градиента скорости в пределах объёма  $\varphi$ , должна быть компенсирована, за счет его увеличения в слоях жидкости, непосредственно окру-

жающих частицу. Так как, обусловленная вязкостью энергия, выделяемая в единице объёма жидкости, пропорциональна квадрату градиента скорости, то согласно Я. Френкелю, нарушение равномерного распределения градиента скорости, приводит к увеличению диссипации энергии, пропорциональному  $\varphi$ . Это говорит о том, что в случае, наличия в шлаке взвешенных частиц, вязкость такого шлака (внутреннее трение), должна возрасти пропорционально произведению вязкости шлака в гомогенном состоянии  $\eta_0$  на объём  $n \cdot \varphi$ , занимаемый взвешенными в нём частицами ( $n$  – число последних в единице объёма шлака). Другими словами, с точки зрения диссипации энергии, присутствие взвешенных частиц оказывается эквивалентным увеличению вязкости раствора в отношении  $\gamma \cdot n \cdot \varphi$ , где  $\gamma$  - коэффициент порядка 1. Для определения эффективной вязкости  $\eta$  суспензий Я. Френкель, предложил формулу следующего вида [128]:

$$\eta = \eta_0 \cdot (1 + n \cdot \varphi \cdot \gamma), \quad (1.37)$$

Таким образом, согласно излагаемой Я. Френкелем теории, можно утверждать, что внутреннее трение, возникающее между слоями, при наличии в жидкой среде тел, может равновероятно вызывать как повышение вязкости гомогенной жидкости, так и нарушение равномерного распределения градиента скорости в ней, при гетерогенизации [128]. Принципиальным отличием вязкости суспензий, от вязкости гомогенной жидкости является не возможность судить о характере межчастичного взаимодействия, в жидкой фазе суспензии. Но это позволяет, в случае необходимости сравнения вязкостных свойств гомогенной жидкости и суспензии, выполнить прямое сопоставления вязкости жидкости, находящейся в гомогенном состоянии и эффективной вязкости суспензий [119-120].

Рассматривая процесс вспенивания шлака, наибольший интерес для промышленности, представляет обеспечение устойчивости протекания этого процесса. Устойчивость процесса вспенивания - это способность вспененного шлака задерживать газ, то есть сопротивляться движению пузырьков. Это говорит о возможности использования методов вискозиметрии и теоретического задела Я.

Френкеля и А. Эйнштейна по вязкости суспензий [119-120], для оптимизации технологии вспенивания шлаков.

Для оценки вязкости электропечных шлаков можно воспользоваться уравнением [121,123]:

$$\ln \eta = \bar{A}_\eta + \frac{\bar{E}_\eta}{R \cdot T} + \bar{K}_\eta \cdot \ln \bar{i}, \quad (1.38)$$

где  $\bar{A}_\eta, \bar{E}_\eta, \bar{K}_\eta$  – пред экспоненциальный множитель, энергия активации, коэффициент пропорциональности соответственно;  $\bar{i}$  – средний размер комплексного аниона;  $T$  – температура шлака.

Для расчёта среднего размера комплексного аниона  $\bar{i}$ , воспользуемся методикой, на основе полимерной модели, изложенной в работе [121,123].

Так, параметр  $K_n^m$ , определяющий степень полимеризации многокомпонентного оксидного расплава, содержащего кроме  $k$  основных оксидов ( $j$ ):  $CaO, MgO, MnO, FeO$  и др., также  $n$  кислотных оксидов ( $q$ ):  $SiO_2, Al_2O_3, Fe_2O_3, P_2O_5$ , воспользуемся соотношением (1.30). Затем подставляя значение  $K_n^m$  в выражение (1.31) рассчитаем  $\alpha$ , а затем найдём  $\bar{i}$  в соответствии с выражением:

$$\bar{i} = \frac{1}{1 - \alpha}, \quad (1.39)$$

Средние значения  $\bar{A}_\eta, \bar{E}_\eta, \bar{K}_\eta$ , определяются с использованием уравнения:

$$(\bar{A}_\eta, \bar{E}_\eta, \bar{K}_\eta) = \sum_{q=1}^n \left( \frac{N_q}{\sum_{q=1}^n N_q} \right) \cdot \sum_{j=1}^k \left( \frac{N_j}{\sum_{j=1}^k N_j} \right) (A_\eta, E_\eta, K_\eta)_{j-q}, \quad (1.40)$$

где  $A_\eta, E_\eta, K_\eta$  –пред экспоненциальный множитель, энергия активации, коэффициент пропорциональности для бинарных систем соответственно в соответствии с табл. 1.4.

При расчёте вязкости шлака, учтём рассчитанную ранее с использованием уравнения (1.35) температуру ликвидус, с учётом степени насыщения шлака известью.

Таблица 1.4. Параметры  $A_\eta, E_\eta, K_\eta$  для бинарных систем [125]

Система	$A_\eta$ (Па·с)·10	$E_\eta$ , Дж/моль	$K_\eta$
$K_2O-SiO_2$	-13	197500	2,0
$Na_2O-SiO_2$	-13	174700	2,6
$Li_2O-SiO_2$	-13	148500	3,7
$BaO-SiO_2$	-13	197500	2,3
$SrO-SiO_2$	-13	197500	2,3
$CaO-SiO_2$	-13	187500	2,6
$MgO-SiO_2$	-13	160000	2,6
$MnO-SiO_2$	-6	58700	3,75
$FeO-SiO_2$	-6,5	61000	3,0
$CaO-Al_2O_3$	-6,0	120400	2,0
$MgO-Al_2O_3$	-6,0	160000	2,0
$FeO-Al_2O_3$	-5,5	63000	4,0

На основании этого можно сказать, что с использованием полимерной модели можно, также оценить вязкость многокомпонентных шлаков.

## 1.7 Выводы по главе 1

Обобщая имеющиеся данные, о процессе образования вспененного шлака, можно сказать, что большинство исследований в этом направлении посвящено кислородно-конвертерному процессу и мартеновской печи. Исследования

процесса вспенивания шлака, проводимые на мартеновских печах и кислородных конвертерах, связаны больше с подавлением этого процесса. На основании этого можно сказать, что не все положения, сформулированные для кислородного конвертера и мартеновской печи применимы для изучения процесса вспенивания шлака в дуговой сталеплавильной печи.

Так, нет данных о влиянии процесса обезуглероживания металла на процесс вспенивания шлака. Большинство исследований, направленных на изучение процесса вспенивания шлака, посвящено оптимизации химического состава шлака, однако нет работ, связанных с изучением влияния объема выделяющихся газов на процесс вспенивания шлака в дуговых сталеплавильных печах. Отсутствуют данные, о влиянии температуры шлака, на процесс вспенивания шлака в дуговых сталеплавильных печах. В научно-технической литературе, не так много рекомендации, по обеспечению процесса вспенивания шлака в дуговых сталеплавильных печах.

Все это говорит, о необходимости дополнительного исследования процесса вспенивания сталеплавильного шлака, применительно к дуговым сталеплавильным печам.

Так необходимо:

1. изучить механизм образования и макроструктуру вспененного сталеплавильного шлака;
2. установить взаимосвязь между процессами вспенивания шлака, обезуглероживания и интенсивности нагрева;
3. оценить роль металлизированного сырья в процессах вспенивания шлака.

На основании этого:

1. разработать математическую модель, адекватно описывающую процесс вспенивания сталеплавильного шлака;
2. разработать рекомендации, по совершенствованию шлакового режима в дуговой сталеплавильной печи;

3. разработать рациональный энерготехнологический режим дуговой сталеплавильной печи;

4. выполнить оценку технико-экономических показателей работы дуговой сталеплавильной печи.

## **ГЛАВА 2 ИССЛЕДОВАНИЕ ФАКТОРОВ, ВЛИЯЮЩИХ НА ПРОЦЕСС ВСПЕНИВАНИЯ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОГО ШЛАКА И ИЗУЧЕНИЕ СТРУКТУРЫ**

### **2.1 Исследование влияния интенсивности газообразования на изменение уровня сталеплавильного шлака и скорость движение газовых пузырей**

Анализ научно-технической литературы показал, что в большинстве работ, посвященных исследованию процесса вспенивания шлака в дуговых сталеплавильных печах (ДСП), наибольшее внимание уделяется исследованию влияния физико-химических свойств образующихся шлаков, на их способность пениться. При этом, не уделяется внимание одному из главных условий образования вспененного сталеплавильного шлака, а именно интенсивности газообразования.

Для установления закономерностей изменения уровня вспенивания сталеплавильного шлака в ДСП от интенсивности газообразования, проведем ряд исследований, как в лабораторных, так и в промышленных условиях.

Промышленные исследования проводились в условиях действующего производства, на 150-тонной дуговой сталеплавильной печи ОАО «Оскольский электрометаллургический комбинат». Методика исследований, по установлению взаимосвязи между интенсивностью газообразования и толщиной вспененного шлака, заключалась во взятии проб металла с одновременным определением толщины вспененного шлака по ходу электроплавки стали, с целью получения адекватных данных. Исследованию подвергались плавки различных марок сталей. Общий объем плавки подвергшихся исследованию составил более 60. Исследованию подверглись следующие марки стали: СтЗГСП, СтЗСП, 18ХГР, 18ХГТ.

Методика проведения исследований на всех марках стали была однотипной и заключалась в следующем: по окончании периода расплавления и образования жидкой ванны осуществлялся отбор проб металла и определение толщины шлака каждые 10 минут по ходу плавки.

Толщину шлака в ванне дуговой печи, определяли с помощью изогнутой на конце под углом 90° стальной штанги, по намерзшему на ней шлаку.

Отбор проб металла осуществлялся с помощью специальной ложки предварительной ошлакованной. Отобранный металл заливался в специальный стаканчик-изложницу. Внутренний диаметр стакана в верхней части 35±0,2 мм, в нижней части 30±0,2 мм, высота стакана 70±0,2 мм. Отвердевшую пробу освобождали из изложницы и охлаждали сжатым воздухом. Полученные пробы подвергались химическому анализу на углерод, на приборе эмиссионного спектрального анализа ИСКРОЛАЙТ 100. По интенсивности окисления углерода определяли количество образующего газа.

Усредненные данные полученные в ходе проведения исследований представлены в таблице 2.1.

Таблица 2.1. Усредненные значения, полученные в ходе проведения исследований на ДСП 150

Время, мин	Толщина шлака, мм	$V_c$ , %/мин	$\bar{W}_c$ , м <sup>3</sup> /м <sup>2</sup> ·мин	[C], %
30	620	0,027	18,4	0,21
40	566	0,023	16,1	0,18
50	491	0,018	12,2	0,13
60	350	0,012	8,2	0,06
70	220	0,009	6,4	0,05

По полученным в ходе исследования данным, были построены зависимости толщины вспененного шлака по ходу электроплавки стали от скорости обезуглероживания ванны и приведенной скорости выделения газов, которые представлены на рис. 2.1 и 2.2. Анализ полученных зависимостей показывает, что толщина шлака увеличивается, с увеличением скорости обезуглероживания (рис. 2.1). Это можно объяснить, возрастанием количества образующихся газов, обеспечивающих процесс вспенивания сталеплавильного шлака (рис. 2.2). По представленному на рис. 2.2 графику, можно с достаточной точностью определить необходимую приведенную скорость выделения газов, для обеспечения эффективного экранирования электрических дуг.

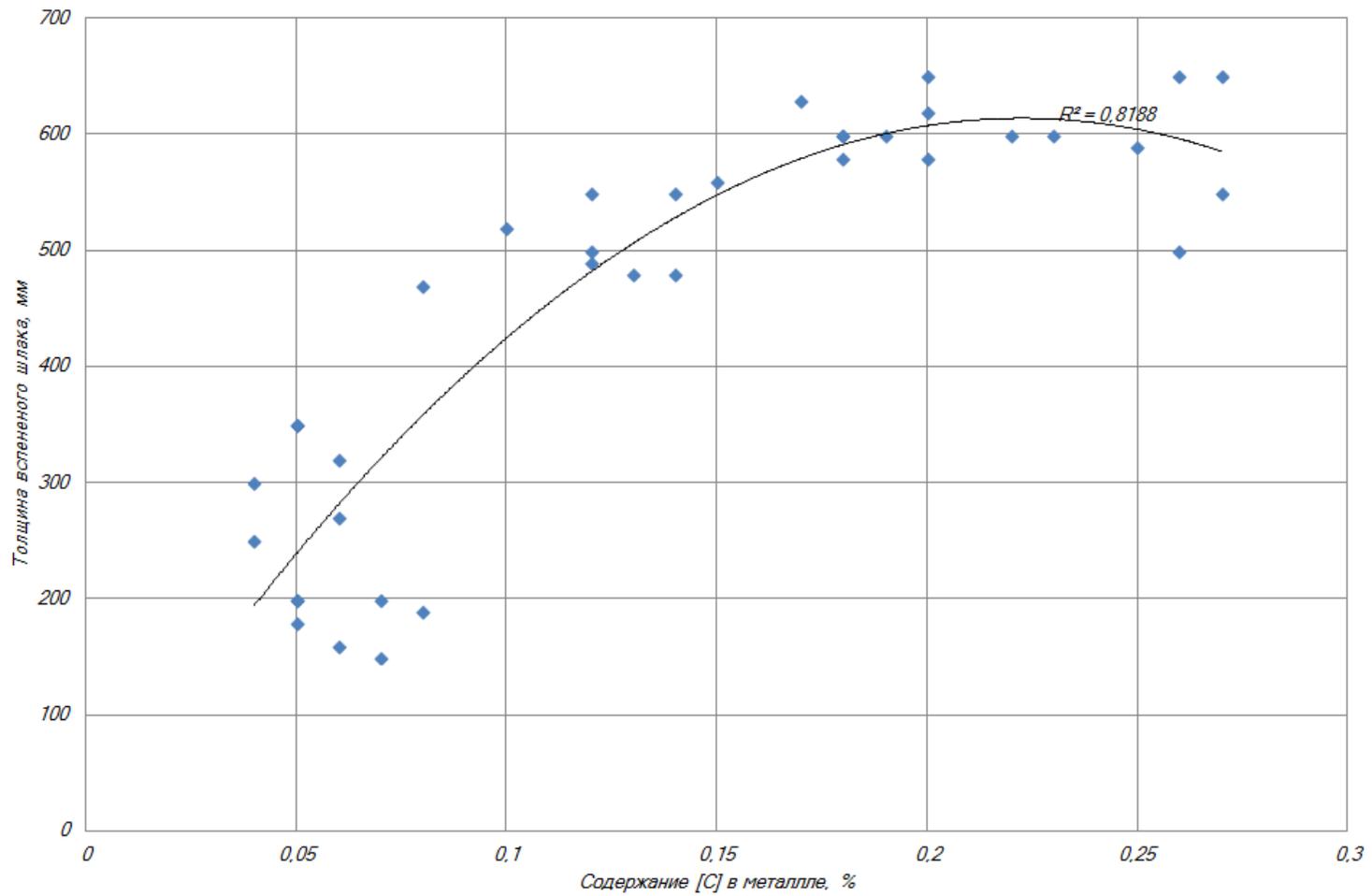


Рис. 2.1. Зависимость изменения толщины вспененного шлака от содержания углерода.

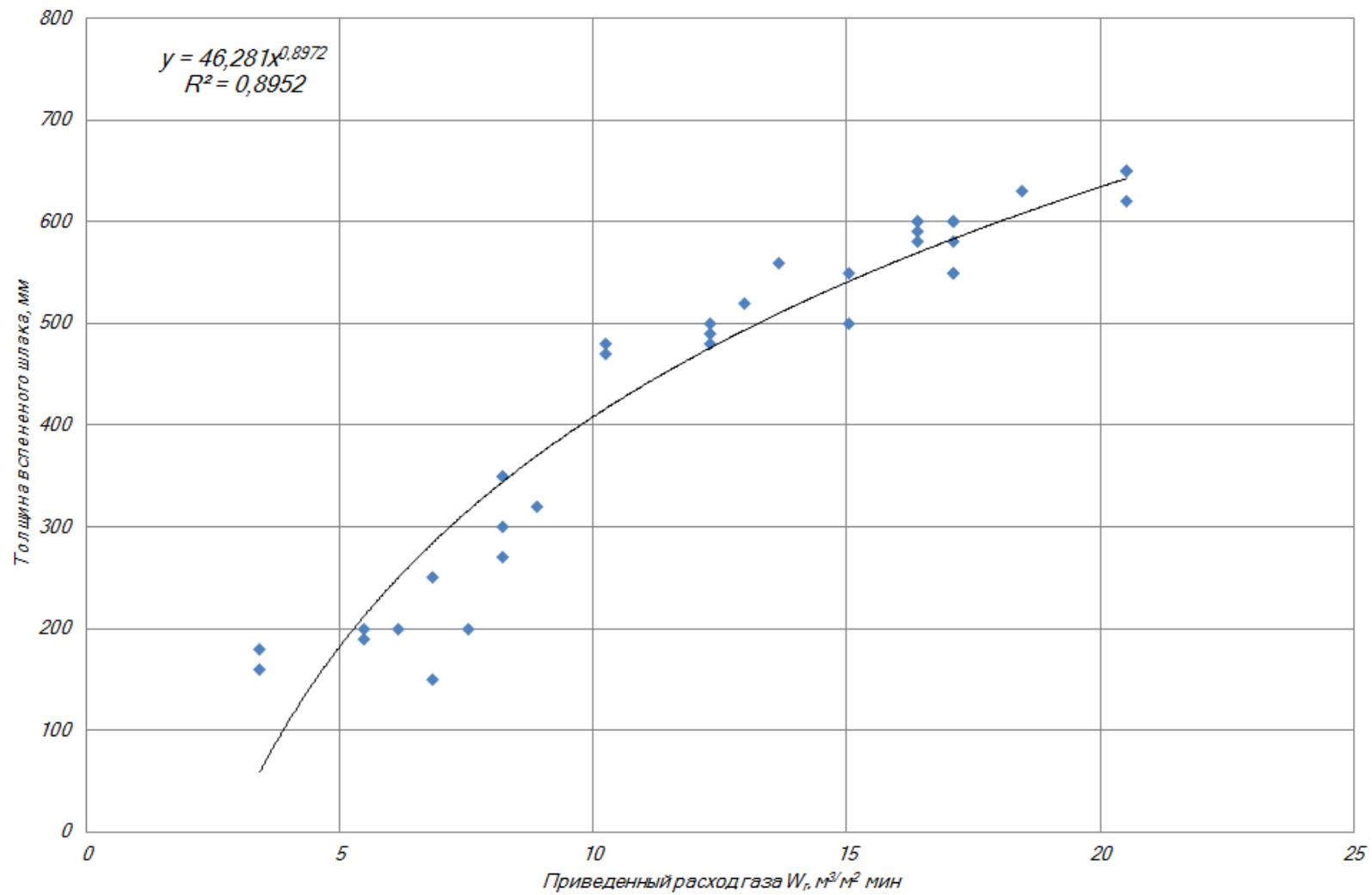


Рис. 2.2. Зависимость изменения толщины вспененного шлака от приведённого расхода газа.

В соответствии с рис. 2.2, для условий ОАО «ОЭМК», для обеспечения эффективного экранирования электрических дуг в период жидкой ванны (длина дуг около 400 мм), величина приведённой скорости выделения газов ( $\bar{W}_z$ , м<sup>3</sup>/м<sup>2</sup>·с) должна составлять не менее 10 м<sup>3</sup>/м<sup>2</sup>·мин.

Статистическая обработка полученных данных, позволила получить зависимость в виде регрессионного уравнения, характеризующего изменение уровня (толщины) вспененного шлака в дуговой сталеплавильной печи в зависимости от приведённой скорости выделения газов ( $\bar{W}_z$ , м<sup>3</sup>/м<sup>2</sup>·мин):

$$H_{\text{шл}} = 46,281 \cdot \bar{W}_z^{0,8972}, \text{ при } R^2=0,89 \quad (2.1)$$

С использованием полученного уравнения, можно с достаточной точностью прогнозировать характер изменения толщины вспененного сталеплавильного шлака, в зависимости от интенсивности газообразования.

Для более полного описания гидродинамических процессов, происходящих при изменении уровня сталеплавильного шлака, была изготовлена лабораторная установка (рис. 2.3) для холодного моделирования. В качестве основных критериев подобия были выбраны следующие критерии:

Модифицированный критерий Архимеда:

$$Ar' = Fr \cdot \frac{\rho_z}{\rho_{жс}} = \frac{l}{Ar} = \frac{\bar{W}_z^2 \cdot \rho_z}{g \cdot H_0 \cdot \rho_{жс}}, \quad (2.2)$$

критерий Вебера:

$$We = \frac{\sigma}{\rho_{жс} \cdot g \cdot H_0^2}, \quad (2.3)$$

Выбор данных критериев был основан на следующих положениях. Увеличение критерия Архимеда ( $Ar'$ ) способствует росту уровня шлака, а увеличение критерия ( $We$ ) – уменьшению уровня шлака.

Основные характеристики образца и модели представлены в таблице 2.2.

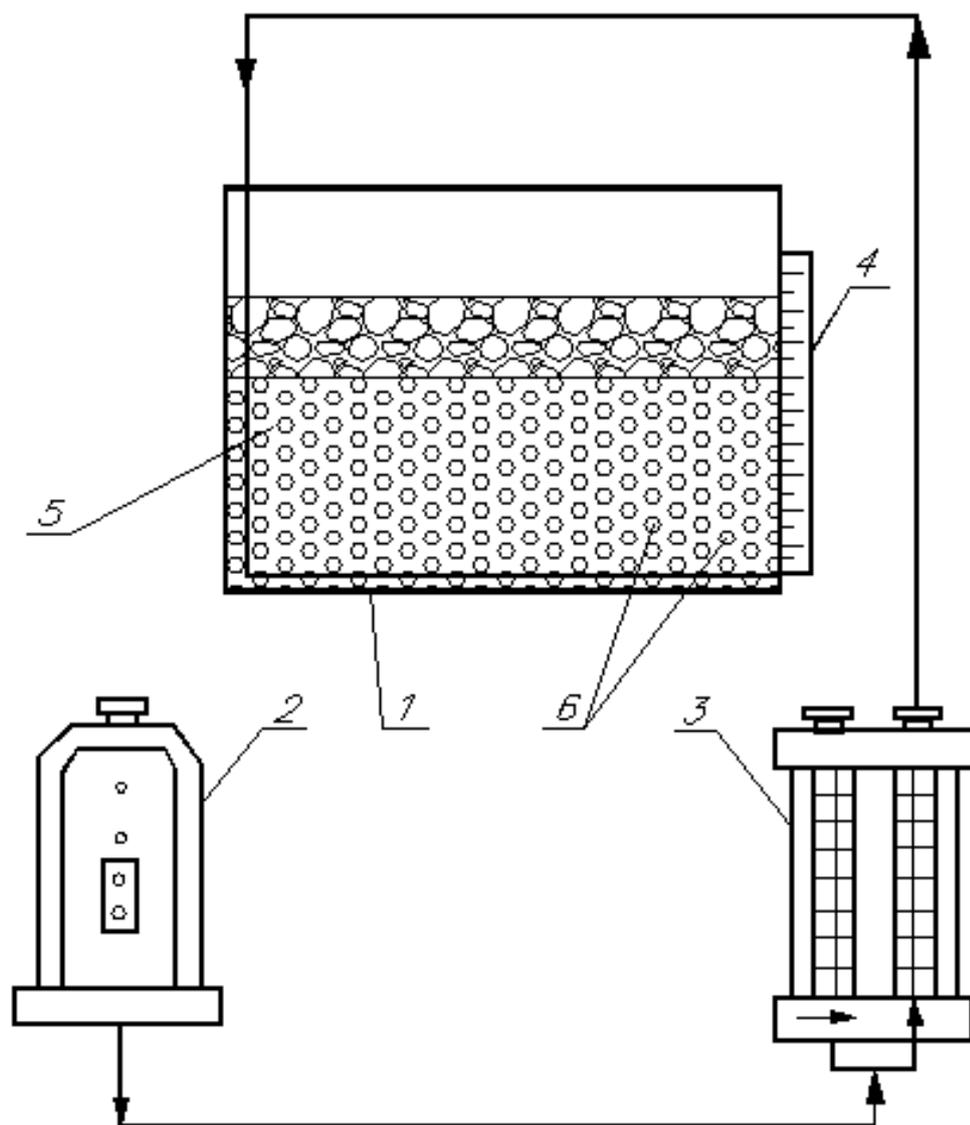


Рис. 2.3. Экспериментальная установка для изучения процесса вспенивания сталеплавильной ванны. 1 – модель сталеплавильной ванны; 2 – воздуходувка; 3 – ротаметр; 4 – линейка; 5 – моделирующая среда (вода); 6 – пузыри газа.

Физическое моделирование изменения уровня шлака, проводилось с рядом допущений:

1. равномерное распределение газа по поверхности ванны;
2. отсутствие химического взаимодействия между газом и жидкостью;
3. равенство температур газа и жидкости по всему объёму.

Расход подаваемого на продувку газа, определяли путём пересчёта на модель количества образующегося на образце газа, при соответствующей скорости обезуглероживания металла ( $V_c$ ).

Таблица 2.2. Основные характеристики и параметры образца и модели

Скорость обезуглероживания $V_c$ , %C/мин	0,00083	0,0013	0,0017	0,0025	0,005	0,01	0,015	0,02	0,03	0,035	0,04	0,045
Приведенный расход газа на образце и модели, $\text{м}^3/\text{м}^2 \cdot \text{мин}$	0,57	0,85	1,14	1,71	3,42	6,84	10,25	13,67	20,51	23,93	27,35	30,76
Расход газа на продувку, $\text{м}^3/\text{мин}$	0,00644	0,00966	0,01288	0,01932	0,03864	0,07728	0,11592	0,15456	0,23184	0,27048	0,30912	0,34776
Расход газа на продувку, л/мин	6	10	13	19	39	77	116	155	232	270	309	348
Критерий Архимеда (модель)	0,00085	0,0019	0,0034	0,0077	0,0307	0,12292	0,2766	0,49167	1,1063	1,50573	1,96667	2,48907
Критерий Архимеда (образец)	4,6E-05	0,0001	0,0002	0,0004	0,0017	0,00662	0,0149	0,02647	0,0596	0,08106	0,10587	0,13399
Критерий Вебера (модель)	0,00285	0,0029	0,0029	0,0029	0,0029	0,00285	0,0029	0,00285	0,0029	0,00285	0,00285	0,00285
Критерий Вебера (образец)	0,00023	0,0002	0,0002	0,0002	0,0002	0,00023	0,0002	0,00023	0,0002	0,00023	0,00023	0,00023
Ag/We (модель)	0,29882	0,6729	1,1967	2,6916	10,766	43,0649	96,896	172,259	387,58	527,544	689,038	872,063
Ag/We (образец)	0,20269	0,4564	0,8117	1,8257	7,3027	29,2107	65,724	116,843	262,9	357,831	467,37	591,516

В качестве моделирующей среды использовали воду. Величину приведенного расхода газа изменяли от 0,57 до 30,76 м<sup>3</sup>/м<sup>2</sup>·мин, что соответствовало скорости обезуглероживания металла от 0,00083 до 0,048 %С/мин. Изменяя приведенный расход воздуха ( $\bar{W}_2$ ), измеряли при помощи специального щупа уровень подъема жидкости по ходу продувки. Замеры проводились при различном начальном уровне спокойной жидкости, который изменялся  $H_0=0,05; 0,1; 0,12$ .

Скорость всплывания пузырей, движущихся цепочкой один за другим (при малых расходах воздуха), определяли методом скоростной фотосъёмки. По фотографиям движения цепочки пузырей, определяли количество пузырей, пребывающих в жидкости ( $N$ ), частоту отрыва пузырей ( $\omega$ ) и затем рассчитывали значение скорости всплытия ( $u_в$ ) по выражению:

$$u_в = \frac{H \cdot \omega}{N}, \quad (2.4)$$

При расходе воздуха более 0,11·м<sup>3</sup>/мин, когда проследить движение отдельных пузырей было невозможно, определяли среднее значение ( $u_в$ ), на основе нижеприведенных уравнений.

При продувке жидкости не ассимилируемым газом, увеличение уровня жидкости составит, м:

$$\Delta H = H_в - H_0 = \frac{V_2}{S} = \frac{W_2 \cdot \tau_{np}}{S}, \quad (2.5)$$

где  $H_0$  – уровень спокойной жидкости, м;  $V_2$  – суммарный объём пребывающих в жидкости газовых пузырей, м<sup>3</sup>;  $S$  – площадь поперечного сечения модели, м<sup>2</sup>;  $W_2$  – расход газа, м<sup>3</sup>;  $\tau_{np}$  – среднее время пребывания пузырей газа в жидкости, с.

Расход газа ( $W_2$ ) можно определить по следующей формуле:

$$W_2 = \frac{W_2^0 \cdot P_0 \cdot T}{P_{cp} \cdot T_0}, \quad (2.6)$$

где  $W_2^0$  – расход газа при нормальных условиях, м<sup>3</sup>/с;  $P_0$  и  $T_0$  – соответственно

давление и температура при нормальных условиях;  $P_{cp}$  и  $T$  – среднее давление и температура в объёме жидкости.

Так как,

$$u_g = (H_0 + \Delta H) / \tau_{np}, \quad (2.7)$$

а

$$\tau_{np} = \frac{\Delta H \cdot S}{W_z} = \frac{\Delta H}{\bar{W}_z}, \quad (2.8)$$

то

$$u_g = \frac{\left(1 + \frac{\Delta H}{H_0}\right) \cdot \bar{W}_z}{\frac{\Delta H}{H_0}}, \quad (2.9)$$

где  $\bar{W}_z = W_z / S$  – приведённая скорость газа,  $\text{м}^3 / (\text{м}^2 \cdot \text{с})$ .

Результаты эксперимента представлены в таблице 2.3.

Таблица 2.3. Усредненные результаты эксперимента.

Приведенный расход газа на образце, $\text{м}^3 / \text{м}^2 \cdot \text{мин}$	Относительный подъем жидкости на модели $\Delta H / H_0$ , м		
	$H_0=0,05$	$H_0=0,1$	$H_0=0,12$
0,57	1,1	1,05	1,05
0,85	1,3	1,2	1,15
1,14	1,5	1,4	1,3
1,71	1,7	1,5	1,45
3,42	1,9	1,7	1,6
6,84	2,0	1,8	1,7
10,25	2,2	2	1,9
13,67	2,4	2,2	2
20,51	2,6	2,3	2,2
23,93	2,8	2,6	2,4
27,35	3,0	2,9	2,7
30,76	3,4	3,2	3,1

Анализируя полученные экспериментальные данные, при различных расходах газа, необходимо отметить качественное различие режимов барботажа.

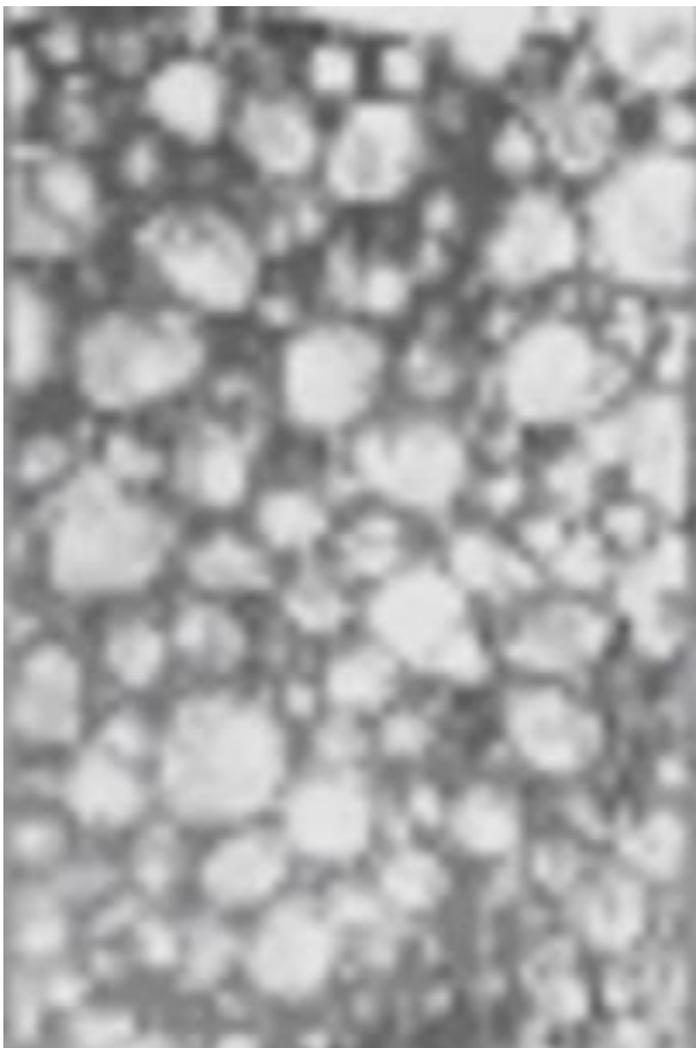


Рис. 2.4. Зона первичного образования пузырей

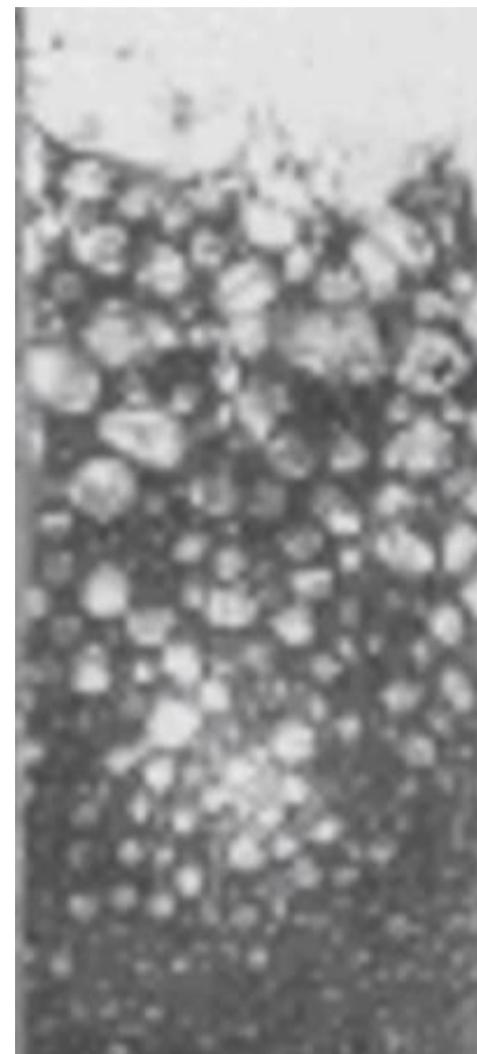


Рис. 2.5. Зона барботаж

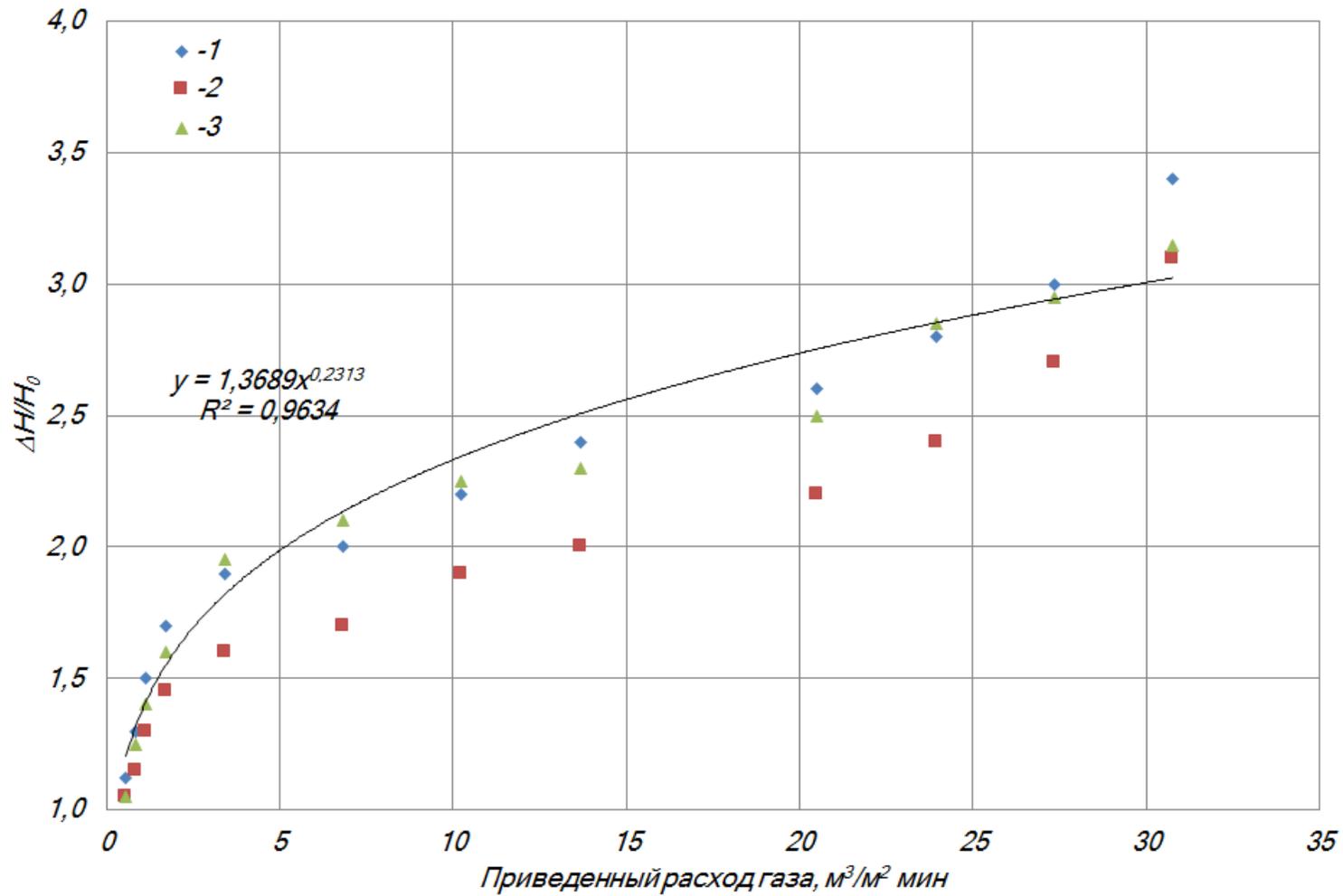


Рис. 2.6. Зависимость относительного увеличения уровня жидкости от приведённой скорости газа.  
 1 – вода ( $H_0=0,05$  м); 2 – вода ( $H_0=0,1$  м); 3 – вода ( $H_0=0,12$  м).

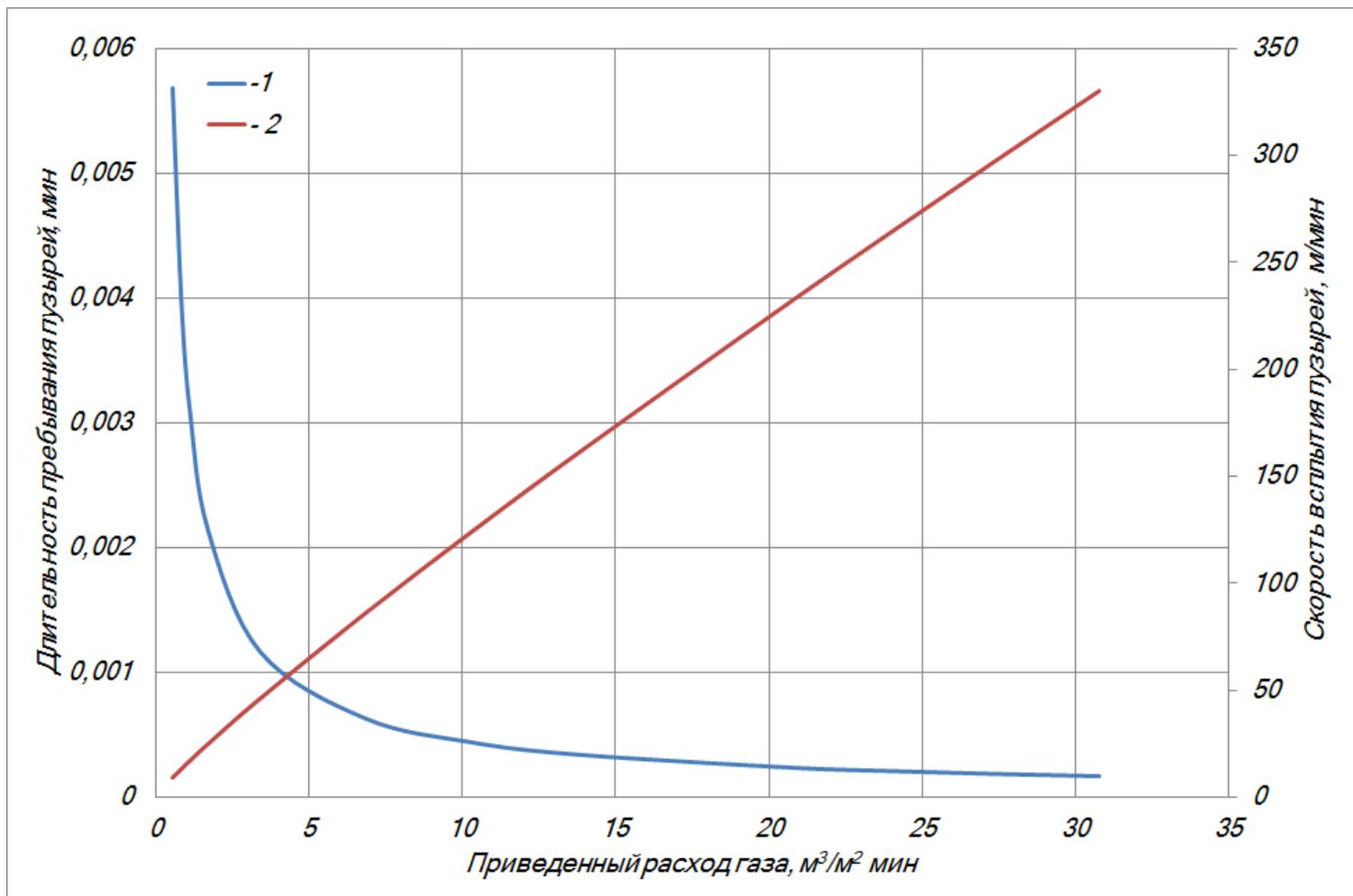


Рис. 2.7. Влияние приведённой скорости газа на скорость всплытия газовых пузырей  $u_v$  и среднюю длительность  $\tau_{\text{пр}}$  пребывания пузырей в двухфазном слое ( $H_0=0,05$  м). 1 – длительность всплытия пузырей; 2 – скорость всплытия пузырей.

Так, одиночные воздушные пузыри всплывают в воде со скоростью 2,4 м/с. При относительно малых расходах газа, пузыри равномерно распределены в жидкости, и газожидкостная система в верхней части имеет ячеистую структуру, представляющую собой структурированную динамическую пену, а в нижней части наблюдается зона первичного образования пузырей (рис. 2.4). При увеличении приведённого расхода газа выше  $10 \text{ м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{мин})$ , происходит слияние газовых пузырей и образование газовых «колоколов», заполняющих большую часть сечения ванны, и переход к «снарядному» режиму барботирования (рис. 2.5). При этом длина зоны динамической пены увеличивается, с одновременным увеличением размеров пузырей в верхних сечениях ванны.

На основе опытов, были получены зависимости относительного подъема воды и величины подъема уровня воды в модели, от величины приведенного расхода газа, которые хорошо описываются уравнениями:

$$\Delta H/H_0 = 1,3689 \cdot \bar{W}_2^{0,2313}, \quad (2.10)$$

$$H_g = 0,0684 \cdot \bar{W}_2^{0,2313}, \quad R^2=0,96 \quad (2.11)$$

Полученная зависимость (рис. 2.6), относительного подъема уровня воды в модели от величины приведенного расхода газа ( $\bar{W}_2$ ), по характеру совпадает с зависимостями, полученными в работах [51,130] при исследовании изменения уровня подъема конвертерной ванны.

Используя уравнения (2.9), (2.10) и (2.11), можно рассчитать фактические значения  $\tau_{np}$  и  $u_g$ :

$$\tau_{np} = 0,0684 \cdot H_0 \cdot \bar{W}_2^{-0,77}, \quad (2.12)$$

$$u_g = 14,61 \cdot \bar{W}_2^{0,77} + \bar{W}_2, \quad (2.13)$$

Уравнения (2.12) и (2.13) справедливы для значений  $\bar{W}_2$ , лежащих в пределах от 0,57 до  $30,5 \text{ м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{мин})$  и исследованных в ходе проведения эксперимента. Сравнение полученных в ходе эксперимента данных, с данными работ [51,130], где в качестве барботируемой жидкости использовали раствор  $\text{FeCl}_3$ ,

бромформ, керосин, раствор КJ, 25- и 75%-ные растворы этилового спирта, плотность которых составляла  $810 \div 2890 \text{ кг/м}^3$ , поверхностное натяжение  $21 \div 106 \text{ дин/см}$ , позволяет сделать вывод о том, что плотность жидкости не оказывает влияния на величину  $(\Delta H/H_0)$ , так как зависимость  $\Delta H/H_0$  от  $\bar{W}_2$  близка к полученной при продувке воды (рис. 2.6).

Анализ полученных с помощью (2.12) и (2.13) данных, и представленных на рис. 2.7, говорит о двоякой роли приведенного расхода газа ( $\bar{W}_2$ ) в процессе подъема уровня жидкости. С одной стороны, при изменении  $\bar{W}_2$  от 0,57 до 30,5  $\text{м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{мин})$ , скорость всплытия пузырей ( $u_6$ ) возрастает от 10,03 до 235,2 м/мин. С другой стороны, это обуславливает уменьшение времени пребывания пузырей ( $\tau_{np}$ ) в ванне с 0,0025 до 0,005 мин. При этом следует отметить, что наиболее сильно, время пребывания пузырей в ванне, сокращается по мере увеличения величины до  $10 \text{ м}^3/\text{м}^2 \cdot \text{мин}$ . Дальнейший рост  $\bar{W}_2$  приводит к незначительному сокращению времени пребывания пузырей в ванне. Так, увеличение скорости всплывания в 12 раз, приводит к уменьшению времени пребывания газа в жидкости  $\tau_{np}$  лишь в 3,5 раза, что говорит о увеличении общей высоты газожидкостного слоя. Это подтверждает данные, полученные в промышленных условиях, говорящие о необходимости поддержания величины приведённой скорости выделения газов ( $\bar{W}_2$ ,  $\text{м}^3/\text{м}^2 \cdot \text{с}$ ) не менее  $10 \text{ м}^3/\text{м}^2 \cdot \text{мин}$ .

С целью распространения результатов исследования, на реальные условия вспенивания сталеплавильного шлака, получим уравнение в критериальной форме. В качестве основных критериев подобия возьмём модифицированный критерий Архимеда и критерий Вебера. Построим зависимость вида  $\Delta H/H_0 = f(Ar/We)$  (рис. 2.8). Обработка опытных данных на ЭВМ, методами регрессионного анализа, позволила получить следующую зависимость, обладающую высокой степенью достоверности ( $R=0,96$ ):

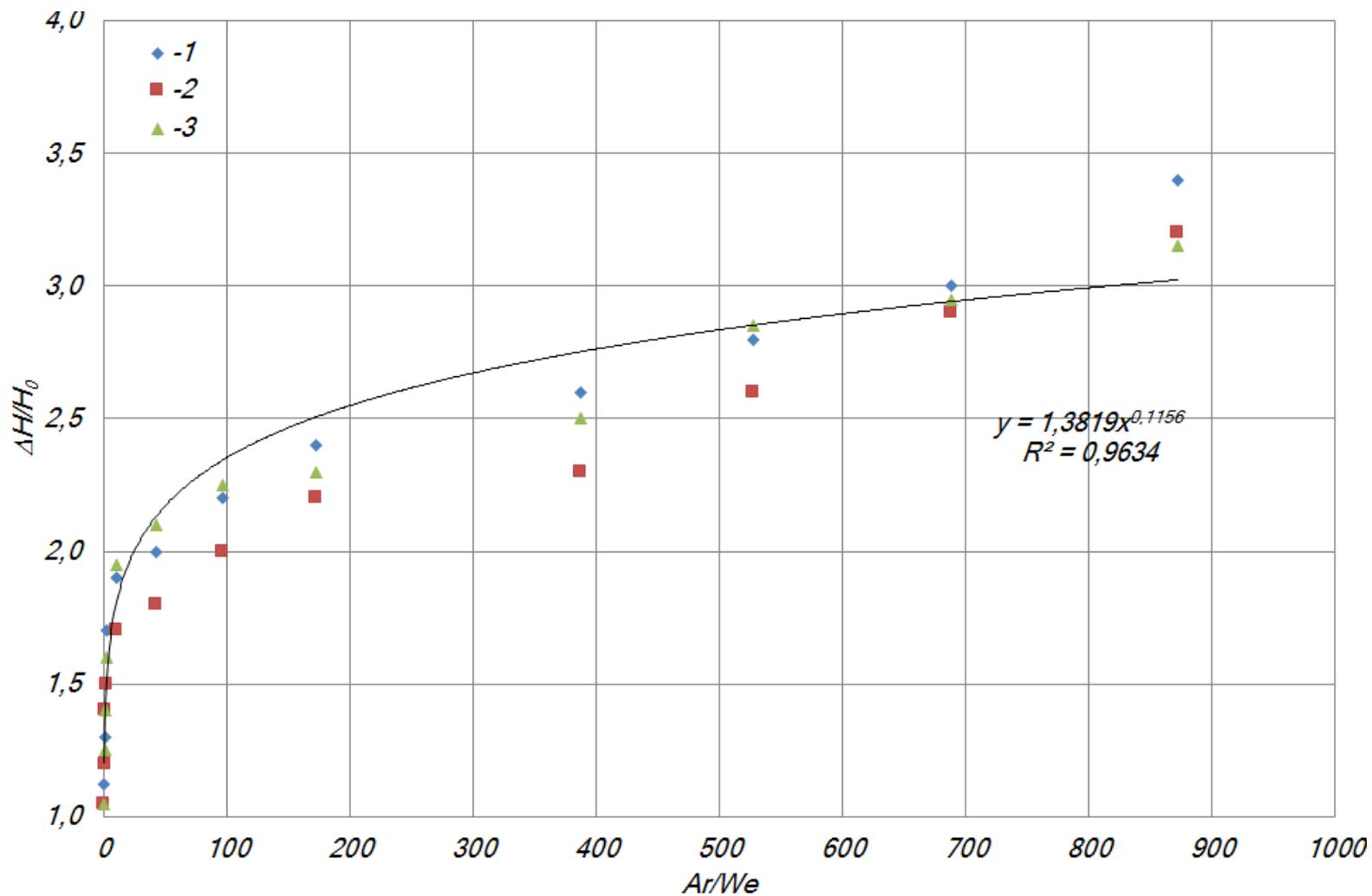


Рис. 2.8. Зависимость относительного увеличения уровня жидкости от отношения критериев  $Ar$  и  $We$ : 1 – вода ( $H_0=0,05$  м); 2 – вода ( $H_0=0,1$  м); 3 – вода ( $H_0=0,12$  м).

$$\frac{\Delta H}{H_0} = 1,3819 \cdot \left( \frac{Ar'}{We} \right)^{0,1156} = 1,3819 \cdot \left( \frac{\overline{W}_z^2 \cdot H_0 \cdot \rho_z}{\sigma} \right)^{0,1156}, \quad (2.14)$$

где  $\sigma$  – поверхностное натяжение жидкости, Н/м.

## 2.2 Исследование взаимосвязи процесса вспенивания сталеплавильного шлака с его структурой

Анализ научно-технической литературы показывает, что исследованию взаимосвязи процесса вспенивания сталеплавильного шлака с его структурой уделяется недостаточно внимания. Хотя, установление взаимосвязи между этими параметрами, может помочь более точно описать механизм образования вспененного сталеплавильного шлака. Для получения новых данных, о механизме образования вспененного сталеплавильного шлака, необходимо провести исследования, направленные на изучение его структуры и её влияния на процесс вспенивания [129, 131-137].

С этой целью на 150-т дуговых сталеплавильных печах ОАО «ОЭМК», были проведены исследования, направленные на изучение структуры вспененного сталеплавильного шлака. Исследованию подвергались плавки различных марок сталей. Общий объем плавов, подвергшихся исследованию составил более 60. Исследованию подверглись следующие марки стали: СтЗГСП, СтЗСП, 18ХГР, 18ХГТ.

Методика проведения исследований на всех марках стали была однотипной и заключалась в следующем: по окончании периода расплавления и образования жидкой ванны осуществлялось определение общей толщины шлака, с одновременным отбором проб шлака по его толщине, каждые 10 минут по ходу плавки. Также по ходу процесса, осуществлялся контроль температуры шлака и металла.

Измерение температуры шлака и металла осуществлялось с помощью погружных термопар.

Толщину шлака, в ванне дуговой печи определяли с помощью изогнутой на конце под углом  $90^\circ$  стальной штанги, по намерзшему на ней шлаку.

Отбор проб шлака, осуществлялся одновременно в трех точках по толщине шлака. Для отбора проб шлака по толщине, использовали методику предложенную в работе [135], обеспечивающую надёжное взятие проб по глубине шлака. Устройство для отбора проб шлака, представляло собой стальную штангу изогнутую под углом  $90^\circ$ , на которой на различных уровнях были размещены пробницы для шлакового расплава (рис. 2.9). Промежутки между пробницами, закрывались несколькими слоями плотной бумаги, пропитанной силикатным клеем, что обеспечивало проникновение шлака внутрь пробниц после погружения стальной штанги в шлак (время выдержки штанги 20 сек). После извлечения штанги ее охлаждали вместе с пробой. Затем извлекали пробу.

Далее каждая отобранная проба взвешивалась. Затем из пробы методом магнитной сепарации извлекались корольки металла, и тоже взвешивались. Затем определяли относительную массу корольков в пробе шлака. Полученные пробы шлака, также подвергались химическому анализу на рентгенофлуоресцентном спектрометре Bruker S4 PIONEER

Усредненные данные, полученные в ходе проведения исследований представлены в таблице 2.4.

Полученные в ходе эксперимента данные, представлены на (рис. 2.10 и 2.11). Анализ полученных данных, о характере распределения корольков металла (по массе) по толщине вспененного сталеплавильного шлака, позволяет с достаточной точностью выделить наличие **трёх характерных зон** по толщине шлака:

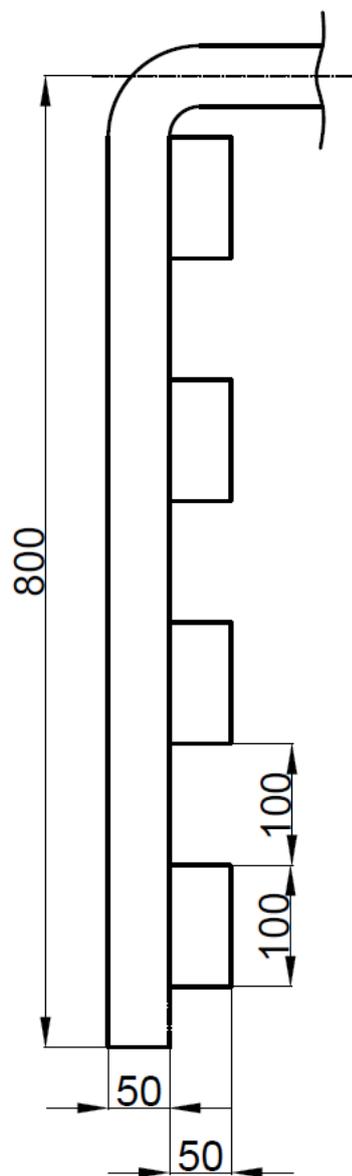


Рис. 2.9. Устройство для отбора проб шлака.

Таблица 2.4. Усредненное относительное содержание корольков в пробе шлака (по массе) при различном уровне вспенивания шлака

Масса пробы шлака, г	Уровень шлака	Содержание корольков в пробе шлака			
		без ТКГ		с ТКГ	
		масса корольков, г	Процентное содержание корольков металла в шлаке (по массе)	масса корольков, г	Процентное содержание корольков металла в шлаке (по массе)
Высота шлака 600 ÷ 500 мм					
400	верх	10	0,025	10,4	0,026
400	середина	19,2	0,048	20,8	0,052
400	низ	26	0,065	32,8	0,082
Высота шлака 400-300					
400	верх	6	0,015	7,2	0,018
400	середина	14	0,035	16	0,04
400	низ	18,4	0,046	22	0,055
Высота шлака 200-100					
400	-	4	0,01	6	0,015

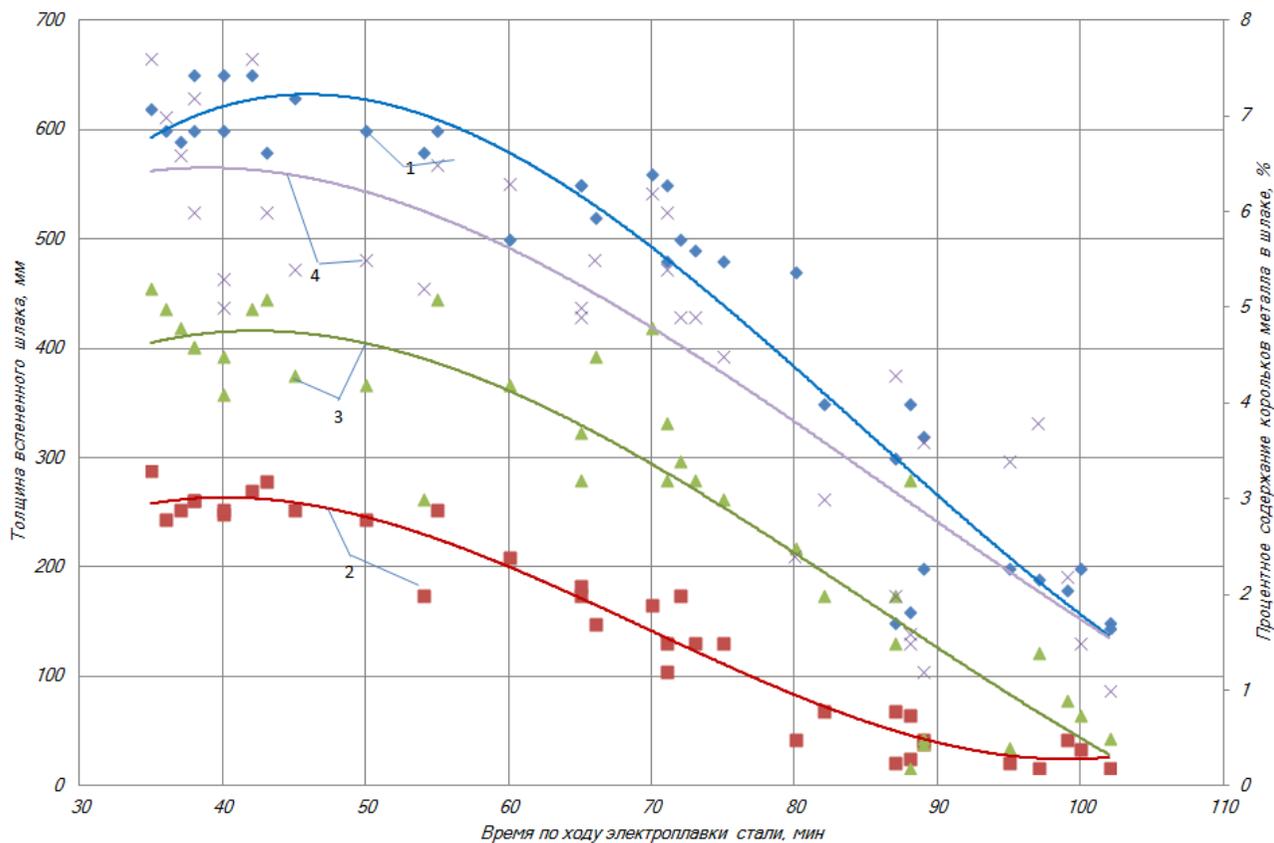


Рис. 2.10. Изменение толщины шлака и процентного содержания корольков металла (по массе) по толщине шлака в зависимости от времени по ходу электроплавки стали в 150-т дуговой печи при непрерывной загрузке металлизированных окатышей (без применения ТКГ). 1 – изменение толщины шлака по ходу электроплавки стали; 2 – изменение процентного содержания корольков металла (по массе) по ходу электроплавки стали в верхнем слое шлака; 3 – изменение процентного содержания корольков металла (по массе) по ходу электроплавки стали в среднем слое шлака; 4 – изменение процентного содержания корольков металла (по массе) по ходу электроплавки стали в нижнем слое шлака.

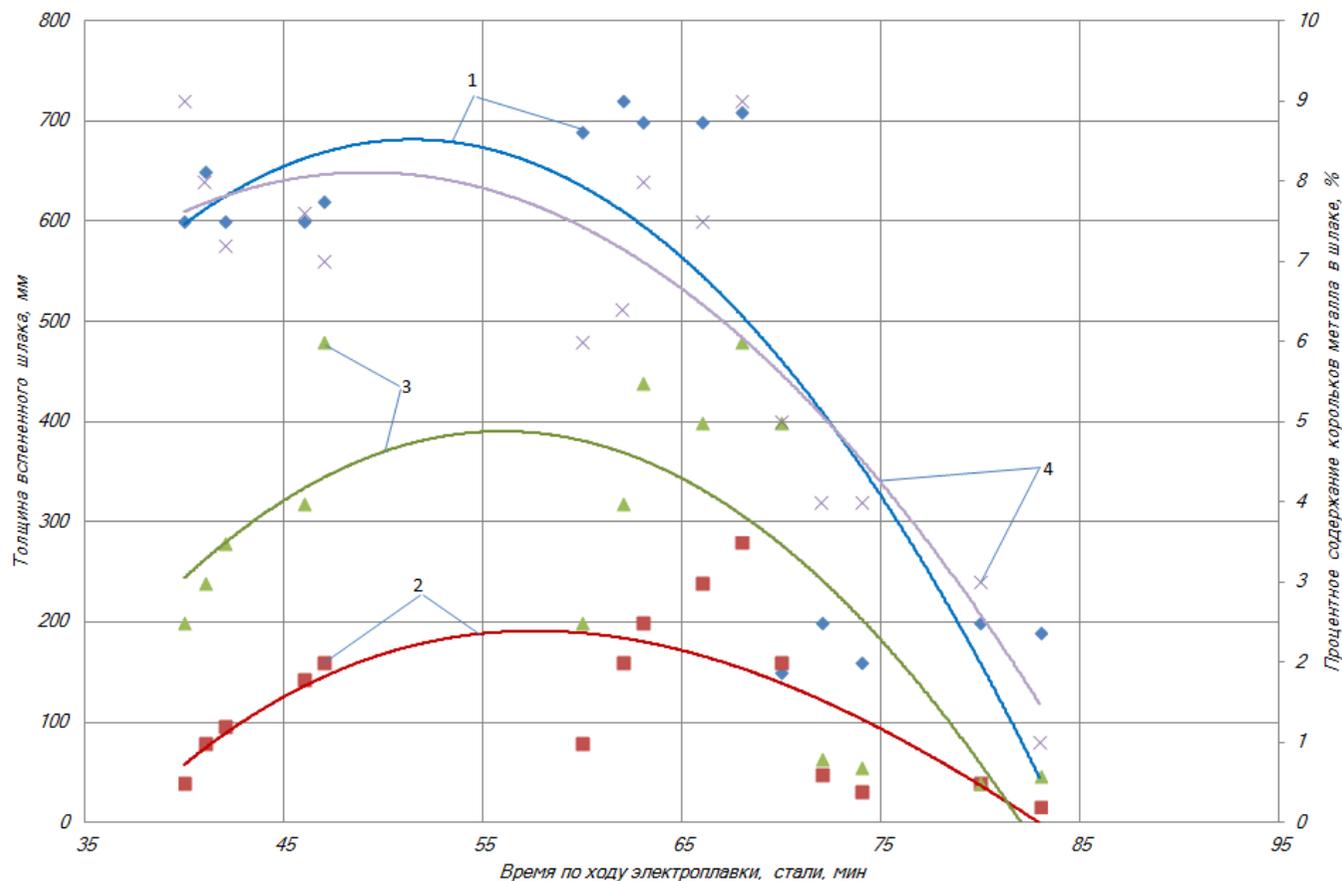


Рис. 2.11. Изменение толщины шлака и процентного содержания корольков металла (по массе) по толщине шлака в зависимости от времени по ходу электроплавки стали в 150-т дуговой печи при непрерывной загрузке металлизированных окатышей (с применением ТКГ). 1 – изменение толщины шлака по ходу электроплавки стали; 2 – изменение процентного содержания корольков металла (по массе) по ходу электроплавки стали в верхнем слое шлака; 3 – изменение процентного содержания корольков металла (по массе) по ходу электроплавки стали в среднем слое шлака; 4 – изменение процентного содержания корольков металла (по массе) по ходу электроплавки стали в нижнем слое шлака.

- 1) зона толщиной около  $100 \div 150$  мм, с небольшим содержанием королек металла диаметром  $0,3 \div 0,5$  мм в шлаке, которую можно считать «псевдо-спокойной» (поз. 4 на рис. 2.10 и 2.11);
- 2) зона размером более 200 мм (поз. 3 и 2 на рис. 2.10 и 2.11), представляющая собой совокупность мелких королек металла диаметром около  $0,6 \div 0,8$  мм и конгломератов (слипшиеся корольки металла и крупные ошлакованные включения металла) до  $4 \div 10$  мм (*двухфазная область «шлак» – «металл», состоящая из королек металла различной величины в шлаке и капелек шлака в жидком металле*);
- 3) зона чистого металла, содержащая небольшое количество мелких диаметром  $0,1 \div 0,5$  мм частиц шлака.

Анализ линий тренда, представленных на рис. 2.10 и 2.11 показывает, что изменение уровня (толщины) вспененного сталеплавильного шлака по ходу электроплавки, совпадает с характером распределения процентного содержания королек металла в шлаке (по массе), то есть с характером изменения размеров двухфазной области. Причём размер (толщина) двухфазной области, определяется объёмом образующегося по ходу электроплавки газа, то есть скоростью обезуглероживания сталеплавильной ванны  $V_c$  (рис. 2.2). Это, в свою очередь, говорит о влиянии образующейся по ходу электроплавки стали двухфазной области «шлак» – «металл», на процесс вспенивания сталеплавильного шлака.

Известно, что основной реакцией образования газа для обеспечения процесса вспенивания сталеплавильного шлака в дуговой сталеплавильной печи является реакция взаимодействия оксидов железа, содержащихся в шлаке, с растворённым в металле углеродом. Наличие двухфазной области, приводит к увеличению поверхности контакта металла и шлака, что приводит к более интенсивному протеканию данной реакции. Это, в свою очередь, приводит к более интенсивному вспениванию сталеплавильного шлака (рис. 2.10 и 2.11). Все это говорит о сложности и взаимовлиянии процессов, протекающих по ходу

образования вспенивания сталеплавильного шлака в дуговой сталеплавильной печи. При этом следует отметить, что количество образующегося газа, обеспечивающего вспенивание сталеплавильного шлака, играет одну из ключевых ролей в этом процессе.

С целью более детального исследования механизма образования вспененного шлака и изучения его структуры, был применён метод холодного моделирования и разработана модель по внутренним очертаниям подобная рабочему пространству дуговой сталеплавильной печи в масштабе 1:10 (рис. 2.12).

В качестве моделирующих сред были выбраны вода плотностью 1000 кг/м<sup>3</sup> (металл), трансформаторное масло и керосин (шлак).

Величину расхода газа, подаваемого на продувку определяли исходя из равенства величины приведенного расхода газа на образце и модели, исходя из следующего соотношения:

$$V_{\text{мод}} = \frac{V_{\text{обр}} \cdot F_{\text{мод}}}{F_{\text{обр}}}, \quad (2.15)$$

где  $V_{\text{обр}}$  – расход газа на образце, м<sup>3</sup>/мин;  $V_{\text{мод}}$  – расход газа на модели, м<sup>3</sup>/мин;  $F_{\text{обр}}$  – площадь поверхности ванны на образце, м<sup>2</sup>;  $F_{\text{мод}}$  – площадь поверхности ванны на модели, м<sup>2</sup>.

При пересчёте с образца на модель соблюдались следующие условия:

$$We = \frac{\rho \cdot h \cdot u_{\text{в}}^2}{\sigma} = idem \text{ и } h_{\text{шл}}/h_{\text{ме}} = idem, \text{ где } \rho \text{ – плотность жидкости, кг/м}^3; h \text{ –}$$

характерный размер, м;  $u_{\text{в}}$  – скорость всплытия пузырей;  $\sigma$  – поверхностное натяжение жидкости, Н/м;  $h_{\text{шл}}$  – толщина шлака, м;  $h_{\text{ме}}$  – толщина металла, м.

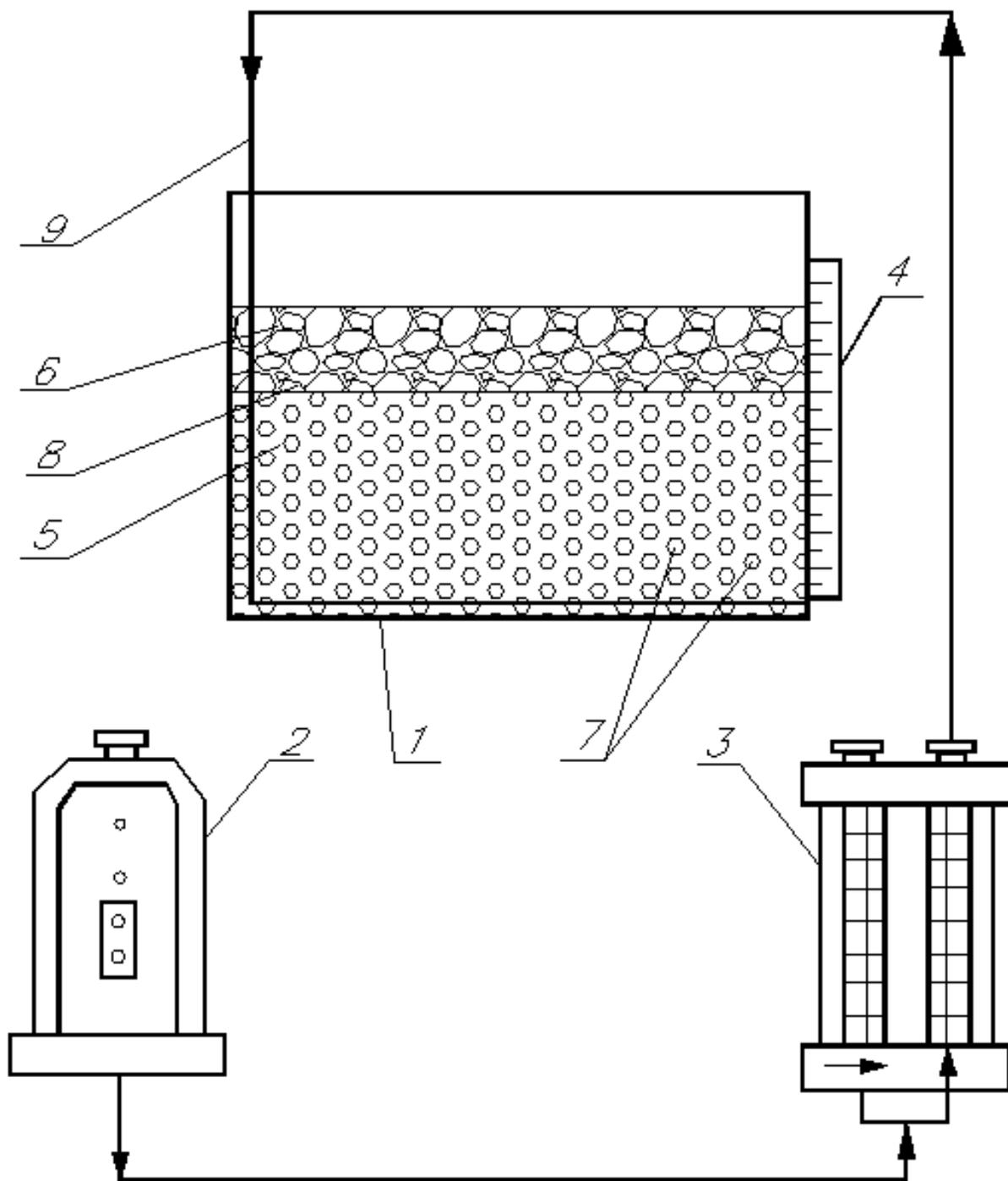


Рис. 2.12. Лабораторная установка по изучению объёма двухфазной области и механизма её образования. 1 – модель печи; 2 – лабораторный компрессор; 3 – устройство для измерения расхода газа; 4 – линейка для измерения ширины двухфазной области; 5 – вода (металл); 6 – масло (шлак); 7 – поток газа; 8 – двухфазная область; 9 – механизм перемещения зоны газовыделения.

Для моделирования гидродинамических процессов, протекающих в ДСП в качестве определяющего, был выбран критерий Вебера ( $We$ ). Так как, использование данного критерия позволяет учесть разницу плотностей и поверхностного натяжения на образце и модели.

$$\left. \begin{aligned}
 We_{об}^{ме} &= \frac{\rho_{об}^{ме} \cdot h_{об}^{ме} \cdot u_{об}^{\epsilon 2}}{\sigma_{об}^{ме}} \\
 We_{мод}^{вод} &= \frac{\rho_{мод}^{вод} \cdot h_{мод}^{вод} \cdot u_{мод}^{\epsilon 2}}{\sigma_{мод}^{вод}} \\
 We_{об}^{шл} &= \frac{\rho_{об}^{шл} \cdot h_{об}^{шл} \cdot u_{об}^{\epsilon 2}}{\sigma_{об}^{шл}} \\
 We_{мод}^{масло} &= \frac{\rho_{мод}^{масло} \cdot h_{мод}^{масло} \cdot u_{мод}^{\epsilon 2}}{\sigma_{мод}^{масло}} \\
 We_{об}^{ме} &= We_{мод}^{вод} \\
 We_{об}^{шл} &= We_{мод}^{масло} \\
 \text{тогда} \\
 \frac{u_{об}^{\epsilon}}{u_{мод}^{\epsilon}} &= \sqrt{\frac{\sigma_{об}^{ме} \cdot \rho_{мод}^{вод} \cdot h_{мод}^{вод}}{\sigma_{мод}^{вод} \cdot \rho_{об}^{ме} \cdot h_{об}^{ме}}} = \sqrt{\frac{\sigma_{об}^{шл} \cdot \rho_{мод}^{масло} \cdot h_{мод}^{масло}}{\sigma_{мод}^{масло} \cdot \rho_{об}^{шл} \cdot h_{об}^{шл}}}, \tag{2.16}
 \end{aligned} \right\}$$

где  $\sigma_{об}^{ме}, \rho_{об}^{ме}, h_{об}^{ме}, \sigma_{об}^{шл}, \rho_{об}^{шл}, h_{об}^{шл}$  – поверхностное натяжение, плотность и высота металла и шлака на образце;  $\sigma_{мод}^{вод}, \rho_{мод}^{вод}, h_{мод}^{вод}, \sigma_{мод}^{масло}, \rho_{мод}^{масло}, h_{мод}^{масло}$  – поверхностное натяжение, плотность и высота воды и масла (керосина) на модели.

Используя выражения (2.16), при известной толщине шлака и глубине металла, задаваясь толщиной масла на модели, можно рассчитать нужную высоту воды на модели в соответствии со следующим выражением:

$$\frac{h_{мод}^{вод}}{h_{мод}^{масло}} = \frac{\sigma_{мод}^{вод} \cdot \rho_{об}^{ме} \cdot \sigma_{об}^{шл} \cdot \rho_{мод}^{масло}}{\sigma_{об}^{ме} \cdot \rho_{мод}^{вод} \cdot \sigma_{мод}^{масло} \cdot \rho_{об}^{шл}} \cdot \frac{h_{об}^{ме}}{h_{об}^{шл}} \tag{2.17}$$

Основные характеристики образца и модели, а также результаты пересчёта скоростей обезуглероживания ( $V_c$ ) характерных для дуговой сталеплавильной печи в расход воздуха на продувку приведены в табл. 2.5.

Таблица 2.5. Основные параметры образца и модели.

Скорость обезуглероживания $V_c$ , %С/мин	0,005	0,007	0,01	0,015
Приведенный расход газа на образце, м <sup>3</sup> /м <sup>2</sup> *мин	3,42	4,79	6,84	10,25
Диаметр модели $D_{мод}$ , м	0,45	0,45	0,45	0,45
Расход газа на продувку, л/ч	326	456	652	978
$\frac{h_{об}^{ме}}{h_{об}^{ил}}$	5,967	5,967	5,967	5,967
$h_{мод}^{масло}$ , М	0,047	0,047	0,047	0,047
$h_{мод}^{вод}$ , М	0,28	0,28	0,28	0,28

Эксперимент состоял из трех этапов. На первом этапе зона газовыделения находилась на дне модели (режим 1), на втором по середине ванны (режим 2), на третьем этапе непосредственно на границе вода – масло (керосин). Во всех режимах расход изменялся от 300 л/ч до 1000 л/ч. По ходу эксперимента велась видеосъемка. На рис. 2.13 представлены фотографии образующейся двухфазной области в режиме 1 и режиме 2.



Двухфазная область при расположении фронта газовыделения на подине печи

$$(\bar{W}_{\text{мод}}^{\text{г}}=1000 \text{ л/ч.}; V_c=0,015 \% \text{С/мин})$$



Двухфазная область при расположении фронта газовыделения по середине ван-

$$\text{ны } (\bar{W}_{\text{мод}}^{\text{г}}=1000 \text{ л/ч.}; V_c=0,015 \% \text{С/мин})$$

Рис. 2.13. Фотографии двухфазной области при различных режимах газовыделения.

Полученные в ходе эксперимента данные, о размерах образующейся двухфазной области, для различных условий газовой выделении из ванны, приведены в табл. 2.6. Характер изменения толщины двухфазной области, в зависимости расхода газа на продувку, при различном расположении фронта газовой выделении, представлен на рис. 2.14.

Таблица. 2.6. Размеры двухфазной области для различных условий газовой выделении из ванны

Расход газа на продувку, л/ч	Скорость обезуглероживания, %C/мин	Режим 1	Режим 2	Режим 3
		размер двухфазной области, мм		
300	0,005	28	15	1
500	0,007	39	20	2
800	0,01	55	25	3
1000	0,015	71	35	5

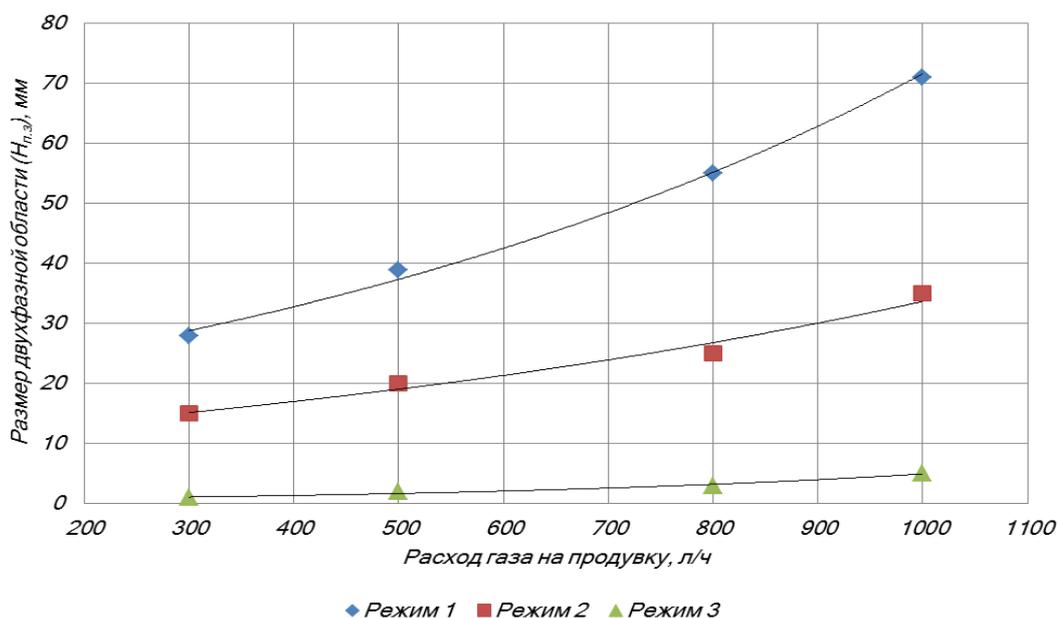


Рис. 2.14. Характер изменения толщины двухфазной области в зависимости от расхода газа на продувку при различном расположении фронта газовой выделении.

Из анализа полученных в ходе экспериментов данных следует, что увеличение расхода газа на продувку, приводит к расширению двухфазной области «шлак» – «металл», то есть увеличению «шлаковых» капель в «металле» и наоборот. Так, увеличение расхода газа на продувку (режим 1) с 300 л/ч до 800

л/ч приводит к расширению двухфазной области с 28 мм до 55 мм и уменьшению толщины относительно спокойного шлака с 35 мм до 15 мм. Увеличение расхода газа на продувку до 1000 л/ч, приводит к увеличению ширины переходной зоны до 71 мм, при этом следует отметить, что толщина относительно спокойного слоя шлака (масла) практически исчезает. В ходе эксперимента было установлено, что перемещение фронта газовыделения ближе к поверхности раздела «шлак» – «металл» (режим 2), размеры двухфазной области сокращаются. Так, при расходах газа на продувку 300 л/ч и 800 л/ч, величина двухфазной области соответственно составляет 15 мм и 24 мм, что связано с сокращением объёмов «металла», вовлекаемых в процесс перемешивания жидкости. Также, в процессе наблюдения за продувкой, происходил отрыв и последующее возвращение капель масла в «шлак». Как показали наблюдения, размер таких капель достигал  $7 \div 10$  мм, а глубина их погружения достигала 45 мм. При смещении фронта газовыделения к границе «шлак» – «металл» (режим 3), происходило резкое сокращение размеров двухфазной области (при тех же расходах газа на продувку) и получает развитие процесс пенообразования «шлака», за счёт возникновения вблизи границы раздела «шлак» – «металл» большого числа мелких пузырей размером около 1,5 мм. Образование двухфазной области, не происходило. Это доказывает, что величина двухфазной области зависит от мощности перемешивания сталеплавильной ванны. В случае покрытия водяной ванны керосином, механизм образования переходной зоной оставался прежним.

Для оценки реакционной поверхности, образующейся двухфазной области ( $S_{n.з}$ ), и её сравнения с поверхностью раздела «шлак» – «металл» (для опытной ванны  $S=1590 \text{ см}^2$ ), усреднённый радиус капель «шлака» в двухфазной области примем равным 0,15 см, а толщину самой двухфазной области 1,5 см. Из условия равенства объёмов «шлака» и «металла» в двухфазной области, рассчитаем реакционную поверхность капель «шлака» по следующему выражению:

$$S_{n.з.} = \frac{V_{n.з.} \cdot 0.5}{V_{\kappa}} \cdot S_{\kappa} = \frac{1590 \cdot 1,5 \cdot 0,5 \cdot 6}{\pi \cdot D^3} \cdot \pi \cdot D^2 = 23850 \text{ см}^2, \quad (2.21)$$

где  $V_{n.з.}$  – объём двухфазной области, см<sup>3</sup>;  $V_{\kappa}$  и  $S_{\kappa}$  – объём и величина поверхность одной капли «шлака».

В результате расчёта было установлено, что величина реакционной поверхности двухфазной области «шлак» – «металл», не менее чем в 15 раз, превышает размеры поверхности раздела «шлак» – «металл» спокойной ванны. Это, в первом приближении, позволяет обосновать решающую роль в протекании тепло- и массообменных процессов в двухфазной области, образующейся по ходу плавки в дуговой печи. А также сказать, о её решающей роли в процессе образования вспененного шлака.

В результате статистической обработки экспериментальных данных, полученных при различном расположении фронта газовыделения, в зависимости от расхода газа на продувку и скорости обезуглероживания, были получены регрессионные уравнения следующего вида:

$$H_{n.з.}^{\text{Режим 1}} = 19,51 \cdot e^{0,0013 \cdot \bar{W}_{\text{мод}}^{\text{вод}}} \quad R^2 = 0,9945$$

$$H_{n.з.}^{\text{Режим 2}} = 10,803 \cdot e^{0,0011 \cdot \bar{W}_{\text{мод}}^{\text{вод}}} \quad R^2 = 0,9769$$

$$H_{n.з.}^{\text{Режим 3}} = 0,5778 \cdot e^{0,0022 \cdot \bar{W}_{\text{мод}}^{\text{вод}}} \quad R^2 = 0,9694$$

$$H_{n.з.}^{\text{Режим 1}} = 7,7837 \cdot e^{259,47 \cdot V_c} \quad R^2 = 0,9524$$

$$H_{n.з.}^{\text{Режим 2}} = 4,6667 \cdot e^{232,21 \cdot V_c} \quad R^2 = 0,979$$

$$H_{n.з.}^{\text{Режим 3}} = 0,1156 \cdot e^{442,4 \cdot V_c} \quad R^2 = 0,9859$$

В процессе опытов, наблюдали явление пенообразования. При использовании трансформаторного масла под двухфазной областью образовывалась устойчивая пена, исчезающая лишь через 5-10 мин после прекращения продувки. Факт появления пены на границе металл – двухфазная область обусловлен дроблением пузырей на более мелкие, которые задерживались (вследствие высокой вязкости «шлака» и низких скоростей всплытия) на этой поверхности, а в дальнейшем оттеснялись в сторону всплывающими более крупными пузырями.

Замена трансформаторного масла керосином заметно сказывалась на пенообразовании. Пена образовывалась лишь в районе выхода пузырей через поверхность «шлак» – «металл». Мелкие пузырьки, образующиеся в результате дробления крупного пузыря, хотя и скапливались над шлаком, при значительной интенсивности продувки покидали поверхность раздела фаз через 30 с, после прекращения продувки.

Учитывая тот факт, что поверхностные натяжения  $\sigma$  трансформаторного масла и керосина практически одинаковые (соответственно 29,1 и 28,0 мН/м), трудно объяснить наблюдаемые явления вспенивания, решающей ролью сил поверхностного натяжения. Однако вязкость трансформаторного масла отличается от вязкости керосина на порядок, это говорит о ключевой роли вязкости в процессе образования вспененного шлака.

Обобщая полученные результаты, можно сказать, что размеры двухфазной области определяются уровнем расположения фронта начала газовыделения, а также скоростью обезуглероживания металла. Это, в свою очередь, позволяет констатировать, что уровень массообмена в системе «металл» – «шлак» тем выше, чем больше ширина двухфазной области «шлак» – «металл». Это способствует формированию хорошо вспененного сталеплавильного шлака за счёт более интенсивного взаимодействия растворённого в металле углерода  $[C]$  с оксидами железа шлака ( $FeO$ ). Другими словами, в процессе объёмного обезуглероживания образуется достаточно развитая поверхность контакта металла со шлаком, где происходит взаимодействие  $[C]$  с ( $FeO$ ), что приводит к образованию в двухфазной области большого количества мелких пузырьков, обладающих малой кинетической энергией и «застревающих» в шлаке, которые и вспенивают шлак.

Это позволяет сформулировать механизм образования вспененного сталеплавильного шлака, который состоит из двух стадий: 1) образование в процессе объёмного обезуглероживания двухфазной области «шлак» – «металл»; 2) образование в двухфазной области «шлак» – «металл» большого количества

мелких пузырьков газа, обеспечивающего вспенивание сталеплавильного шлака.

Это позволяет сформулировать рекомендации по обеспечению эффективного вспенивания шлака. Для формирования хорошо вспененного шлака в дуговой сталеплавильной печи, необходимо обеспечить эффективное объемное обезуглероживание металла, что позволит обеспечить образование развитой двухфазной области на границе раздела «шлак» - «металл» и вдуванием в эту зону углеродсодержащих материалов в потоке кислорода. Кроме того, наличие в процессе плавки двухфазной области «шлак» – «металл», способствует усилению теплообменных процессов в системе «шлак» – «металл» – «электрическая дуга», что способствует ускорению протекания процессов расплавления и нагрева металла. Эффективного объемного обезуглероживания в печи, можно достичь путем загрузки на подину печи углеродсодержащих материалов, что позволит обеспечить более раннее начало процесса обезуглероживания металла.

Таким образом, в реальных условиях электроплавки стали в дуговой сталеплавильной печи, усиление режима объёмного обезуглероживания приводит к интенсификации тепло- и массообменных процессов в ванне, что в свою очередь, приводит к ускорению процесса электроплавки в целом, то есть к заметному возрастанию производительности агрегата.

### **2.3 Анализ взаимосвязи вспенивания сталеплавильного шлака в дуговой сталеплавильной печи с процессом шлакообразования**

С целью получения новых данных, о взаимосвязи изменения уровня вспенивания шлака в процессе плавки, с ходом процесса шлакообразования, а также обобщения уже имеющихся данных, проанализируем данные о изменении химического состава шлака, температуры металла и шлака, по ходу электроплавки полученные в ходе проведения исследований (см. раздел 2.3).

На рис. 2.15 – 2.22 представлены данные, о изменении по ходу электроплавки стали в дуговой сталеплавильной печи следующих параметров: температуры металла, химического состава шлака ( $SiO_2$ ,  $CaO$ ,  $Al_2O_3$  и  $MgO$ ) и его температуры. Для оценки влияния выше перечисленных параметров на процесс вспенивания сталеплавильного шлака, на рис. 2.15 – 2.16 нанесён характер изменения толщины вспененного шлака по ходу электроплавки стали. Характер изменения химического состава шлака, свидетельствует о наличии весьма сложных взаимосвязей, между параметрами шлакообразования и процессом вспенивания сталеплавильного шлака. Так, анализ данных, представленных на рис. 2.15 и 2.16 показывает, что по ходу электроплавки стали в дуговых сталеплавильных печах, наблюдается превышение температуры шлака над температурой металла, как при работе без применения топливно-кислородных горелок, так и в случае их применения. Величина перегрева по ходу электроплавки может достигать  $80\div 100^\circ C$ . Исходя из этого, можно сказать, что предложенные в ряде работ [7,21,66,69,93] рекомендации, по повышению вспениваемости электропечных шлаков путём их гетерогенизации, тем или иным соединением, при допущении равенства по ходу процесса фактических температур шлака и металла [7,93] является недопустимым, но может быть допустимым, в случае кислородно-конвертерных процессов. Таким образом, при рассмотрении вопросов вспениваемости электропечных шлаков, необходимо учитывать **существенный перегрев шлака относительно металла** при выработке рекомендаций, по повышению вспениваемости шлаков.

Анализ трендов, о изменении уровня вспенивания шлака в зависимости от температуры металла и шлака показывает, что с повышением температуры металла и шлака, интенсивность вспенивания шлака падает. Это можно объяснить, снижением вязкости шлака по мере повышения данных температур. Это говорит, о необходимости выработки рекомендаций по регулированию температуры шлака в дуговой печи, для обеспечения эффективного вспенивания сталеплавильного шлака на протяжении всей плавки.

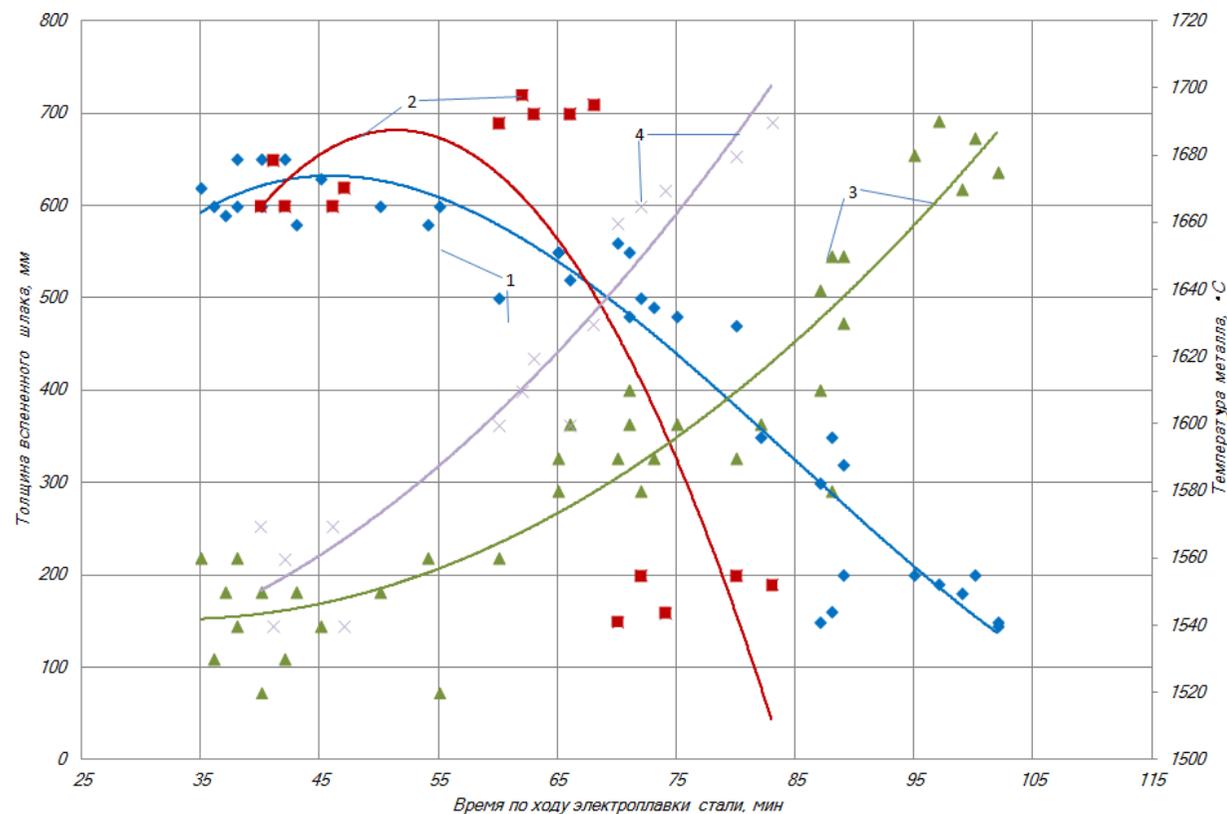


Рис. 2.15. Изменение уровня (толщины) шлака и температуры металла в зависимости от времени электроплавки стали в 150-т дуговой печи, при непрерывной загрузке металлизированных окатышей. 1 – характер изменения толщины шлака по ходу электроплавки стали, без применения ТКГ; 2 – характер изменения толщины шлака по ходу электроплавки стали, с применением ТКГ; 3 – характер изменения температуры металла по ходу электроплавки стали, без применения ТКГ; 4 – характер изменения температуры металла по ходу электроплавки стали, с применением ТКГ.

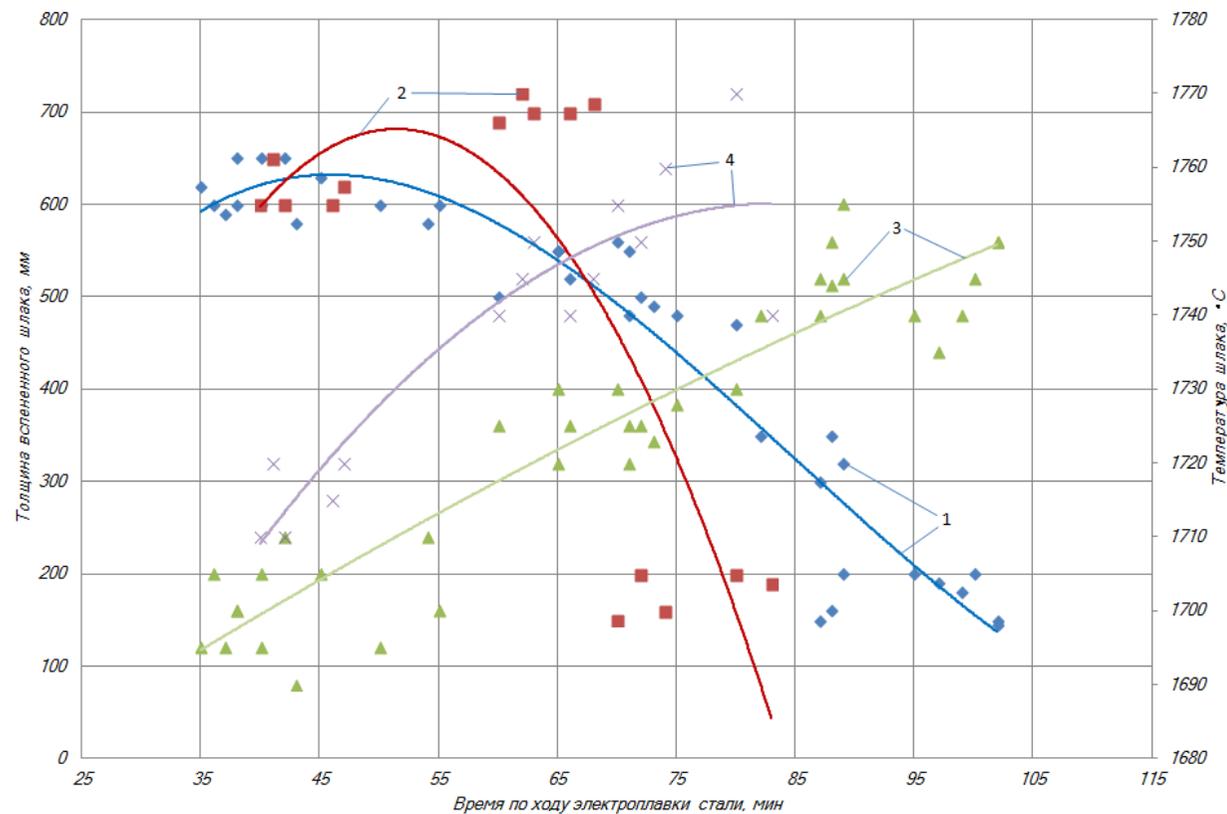


Рис. 2.16. Изменение уровня (толщины) шлака и температуры шлака в зависимости от времени электроплавки стали в 150-т дуговой печи, при непрерывной загрузке металлизированных окатышей. 1 – характер изменения толщины шлака по ходу электроплавки стали, без применения ТКГ; 2 – характер изменения толщины шлака по ходу электроплавки стали, с применением ТКГ; 3 – характер изменения температуры шлака по ходу электроплавки стали, без применения ТКГ; 4 – характер изменения температуры шлака по ходу электроплавки стали, с применением ТКГ.

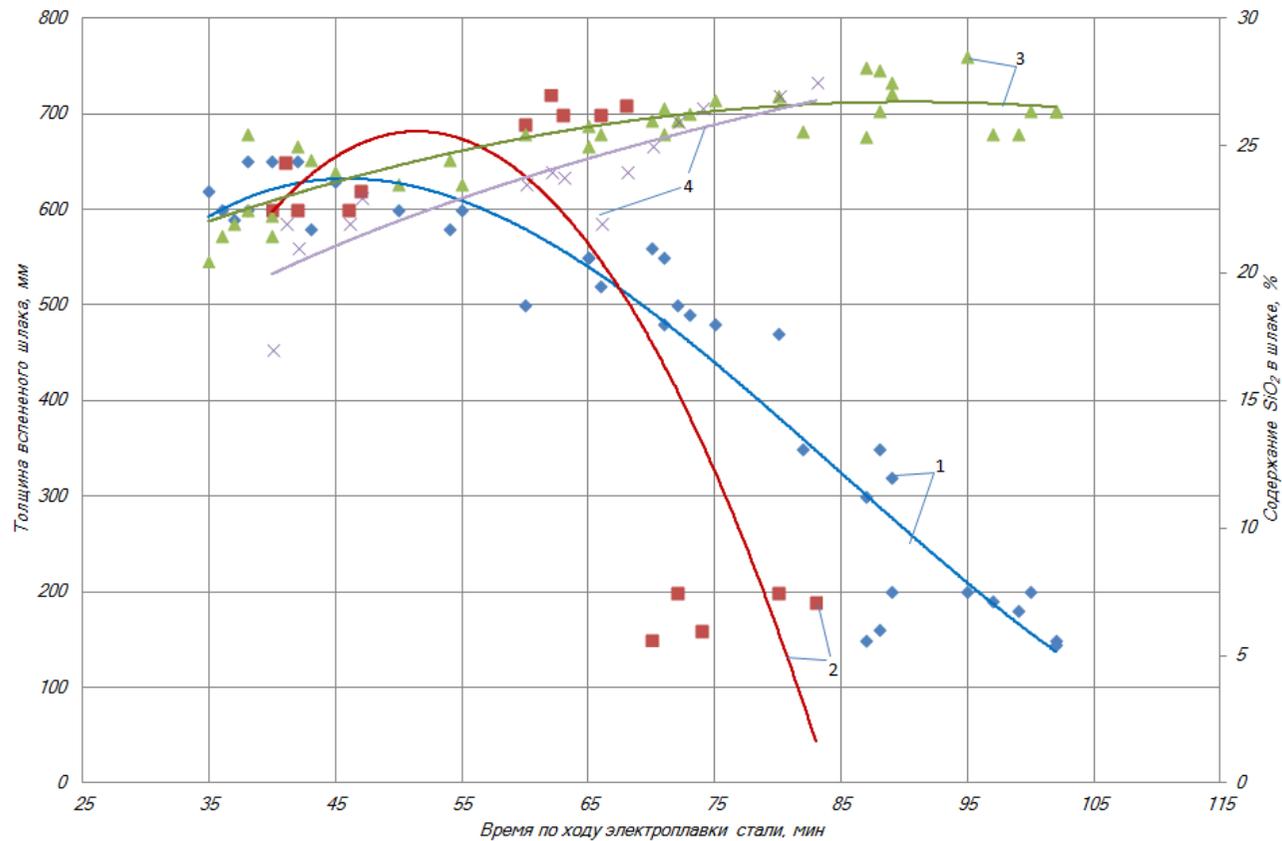


Рис. 2.17. Изменение уровня (толщины) шлака и содержания  $SiO_2$  в шлаке в зависимости от времени электроплавки стали в 150-т дуговой печи, при непрерывной загрузке металлизированных окатышей. 1 – тренд изменения толщины шлака по ходу электроплавки стали, без применения ТКГ; 2 – тренд изменения толщины шлака по ходу электроплавки стали, с применением ТКГ; 3 – тренд изменения содержания  $SiO_2$  в шлаке по ходу электроплавки стали, без применения ТКГ; 4 – тренд изменения содержания  $SiO_2$  в шлаке по ходу электроплавки стали, с применением ТКГ.

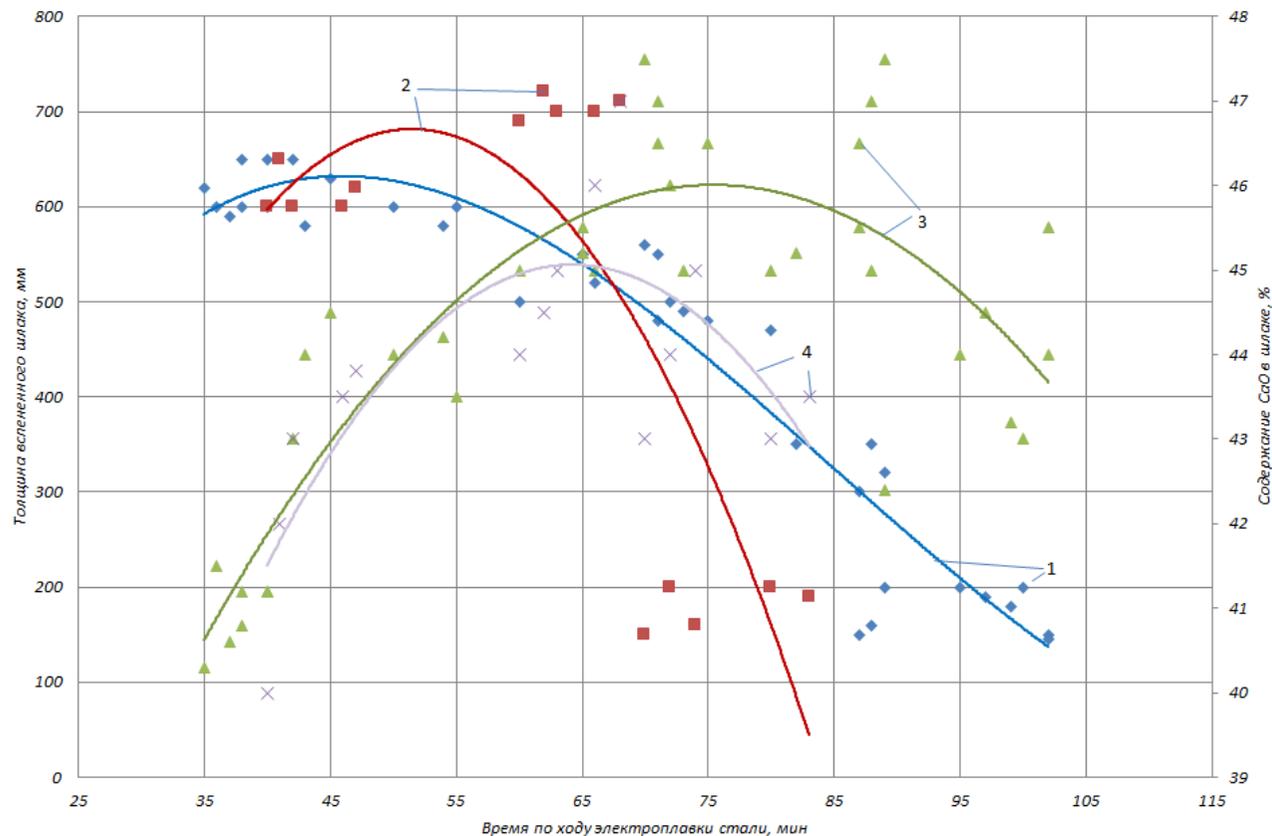
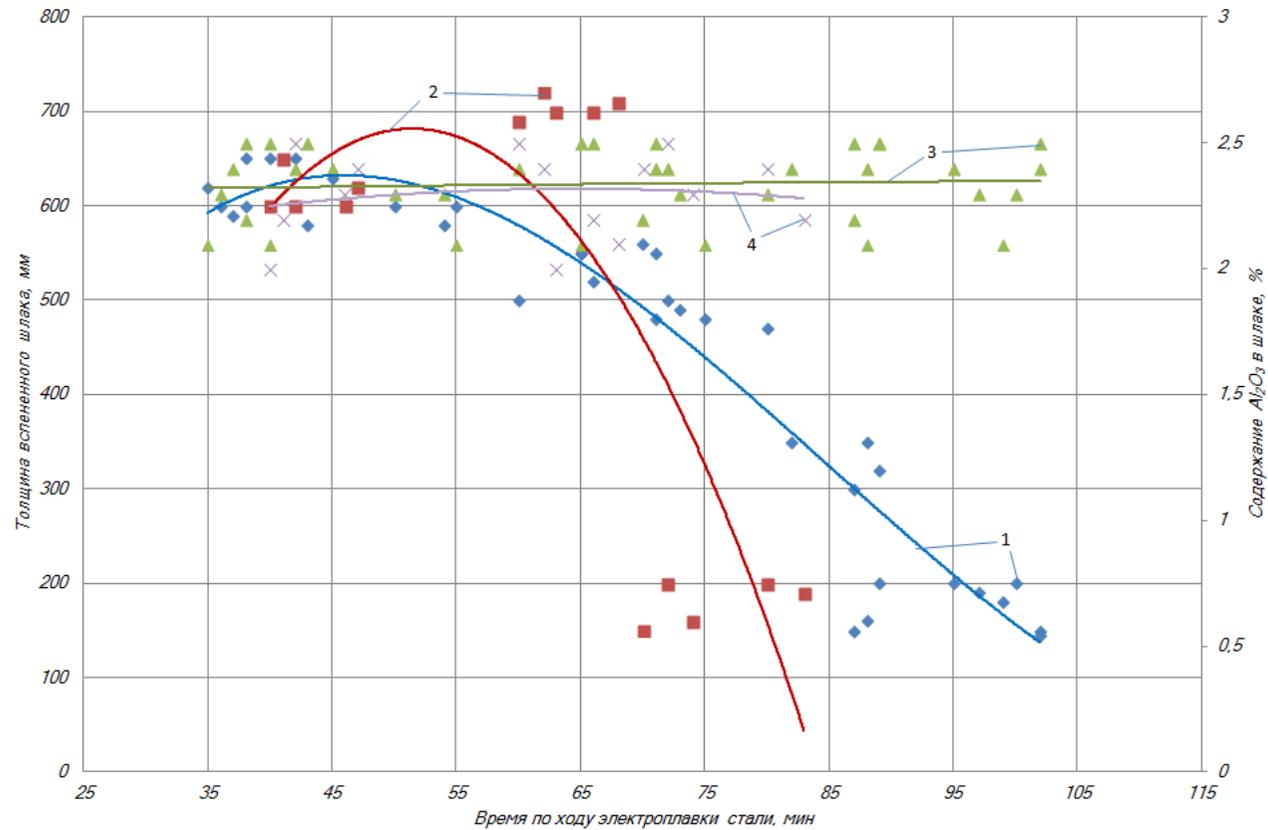


Рис. 2.18 Изменение уровня (толщины) шлака и содержания  $CaO$  в шлаке в зависимости от времени электроплавки стали в 150-т дуговой печи, при непрерывной загрузке металлизированных окатышей. 1 – тренд изменения толщины шлака по ходу электроплавки стали, без применения ТКГ; 2 – тренд изменения толщины шлака по ходу электроплавки стали, с применением ТКГ; 3 – тренд изменения содержания  $CaO$  в шлаке по ходу электроплавки стали, без применения ТКГ; 4 – тренд изменения содержания  $CaO$  в шлаке по ходу электроплавки стали, с применением ТКГ.



А

Рис. 2.19. Изменение уровня (толщины) шлака и содержания  $Al_2O_3$  в шлаке в зависимости от времени электроплавки стали в 150-т дуговой печи, при непрерывной загрузке металлизированных окатышей. 1 – тренд изменения толщины шлака по ходу электроплавки стали, без применения ТКГ; 2 – тренд изменения толщины шлака по ходу электроплавки стали, с применением ТКГ; 3 – тренд изменения содержания  $Al_2O_3$  в шлаке по ходу электроплавки стали, без применения ТКГ; 4 – тренд изменения содержания  $Al_2O_3$  в шлаке по ходу электроплавки стали, с применением ТКГ.

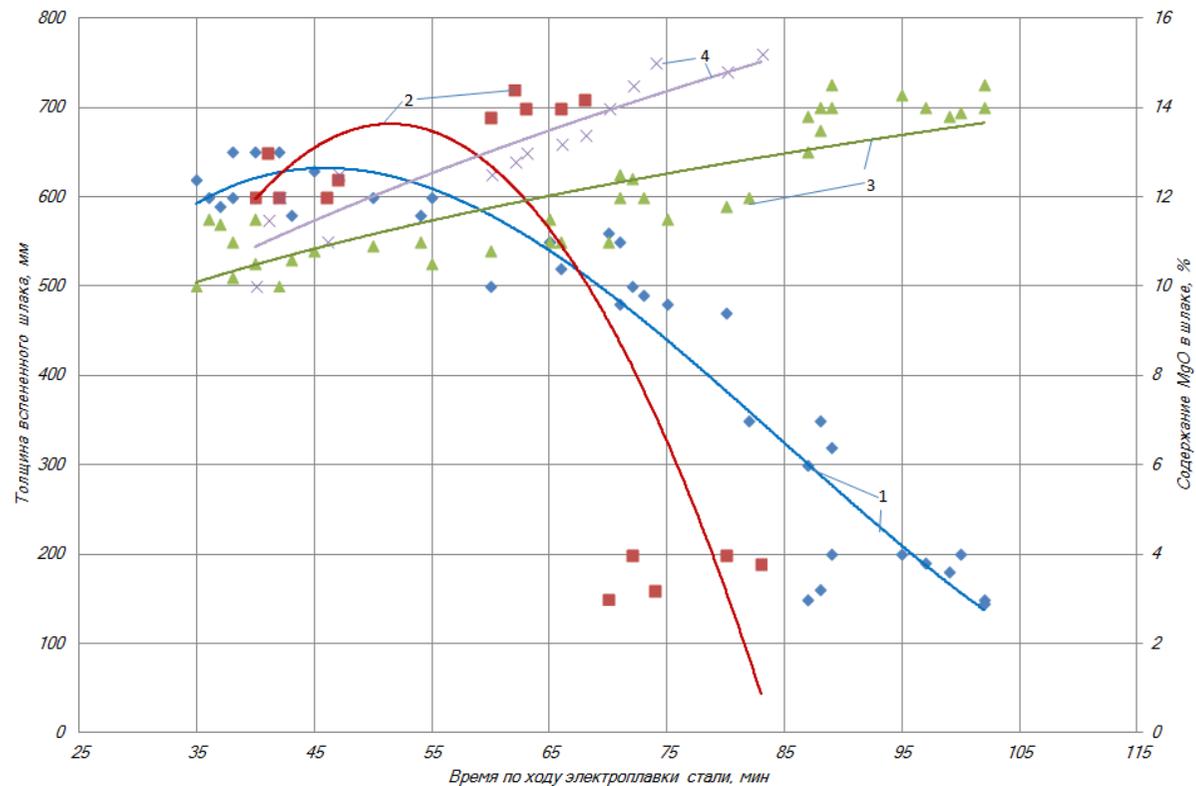


Рис. 2.20. Изменение уровня (толщины) шлака и содержания  $MgO$  в шлаке в зависимости от времени электроплавки стали в 150-т дуговой печи, при непрерывной загрузке металлизированных окатышей. 1 – тренд изменения толщины шлака по ходу электроплавки стали, без применения ТКГ; 2 – тренд изменения толщины шлака по ходу электроплавки стали, с применением ТКГ; 3 – тренд изменения содержания  $MgO$  в шлаке по ходу электроплавки стали, без применения ТКГ; 4 – тренд изменения содержания  $MgO$  в шлаке по ходу электроплавки стали, с применением ТКГ.

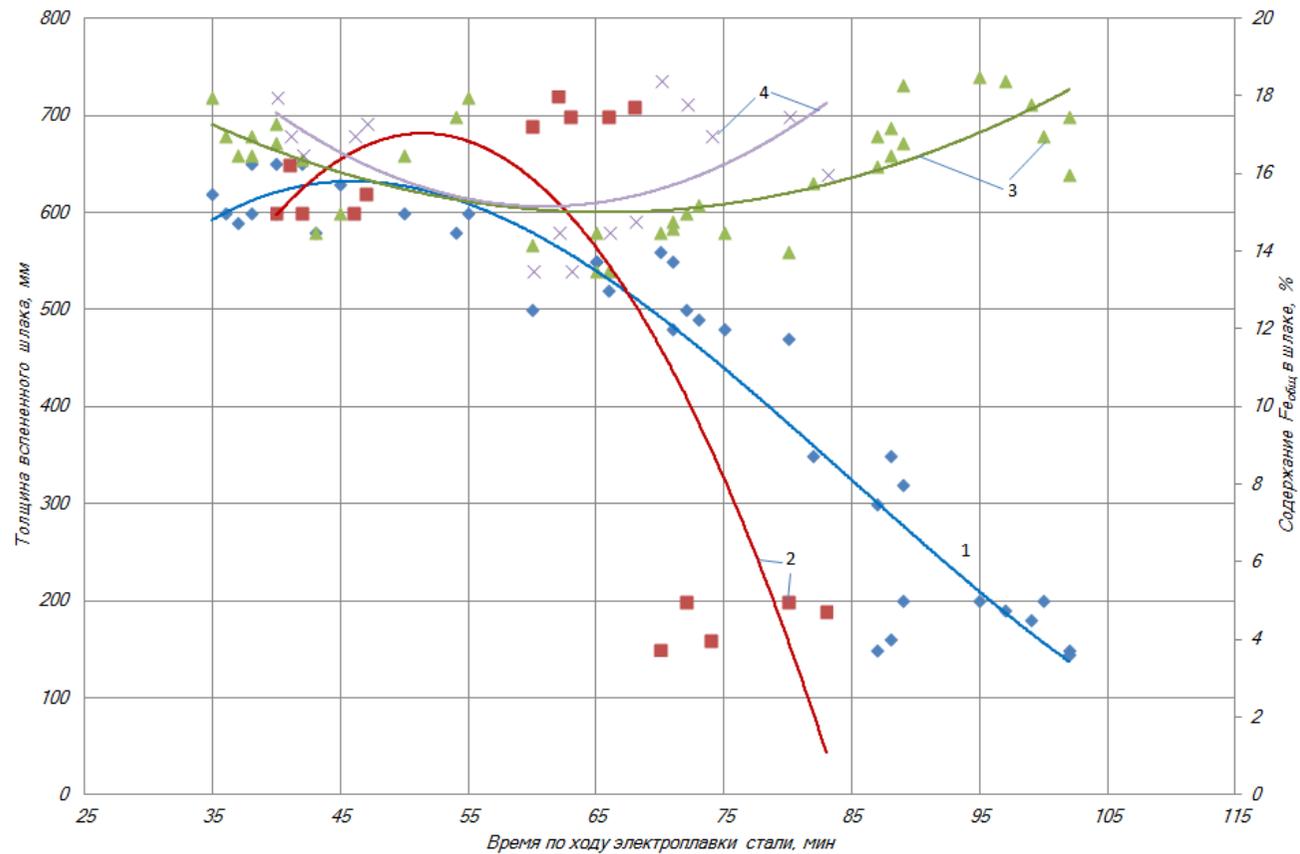


Рис. 2.21. Изменение уровня (толщины) шлака и содержания  $Fe_{общ}$  в шлаке в зависимости от времени электроплавки стали в 150-т дуговой печи, при непрерывной загрузке металлизированных окатышей. 1 – тренд изменения толщины шлака по ходу электроплавки стали, без применения ТКГ; 2 – тренд изменения толщины шлака по ходу электроплавки стали, с применением ТКГ; 3 – тренд изменения содержания  $Fe_{общ}$  в шлаке по ходу электроплавки стали, без применения ТКГ; 4 – тренд изменения содержания  $Fe_{общ}$  в шлаке по ходу электроплавки стали, с применением ТКГ.

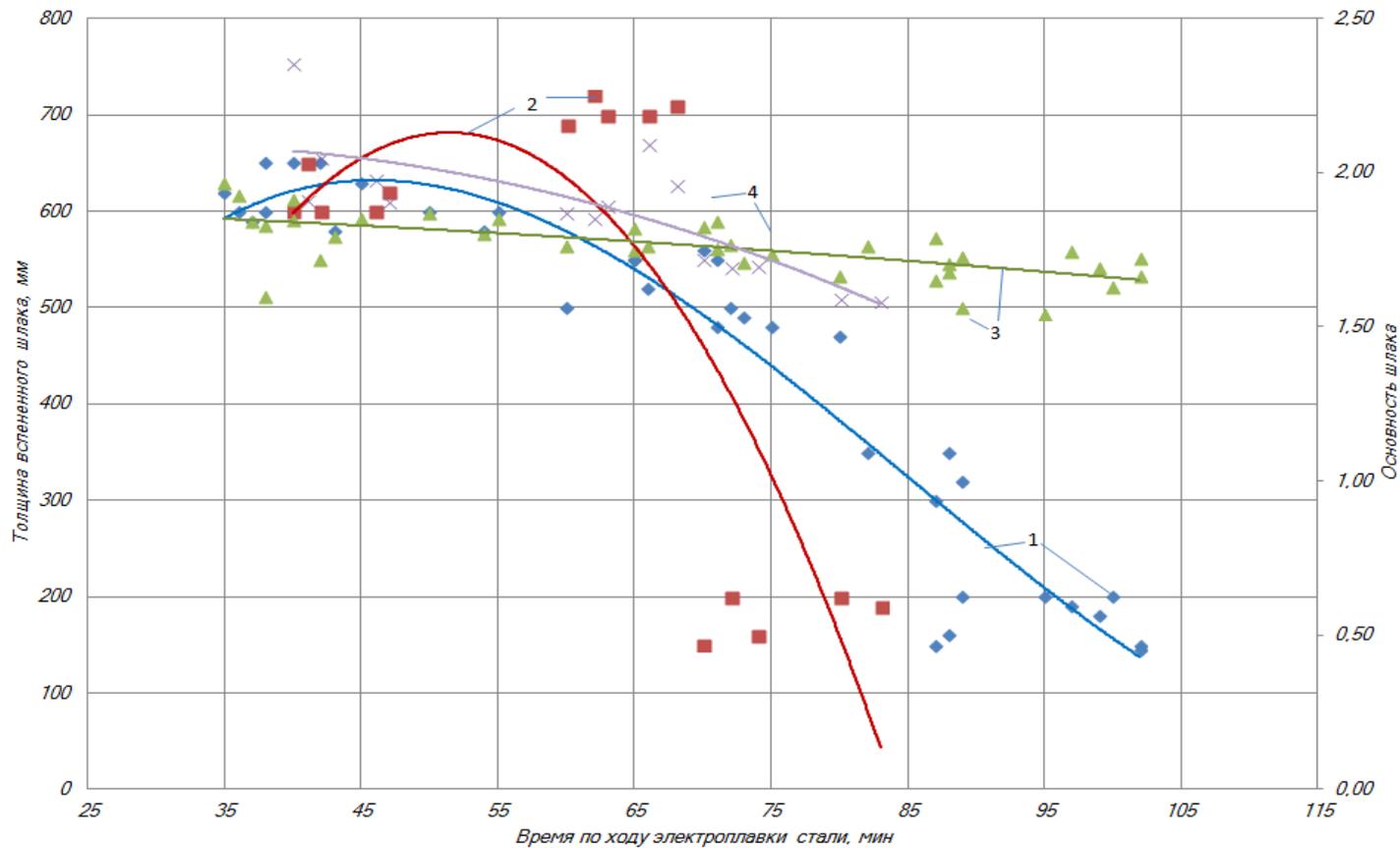


Рис. 2.22. Изменение уровня (толщины) шлака и основности шлака в зависимости от времени электроплавки стали в 150-т дуговой печи, при непрерывной загрузке металлизированных окатышей. 1 – тренд изменения толщины шлака по ходу электроплавки стали, без применения ТКГ; 2 – тренд изменения толщины шлака по ходу электроплавки стали, с применением ТКГ; 3 – тренд изменения основности шлака по ходу электроплавки стали, без применения ТКГ; 4 – тренд изменения основности шлака по ходу электроплавки стали, с применением ТКГ.

Анализ данных, о характере изменения химического состава шлака ( $SiO_2$ ,  $CaO$ ,  $Al_2O_3$ ,  $MgO$ ,  $Fe_{общ}$ ) по ходу электроплавки стали (рис. 2.17 – 2.22), показывает, что как при работе без применения топливно-кислородных горелок, так и в случае их применения, на процесс вспенивания сталеплавильного шлака оказывают влияние такие элементы, как  $SiO_2$ ,  $CaO$ ,  $MgO$ ,  $Fe_{общ}$ .

Анализ линий тренда, представленных на рис. 2.17 и 2.20, и характеризующих изменение толщины вспененного шлака в зависимости от содержания в шлаке  $SiO_2$ , и  $MgO$ , говорит о том, что в начале окислительного периода, увеличение содержания данных компонентов в шлаке приводит, с начало к росту интенсивности процесса вспенивания, а по мере увеличения содержания в шлаке  $SiO_2$  более 20%, а  $MgO$  более 12% по ходу плавки, приводит к снижению интенсивности процесса вспенивания сталеплавильного шлака. Это объясняется, не столько повышением содержания этих компонентов в шлаке, сколько снижением интенсивности выделения газов, обеспечивающих процесс вспенивания шлака и повышением температуры шлака. Повышение температуры, приводит к снижению вязкости шлака, и соответственно ухудшению процесса вспенивания шлака.

Тренд изменения толщины вспененного шлака в зависимости от содержания  $CaO$  в шлаке (рис. 2.18), имеет экстремум. Наличие данного экстремума можно объяснить тем, что в начале окислительного периода температуры металла и шлака не так высоки, чтобы обеспечить интенсивное растворение извести. Затягивание процесса растворения извести, приводит к гетерогенизации первичных шлаков, и как следствие, к возрастанию их вязкости и уровня вспенивания шлака. Обеспечить эффективное вспенивание шлака в этот момент можно, не только за счет имеющегося гетерогенного шлака, но и за счет интенсивного протекания в этот период процесса обезуглероживания, с интенсивным выделением газов, обеспечивающих процесс вспенивания.

Анализ тренда, характеризующего изменение содержания  $Al_2O_3$  в шлаке при различной толщине шлака по ходу плавки электроплавки (рис. 2.19) пока-

зывает, что с течением времени содержание  $Al_2O_3$  в шлаке по ходу электроплавки практически не изменяется, хотя при увеличении высоты шлака наблюдается некоторое снижение его содержания. Данный факт, можно объяснить в первую очередь тем, что включения  $Al_2O_3$  всплывают в 4-8 раз медленнее, чем включения силикатов, тех же размеров [107].

Анализ рис. 2.17 – 2.22 показывает, что наибольшее влияние на процессы формирования хорошо вспененного шлака оказывает содержание оксидов железа в шлаке ( $Fe_{общ}$ ). Анализ тренда изменения толщины вспенивания шлака в зависимости от содержания оксидов железа в шлаке, говорит о его экстремальном характере. (рис. 2.21). Это говорит, о заметном влиянии оксидов железа в шлаке, на процесс вспенивания сталеплавильного шлака, а именно на протекающие в процессе вспенивания сталеплавильного шлака физико-химические процессы. Так, наблюдаемое в начале окислительного периода снижение содержания железа (рис. 2.21) в шлаке, связано в первую очередь с интенсивным протеканием реакции взаимодействия растворенного в металле углерода с оксидами железа шлака и растворенным в металле кислородом, и как следствие интенсивным выделением газов по поверхности ванны, обеспечивающих вспенивание сталеплавильного шлака. По мере завершения протекания физико-химических процессов, связанных с окислением углерода металлической ванны, происходит плавный рост содержания оксидов железа в шлаке и снижение интенсивности выделения газов, обеспечивающих процесс вспенивания шлака. Об этом свидетельствует снижение толщины вспененного шлака (рис. 2.1). Снижение уровня вспенивания шлака в этот момент, можно объяснить снижением вязкости шлака, по мере роста содержания в нем оксидов железа.

Таким образом, на основании полученных данных можно сказать, что при изучении процесса вспенивания шлака в дуговых сталеплавильных печах, необходимо учитывать не только содержание  $SiO_2$ ,  $CaO$ ,  $MgO$  в шлаке, как это представлено в большинстве работ, посвященных вспениванию сталеплавиль-

ных шлаков [7,21,66,69,93], но учитывать влияние таких параметров, как содержание оксидов железа в шлаке и его текущую температуру.

Для более детальной оценки влияния выше перечисленных параметров на процесс вспенивания сталеплавильного шлака, представим полученные данные в виде зависимостей толщины шлака от содержания выше перечисленных компонентов в шлаке, а также температуры металла и шлака (рис. 2.23-2.30). Анализ рис. 2.23 показывает, что зависимость толщины шлака от содержания  $SiO_2$  в шлаке носит экстремальный характер. Так, по мере повышения содержания  $SiO_2$  от 17 до 22% происходит повышение толщины шлака. Дальнейшее повышение содержания  $SiO_2$  приводит к уменьшению толщины шлака, что можно объяснить снижением вязкости шлака [43]. Исходя из этого, для обеспечения эффективного вспенивания сталеплавильного шлака необходимо обеспечить содержание  $SiO_2$  в шлаке в пределах **20÷22%**.

Из данных, представленных на рис. 2.24, следует вывод о том, что с повышением содержания  $CaO$  в шлаке, эффективность вспенивания сталеплавильного шлака возрастает. Это видимо связано, с достаточно медленным протеканием процесса растворения извести, что переводит шлак из гомогенного состояния в гетерогенное. А это, в свою очередь, приводит к увеличению величины вязкости шлака, и как следствие к повышению эффективности вспенивания сталеплавильного шлака.

Анализ рис. 2.25 говорит об отсутствии влияния содержания  $Al_2O_3$  в шлаке, на эффективность вспенивания сталеплавильного шлака. Это по-видимому связано с его достаточно небольшим содержанием.

Повышение содержания  $MgO$  в шлаке свыше 12% отрицательно сказывается на эффективности вспенивания сталеплавильного шлака (рис. 2.26). Это подтверждает данные [12], о необходимости поддержания  $MgO$  в шлаке в пределах 10÷13%. Другими словами, использование  $MgO$  как компонента, обеспечивающего повышение вязкости шлака, для обеспечения вспенивания сталеплавильного шлака является малоэффективным.

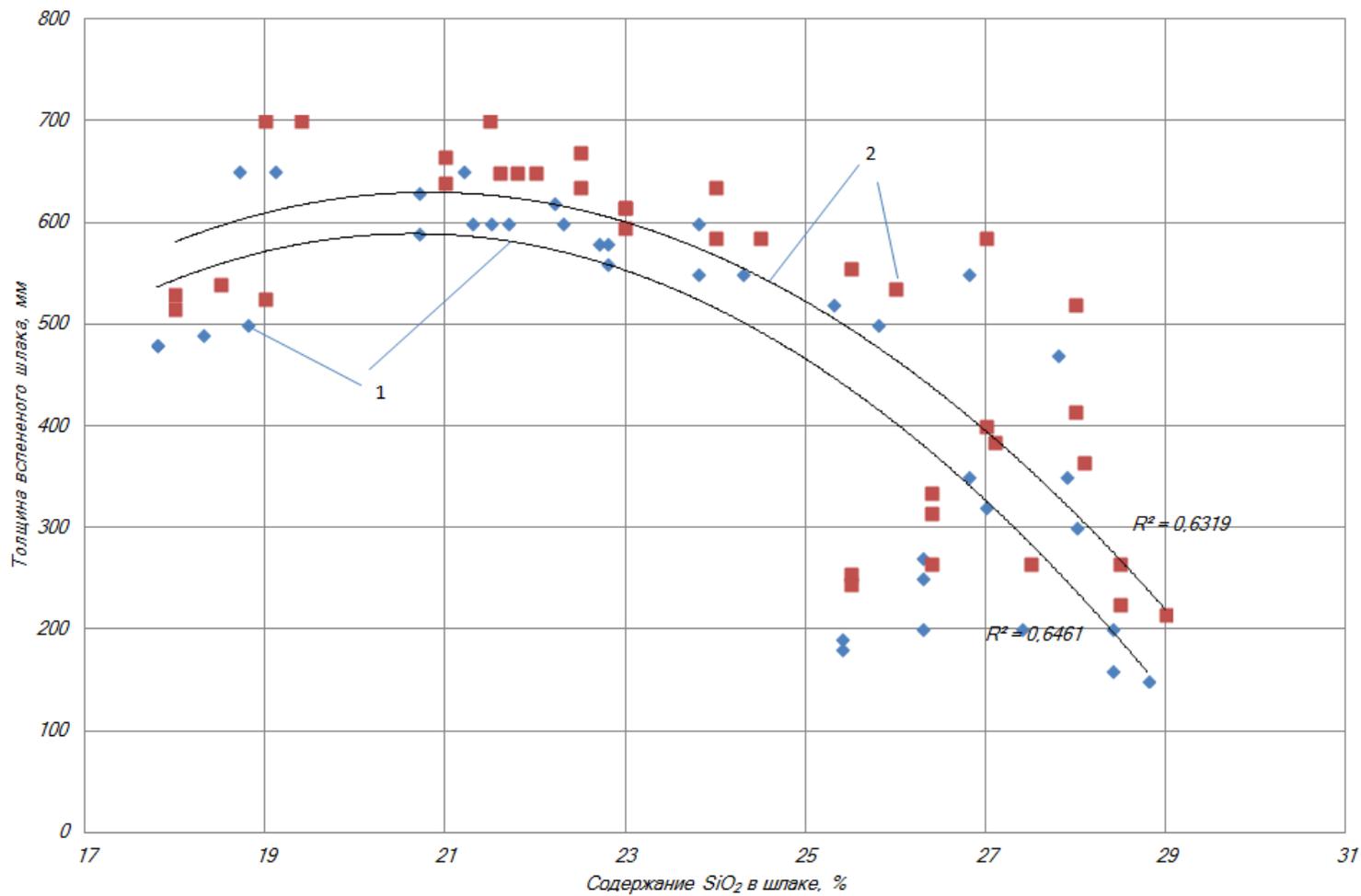


Рис. 2.23. Зависимость уровня (толщины) шлака от содержания SiO<sub>2</sub> в 150-т дуговой печи, при непрерывной загрузке металлизированных окатышей. 1 – без применения ТКГ; 2 – с применением ТКГ.

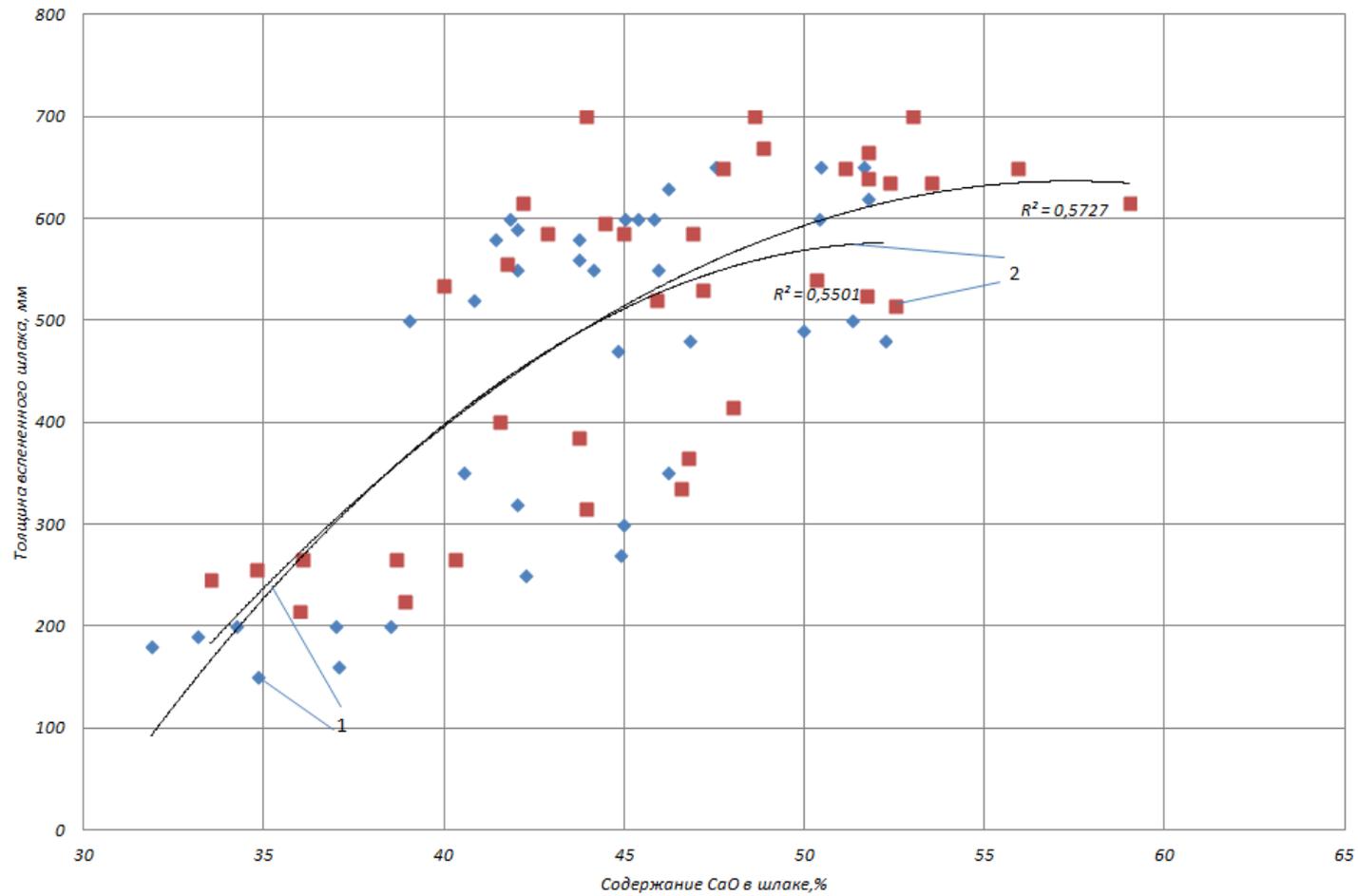


Рис. 2.24. Зависимость уровня (толщины) шлака от содержания  $CaO$  в 150-т дуговой печи, при непрерывной загрузке металлизированных окатышей. 1 – без применения ТКГ; 2 – с применением ТКГ.

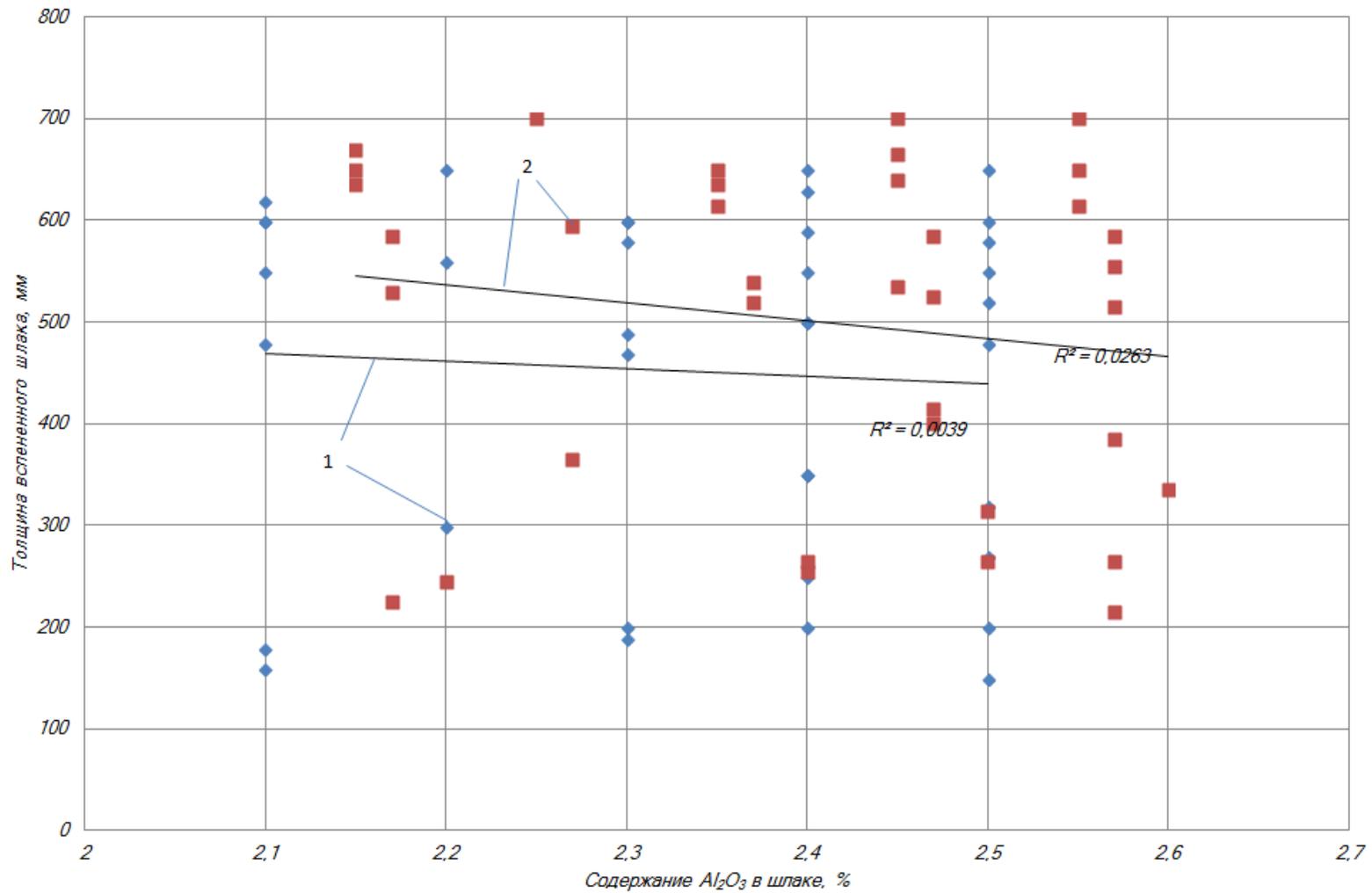


Рис. 2.25. Зависимость уровня (толщины) шлака от содержания  $Al_2O_3$  в 150-т дуговой печи, при непрерывной загрузке металлизированных окатышей. 1 –без применения ТКГ; 2 –с применением ТКГ.

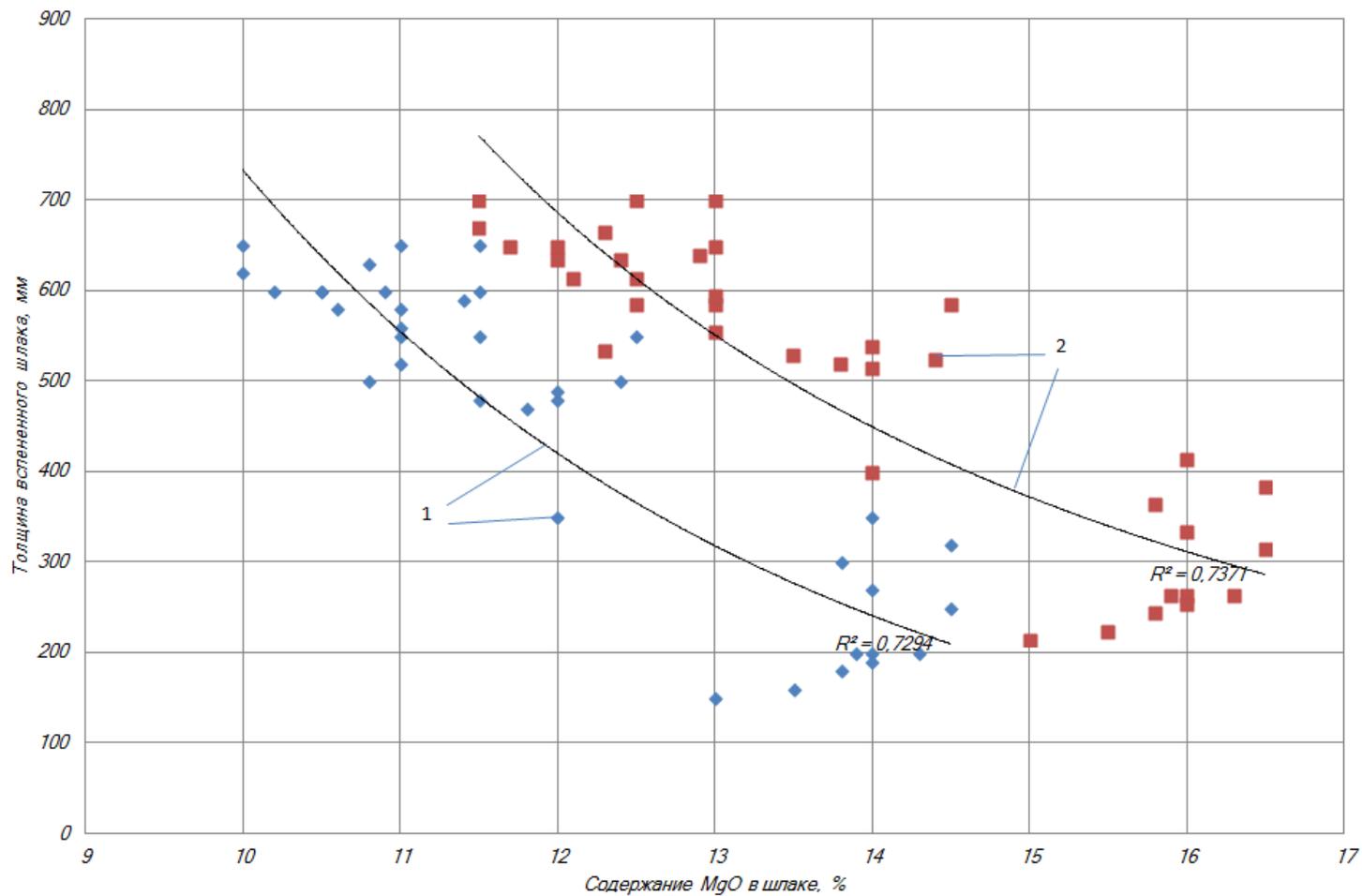


Рис. 2.26. Зависимость уровня (толщины) шлака от содержания  $MgO$  в 150-т дуговой печи, при непрерывной загрузке металлизированных окатышей. 1 – без применения ТКГ; 2 – с применением ТКГ.

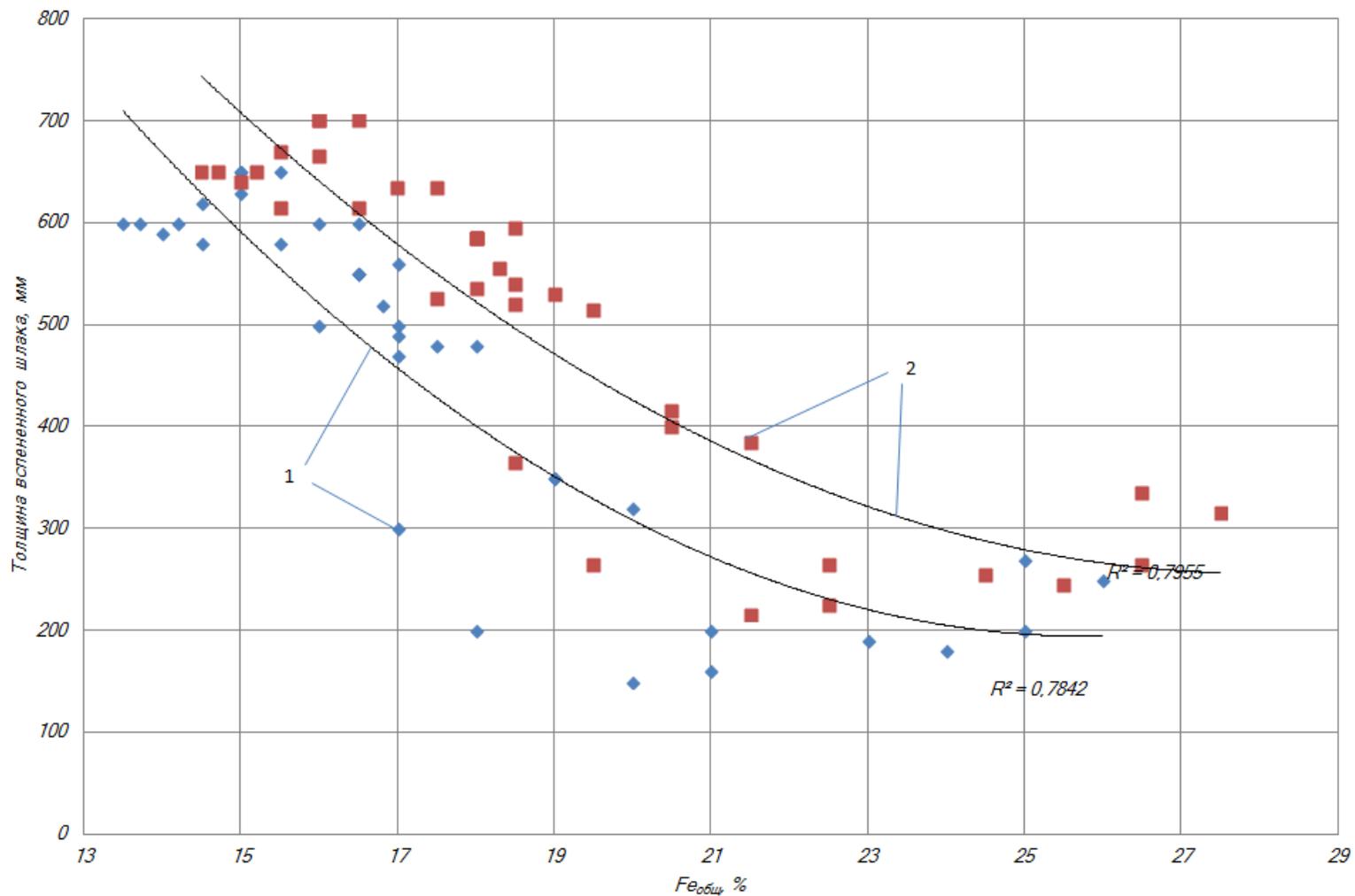


Рис. 2.27. Зависимость уровня (толщины) шлака от содержания  $Fe_{общ}$  в 150-т дуговой печи, при непрерывной загрузке металлизированных окатышей. 1 – без применения ТКГ; 2 – с применением ТКГ.

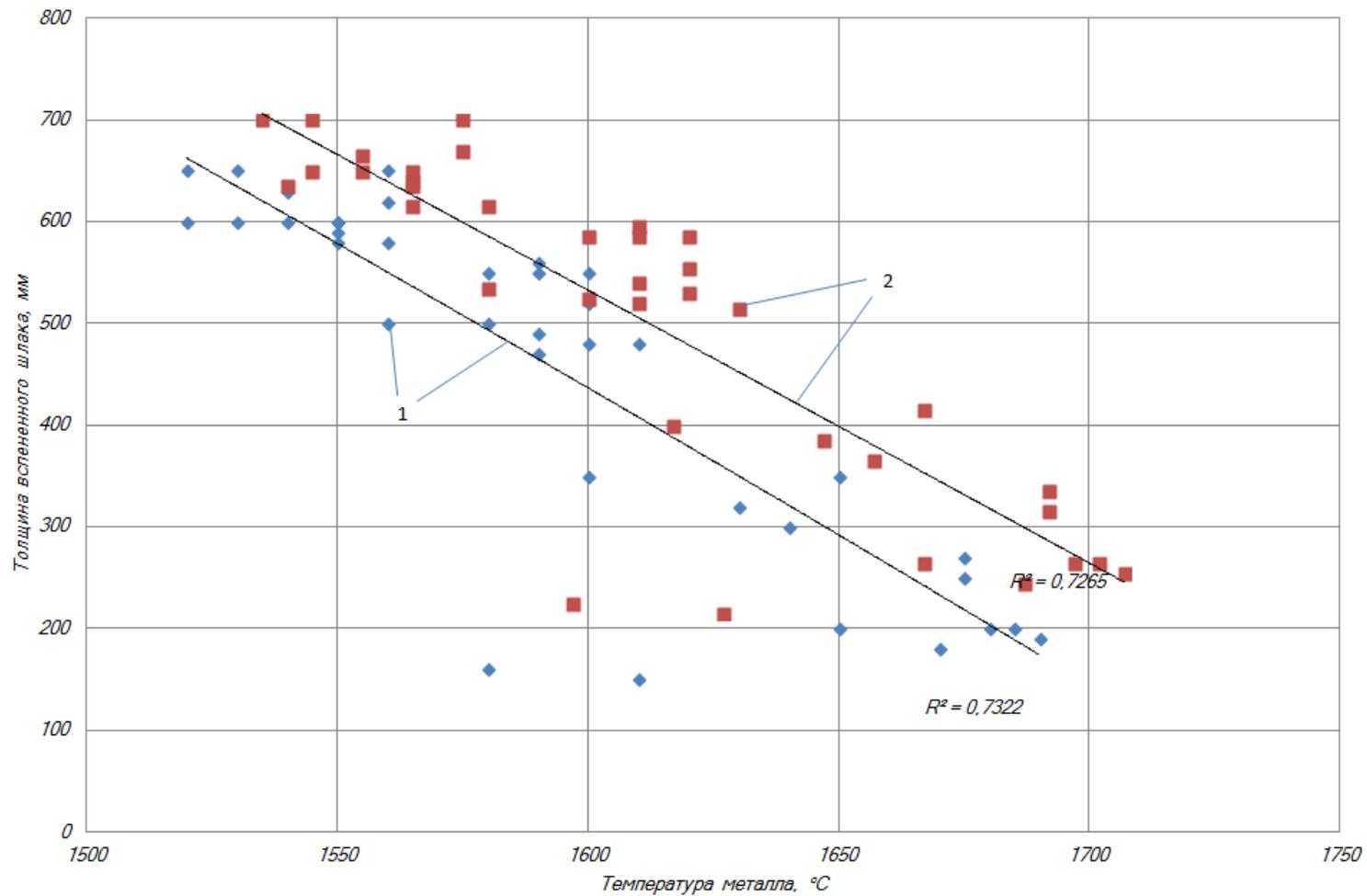


Рис. 2.28. Зависимость уровня (толщины) шлака от температуры металла в 150-т дуговой печи, при непрерывной загрузке металлизированных окатышей. 1 – без применения ТКГ; 2 – с применением ТКГ.

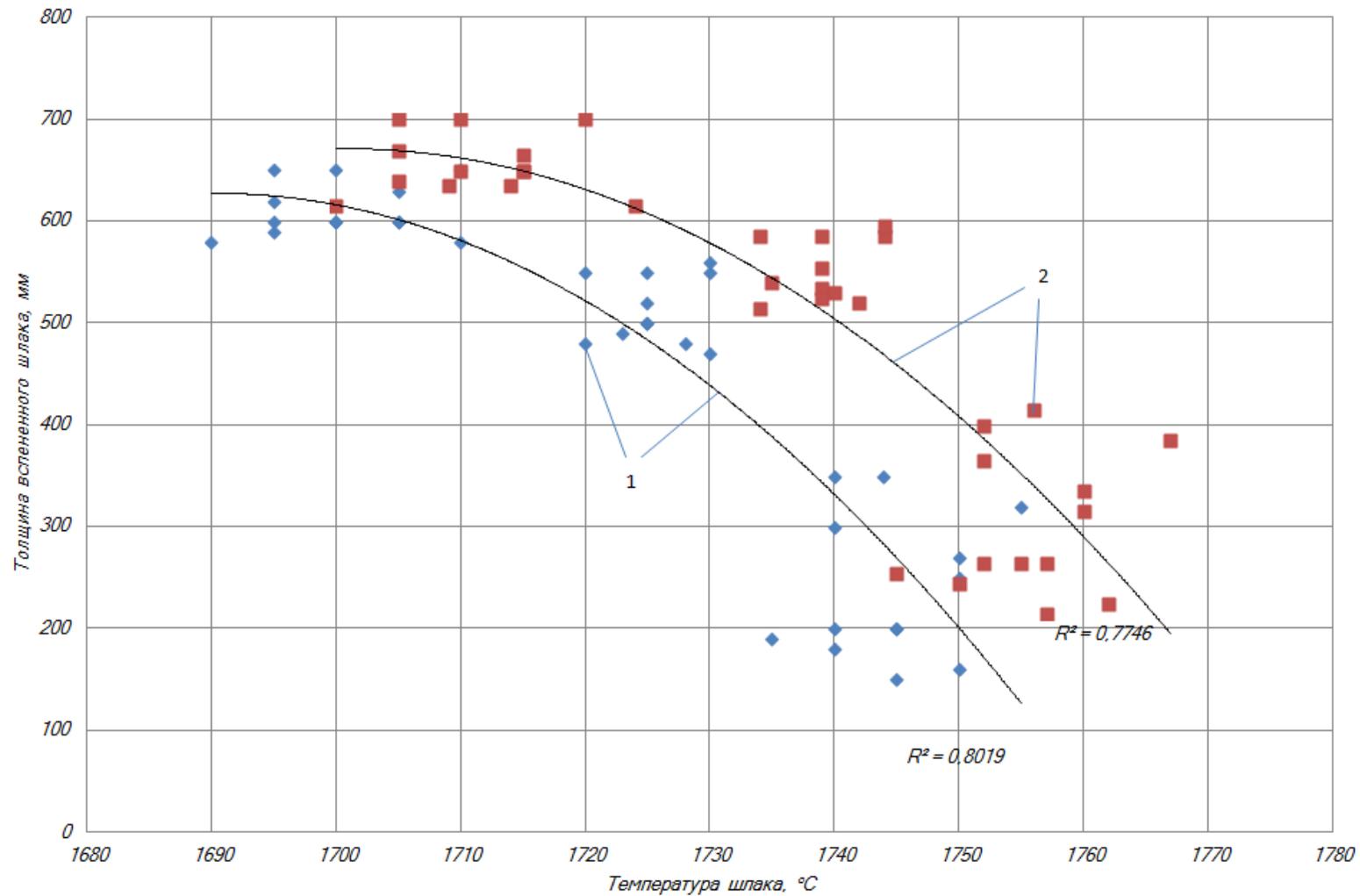


Рис. 2.29. Зависимость уровня (толщины) шлака от температуры шлака в 150-т дуговой печи, при непрерывной загрузке металлизированных окатышей. 1 – без применения ТКГ; 2 – с применением ТКГ.

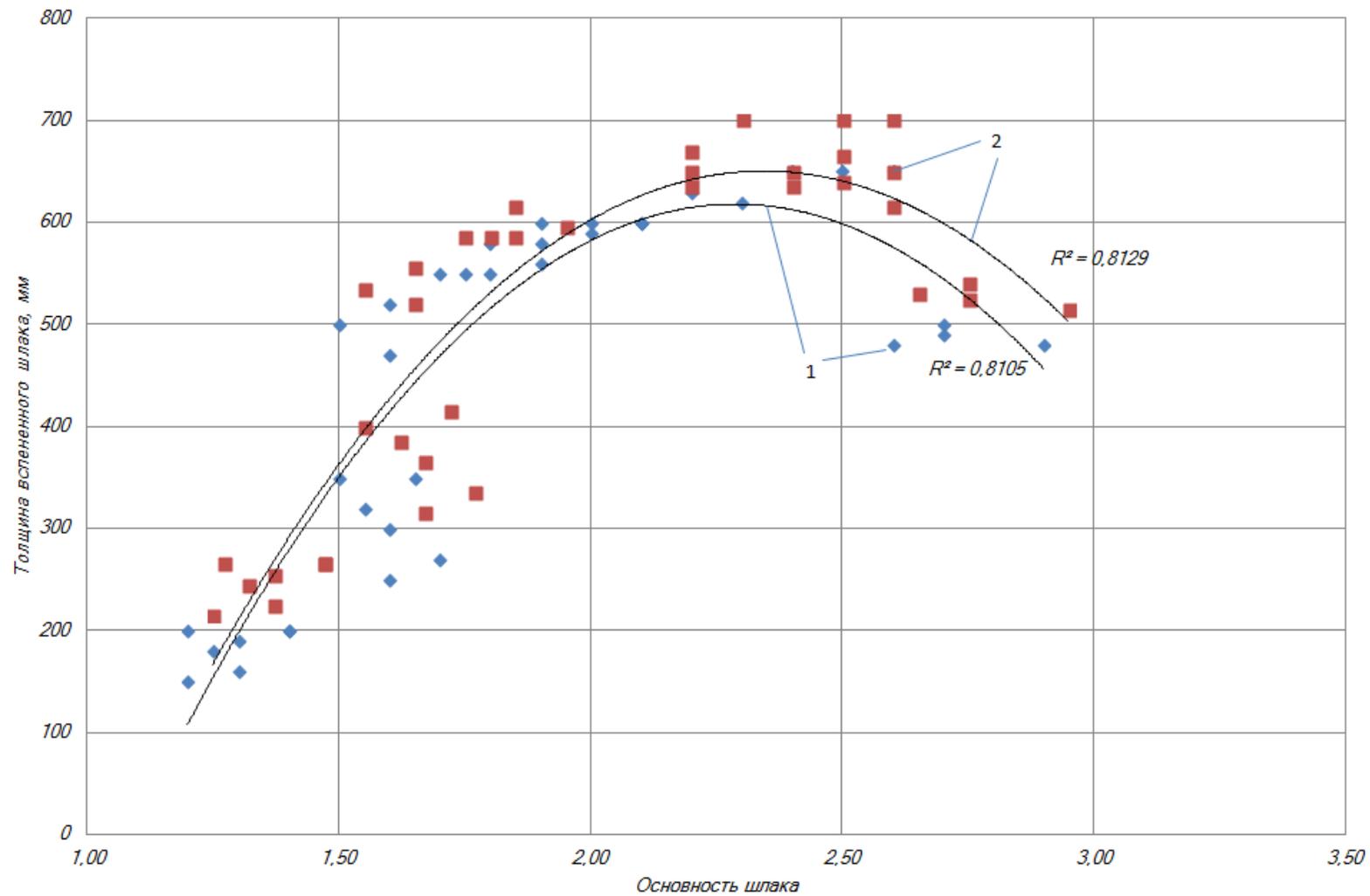


Рис. 2.30. Зависимость уровня (толщины) шлака от основности шлака в 150-т дуговой печи, при непрерывной загрузке металлизированных окатышей. 1 – без применения ТКГ; 2 – с применением ТКГ.

Наиболее сильное влияние, на эффективное вспенивание сталеплавильного шлака, оказывает содержание в шлаке  $Fe_{общ}$  (рис. 2.27). Так, повышение  $Fe_{общ}$  в шлаке, приводит к снижению эффективности вспенивания сталеплавильного шлака. Это в первую очередь связано, с понижением вязкости шлака с повышением  $Fe_{общ}$  в шлаке. Не менее сильное влияние на процесс вспенивания сталеплавильного шлака оказывает температура металла и шлака (рис. 2.28 и 2.29). Так, с повышением температуры металла и шлака, эффективность вспенивания сталеплавильного шлака также снижается, что объясняется понижением вязкости шлака.

Характер зависимости толщины шлака от основности носит экстремальный характер. Исходя из данных рис. 2.20, повышение основности свыше 2,6, приводит к снижению эффективности вспенивания сталеплавильного шлака. Сравнение данных, о ходе процесса шлакообразования в печах без применения топливно-кислородных горелок, с данными опытных плавков проведённых с применением топливно-кислородных горелок не выявили существенных изменений. В то же время, такие параметры, как толщина и температура шлака, а также скорость нагрева ванны имеют более высокие показатели на плавках с применением топливно-кислородных горелок.

В результате статистической обработки, полученных экспериментальных данных, было получено следующие регрессионное уравнение, характеризующие способность шлаков пениться, в зависимости от физико-химических свойств шлака:

$$H_{шл} = 4291,95 - 2,1 \cdot (SiO_2) + 7,94 \cdot (CaO) - 46,04 \cdot (MgO) - 9,48 \cdot (Fe_{общ}) - 1,97 \cdot T_{шл}, \quad R=0,95$$

Поскольку расчётное значение критерия Фишера ( $F_{расч}=67,45$ ) больше табличного ( $F_{табл}=1,67$ ), полученное уравнения адекватно описывает влияние физико-химических свойств шлака на толщину шлака и может быть использовано в инженерно-технологических расчетах при изменении:  $(SiO_2)=18 \div 29$ ;  $(CaO)=31,8 \div 52,2$ ;  $(MgO)=10 \div 14,5$ ;  $(Fe_{общ})=13,5 \div 26$ ;  $T_{шл}=1690 \div 1755$ . Проверка

значимости коэффициента множественной корреляции на основе нуль – гипотезы, подтвердила значимость полученного коэффициента корреляции ( $F_R^{расч} = 65,25$   $F_R^{табл} = 2,71$ ).

При обработке полученных данных, о процессе вспенивания сталеплавильного шлака, было установлено, что помимо физико-химических свойств шлака, на его вспениваемость оказывает величина приведенного расхода газа, зависящая от скорости обезуглероживания металла. В связи с этим, выполнили статистическую обработку полученных данных, с учетом величины приведенного расхода газа и получили следующее уравнение множественной регрессии:

$$H_{шл} = 887,94 + 16,96 \cdot \bar{W}_2 - 2,58 \cdot (SiO_2) + 3,74 \cdot (CaO) - 31,43 \cdot (MgO) - 4,44 \cdot (Fe_{общ}) - 0,17 \cdot T_{шл}, \quad R=0,97$$

Поскольку расчётное значение критерия Фишера ( $F_{расч}=95,67$ ) больше табличного ( $F_{табл}=1,67$ ) полученное уравнение, адекватно описывает влияние физико-химических свойств шлака на толщину шлака, и может быть использовано в инженерно-технологических расчётах при изменении:  $\bar{W}_2=3,41 \div 20,5$  м<sup>3</sup>/м<sup>2</sup>·с;  $(SiO_2)=17,8 \div 28,8$ ;  $(CaO)=33,52 \div 59,02$ ;  $(MgO)=11,5 \div 16,5$ ;  $(Fe_{общ})=14,5 \div 27,5$ ;  $T_{шл}=1700 \div 1767$ . Проверка значимости коэффициента множественной корреляции на основе нуль – гипотезы, подтвердила значимость полученного коэффициента корреляции ( $F_R^{расч} = 65,25$   $F_R^{табл} = 2,71$ ).

Используя полученное уравнение, можно с достаточной точностью прогнозировать изменение уровня вспенивания сталеплавильного шлака в дуговой сталеплавильной печи, в зависимости от его физико-химических свойств и величины приведенного расхода газа.

Анализ полученных данных, о характере протекания процессов шлакообразования в ванне дуговой сталеплавильной печи и изменении химического состава шлака, говорит о необходимости учёта таких параметров, как температура шлака и содержание оксидов железа, для обеспечения поддержания шлака во вспененном состоянии по ходу электроплавки стали.

На основании анализа всей совокупности опытных данных, полученных в ходе исследований были определены области характеризующие способности шлаков пенится (таблица 2.7).

Таблица 2.7. Области, характеризующие способность шлаков пенится в дуговых сталеплавильных печах.

Оксид	Содержание оксида в шлаке		
	<i>I</i> – область хорошо пенящихся шлаков	<i>II</i> – область слабо пенящихся шлаков	<i>III</i> – область не пенящихся шлаков
SiO <sub>2</sub>	21÷23	24÷26	28÷30
CaO	50÷57	40÷49	33÷39
MgO	10÷12	12÷14	14÷16
FeO	15÷19	20÷22	23÷27

Таким образом, анализируя полученные данные, можно сказать, что для плавок с интенсивным вспениванием шлака характерно затягивание процесса шлакообразования, медленное нарастание основности, большая гетерогенность шлака и соответственно его вязкость.

#### **2.4 Разработка способов стабилизации процесса вспенивания электропечных шлаков**

Для обеспечения энергосберегающего режима электроплавки стали в период жидкой ванны, необходимо обеспечить эффективное экранирование электрических дуг вспененным шлаком. Однако, как показывает практика и проведённые экспериментальные исследования, по ходу электроплавки стали происходит снижение величины вспениваемости сталеплавильного шлака, что соответственно требует снижения вводимой мощности для уменьшения тепловых нагрузок на элементы футеровки дуговых сталеплавильных печей, это также подтверждается данными работ [12,14,72].

Факт снижения вспениваемости шлака к концу плавки, можно объяснить снижением его вязкости, в первую очередь, из-за повышения его окисленности (рис. 2.21 и рис. 2.27), а также существенного возрастания фактической температуры шлака (рис. 2.16 и рис. 2.28).

На основании этого, можно сделать вывод, о необходимости разработки мероприятий по обеспечению поддержания процесса вспенивания шлака и получения устойчивой пены на протяжении всего периода плавки в дуговой сталеплавильной печи, особенно в конце плавки.

Анализ научно-технической литературы показывает, что существует ряд работ посвященных решению данной задачи. Так, одним из способов повышения вспениваемости сталеплавильных шлаков является снижение их основности и окисленности, что приводит к усложнению их структуры и укрупнению комплексных кремнекислородных анионов, с соответствующим приростом вязкости [43,70-85]. Однако в производственных условиях этот путь неприемлем, из-за снижения рафинирующих свойств шлаков и повышения их агрессивности к магнезиальной футеровке.

В работах [21,70-95] отмечается, что повысить вспениваемость шлака, а соответственно и вязкость шлака можно путём его гетерогенизации, то есть насыщения его тем или иным соединением [7,21]. То есть, вспениваемость шлаков можно регулировать путём изменения их химического состава, тем самым изменяя вязкость и температуру ликвидус шлака, которая для повышения вспениваемости шлака должна быть ниже фактической его температуры, а для снижения наоборот.

Второй способ является наиболее эффективным, так как позволяет обеспечить эффективное вспенивание шлака без ухудшения рафинирующих свойств шлака. Поэтому в дальнейшем рассмотрим именно этот способ повышения эффективности вспенивания сталеплавильных шлаков.

Анализ полученных в ходе исследований данных показывает, что основным фактором снижения эффективности вспенивания сталеплавильных шлаков

в дуговой сталеплавильной печи является снижение их вязкости, в связи с увеличением содержания  $Fe_{общ}$  в шлаке и превышением температуры шлака над температурой металла.

На первом этапе, выполним оценку возможностей гетерогенизации шлаков, за счет изменения их химического состава в диапазоне температур полученных в ходе промышленных исследований. При этом необходимо отметить, что при оценке гетерогенности шлака и изучении вопросов вспениваемости шлаков, рассматривать содержание оксидов железа в шлаке в виде общего содержания  $Fe_{общ}$  или одного  $FeO$ , не осуществляя разделение оксидов железа на  $FeO$  и  $Fe_2O_3$ , как это сделано в работах [70-95] не совсем верно. Поэтому для улучшения понимания процесса гетерогенизации и вспенивания шлака будем учитывать наличие в шлаке не только ( $FeO$ ), но и ( $Fe_2O_3$ ).

Спрогнозировать способы корректировки химического состава шлака, с целью повышения эффективности его вспенивания, можно путем сопоставления его температуры ликвидус с его фактической температурой в печи. То есть, зная действительную температуру шлака по ходу плавки, можно будет спрогнозировать, каким способом эффективно повысить вязкость шлака, и следовательно вспениваемость шлаков, по ходу электроплавки стали.

Для определения границ гомогенизации, то есть температуры ликвидус, были подобраны шлаки, которые наиболее часто получаются при производстве стали в дуговых сталеплавильных печах. Химический состав шлаков указан в табл. 2.8.

Таблица 2.8. Химический состав электропечных шлаков

Номер шлака	$Al_2O_3$ , %	$CaO$ , %	$FeO$ , %	$Fe_2O_3$ , %	$MgO$ , %	$MnO$ , %	$SiO_2$ , %	$P_2O_5$ , %	Основность
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Шлак №1									
1	2,73	44,4	12,09	3,41	6,51	2,48	22,2	0,5	2
2	2,42	43,25	13,47	4,02	6,07	1,75	22,2	0,47	2
3	2,33	42,1	14,97	4,73	5,42	2,63	21,7	0,45	2
4	2,48	39,2	16,35	5,75	6,21	2,45	20,6	0,43	2

продолжение табл. 2.8

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
5	1,94	37,8	17,3	6,4	6,25	2,3	19,6	0,42	2
Шлак №2									
1	2,97	44,5	12,4	3,49	8,53	2,96	17,6	0,56	2,5
2	3,34	43,8	16,26	5,14	5,16	2,98	18,2	0,53	2,5
3	2,95	42,1	18,37	6,13	4,25	3,91	17,6	0,5	2,5
4	2,94	40,5	19,27	7,13	4,27	3,9	17,5	0,48	2,5
5	2,84	39,5	19,58	7,62	6,37	2,79	16,5	0,46	2,5
Шлак №3									
1	2,97	54,15	12,4	3,49	8,53	2,96	18,5	0,56	2,9
2	3,34	51,69	16,26	5,13	5,16	2,98	17,9	0,53	2,9
3	2,95	49,43	17,62	5,87	4,25	3,91	16,9	0,5	2,9
4	2,94	47,37	19,27	7,12	4,27	3,9	16,5	0,48	2,9
5	2,84	45,47	19,58	7,61	6,37	2,79	15,7	0,46	2,9
Шлак №4									
1	2,97	55,06	12,4	3,49	8,53	2,96	18,5	0,56	3
2	3,34	52,59	16,26	5,13	5,16	2,98	17,9	0,53	3
3	2,95	50,34	17,62	5,87	4,25	3,91	16,9	0,5	3
4	2,94	48,28	19,27	7,12	4,27	3,9	16,5	0,48	3
5	2,84	46,37	19,58	7,61	6,37	2,79	15,7	0,46	3
Шлак №5									
1	2,97	57,71	12,4	3,49	8,53	2,96	18,5	0,56	3,1
2	3,34	55,27	16,26	5,13	5,16	2,98	17,9	0,53	3,1
3	2,95	53,04	17,62	5,87	4,25	3,91	16,9	0,5	3,1
4	2,94	50,97	19,27	7,12	4,27	3,9	16,5	0,48	3,1
5	2,84	49,06	19,58	7,61	6,37	2,79	15,7	0,46	3,1

Методика расчёта температуры ликвидус электропечного шлака на основе полимерной модели изложена в главе 1. Принцип расчёта заключается в том, что степень приближения расплава к насыщению определенным веществом можно оценить по соотношению двух параметров: активности вещества  $j$  в шлаке  $a_j$ , рассчитаной по формуле (1.35), которая является функцией состава и температуры шлака  $T$ , и активности насыщения  $a_j^{нас}$  этого вещества, которая также является функцией температуры  $T$ . Используя данные о температуре и теплоте плавления компонентов шлаков, полученные в работах [114-116] произведём расчёт температуры ликвидус шлаков.

В ходе выполненных расчетов было установлено, что во всём диапазоне исследованных температур, для электропечных шлаков (табл. 2.8) была уста-

новлена возможность насыщения шлака только одним веществом, а именно ( $CaO$ ).

Для выработки рекомендаций по гетерогенизации шлаков по ходу электроплавки стали, построим графики зависимости температуры ликвидус шлаков от соотношения  $Fe_2O_3/FeO$  в шлаке, при различной основности шлаков (рис. 2.31). Нанесем на данный график температуру шлака начала окислительного периода, и конца плавки.

Анализ графиков, представленных на рис. 2.31 показывает, что во всём диапазоне изменения соотношения  $Fe_2O_3/FeO$  для шлаков с основностью 2, температуры ликвидус ниже реальных температур шлака по ходу окислительного периода ( $1650\div 1750^\circ C$ ), т.е. эти шлаки по ходу окислительного периода гомогенны. Однако шлаки с основностью 2, могут находиться в гетерогенном состоянии, а значит хорошо вспениваться в случае наличия большого количества лома в ванне. Это связано с тем, что вблизи лома, температура шлака может быть приблизительно равна температуре плавления лома ( $1500\div 1525^\circ C$ ). Однако, эти шлаки быстро гомогенизируются, по мере расплавления лома и роста температуры. Это приводит к снижению процесса пенообразования, что подтверждается в промышленных условиях.

Температуры ликвидус шлаков с основностью 2,5, только при соотношении  $Fe_2O_3/FeO$  менее 0,4, находятся выше фактической температуры шлака, и только в конце периода плавления стального лома и начале окислительного периода ( $1650^\circ C$ ) (рис. 2.35). То есть, повышение соотношения  $Fe_2O_3/FeO$  более 0,4, к примеру, связанное с нестабильным усвоением УСМ металлом или колебаниями окисленности лома, может перевести шлак с основностью 2,5 в полностью гомогенное состояние даже в конце периода расплавления.

В период жидкой ванны, по мере повышения температуры, шлаки с основностью 2,5 переходят в полностью гомогенное состояние, что ведёт к снижению их вспениваемости, что также подтверждается в промышленных условиях [7,21,72].

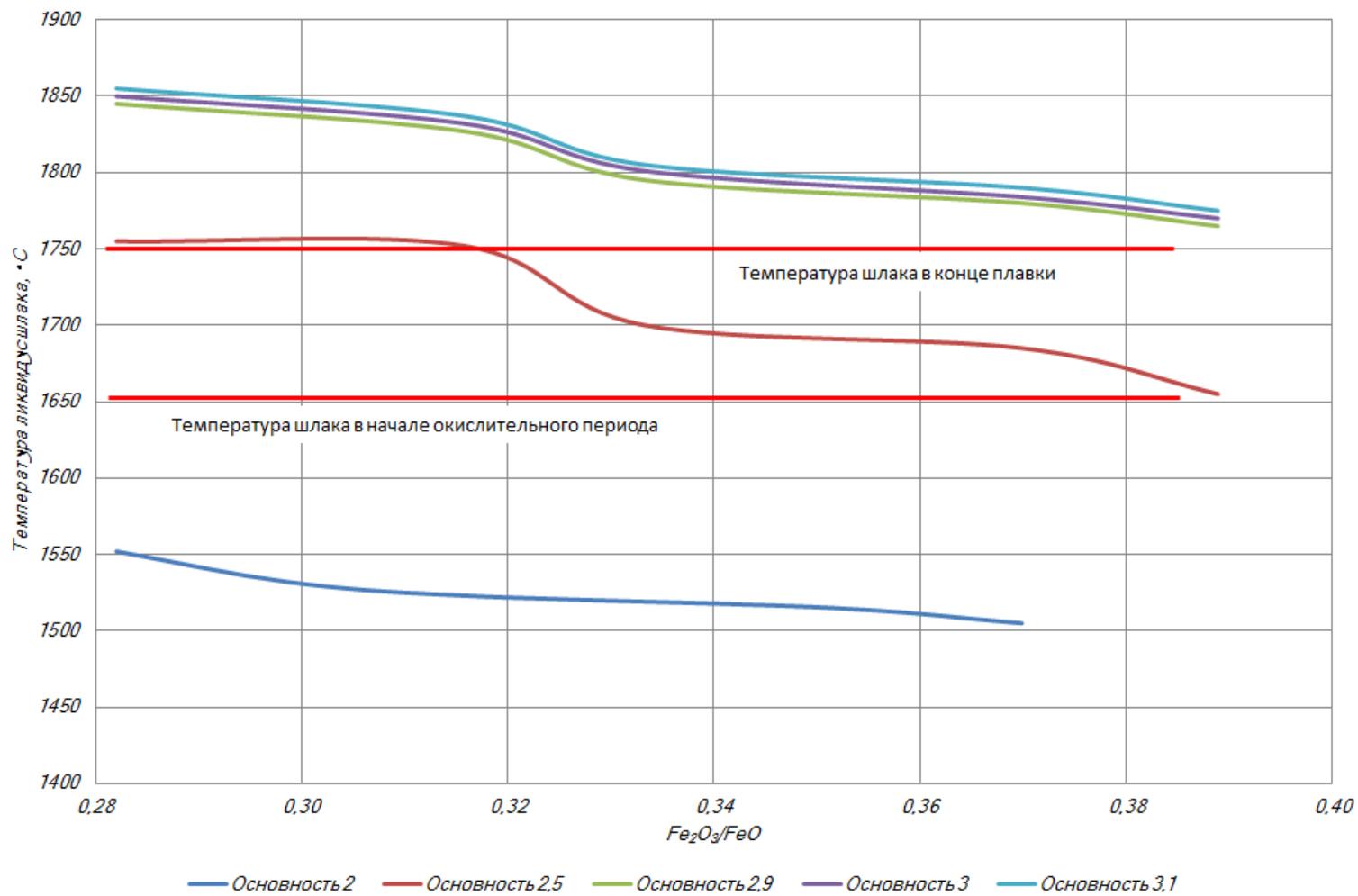


Рис. 2.31. Изменение температуры ликвидус электропечных шлаков в зависимости от соотношения  $Fe_2O_3/FeO$  в шлаке.

Это ещё раз подтверждает, что одним из эффективных способов повышения вспениваемости электропечных шлаков в широком диапазоне соотношений  $Fe_2O_3/FeO$  при соответствующей температуре шлака конца плавки является их гетерогенизация.

На основе полученных данных, можно сформулировать рекомендации по гетерогенизации шлаков в дуговых сталеплавильных печах. Как показывает практика, наиболее характерным диапазоном изменения соотношения  $Fe_2O_3/FeO$  при эксплуатации современных дуговых сталеплавильных печей является  $0,32 \div 0,4$ . Гетерогенизации шлака и повышения его температуры ликвидус выше  $1750^\circ C$ , в данном диапазоне изменения соотношения  $Fe_2O_3/FeO$ , можно достичь путём добавки  $CaO$  в количестве на  $12 \div 18\%$ , выше необходимого. Исходя из этого, в начале окислительного периода ( $T_{шлака} \approx 1650^\circ C$ ) в этом диапазоне соотношения  $Fe_2O_3/FeO$ , достаточно иметь основность шлака  $2,4 \div 2,5$ , что обеспечит поддержание шлака в гетерогенном состоянии (рис. 2.31). В конце плавки при температуре шлака  $1750^\circ C$  в диапазоне  $Fe_2O_3/FeO$  равном  $0,32 \div 0,37$ , достаточно иметь основность шлака  $2,7 \div 2,9$ , что обеспечит гетерогенность шлака (рис. 2.31). Для более эффективной гетерогенизации шлака известью, рекомендуется ее вдувание в объём шлака через стеновые инжекторы. Также следует отметить, что наличие в печи гетерогенного шлака не ухудшает процесс дефосфорации, так как имеются сведения о том, что не растворившиеся частицы извести, находясь во взвешенном состоянии в шлаке, достаточно хорошо поглощают фосфор из металла, принимая участие в рафинировании металла. Однако на данный момент нет достаточно эффективных методов моделирования этого процесса, применительно к промышленным условиям [21].

Не менее эффективным способом регулирования степенью вспенивания шлака является управление фактической температурой шлака. Выполним оценку применимости данного способа в условиях электроплавки стали.

С целью определения способов повышения вспениваемости электропечных шлаков, путем управления его фактической температурой, выполним

оценку характера изменения вязкости шлака по ходу электроплавки стали в дуговой сталеплавильной печи в зависимости от его температуры.

Для оценки возможности повышения вспениваемости электропечных шлаков, за счёт изменения его фактической температуры, то есть перевода его в гетерогенное состояние, был выполнен расчёт вязкости шлаков, наиболее часто получаемых по ходу выплавки стали в дуговых сталеплавильных печах (табл. 2.8). Методика расчета вязкости шлаков изложена в главе 1 и работах [251,252].

Анализ полученных в ходе расчета данных, о вязкости шлаков показывает, что по мере увеличения соотношения  $Fe_2O_3/FeO$  в шлаке его вязкость снижается во всем диапазоне температур характерных для выплавки стали в дуговых сталеплавильных печах (рис. 2.32 –2.35). Наиболее высокая вязкость наблюдается при  $Fe_2O_3/FeO$  в диапазоне  $0,28\div 0,32\%$ . При этом следует отметить, что с повышением основности, величина вязкости шлаков возрастает, это объясняет возможность повышения эффективности вспенивания шлака, путем его насыщения известью ( $CaO$ ).

Анализ данных рис. 2.36 позволяет сказать, что изменение фактической температуры шлака, также позволяет поддерживать шлак в гетерогенном состоянии. Так снижение фактической температуры шлака с  $1750^{\circ}C$  до  $1650^{\circ}C$  позволяет в среднем повысить вязкость на 63%. Это особенно важно, так как для температур характерных для выплавки стали в дуговых сталеплавильных печах, шлаки имеют достаточно низкую вязкость.

На основе этих данных, можно сформулировать рекомендации по гетерогенизации шлаков. Для обеспечения эффективного вспенивания шлаков в конце окислительного периода необходимо осуществлять загрузку материалов, обеспечивающих снижение температуры шлака, например (железная руда, окисленные окатыши, металлизированные окатыши, железорудные брикеты), это позволит снизить температуру шлака и перевести его в гетерогенное состояние.

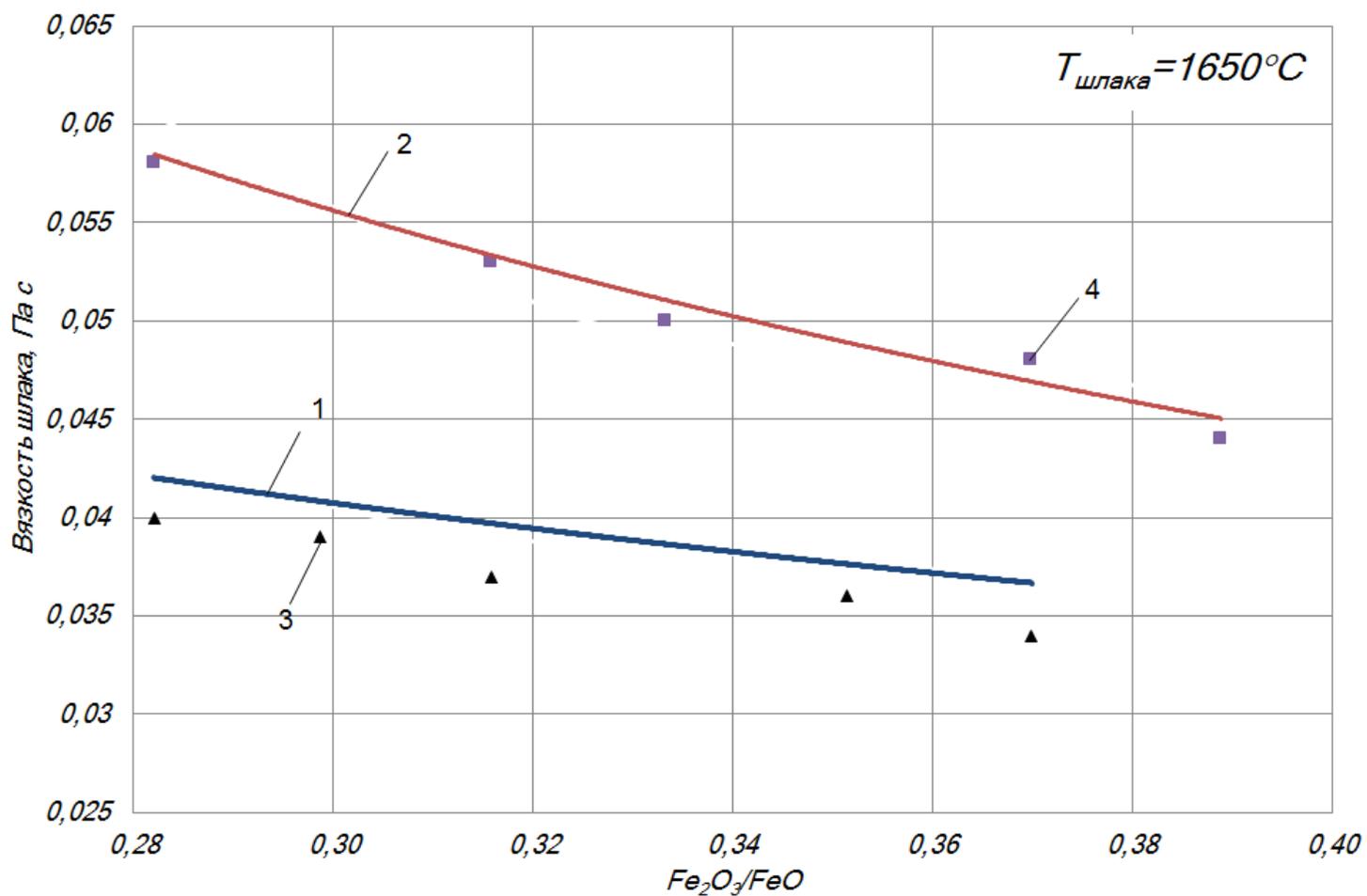


Рис. 2.32. Изменение вязкости электропечных шлаков в зависимости от соотношения  $Fe_2O_3/FeO$  в шлаке. 1 – основность шлака равна 2; 2 – основность шлака равна 2,5; 3 – основность шлака равна 2 (эксперимент); 4 – основность шлака равна 2,5 (эксперимент).

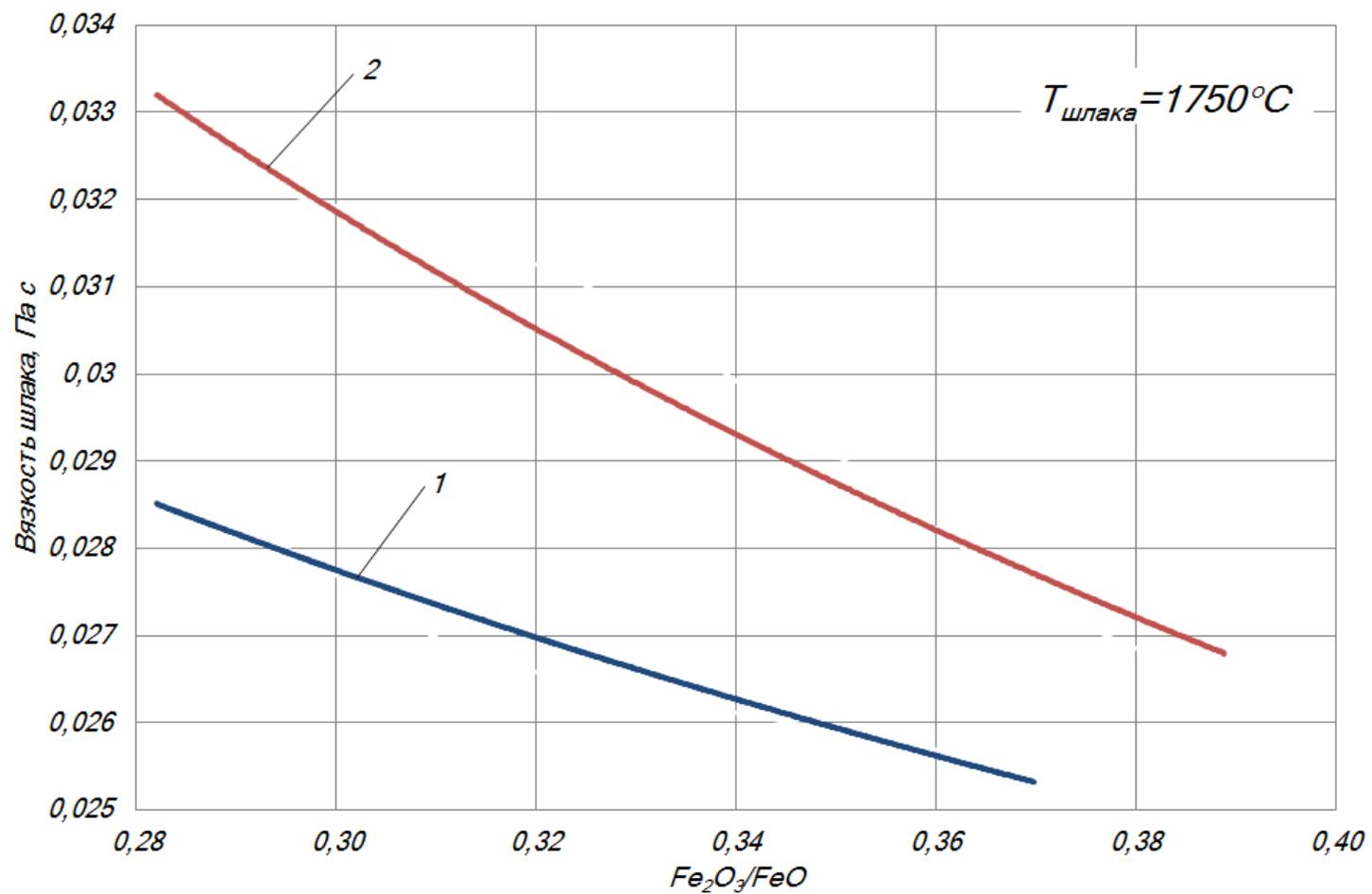


Рис. 2.33. Изменение вязкости электропечных шлаков в зависимости от соотношения  $Fe_2O_3/FeO$  в шлаке. 1 – основность шлака равна 2; 2 – основность шлака равна 2,5.

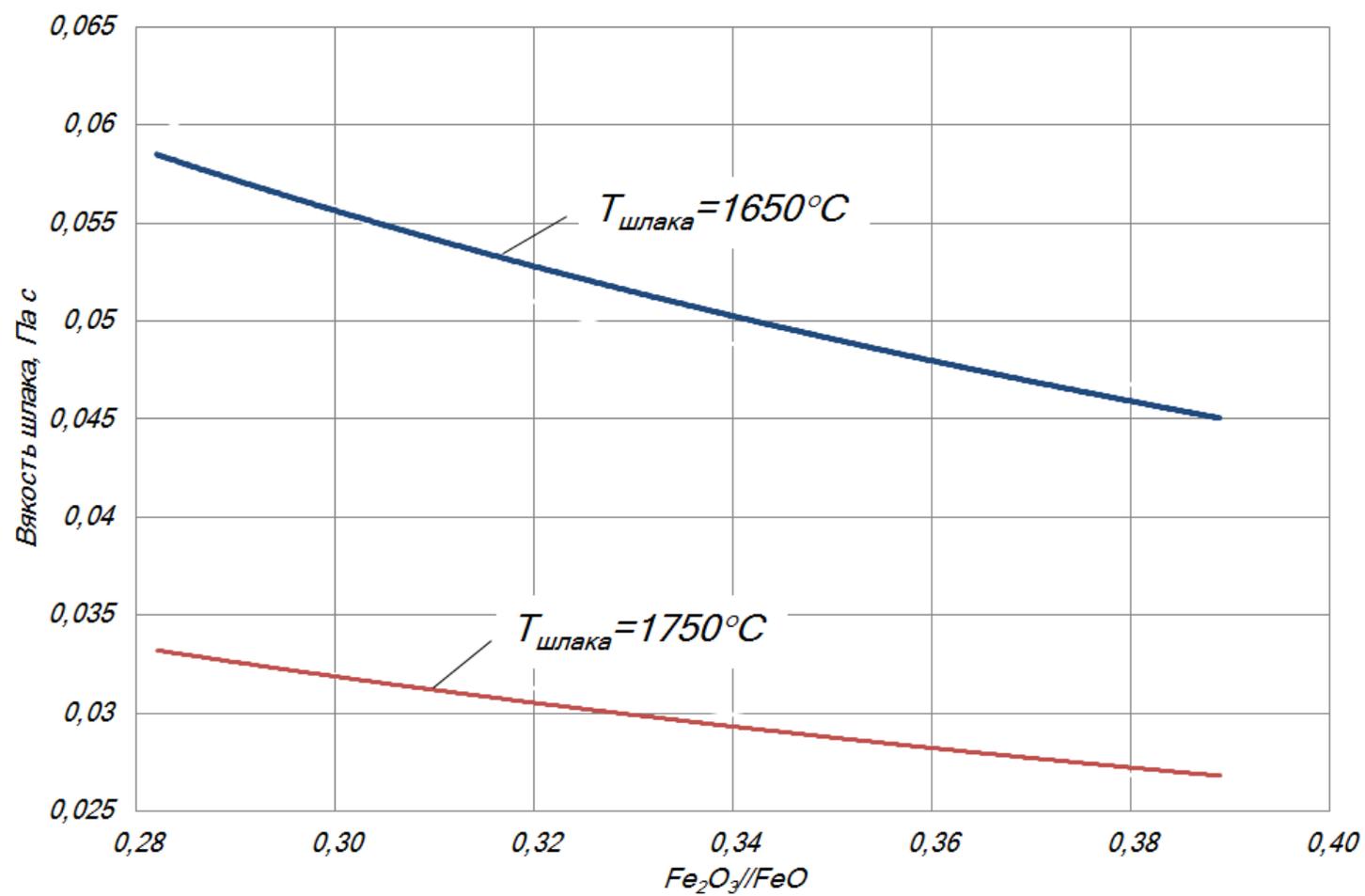


Рис. 2.34. Изменение вязкости электропечных шлаков основностью 2,5 в зависимости от соотношения  $Fe_2O_3/FeO$  в шлаке.

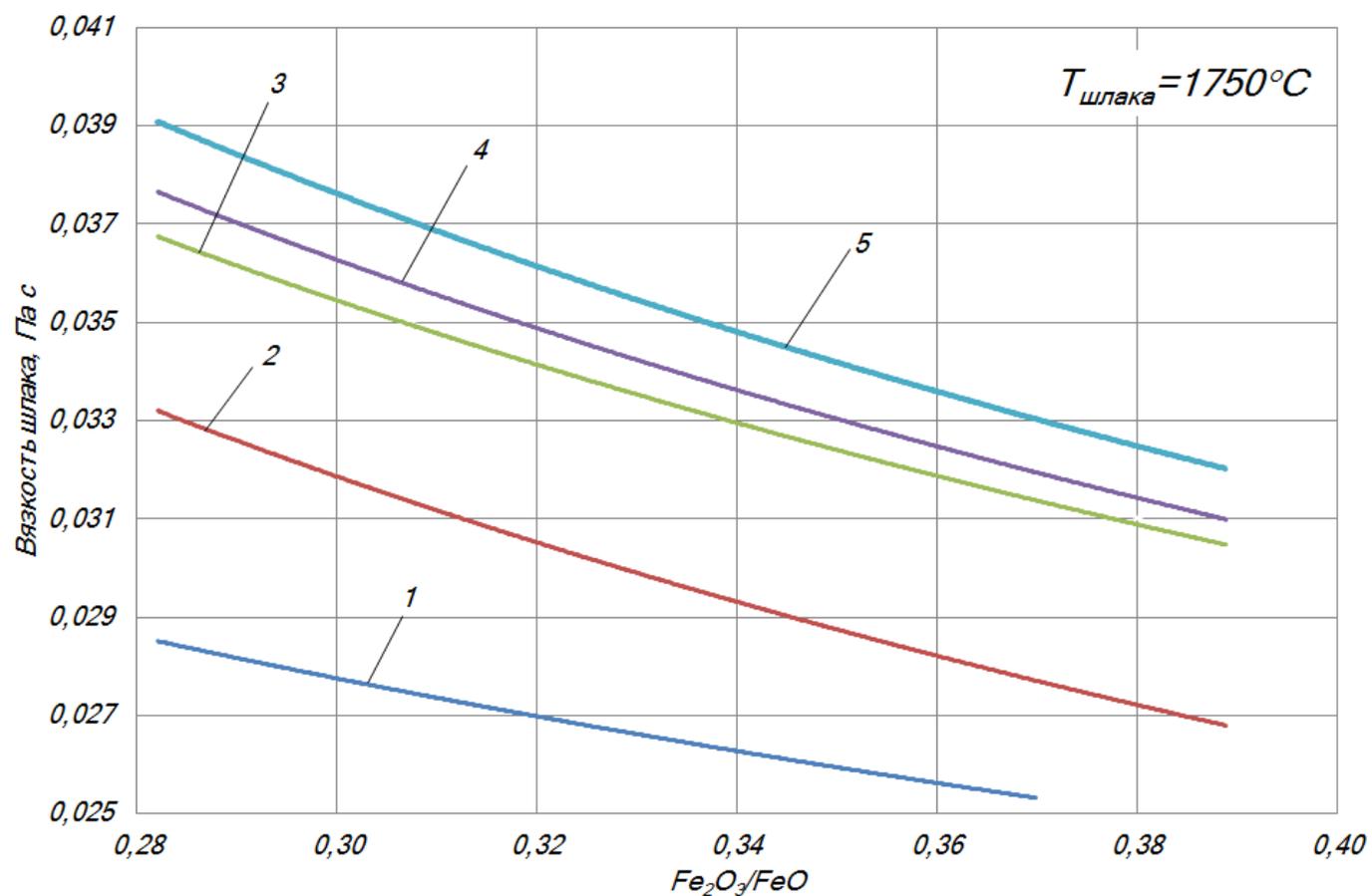


Рис. 2.35. Характер изменения вязкости электропечных шлаков в зависимости от соотношения  $Fe_2O_3/FeO$  в шлаке. 1 – основность шлака равна 2; 2 – основность шлака равна 2,5; 3 – основность шлака равна 2,9; 4 – основность шлака равна 3; 5 – основность шлака равна 3,1.

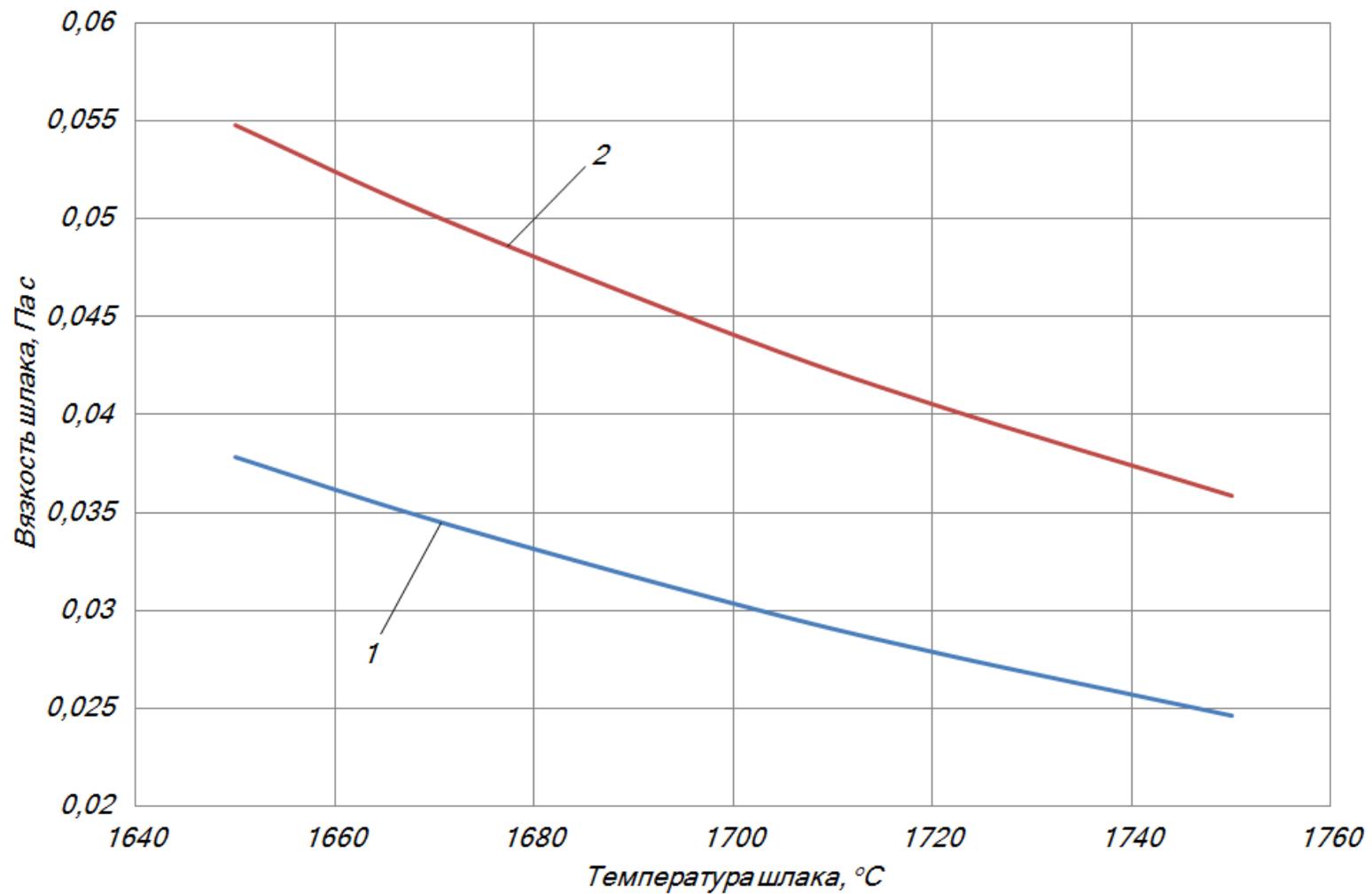


Рис. 2.36. Характер изменения вязкости электропечных шлаков в зависимости от его фактической температуры шлака. 1 – основность шлака равна 2; 2 – основность шлака равна 2,5.

На основании выше представленных данных, можно сказать, что существует два пути поддержания процесса вспенивания шлака в течении окислительного периода: 1) гетерогенизация шлака, путем его насыщения известью; 2) снижение фактической температуры шлака, путем загрузки в печь различных охладителей.

## **2.5 Разработка методики по определению способности шлаков пениться**

Сегодня для определения способности шлаков пениться используется теория предложенная R.J. Fruehan, которая представлена в главе 1. Согласно данной теории способность шлаков пениться определяют индексом вспенивания ( $\Sigma$ ), характеризующим способность шлака удерживать вспенивающий газ в своём объёме.

Проведенные исследования, представленные выше, показывают что одним из ключевых факторов, обеспечивающих вспенивание сталеплавильного шлака, является объём образующегося вспенивающегося газа. Объём образующегося газа, зависит от режима обезуглероживания ванны и восстановления оксидов железа вдуваемым углеродом, то есть изменяется по ходу процесса плавки. Поэтому оценка способности шлака к пенообразованию с помощью индекса вспенивания является не совсем корректным, так как полученные уравнения по расчёту индекса вспенивания, не отражают влияние объёма образующегося газа на его величину (глава 1).

На основании этого можно сказать, что для более точного определения способности сталеплавильных шлаков пениться, необходимо принимать во внимание количество выделяющегося газа, в любой момент времени. Это требует в свою очередь, необходимость разработки **новой методики по определению способности шлаков пениться.**

Согласно теории R.J. Fruehan, эффективность вспенивания шлака определяются в первую очередь вязкостью, поверхностным натяжением и плотностью шлака. Однако как показали проведенные исследования ключевыми парамет-

рами определяющими процесс вспенивания шлака являются вязкость и поверхностное натяжение шлака. Причем вязкость шлака отвечает за вспенивание шлака, а поверхностное натяжение за его устойчивость. Как показали проведенные исследования, плотность шлаков на уровень вспенивания шлака влияния не оказывает.

На основании этих положений разработаем новую методику оценки способности шлаков пениться. Так как, одну из ключевых ролей в процессе вспенивания шлака играет объем выделяющихся газов, то необходимо получить формулу, которая будет определять именно величину приведенного расхода газа.

В связи с этим, для учёта количества выделяющегося газов в процессе вспенивания сталеплавильного шлака введём величину характеризующую скорость образования новой поверхности (пены), как отношение поверхностного натяжения к вязкости, и равную величине приведённого расхода газа:

$$\bar{W}_{обр}^{пены} = \frac{\sigma}{\mu}, \quad (2.22)$$

Величина  $\bar{W}_{обр}^{пены}$  с физической точки зрения характеризует относительную сдвиговую скорость слоев шлака в процессе прохождения вспенивающего газа, через его объем. С точки зрения процесса вспенивания шлака, это величина определяет необходимый приведенный расход газа, обеспечивающий перевод шлака во вспененное состояние. Принципиальным отличием данной величины от индекса вспенивания является то, что данная величина определяет количество газа, которое необходимо для перевода шлака во вспененное состояние, а не определяет способность шлака к вспениванию.

С практической точки зрения, знание данной величины более предпочтительней, так как позволит рассчитать расход материалов, которые в процессе плавки обеспечат образование необходимого объема газа, обеспечивающего вспенивание шлака. Знание же величины индекса вспенивания шлака, позволит в практике только ответить на вопрос, будет или не будет пениться шлак, без информации о количестве газа необходимого для вспенивания шлака.

Выполним сравнительную оценку выше перечисленных величин. Для расчета величины индекса вспенивания воспользуемся формулой (1.18), а величины скорости образования новой поверхности (приведенного расхода газа) используем выше представленную формулу.

Величину поверхностного натяжения электропечного шлака определим с использованием выражения Аппена: при 1300 °С:

$$\sigma = \frac{\sum (P_i \cdot \bar{\sigma}_i)}{\sum P_i}, \quad (2.23)$$

где  $P_i$  – содержание оксида в шлаке, мол. часть;  $\bar{\sigma}_i$  – парциальный коэффициент поверхностного натяжения оксида.

Таблица 2.9. Парциальные коэффициенты поверхностного натяжения оксидов, дин/см (при 1300°С)

Оксид	Парциальные коэффициенты поверхностного натяжения
SiO <sub>2</sub>	290
TiO <sub>2</sub>	250
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	580
MgO	520
CaO	510
MnO	390
FeO, Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	490
CaF <sub>2</sub>	420

Для ориентировочного определения поверхностного натяжения электропечного шлака при иных температурах можно пользоваться следующим правилом, рекомендуемым А.А. Аппеном, при повышении температуры на 100°С поверхностное натяжение шлака уменьшается на 1÷2%.

Для расчёта плотности электропечных шлаков воспользуемся формулой, предложенной В.И. Явойским, с помощью которой можно определить значение удельного объёма шлака, величины обратной его плотности:

$$V = \frac{I}{\rho} = 0,45 \cdot (SiO_2) + 0,286 \cdot (CaO) + 0,204 \cdot (FeO) + 0,35 \cdot (Fe_2O_3) + 0,237 \cdot (MnO) + 0,367 \cdot (MgO) + 0,48 \cdot (P_2O_5) + 0,402 \cdot (Al_2O_3) \quad (2.24)$$

Данная формула определяет  $\rho$  и  $V$  при 1400 °С. Для других температур величину  $\rho$  можно найти по уравнению:

$$\rho_t = \rho_{1400} + 0,07 \cdot (1400 - t) / 100, \quad (2.25)$$

Результаты расчёта величины скорости образования новой поверхности (приведенного расхода газа) и величины индекса вспенивания, представлены в виде графиков на рис. 2.37 – 2.42.

Анализ представленных данных, подтверждает факт, что гетерогенизация шлака является эффективным способом повышения уровня вспенивания шлака. Анализ графиков, представленных на рис. 2.38, 2.40, 2.42 показывает, что насыщение шлака известью  $CaO$ , позволяет добиться повышения индекса вспенивания шлака во всём диапазоне температур, характерных для дуговых сталеплавильных печей. Причём с повышением соотношения  $Fe_2O_3/FeO$  в шлаке, величина индекса вспенивания снижается, что объясняется снижением вязкости шлака. Исходя из этого, для обеспечения эффективного вспенивания шлака, необходимо повышать уровень его насыщения известью  $CaO$ , либо снижать содержание оксидов в шлаке и его фактическую температуру. Как уже было сказано, полученные данные о индексе вспенивания только говорят о том, будут ли шлаки пениться, и какие физико-химические параметры необходимо изменить, чтобы улучшить процесс вспенивания.

Анализ данных о скорости образования новой поверхности, представленных на рис. 2.37, 2.39 и 2.41, позволяет получить информацию о величине приведенного расхода газа, обеспечивающего эффективное вспенивание шлака в зависимости от физико-химических свойств шлака.

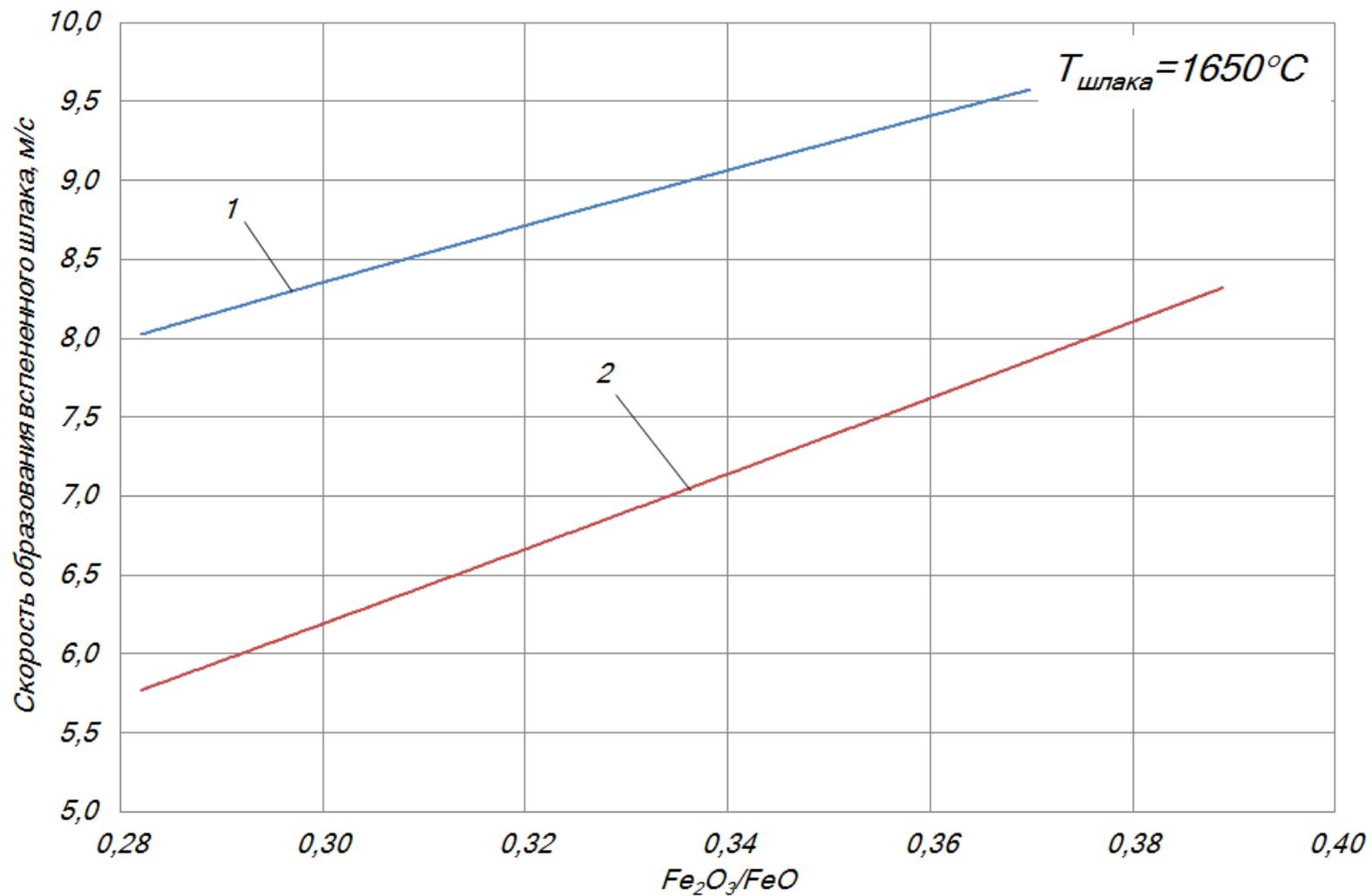


Рис. 2.37. Зависимость скорости образования вспененного шлака от соотношения  $Fe_2O_3/FeO$  в шлаке. 1 – основность шлака равна 2; 2 – основность шлака равна 2,5.

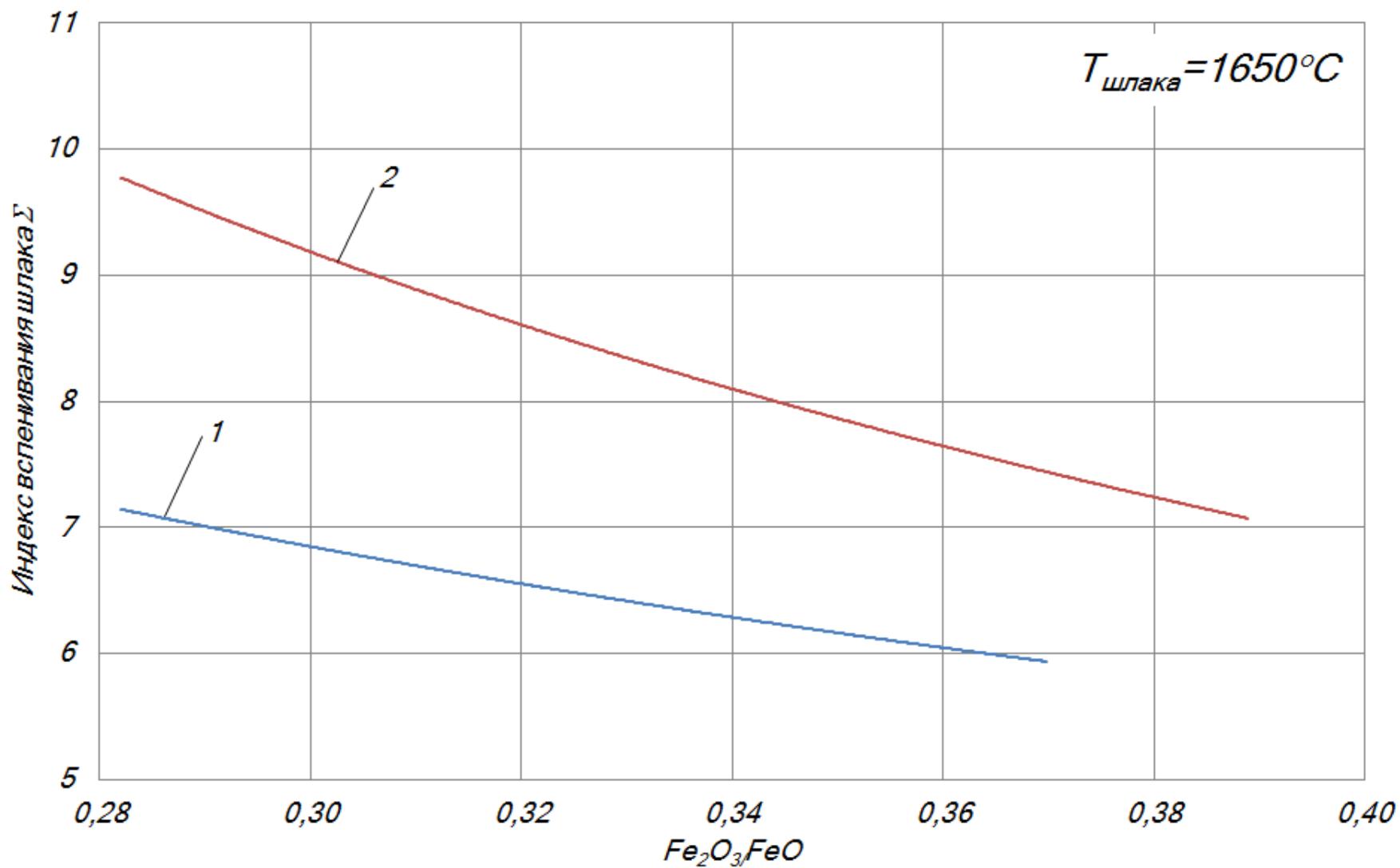


Рис. 2.38. Зависимость индекса вспенивания сталеплавильного шлака от соотношения  $Fe_2O_3/FeO$  в шлаке. 1 – основность шлака равна 2; 2 – основность шлака равна 2,5.

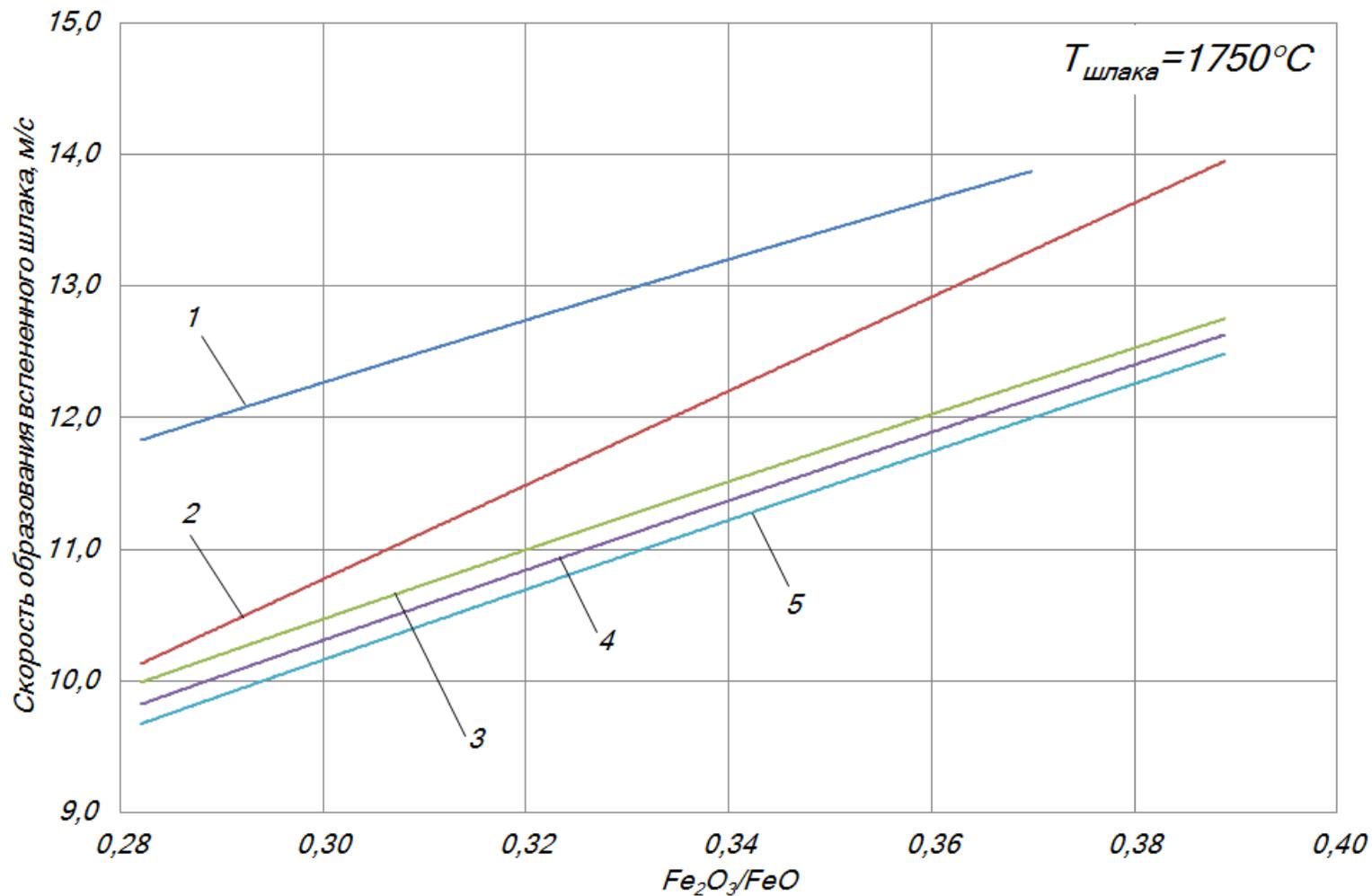


Рис. 2.39. Зависимость скорости образования вспененного шлака от соотношения  $Fe_2O_3/FeO$  в шлаке. 1 – основность шлака равна 2; 2 – основность шлака равна 2,5; 3 – основность шлака равна 2,9; 4 – основность шлака равна 3; 5 – основность шлака равна 3,1.

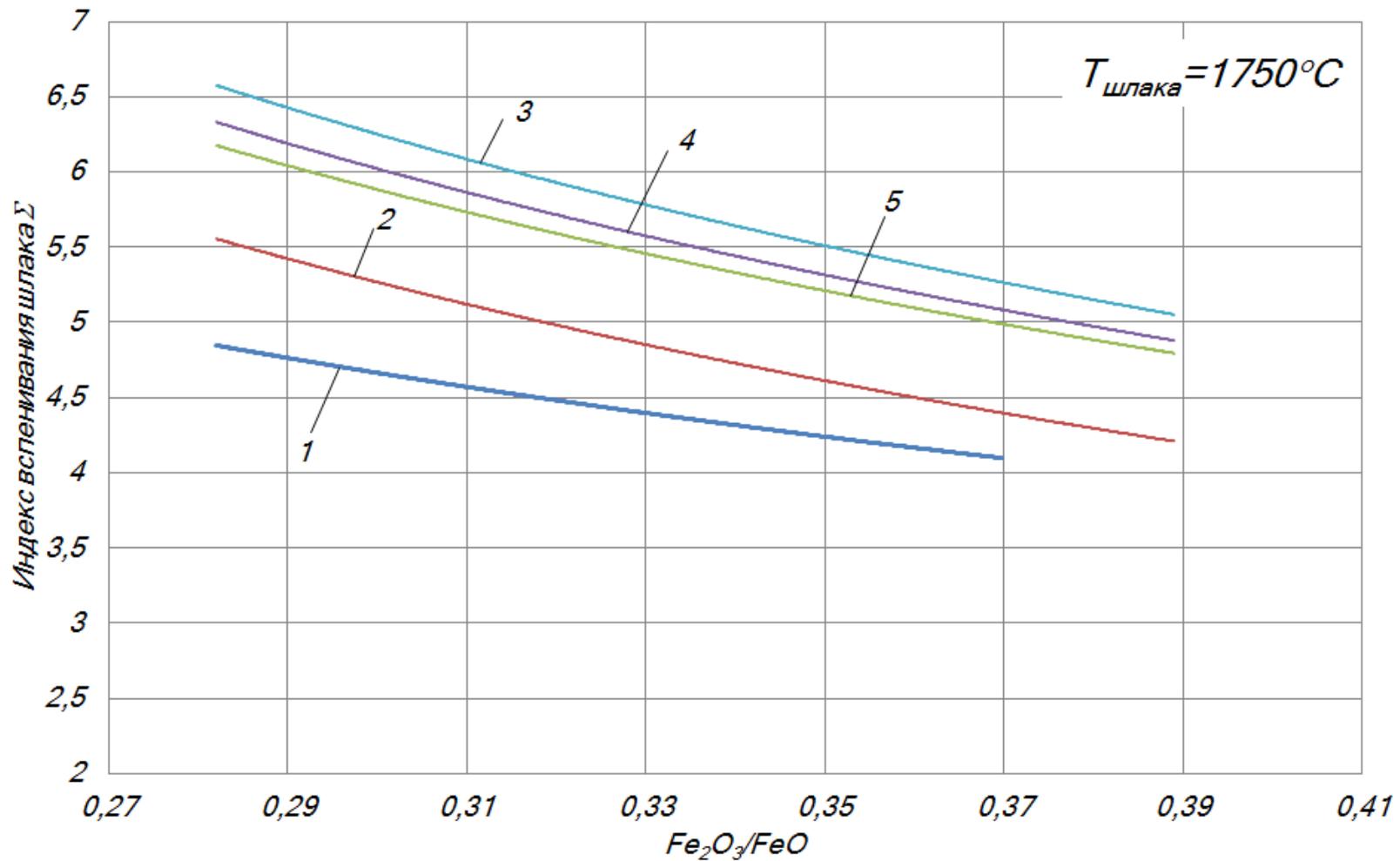


Рис. 2.40. Зависимость индекса вспенивания сталеплавильного шлака от соотношения  $Fe_2O_3/FeO$  в шлаке. 1 – основность шлака равна 2; 2 – основность шлака равна 2,5; 3 – основность шлака равна 2,9; 4 – основность шлака равна 3; 5 – основность шлака равна 3,1.

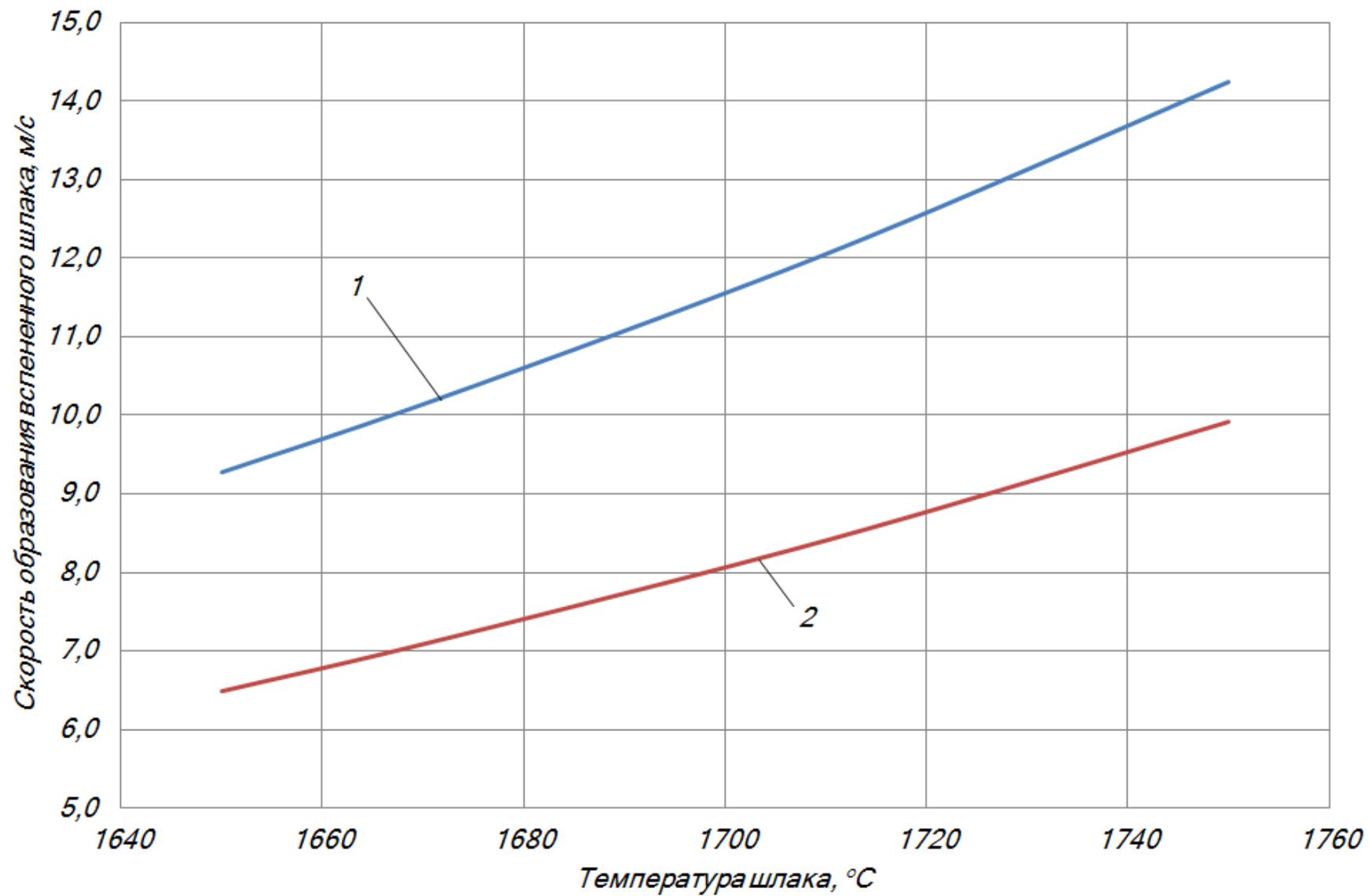


Рис. 2.41. Зависимость скорости образования вспененного шлака от фактической температуры шлака. 1 – основность шлака равна 2; 2 – основность шлака равна 2,5.

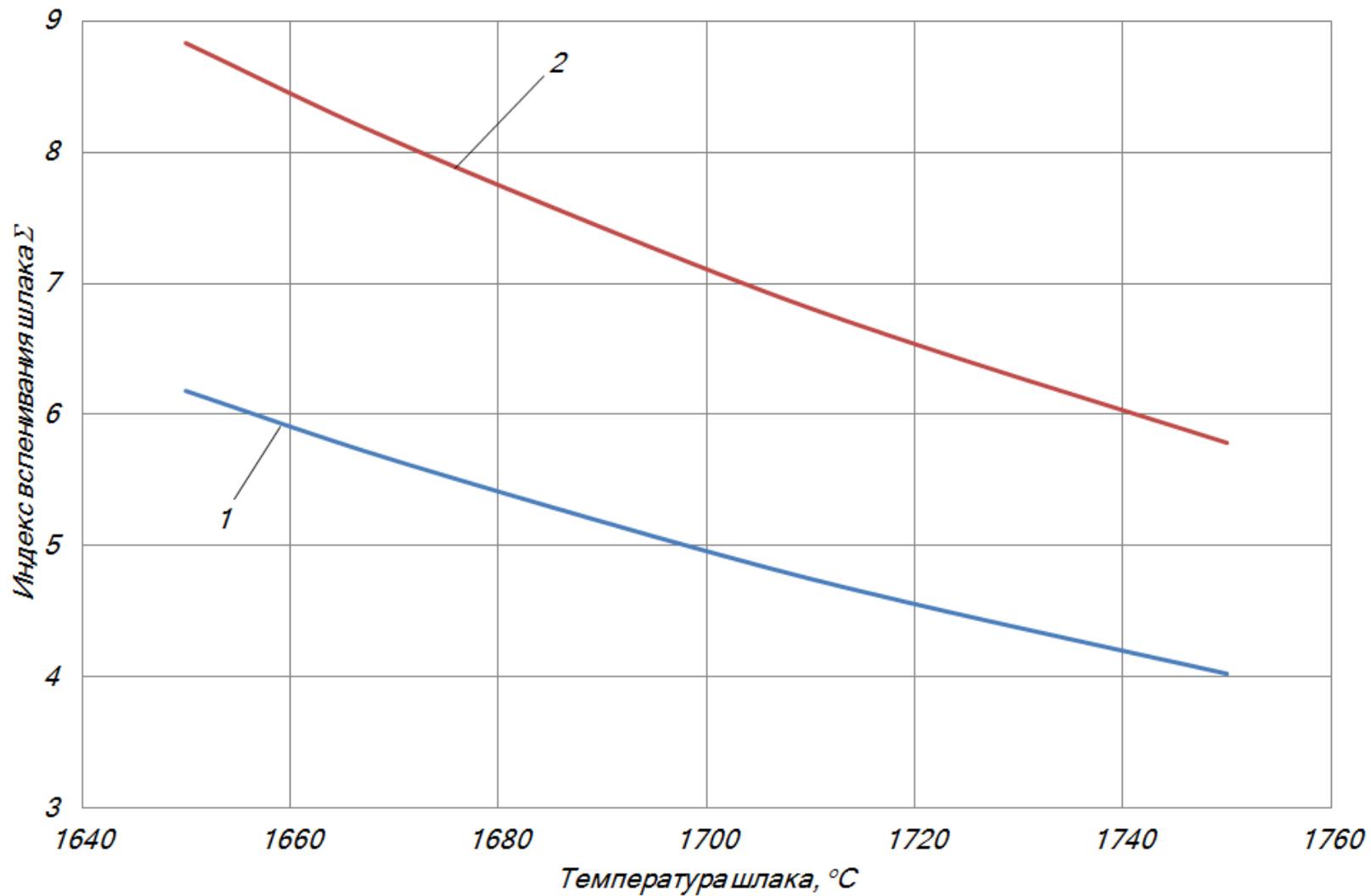


Рис. 2.42. Зависимость скорости образования вспененного шлака от фактической температуры шлака. 1 – основность шлака равна 2; 2 – основность шлака равна 2,5.

Анализ графиков, представленных на рис. 2.37, 2.39, 2.41 показывает, что величина скорости образования новой фазы имеет прямо противоположный характер к величине индекса вспенивания. Исходя из полученных данных видно, что в зависимости от физико-химических свойств шлака, необходима определённая величина скорости образования новой поверхности. То есть, любой сталеплавильный шлак можно перевести во вспененное состояние, только необходимо обеспечить достаточную скорость образования новой поверхности (приведённую скорость газа). Другими словами, для поддержания шлака во вспененном состоянии, необходимо обеспечить достаточный объём образующегося вспенивающего газа ( $CO$ ).

Анализ данных рис. 2.37 и 2.39 показывает, что по мере увеличения содержания оксидов железа в шлаке, возрастает и скорость образования новой поверхности. Это связано в первую очередь, со снижением вязкости шлака, что свидетельствует о необходимости увеличения объёма образующегося вспенивающего газа. Однако к концу процесса плавки, это не всегда возможно, из-за снижения количества углерода в металле, и как следствие, уменьшения скорости обезуглероживания ванны. То есть, увеличить количество образующегося вспенивающего газа в данный период, можно только за счёт увеличения подачи углерод содержащих материалов, с одновременной продувкой ванны кислородом. Но и данная технологическая операция к концу периода плавки малоэффективна, так как может привести к более интенсивному окислению железа, и как следствие, повышению содержания оксидов железа в шлаке. Это, в свою очередь, приведёт к снижению вязкости шлака, что потребует дополнительного количества образующегося вспенивающего газа для поддержания эффективного вспенивания сталеплавильного шлака. Исходя из этого, наиболее эффективными способами обеспечения процесса вспенивания шлака являются: 1) повышение вязкости шлака, за счёт повышения основности шлака или добавок различных материалов ( $CaO$ ,  $MgO$ ), то есть перевода шлака в гетерогенное состояние; 2) снижение фактической температуры шлака, за счёт оптимизации темпе-

ратурного режима плавки или ввода дополнительных материалов (например, металлизированных окатышей), обеспечивающих снижение его температуры.

Из данных рис. 2.41 следует, что при основности шлака 2, снижение фактической температуры шлака с 1750°С до 1700°С (на 3%) позволяет снизить величину скорости образования новой поверхности (приведённой скорости вспенивающего газа) с 14,2 м/с до 11,5 м/с (на 20%).

Исходя из этого, можно сделать вывод, что наиболее эффективным способом управления процессом вспенивания сталеплавильного шлака в дуговой сталеплавильной печи, является регулирование фактической температуры шлака.

## 2.7 Выводы по главе 2

На основании выполненных теоретических и экспериментальных исследований изучена структура вспененного шлака, определены основные закономерности вспенивания сталеплавильных шлаков, а именно:

1. Установлена взаимосвязь процесса вспенивания шлака с режимом обезуглероживания и скоростью нагрева металла в дуговой сталеплавильной печи.
2. Установлено, что одним из главных факторов, влияющих на развитие процесса вспенивания сталеплавильного шлака, является приведённый расход, выделяющихся по поверхности ванны газов. Определена величина приведённого расхода, обеспечивающего эффективное вспенивание шлака, которая составляет не менее 10 м<sup>3</sup>/м<sup>2</sup>·мин. Получена зависимость изменения относительной толщины шлака от величины приведённого расхода  $\bar{W}_2$  для условий электроплавки стали.
3. Установлено, что по ходу электроплавки стали образуется двухфазная область, представляющая собой взвесь капелек «металла» различного размера в «шлаке» и капелек «шлака» в «металле», которая играет важную роль в процессе вспенивания сталеплавильного шлака. Определено,

что реакционная поверхность двухфазной области в 15 раз превышает реакционную поверхность раздела «шлак-металл» спокойной ванны, что позволяет интенсифицировать тепло- и массообменные процессы в ванне дуговой сталеплавильной печи. Доказано, что объём двухфазной области, определяется режимом обезуглероживания ванны и уровнем расположения фронта начала газовыделения в металле. Это позволило сформулировать механизм вспенивания сталеплавильного шлака, который состоит из двух стадий: 1) образование в процессе объёмного обезуглероживания двухфазной области «шлак» – «металл»; 2) образование в двухфазной области «шлак» – «металл» большого количества мелких пузырьков газа, обеспечивающего вспенивание сталеплавильного шлака.

4. Установлено, что силы поверхностного натяжения не оказывают существенную роль на процесс вспенивания сталеплавильного шлака, но играют главную роль в его устойчивости к разрушению.
5. На основе исследований процесса шлакообразования при непрерывной загрузке металлизированных окатышей в дуговую печь получены области, характеризующие способность шлаков пениться. Доказано, что для плавок с интенсивным вспениванием шлака, характерна большая гетерогенность шлака и соответственно его вязкость. Установлено, что на процесс вспенивания электропечных шлаков помимо химического состава шлака, значительное влияние оказывает его фактическая температура.
6. Определены способы стабилизации вспенивания сталеплавильного шлака: 1) путём его гетерогенизации оксидом кальция  $CaO$ ; 2) путем управления его фактической температурой. Причём второй способ наиболее эффективен, с технологической точки зрения.
7. Разработана новая методика оценки способности сталеплавильного шлака к пенообразованию, позволяющая определить по физико-химическим свойствам шлака, необходимую величину приведённого расхода газа, обеспечивающую эффективное вспенивание сталеплавильного шлака.

## ГЛАВА 3 РАЗРАБОТКА МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССА ВСПЕНИВАНИЯ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОГО ШЛАКА И ИССЛЕДОВАНИЕ ФАКТОРОВ ВЛИЯЮЩИХ НА ЕГО УСТОЙЧИВОСТЬ

Согласно анализу научно-технической литературы, представленному в (Главе 1), работ, связанных с математическим описанием процесса вспенивания сталеплавильного шлака, практически нет. Это предопределяет необходимость разработки математической модели данного процесса, с целью прогнозирования толщины вспененного шлака по ходу электроплавки стали. При разработке математической модели процесса вспенивания сталеплавильного шлака, необходимо учесть все ранее проведенные теоретические и экспериментальные исследования, выполненные различными авторами в области изучения процесса вспенивания. То есть, математическая модель должна учитывать все факторы, определяющие процесс вспенивания сталеплавильного шлака: вязкость шлака, поверхностное натяжение шлака и приведенный расход газа, обеспечивающий процесс вспенивания.

### 3.1 Анализ существующих методик математического описания процесса вспенивания сталеплавильного шлака

Наибольшее количество работ, связанных с математическим описанием процесса вспенивания сталеплавильных шлаков основывается на феноменологической модели. Согласно данной модели, процесс вспенивания шлака в сталеплавильных агрегатах рассматривают с точки зрения его разрушения, а именно связывают с вытеканием шлака из каналов, образующихся между газовыми пузырьками. В данном случае, высота образующегося слоя вспененного шлака, определяется скоростью вытекания шлака. Исходя из этих положений скорость оседания вспененного шлака  $w_{осед}$ , обратно пропорциональна его вы-

соте  $\Delta H$ . Другими словами, уровень или толщина образующегося вспененного шлака, определяется скоростью его разрушения (синерезиса).

В.Б. Охотскому принадлежит наибольшее количество работ, связанных с изучением гидродинамических процессов, происходящих в сталеплавильных ваннах. В одной из своих работ, связанной с изучением структуры и физико-химических свойств вспененного шлака, он говорит о противоречии феноменологической модели и предлагает описывать процесс синерезиса с точки зрения волновой гидродинамики [43,54,58,59,60,61,64,138].

В этом случае, скорость оседания вспененного шлака, определяется скоростью движения гравитационной и капиллярной волн длиной  $\lambda_z = \pi \cdot \Delta H$  и  $\lambda_k = 2 \cdot \pi \cdot r$  соответственно, где  $r$  – радиус кривизны мениска жидкости (шлака). С учётом вязкости последней, используя выражение для скорости движения короткой гравитационной волны из работы [138,139], им получено следующее уравнение для скорости оседания вспененного шлака:

$$w_{осед} = (g \cdot \Delta H)^{1/2} \cdot \left[ 1 - 2^{1/2} \cdot \left( \frac{2 \cdot \pi}{\lambda_z} \right)^{9/4} \cdot \left( \frac{\eta_{жс}^2}{g \cdot \rho_{жс}^2} \right)^{3/4} \right] + 2 \cdot \pi \cdot \left( \frac{\sigma_{жс} \cdot \delta_{жс}}{\rho_{жс}} \right)^{1/2} \cdot \frac{\cos \theta}{\lambda_k} \quad (3.1)$$

здесь  $g$  – гравитационное ускорение;  $\eta_{жс}$ ,  $\rho_{жс}$ ,  $\sigma_{жс}$  и  $\delta_{жс}$  – динамическая вязкость, плотность, поверхностное натяжение и толщина пленки жидкости (шлака);  $\theta$  – угол наклона щели к вертикальной плоскости.

Анализ выражения (3.1) показывает, что для невязких жидкостей при  $\eta_{жс} \rightarrow 0$ , скорость синерезиса пены, пропорциональна её высоте в степени 1/2, а с увеличением вязкости стекание жидкости замедляется и может прекратиться совсем. Увеличение поверхностного натяжения, способствует синерезису пены, а с уменьшением толщины плёнки жидкости, скорость разрушения пены падает.

Выражение (3.1) таким образом, качественно описывает те зависимости, которые экспериментально определяются, как для холодных жидкостей, так и для шлаковых расплавов. Однако использование его для количественных расчётов сдерживается отсутствием достоверных сведений об эффективной толщине плёнки жидкости между пузырями, если принять во внимание её сложную конфигурацию и переменную по высоте пены величину, а также сведений о форме мениска.

В этих условиях, для анализа экспериментальных данных, автор работы [136] предлагает применить анализ размерностей, как это, было сделано в работе [44]. Если на скорость синерезиса пены влияют вязкость, плотность, поверхностное натяжение и сила тяжести, представленная гравитационным ускорением, то функцией является:

$$\bar{w}_{осед} = (w_{осед} \cdot \eta_{жс} / \sigma_{жс}),$$

а аргументом

$$S = (g \cdot \Delta H \cdot \eta_{жс}^2 / \sigma_{жс}^2).$$

На рис. 3.1 представлена зависимость между этими величинами, для тех случаев вспенивания шлаков [138], для которых приведены все необходимые данные, а также результаты исследования синерезиса пены холодных жидкостей [140].

Физические параметры шлаков, определены по данным работы [127]. Нетрудно заметить, что при  $S < 0,1$  значение  $\bar{w}_{осед}$  увеличивается с ростом  $S$ , а при  $S > 0,1$  – уменьшается. Данные показывают: для невязких расплавов и холодных жидкостей, характер зависимости примерно одинаков, что свидетельствует о правомерности использования найденных критериев [138].

На рис. 3.1 приведены линии I и II соответственно для  $S < 0,1$  и для  $S > 0,1$ , которые приблизительно описывают соответствующие верхние границы области экспериментальных данных и могут быть представлены, следующими критериальными выражениями [138]:

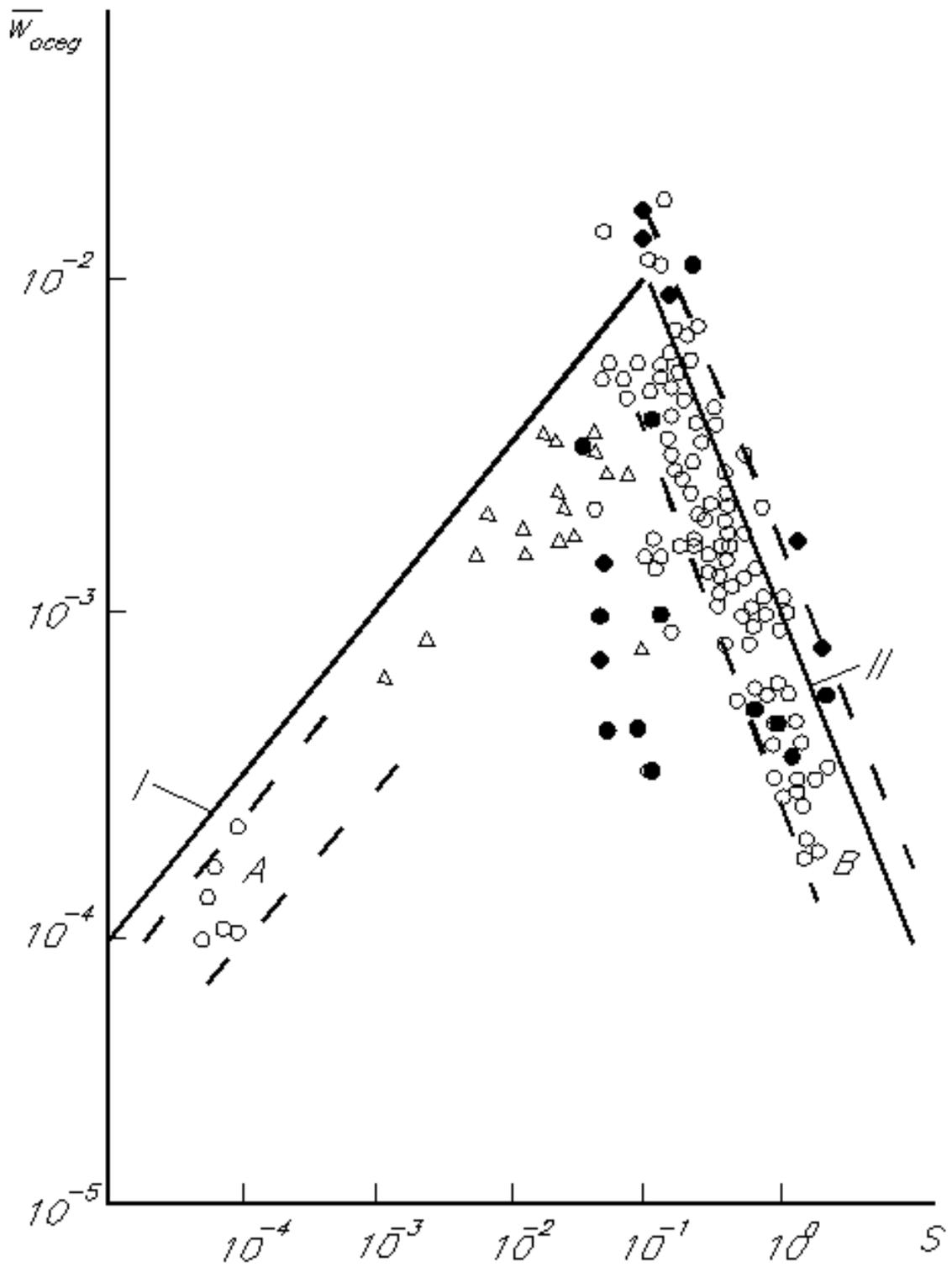


Рис. 3.1. Скорость синерезиса пены: А и В – области экспериментальных данных и работ [46]; о, Δ и • – данные работ [46].

для линии I

$$\bar{W}_{оседI}^{max} = 0,1 \cdot S^{1/2}, \quad (3.2)$$

для линии II

$$\bar{w}_{оседII}^{max} = 0,01 \cdot S^{-1}, \quad (3.3)$$

в размерной форме

$$\bar{w}_{оседI}^{max} = 0,1 \cdot (g \cdot \Delta H)^{1/2}, \quad (3.4)$$

$$\bar{w}_{оседII}^{max} = 0,01 \cdot \sigma^3 / (g \cdot \Delta H \cdot \eta^3), \quad (3.5)$$

Таким образом, синерезис невязких жидкостей при  $S < 0,1$  происходит со скоростью, пропорциональной  $\Delta H^{1/2}$ , что отвечает теоретической зависимости (3.1), основанной на положениях волновой гидродинамики. Для вязких жидкостей скорость синерезиса обратно пропорциональна  $\eta_{жс}^3$ . Сопоставление энергии активации процесса синерезиса вспененного шлака, с энергией активации вязкого течения, выполненное в работе [138], показывает, что величина первой в несколько раз больше величины второй, что качественно соответствует зависимости скорости синерезиса вспененного шлака от вязкости жидкости, в выражении (3.5). В исследованиях [138], энергия активации синерезиса гетерогенного вспененного шлака превосходит энергию активации вязкого течения гомогенной части вспененного шлака в 9,6 раза.

Таким образом, при известных коэффициентах динамической вязкости и поверхностном натяжении шлака, а также зная толщину шлака, можно определить величину критерия  $S$  и в зависимости от соотношения  $S > 0,1$  или  $S < 0,1$  в соответствии с выражениями (3.4) или (3.5) найти скорость синерезиса пены  $w_{осед}^{max}$ . Расчёты В.Б Охотского, выполненные по данной методике позволили установить скорость  $w_{осед}$  синерезиса пены в конвертерах различных типов.

Недостатком предложенной методики, является необходимость проведения экспериментальных исследований и невозможность определения высоты вспенивания сталеплавильного шлака. Кроме того, знание скорости синерезиса вспенивания сталеплавильного шлака имеет фундаментальное научное значение, но не несёт практической ценности для металлургов. Все это говорит о

необходимости разработки математической модели процесса вспенивания сталеплавильного шлака, с точки зрения её практического применения.

### **3.2 Факторы, определяющие существование вспененного шлака**

С целью установления факторов, определяющих процесс вспенивания сталеплавильного шлака в сталеплавильных агрегатах, и в дуговой сталеплавильной печи в частности, рассмотрим ранее выполненные исследования в области вспенивания различных жидкостей [25-42,140].

При рассмотрении различных пенных структур все исследователи приходят к выводу, что любая вспененная жидкость представляет собой систему, которая состоит из пузырьков газа, которые разделены плёнками жидкости. Структуру вспененных жидкостей, характеризует кратность пены, которая определяется отношением объёмов газовой и жидкой фаз. Величина кратности пены определяет форму пузырьков, находящихся в пене, которая может быть сферической или полиэдрической.

Сферическая пена, представляет собой систему плотноупакованных газовых пузырьков сферической формы в жидкости.

Образующие полиэдрическую пену пузырьки газа разделены между собой тонкими жидкими плёнками. Причём устойчивость таких пен (способность не разрушаться и сохранять форму и размер пузырьков) определяется свойствами именно этих пенных плёнок.

Промежуточная форма между сферической и полиэдрической называется ячеистой. Для описания дисперсности таких пен вводят понятие "эквивалентной сферы", под которым понимается пузырёк сферической формы объёмом равным объёму реального пузырька, образующего пену.

Для описания различных пенных структур, Плато сформулировал два основных геометрических правила: 1) сходящиеся в каждом ребре многогранника три плёнки под углом  $120^\circ$ , образуют рёбра многогранников (каналы Плато-

Гиббса), представляющие собой в поперечном сечении треугольник сферической формы; 2) образующие между собой одинаковые углы ( $109^{\circ}28'$ ) 4 канала Плато-Гиббса с 6 рёбрами пенной структуры сходятся в каждой вершине многогранника.

Проанализировав работы, связанные с математическим описанием процесса вспенивания различных жидкостей, можно сказать, что наиболее часто процесс вспенивания рассматривают с точки зрения разрушения (синерезиса) пены. Синерезис пены – это суммарный процесс вытекания жидкости из слоя пены, который характеризуется объёмом жидкости, стёкшей в единицу времени за границу, разделяющую фазы (жидкость и пена). Этот процесс определяется не только гидродинамическими характеристиками высоты слоя пены, но и связан с изменением её дисперсности, в результате протекания процессов диффузионного переноса газа и коалесценции пузырьков. По ходу протекания процесса коалесценции пузырьков, а именно их слияния в более крупные, происходит выделение из пены избыточной жидкости. Это, в свою очередь, приводит к росту капиллярного (и, соответственно, расклинивающего) давления и вытеканию жидкости, что ускоряет процесс коалесценции пузырьков и уменьшает объём слоя пены. Выделение жидкости из слоя пены является последней стадией гидродинамических процессов, которые происходят в дисперсионной среде с момента её образования. Главным при этом является процесс уменьшения толщины плёнок, при котором жидкость стекает в каналы, и происходит по высоте слоя пены процесс перераспределения жидкости.

Все исследования, направленные на изучение вопроса о распределении жидкости по высоте слоя пены, были проведены на основе анализа гидростатического равновесия для идеальной пенной структуры, когда не происходит таких процессов, как разрыв плёнок и диффузионное укрупнение пузырьков. Вследствие этого все имеющиеся зависимости можно применить только к высоко стабильным пенам, а именно к тем, где не происходит вытекания жидкости (при отсутствии внешних факторов, разрушающих пену) достаточно долгое

время. Другими словами, это пены, обладающие потенциальным энергетическим барьером, препятствующим их разрушению, то есть находящиеся в состоянии равновесия (метастабильного равновесия).

Полученное в работе [141] выражение, на основе анализа гидростатического равновесия свободных плёнок и пен в гравитационном поле, определяет величину расклинивающего давления ( $\Pi$ ) и радиуса кривизны каналов Плато-Гиббса ( $r$ ) в зависимости от высоты пены  $\Delta H$ , и имеет следующий вид:

$$\Pi = (\rho - \bar{\rho}) \cdot g \cdot \Delta H = \frac{\sigma}{r}, \quad (3.6)$$

где  $\rho$  – объёмная плотность жидкости;  $\bar{\rho}$  – средняя плотность пены;  $\sigma$  – поверхностное натяжение жидкости.

Количественную оценку влияния капиллярных эффектов на поведение пен различной структуры выполнили одновременно и независимо друг от друга Канн, Кротов и Перцев со своими сотрудниками. Так, для столба пены, находящейся под действием силы тяжести, поведение жидкости в слое пены зависит от величины соотношения градиента давления жидкости в канале Плато-Гиббса

по его высоте и силы тяжести  $\rho \cdot g$ . Если  $\rho \cdot g > -\frac{\partial P_g}{\partial H}$ , то происходит стекание

жидкости, причём скорость этого стекания будет пропорциональна разности

$(\rho \cdot g - \frac{\partial P_g}{\partial H})$ . В случае  $\rho \cdot g < -\frac{\partial P_g}{\partial H}$ , то происходит движение жидкости против

силы тяжести – всасывание жидкости, которое было экспериментально обнаружено авторами работы [141].

Гидростатическое равновесие между капиллярными силами и силой тяжести, определяется следующим условием:

$$\frac{\partial P_g}{\partial H} + \rho \cdot g = 0, \quad (3.7)$$

Из анализа известных данных следует, что для построения математической модели, описывающей процесс вспенивания сталеплавильного шлака,

необходимо рассматривать два взаимосвязанных фактора, а именно: 1) его строение; 2) процесс его разрушения.

### **3.3 Разработка математической модели процесса вспенивания сталеплавильного шлака**

Вспенивание сталеплавильного шлака и его устойчивость является сегодня объектом большого количества исследований, особенно, что касается обеспечения вопроса вспенивания шлаков в дуговых сталеплавильных печах. Причина этого заключается не только в том, что изучение этого процесса связано с решением весьма актуальной для электросталеплавильного производства задачи по снижению энергетических затрат на производство стали. Вспененный шлак является весьма сложным объектом капиллярной гидродинамики, исследование которого далеко от завершения. Об этом свидетельствуют, в частности, значительное число имеющихся в настоящее время эмпирических уравнений, описывающих процесс вспенивания сталеплавильного шлака и его синерезиса (разрушения). Однако, до настоящего времени нет математической модели, удовлетворительно описывающей процессы вспенивания сталеплавильного шлака и его разрушения.

Исходя из вышесказанного, следует, что для организации рационального энерготехнологического режима работы дуговой сталеплавильной печи, обеспечивающего эффективное ведение электроплавки, необходимо обеспечить эффективное вспенивание сталеплавильного шлака и поддержание его во вспененном состоянии в течении необходимого промежутка времени для полного экранирования электрических дуг.

В связи с этим, для оперативного определения уровня вспенивания сталеплавильного шлака в дуговой сталеплавильной печи, необходимо иметь математическую модель, адекватно описывающую процесс вспенивания сталеплавильного шлака и позволяющую прогнозировать с достаточной точностью его толщину.

На основании выше перечисленных положений, характеризующих процесс вспенивания сталеплавильного шлака можно сказать, что устойчивость вспененного шлака зависит:

- от физико-химических свойств шлака (поверхностное натяжение, температура);
- от объемной плотности шлака;
- распределения газовых пузырей по размерам.

Рассмотрим приемы и методы по изучению неупорядоченных дисперсных систем, а именно гидродинамику двухфазных потоков и исследования, связанные с изучением взаимосвязи структуры и физико-химических связей дисперсных систем.

Наибольшее количество исследований в направлении разработки математической модели, описывающей процесс вспенивания было проведено в химической промышленности.

Условно все имеющиеся модели можно разделить на две большие группы.

К первой группе моделей, относятся модели, в которых распределение дисперсной фазы можно описать с помощью регулярных структур. Использование данных моделей позволяет связать в единое целое, свойства неупорядоченных систем. Преимуществом данных моделей является возможность достаточно точно, путем изменения только свойств базовых элементов и геометрии сформированных из них различных образований, подобрать тип организации рассматриваемой структуры, наиболее полно отвечающей её физико-химическим свойствам. К недостаткам данных моделей следует отнести тот факт, что упорядоченное распределение частиц дисперсной фазы в дисперсной среде является исключением, чем правилом.

Ко второй группе относят модели, в которых рассматриваются более адекватные методы описания неупорядоченных структур. Большой успех в

этом направлении был получен в рамках совместного использования геометрии фракталов и теории перколяции (протекания) [25-42,142-145].

### **3.3.1 Описание процесса вспенивания с точки зрения теории перколяции и фрактальной геометрии**

Принципиальным отличием вспененного шлака от других газожидкостных систем является наличие у него сложной пористой разветвлённой структуры, которая обладает определённой стабильностью, поэтому во вспененном шлаке, видимо можно обнаружить эффекты, которые другим газожидкостным системам несвойственны. Поэтому наиболее перспективным направлением по созданию математической модели вспененного сталеплавильного шлака, которая бы адекватно описывала процессы его разрушения, является применение понятий и методов фрактальной геометрии совместно с теорией перколяции (протекания).

Для рассмотрения процесса вспенивания сталеплавильного шлака в дуговой сталеплавильной печи, с точки зрения теории фракталов и перколяции, воспользуемся фрактально-перколяционной моделью, предложенной в работе [143] и выполним оценку её применимости. Согласно данной модели, рассмотрим вспененный шлак как систему, обладающую «остаточной памятью». Это можно объяснить тем, что в большинстве случаев при вспенивании шлака, протекают процессы, которые отвечают промежуточному положению, а именно очень устойчивый, либо мгновенно разрушающийся вспененный шлак. Это позволяет описать вспененный шлак, с точки зрения, модели временного поведения пенной структуры, согласно которой временный беспорядок процессов, протекающих в объеме вспененного шлака, моделируется множеством Контора.

Учитывая большую разветвленность структуры вспененного шлака, неоднородность размеров пузырьков из которых он состоит, можно предположить о фрактальной природе его геометрического строения. Из работы [143] можно

предположить, что наряду с фрактальными свойствами, во вспененном шлаке при определённых условиях проявляются и перколяционные свойства.

Согласно фрактально-перколяционной модели, вспененный шлак представляет собой дисперсную среду, которая характеризуется тремя чётко разделяющимися элементами, а именно плёнками на стыке 2 ячеек, каналами на стыке 3 плёнок, узлами на стыке 4 каналов. При моделировании пренебрежём объёмом жидкости в узлах и её стеканием по плёнкам. В этом случае, вспененный шлак будет представлять собой систему связанных и беспорядочно ориентированных каналов, имеющих поперечное сечение в форме треугольника. Неоднородность структуры вспененного шлака, можно учесть при моделировании его внутреннего строения фрактальными деревьями. Системе разветвлённых каналов вспененного шлака сопоставим регулярное фрактальное дерево Кейли. Разрушение такого дерева, согласно фрактально-перколяционной модели будет происходить иерархически. Это объясняется возникающей корреляцией между размером разрушенной области и размером примыкающей области, которая не затронута разрушением, но также находится под воздействием нагрузки. Из каждой вершины фрактального дерева выходят 2 ребра (стык плёнок). В результате построения дерева Кейли получим, что на  $n$ -м уровне будет существовать  $2^n$  рёбер, которые будут соединять каждую вершину  $(n-1)$ -го уровня с 2 вершинами  $n$ -го уровня (рис. 3.2).

Высота такого дерева, согласно теории фракталов, будет равна [146,147]:

$$\Delta H = \sum_{n=1}^{\infty} \Delta H_n = 2 \cdot H_1, \quad (3.8)$$

Рассмотрим вспененный шлак с точки зрения теории перколяции. Так как, вспененный шлак имеет очень развитую межфазную поверхность и соответственно избыток свободной энергии, то он термодинамически неустойчив. Из этого следует вывод, что вспененный шлак начинает разрушаться с момента своего получения.

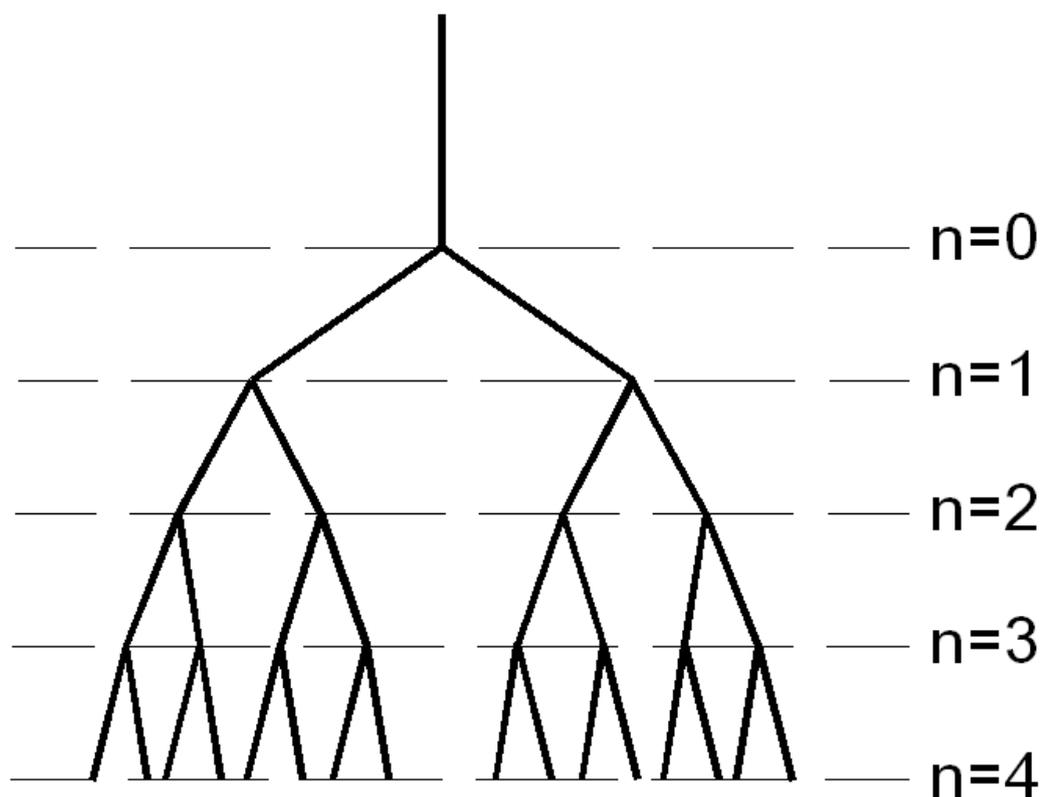


Рис. 3.2. Дерево Кейли

Экспериментально доказано, что высота пены ( $\Delta H$ ) влияет на процессы её разрушения. Следует отметить, что при некоторой высоте пены  $\Delta H$ , которая меньше некоторой высоты  $\Delta H^0$ , происходит резкое увеличение времени накопления газа в слое пены, а при  $\Delta H = \Delta H^c$  стекание жидкости совсем прекращается. Наличие таких характерных высот говорит о том, что разрушение пены происходит по типу протекания, другими словами определяется процессами вытекания жидкости.

Причиной разрушения вспененного шлака является также стекание шлака из каналов под воздействием силы тяжести. При этом данный процесс является главным при разрушении вспененного шлака. Это говорит, о аналогии процесса вспенивания шлака с другими жидкостями.

Поэтому можно с уверенностью сказать, что существует некоторая высота вспененного шлака  $\Delta H^c$ , начиная с которой ( $\Delta H < \Delta H^c$ ) стекание шлака отсутствует, так как во всех рёбрах устанавливается гидростатическое равновесие.

По мере роста высоты вспененного шлака при  $\Delta H^c < \Delta H < \Delta H^0$  увеличивается содержанием в нём газа, что приводит к нарушению гидростатического равновесия в части рёбер и началу вытекания шлака. Однако на этом этапе высоты вспененного шлака недостаточно для того, чтобы нарушить гидростатическое равновесие в наибольшей части рёбер. Начиная с определённой высоты вспененного шлака равной  $\Delta H^0$ , дополнительной нагрузки создаваемой его высотой вспененного шлака, оказывается, достаточно, чтобы нарушить гидростатическое равновесие в большей части ребер фрактального дерева. А при  $\Delta H > \Delta H^0$  процессы стекания больше не зависят от высоты вспененного шлака, другими словами, достигается предельная высота вспенивания шлака или устанавливается равенство скоростей стекания шлака и выделения газовых пузырей из его объёма.

Для расчёта предельной высоты вспенивания сталеплавильного шлака (условие равенства скоростей вытекания шлака из столба пены и выделения газовых пузырей из объёма пены) в работе [140] используется следующая формула:

$$\Delta H \leq \Delta H^0 = \frac{\sigma_{жс}}{\rho_{жс} \cdot g \cdot r_0} \cdot \left( \frac{K_0}{K_{min}} - 1 \right), \quad (3.9)$$

где  $K_0$  – среднее значение кратности по всей высоте вспененного шлака;  $K_{min}$  – минимальная кратность в нижнем слое вспененного шлака ( $z=0$ );  $r_0$  – средний радиус пузырьков, образующих вспененный шлак, м;  $\rho_{жс}$  – плотность шлака, кг/м<sup>3</sup>;  $\sigma_{жс}$  – коэффициент поверхностного натяжения шлака, Н/м.

Смысл этой зависимости заключается в том, что для высоты столба пены существует некоторое  $\Delta H^0$  такое, что при условии  $\Delta H \leq \Delta H^0$  скорость поступления газа извне превышает скорость выделения газовых пузырей из объёма вспененного шлака, то есть скорость вытекания шлака будет происходить как угодно долго, что приведёт к росту высоты вспененного шлака. Однако, при  $\Delta H > \Delta H^0$  скорость поступления газа извне уравнивается скоростью выде-

ления газовых пузырей из объёма вспененного шлака, что говорит о стабилизации его высоты.

В фрактально-перколяционной модели предложенной в работе [143] для определения высоты  $n$ -ого уровня, в котором произойдёт нарушение гидростатического равновесия (скорость поступления газа извне равна скорости его выделения) приводится формула:

$$\Delta H_n = \frac{k_I \cdot \sigma_{жс}}{2,5 \cdot r_0 \cdot \rho_{жс} \cdot g} \cdot \sqrt{K} - \frac{2 \cdot \sigma_{жс}}{\rho_{жс} \cdot g \cdot r_0} \cdot \left[ 1 - \frac{\cos(\theta/2)}{0,48 \cdot 2^n} \right], \quad (3.10)$$

где

$k_I$  – коэффициент пропорциональности, учитывающий структуру вспененного шлака;

$\gamma$  – объёмная плотность вспененного шлака;

$g$  – ускорение свободного падения, м/с<sup>2</sup>;

$n$  – уровень фрактального дерева.

Используя полученную формулу, можно рассчитать предельную высоту вспенивания шлака ( $\Delta H^0$ ) начиная с которой, время вытекания не зависит от величины  $\Delta H$ , то есть устанавливается равенство скоростей поступления газа в объём вспененного шлака и его выделения из него. Однако для использования данной формулы необходимо определить значение коэффициента  $k_I$  для условий вспенивания шлака в дуговых сталеплавильных печах.

### 3.3.2 Оценка значения коэффициента $k_I$ для условий процесса вспенивания шлака в дуговых сталеплавильных печах

Для оценки величины вспенивания сталеплавильного шлака с помощью фрактальной-перколяционной модели в соответствии с формулой (3.10) необходимо определить значение коэффициента  $k_I$ , а затем проверить адекватность получаемых по этой формуле результатов.

Для определения значения коэффициента  $k_I$  воспользуемся экспериментальными данными о толщине вспененного шлака, в зависимости от приведен-

ного расхода газа полученными в промышленных условиях на дуговых сталеплавильных печах (таблица 3.1).

Таблица 3.1. Изменение толщины шлака в зависимости от скорости обезуглероживания.

№ п/п	Толщина шлака, мм	$V_c$ , %/мин	$W_{г}$ , м <sup>3</sup> /м <sup>2</sup> ·мин	SiO <sub>2</sub>	CaO	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	MgO	Fe <sub>общ</sub>
1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	620	0,03	20,5	22,5	51,75	2,1	10	14,5
2	600	0,025	17,1	21,6	45,36	2,3	11,5	13,5
3	590	0,024	16,4	21	42	2,4	11,4	14
4	600	0,025	17,1	21,8	45,6	2,5	10,2	13,7
5	600	0,025	17,1	22	41,8	2,1	10,5	14,2
6	650	0,03	20,5	19	47,5	2,5	11,5	15
7	650	0,03	20,5	19,4	50,4	2,2	11	15,5
8	650	0,03	20,5	21,5	51,6	2,4	10	15
9	580	0,024	16,4	23	43,7	2,5	10,6	14,5
10	630	0,027	18,4	21	46,2	2,4	10,8	15
11	600	0,024	16,4	22,5	45	2,3	10,9	16,5
12	600	0,024	16,4	24	50,4	2,1	10,5	16
13	580	0,025	17,1	23	41,4	2,3	11	15,5
14	500	0,018	12,3	26	39	2,4	10,8	17
15	550	0,025	17,1	24	42	2,5	11	16,5
16	550	0,025	17,1	24,5	44,1	2,1	11,5	16,5
17	520	0,019	12,9	25,5	40,8	2,5	11	16,8
18	560	0,02	13,6	23	43,7	2,2	11	17
19	550	0,022	15,1	27	45,9	2,4	12,5	16,5
20	480	0,018	12,3	18	52,2	2,5	12	18
21	500	0,022	15,1	19	51,3	2,4	12,4	16
22	490	0,018	12,3	18,5	49,9	2,3	12	17
23	480	0,015	10,3	18	46,8	2,1	11,5	17,5
24	470	0,015	10,3	28	44,8	2,3	11,8	17
25	350	0,012	8,2	27	40,5	2,4	12	19
26	150	0,01	6,8	29	34,8	2,5	13	20
27	160	0,005	3,4	28,5	37,1	2,1	13,5	21
28	200	0,011	7,5	27,5	38,5	2,5	14	18
29	300	0,012	8,2	28,1	44,9	2,2	13,8	17
30	350	0,012	8,2	28	46,2	2,4	14	19
31	320	0,013	8,9	27,1	42,1	2,5	14,5	20
32	200	0,009	6,2	28,5	34,2	2,4	14,3	21
33	190	0,008	5,5	25,5	33,2	2,3	14	23

продолжение таблицы 3.1.

1	2	3	4	5	6	7	8	9
34	180	0,005	3,4	25,5	31,9	2,1	13,8	24
35	200	0,008	5,5	26,4	36,9	2,3	13,9	25
36	250	0,01	6,8	26,4	42,2	2,4	14,5	26
37	270	0,012	8,2	26,4	44,8	2,5	14	25

Величину приведённого расхода в таблице 3.1 рассчитывали, согласно данным М.Я. Меджибожского, в соответствии с уравнением:

$$\bar{W}_2 = \frac{0,01 \cdot 22,4 \cdot v_c \cdot G_{cm} \cdot T_2}{60 \cdot 12 \cdot 273 \cdot 0,785 \cdot D^2} = \frac{1,46 \cdot 10^{-6} \cdot v_c \cdot G_{cm} \cdot T_2}{D^2}, \quad (3.11)$$

где  $T_2$  – средняя температура газов в рабочем пространстве дуговой сталеплавильной печи, К;  $G_{cm}$  – масса металла, кг;  $v_c$  – скорость окисления углерода, %C/с;  $D$  – диаметр ванны, м.

Величину объёмной плотности вспененного сталеплавильного шлака представляющую собой величину, характеризующую долю шлака в объёме вспененного шлака, можно определить из выражения:

$$\gamma = \frac{1}{K}, \gamma = \frac{1}{K} = 1 - \varphi = 1 - \frac{\bar{W}_2}{0,74 \cdot \bar{W}_2^{0,3} + \bar{W}_2} \quad (3.12)$$

где  $K$  – кратность вспененного шлака.

При этом, величина кратности определяется как отношение вспененного объема шлака  $V_n$  к объёму содержащегося в нём шлака  $V_{шл}$ , другими словами, кратность характеризует степень «вспененности» шлака:

$$K = \frac{V_n}{V_{шл}} = \frac{V_{шл} + \bar{W}_2 \cdot \pi \cdot R^2}{V_{шл}} = 1 + \frac{\bar{W}_2 \cdot \pi \cdot R^2}{V_{шл}}, \quad (3.13)$$

Для определения поверхностного натяжения и плотности шлака воспользуемся методикой, изложенной в главе 2. При расчете коэффициента  $k_l$  примем, что средний радиус пузырьков, образующих вспененный шлак равен 0,005 м в соответствии с данными [59,61].

Для расчета коэффициента  $k_l$  воспользуемся формулой (3.10). Результаты расчета коэффициента  $k_l$  приведены в таблице 3.2. Среднее значение коэффи-

циента  $k_I$  для условий вспенивания шлака в дуговых сталеплавильных печах составило 15,52.

Таблица 3.2. Результаты расчета коэффициента  $k_I$ .

№ п/п	Кратность вспененного шлака	Коэффициент $k_I$
1	2	3
1	89,8	15,62
2	75	16,55
3	72,1	16,61
4	75,1	16,55
5	75,1	16,55
6	89,9	16,36
7	89,9	16,36
8	89,9	16,36
9	72,1	16,33
10	80,9	16,71
11	72,1	16,88
12	72,1	16,88
13	75,1	16,01
14	54,3	16,27
15	75,1	15,19
16	75,1	15,19
17	57,3	16,46
18	60,2	17,26
19	66,2	16,18
20	54,3	15,63
21	66,2	14,74
22	54,3	15,95
23	45,4	17,09
24	45,4	16,74
25	36,5	14
26	30,6	15,8
27	15,8	10,05
28	33,5	16,52
29	36,5	12,06
30	36,5	14
31	39,5	12,34
32	27,6	19,39
33	24,6	19,46
34	15,8	15,24
35	24,7	12,93
36	30,6	11,05
37	36,5	10,89
<b>Среднее значение</b>		<b>15,52</b>

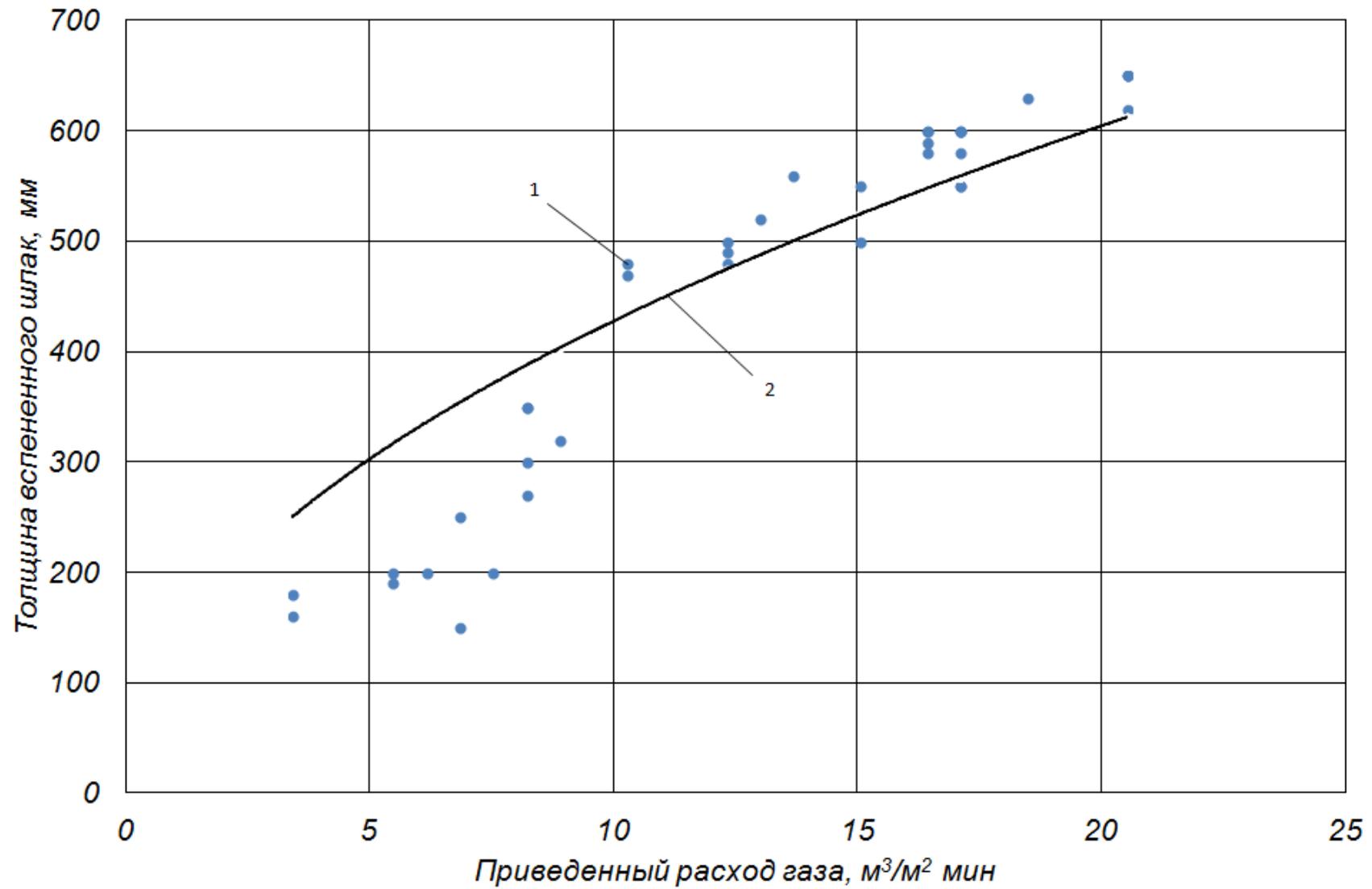


Рис. 3.2. Зависимость изменения уровня вспенивания сталеплавильного шлака в дуговой сталеплавильной печи от приведенного расхода газа. 1 – 150-т дуговая сталеплавильная печь; 2 – результаты расчета по формуле (3.10)

Результаты расчета предельной высоты вспенивания шлака по формуле (3.10) для условий электроплавки стали представлены на рис. 3.2.

Анализ полученных данных показывает хорошую сходимость полученных результатов (разброс не более 10%) с промышленными данными. Полученные с помощью фрактальной-перколяционной модели данные, о толщине вспененного шлака подтверждают, что величина приведенного расхода играет одну из ключевых ролей в процессе вспенивания шлака. Данный факт, можно объяснить тем, что величина приведенного расхода определяет газосодержание и объемную плотность образующегося вспененного шлака. В свою очередь, эти параметры определяют толщину вспененного шлака.

Таким образом, можно утверждать, что в рамках данной модели можно получить адекватное описание процесса перераспределения жидкости в объеме вспененного шлака, и рассчитать предельную высоту его вспенивания шлака. Кроме того, с использованием данной модели, можно исследовать факторы, влияющие на устойчивость шлака к разрушению, так как поддержание шлака во вспененном состоянии в дуговой сталеплавильной печи на протяжении всей плавки определяет энергоемкость процесса в целом.

#### **3.4 Исследование факторов, влияющих на устойчивость вспененного шлака**

Выполним оценку факторов, влияющих на устойчивость вспененного шлака, а именно среднего радиуса пузырьков и величины поверхностного натяжения.

Согласно предложенной фрактально-перколяционной модели оценим влияние среднего размера пузырька на уровень вспенивания сталеплавильного шлака. Для этого воспользуемся формулой (3.10). При расчете воспользуемся данными о шлаках представленными в таблице 3.1. Выполним расчет предельной высоты вспенивания сталеплавильного шлака при различных значениях среднего размера пузырьков, образующих вспененный шлак.

Результаты расчетов представлены в таблице 3.3. и на рис. 3.3.

Таблица 3.3. Результаты расчета  $\Delta H$  при различном  $r_0$ .

$r_0$	$\Delta H$												
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
0,002	1531,481	0,003	1020,987	0,004	765,7404	0,006	510,4936	0,007	437,566	0,008	382,8702	0,01	306,2962
0,002	1397,407	0,003	931,6045	0,004	698,7034	0,006	465,8022	0,007	399,2591	0,008	349,3517	0,01	279,4813
0,002	1369,046	0,003	912,6973	0,004	684,523	0,006	456,3486	0,007	391,156	0,008	342,2615	0,01	273,8092
0,002	1397,407	0,003	931,6045	0,004	698,7034	0,006	465,8022	0,007	399,2591	0,008	349,3517	0,01	279,4813
0,002	1397,407	0,003	931,6045	0,004	698,7034	0,006	465,8022	0,007	399,2591	0,008	349,3517	0,01	279,4813
0,002	1531,481	0,003	1020,987	0,004	765,7404	0,006	510,4936	0,007	437,566	0,008	382,8702	0,01	306,2962
0,002	1531,481	0,003	1020,987	0,004	765,7404	0,006	510,4936	0,007	437,566	0,008	382,8702	0,01	306,2962
0,002	1531,481	0,003	1020,987	0,004	765,7404	0,006	510,4936	0,007	437,566	0,008	382,8702	0,01	306,2962
0,002	1369,046	0,003	912,6973	0,004	684,523	0,006	456,3486	0,007	391,156	0,008	342,2615	0,01	273,8092
0,002	1452,497	0,003	968,3311	0,004	726,2483	0,006	484,1655	0,007	414,999	0,008	363,1242	0,01	290,4993
0,002	1369,046	0,003	912,6973	0,004	684,523	0,006	456,3486	0,007	391,156	0,008	342,2615	0,01	273,8092
0,002	1369,046	0,003	912,6973	0,004	684,523	0,006	456,3486	0,007	391,156	0,008	342,2615	0,01	273,8092
0,002	1397,407	0,003	931,6045	0,004	698,7034	0,006	465,8022	0,007	399,2591	0,008	349,3517	0,01	279,4813
0,002	1185,006	0,003	790,0042	0,004	592,5031	0,006	395,0021	0,007	338,5732	0,008	296,2516	0,01	237,0013
0,002	1397,407	0,003	931,6045	0,004	698,7034	0,006	465,8022	0,007	399,2591	0,008	349,3517	0,01	279,4813
0,002	1397,407	0,003	931,6045	0,004	698,7034	0,006	465,8022	0,007	399,2591	0,008	349,3517	0,01	279,4813
0,002	1217,573	0,003	811,7155	0,004	608,7866	0,006	405,8578	0,007	347,8781	0,008	304,3933	0,01	243,5147
0,002	1249,308	0,003	832,8723	0,004	624,6542	0,006	416,4362	0,007	356,9453	0,008	312,3271	0,01	249,8617
0,002	1310,519	0,003	873,6795	0,004	655,2597	0,006	436,8398	0,007	374,4341	0,008	327,6298	0,01	262,1039
0,002	1185,006	0,003	790,0042	0,004	592,5031	0,006	395,0021	0,007	338,5732	0,008	296,2516	0,01	237,0013
0,002	1310,519	0,003	873,6795	0,004	655,2597	0,006	436,8398	0,007	374,4341	0,008	327,6298	0,01	262,1039
0,002	1185,006	0,003	790,0042	0,004	592,5031	0,006	395,0021	0,007	338,5732	0,008	296,2516	0,01	237,0013
0,002	1081,572	0,003	721,0479	0,004	540,7859	0,006	360,524	0,007	309,0205	0,008	270,393	0,01	216,3144
0,002	1081,572	0,003	721,0479	0,004	540,7859	0,006	360,524	0,007	309,0205	0,008	270,393	0,01	216,3144
0,002	967,4199	0,003	644,9466	0,004	483,7099	0,006	322,4733	0,007	276,4057	0,008	241,855	0,01	193,484

*продолжение таблицы 3.3.*

<b>1</b>	<b>2</b>	<b>3</b>	<b>4</b>	<b>5</b>	<b>6</b>	<b>7</b>	<b>8</b>	<b>9</b>	<b>10</b>	<b>11</b>	<b>12</b>	<b>13</b>	<b>14</b>
0,002	883,3878	0,003	588,9252	0,004	441,6939	0,006	294,4626	0,007	252,3965	0,008	220,847	0,01	176,6776
0,002	627,6012	0,003	418,4008	0,004	313,8006	0,006	209,2004	0,007	179,3146	0,008	156,9003	0,01	125,5202
0,002	926,3317	0,003	617,5545	0,004	463,1658	0,006	308,7772	0,007	264,6662	0,008	231,5829	0,01	185,2663
0,002	967,4199	0,003	644,9466	0,004	483,7099	0,006	322,4733	0,007	276,4057	0,008	241,855	0,01	193,484
0,002	967,4199	0,003	644,9466	0,004	483,7099	0,006	322,4733	0,007	276,4057	0,008	241,855	0,01	193,484
0,002	1006,874	0,003	671,2493	0,004	503,437	0,006	335,6247	0,007	287,6783	0,008	251,7185	0,01	201,3748
0,002	838,3116	0,003	558,8744	0,004	419,1558	0,006	279,4372	0,007	239,5176	0,008	209,5779	0,01	167,6623
0,002	790,7497	0,003	527,1664	0,004	395,3748	0,006	263,5832	0,007	225,9285	0,008	197,6874	0,01	158,1499
0,002	627,6012	0,003	418,4008	0,004	313,8006	0,006	209,2004	0,007	179,3146	0,008	156,9003	0,01	125,5202
0,002	790,7497	0,003	527,1664	0,004	395,3748	0,006	263,5832	0,007	225,9285	0,008	197,6874	0,01	158,1499
0,002	883,3878	0,003	588,9252	0,004	441,6939	0,006	294,4626	0,007	252,3965	0,008	220,847	0,01	176,6776
0,002	967,4199	0,003	644,9466	0,004	483,7099	0,006	322,4733	0,007	276,4057	0,008	241,855	0,01	193,484

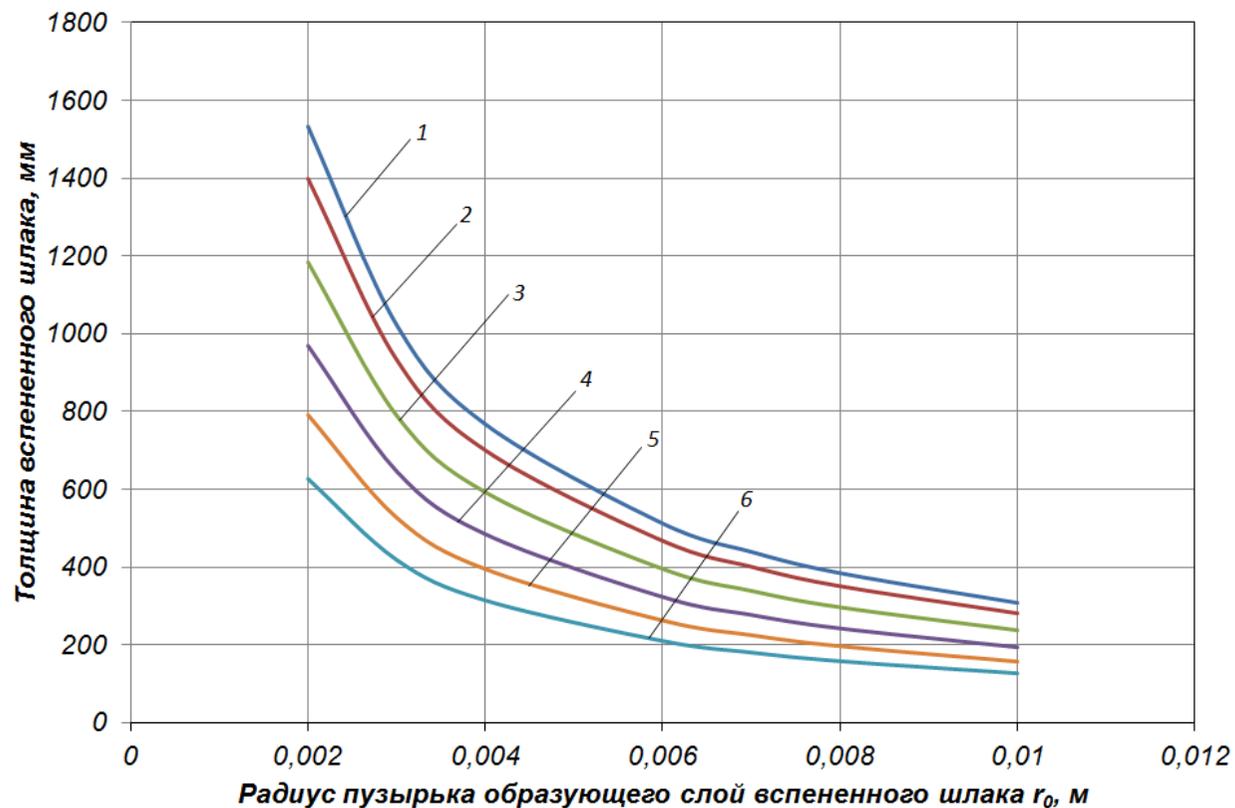


Рис. 3.3. Зависимость толщины вспененного шлака от радиуса пузырьков образующих слой вспененного шлака. 1 – величина приведенного расхода равна  $20,5 \text{ м}^3/\text{м}^2 \cdot \text{мин}$ ; 2 – величина приведенного расхода равна  $17 \text{ м}^3/\text{м}^2 \cdot \text{мин}$ ; 3 – величина приведенного расхода равна  $12 \text{ м}^3/\text{м}^2 \cdot \text{мин}$ ; 4 – величина приведенного расхода равна  $8,2 \text{ м}^3/\text{м}^2 \cdot \text{мин}$ ; 5 – величина приведенного расхода равна  $3,4 \text{ м}^3/\text{м}^2 \cdot \text{мин}$ ; 6 – величина приведенного расхода равна  $5,4 \text{ м}^3/\text{м}^2 \cdot \text{мин}$ .

Анализ данных табл. 3.3 и рис. 3.3 показывает, что при увеличении приведенного расхода газа и в результате уменьшения среднего размера пузырьков, можно достичь более высокого уровня вспенивания сталеплавильного шлака. Это можно объяснить результатами лабораторных исследований (глава 2). Согласно закону Стокса, уменьшение размера пузырьков приводит к уменьшению скорости их всплытия, и соответственно к увеличению времени их пребывания в объеме вспененного шлака. Из лабораторных данных следует, что уменьшение времени пребывания пузырьков в шлаке при неизменной величине приведенного расхода приводит к увеличению высоты вспененного шлака и повышению степени его газосодержания. Таким образом, для обеспечения более устойчивого вспенивания шлака необходимо обеспечить условия, для образования мелких пузырьков в его объеме.

Для оценки величины поверхностного натяжения шлака на устойчивость вспененного шлака воспользуемся предлагаемой в рамках фрактально-перколяционной модели формулой, которая учитывает влияние концентрации поверхностно-активных веществ [143]:

$$\Delta H_n = \frac{k_1 \cdot \sigma_{жс}(C)}{2,5 \cdot r_0 \cdot \rho_{жс} \cdot g} \cdot \sqrt{K} - \frac{2 \cdot \sigma_{жс}(C)}{\rho_{жс} \cdot g \cdot r_0} \cdot \left[ 1 - \frac{\beta \cdot \cos(\theta/2)}{0,48 \cdot 2^n} \right], \quad (3.14)$$

Согласно фрактально-перколяционной модели наличие в шлаке поверхностно-активных веществ в первую очередь приведет к появлению некоторой доли особо прочных ребер у фрактального дерева, тем самым вспененный шлак окажется более устойчивым к разрушению. Показателем устойчивости вспененного шлака во фрактальной модели является параметр  $\beta$  входящий в формулу (3.14), который характеризует отношение характеристической нагрузки прочных ребер, к характеристической нагрузке непрочных ребер, причем  $\beta$  должен быть больше 1 [143].

Результаты расчета влияния параметра  $\beta$  на эффективность вспенивания шлака представлены в таблице 3.4 и на рис. 3.4.

Таблица 3.4. Результаты расчета  $\Delta H$  при различной величине параметра  $\beta$ .

$\beta$	$\Delta H$												
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
2	623,2793	4	645,4598	6	667,6404	8	689,8209	10	712,0015	12	734,182	14	756,3625
2	569,6844	4	591,8649	6	614,0454	8	636,226	10	658,4065	12	680,5871	14	702,7676
2	558,3474	4	580,5279	6	602,7085	8	624,889	10	647,0696	12	669,2501	14	691,4307
2	569,6844	4	591,8649	6	614,0454	8	636,226	10	658,4065	12	680,5871	14	702,7676
2	569,6844	4	591,8649	6	614,0454	8	636,226	10	658,4065	12	680,5871	14	702,7676
2	623,2793	4	645,4598	6	667,6404	8	689,8209	10	712,0015	12	734,182	14	756,3625
2	623,2793	4	645,4598	6	667,6404	8	689,8209	10	712,0015	12	734,182	14	756,3625
2	623,2793	4	645,4598	6	667,6404	8	689,8209	10	712,0015	12	734,182	14	756,3625
2	558,3474	4	580,5279	6	602,7085	8	624,889	10	647,0696	12	669,2501	14	691,4307
2	591,706	4	613,8866	6	636,0671	8	658,2477	10	680,4282	12	702,6088	14	724,7893
2	558,3474	4	580,5279	6	602,7085	8	624,889	10	647,0696	12	669,2501	14	691,4307
2	558,3474	4	580,5279	6	602,7085	8	624,889	10	647,0696	12	669,2501	14	691,4307
2	569,6844	4	591,8649	6	614,0454	8	636,226	10	658,4065	12	680,5871	14	702,7676
2	484,7792	4	506,9597	6	529,1403	8	551,3208	10	573,5014	12	595,6819	14	617,8625
2	569,6844	4	591,8649	6	614,0454	8	636,226	10	658,4065	12	680,5871	14	702,7676
2	569,6844	4	591,8649	6	614,0454	8	636,226	10	658,4065	12	680,5871	14	702,7676
2	497,7975	4	519,9781	6	542,1586	8	564,3392	10	586,5197	12	608,7003	14	630,8808
2	510,4834	4	532,664	6	554,8445	8	577,0251	10	599,2056	12	621,3862	14	643,5667
2	534,9519	4	557,1324	6	579,313	8	601,4935	10	623,6741	12	645,8546	14	668,0352
2	484,7792	4	506,9597	6	529,1403	8	551,3208	10	573,5014	12	595,6819	14	617,8625
2	534,9519	4	557,1324	6	579,313	8	601,4935	10	623,6741	12	645,8546	14	668,0352
2	484,7792	4	506,9597	6	529,1403	8	551,3208	10	573,5014	12	595,6819	14	617,8625
2	443,4322	4	465,6128	6	487,7933	8	509,9739	10	532,1544	12	554,335	14	576,5155
2	443,4322	4	465,6128	6	487,7933	8	509,9739	10	532,1544	12	554,335	14	576,5155

*продолжение таблицы 3.4.*

<b>1</b>	<b>2</b>	<b>3</b>	<b>4</b>	<b>5</b>	<b>6</b>	<b>7</b>	<b>8</b>	<b>9</b>	<b>10</b>	<b>11</b>	<b>12</b>	<b>13</b>	<b>14</b>
2	397,801	4	419,9815	6	442,1621	8	464,3426	10	486,5232	12	508,7037	14	530,8843
2	364,2099	4	386,3905	6	408,571	8	430,7516	10	452,9321	12	475,1127	14	497,2932
2	261,9616	4	284,1421	6	306,3227	8	328,5032	10	350,6838	12	372,8643	14	395,0449
2	381,3764	4	403,5569	6	425,7375	8	447,918	10	470,0986	12	492,2791	14	514,4597
2	397,801	4	419,9815	6	442,1621	8	464,3426	10	486,5232	12	508,7037	14	530,8843
2	397,801	4	419,9815	6	442,1621	8	464,3426	10	486,5232	12	508,7037	14	530,8843
2	413,5724	4	435,753	6	457,9335	8	480,1141	10	502,2946	12	524,4752	14	546,6557
2	346,1911	4	368,3717	6	390,5522	8	412,7328	10	434,9133	12	457,0939	14	479,2744
2	327,1787	4	349,3592	6	371,5398	8	393,7203	10	415,9009	12	438,0814	14	460,262
2	261,9616	4	284,1421	6	306,3227	8	328,5032	10	350,6838	12	372,8643	14	395,0449
2	327,1787	4	349,3592	6	371,5398	8	393,7203	10	415,9009	12	438,0814	14	460,262
2	364,2099	4	386,3905	6	408,571	8	430,7516	10	452,9321	12	475,1127	14	497,2932
2	397,801	4	419,9815	6	442,1621	8	464,3426	10	486,5232	12	508,7037	14	530,8843

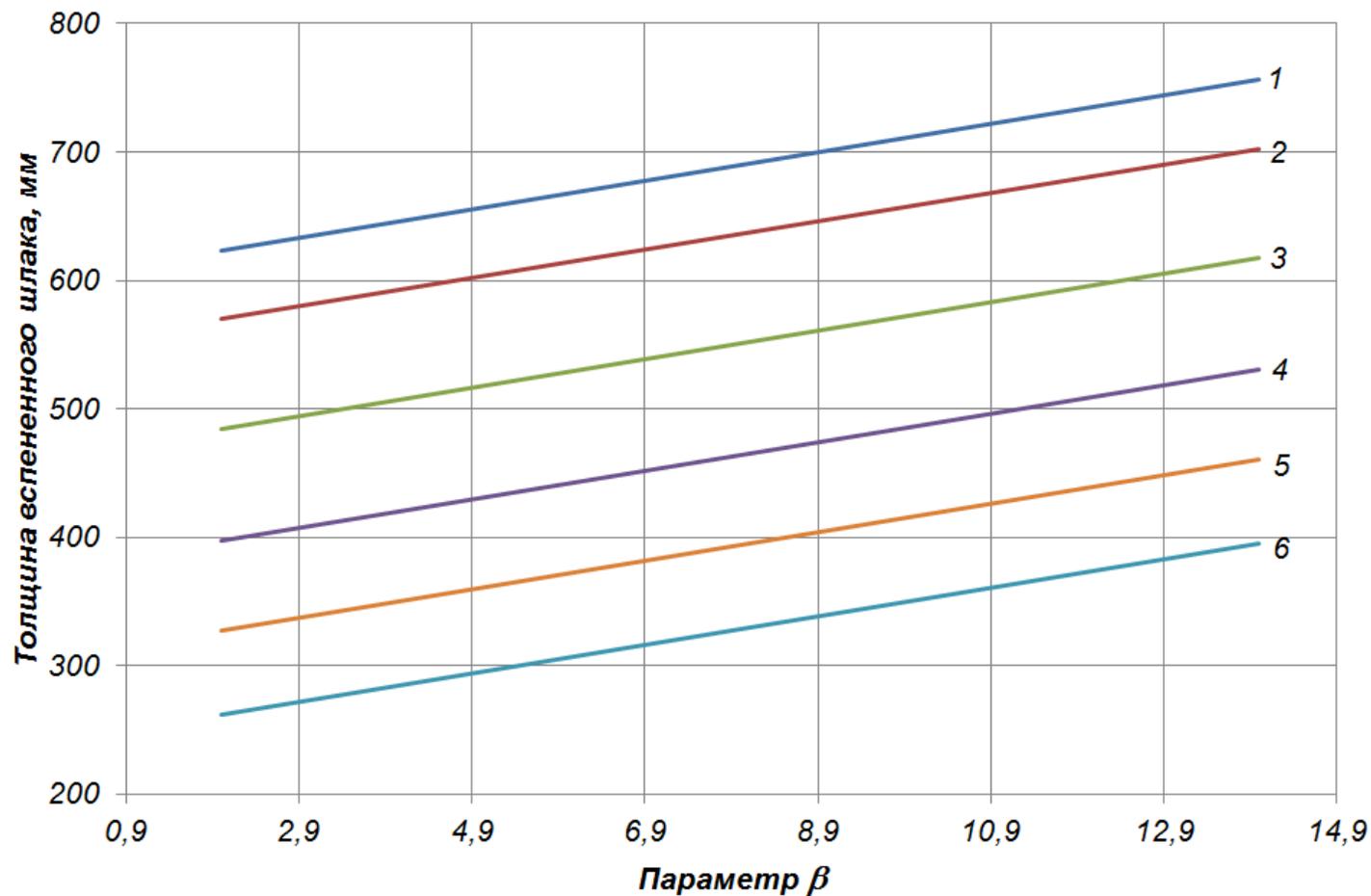


Рис. 3.4. Зависимость толщины вспененного шлака от величины параметра  $\beta$ . 1 – величина приведенного расхода равна 20,5 м³/м²·мин; 2 – величина приведенного расхода равна 17 м³/м²·мин; 3 – величина приведенного расхода равна 12 м³/м²·мин; 4 – величина приведенного расхода равна 8,2 м³/м²·мин; 5 – величина приведенного расхода равна 3,4 м³/м²·мин; 6 – величина приведенного расхода равна 5,4 м³/м²·мин.

Анализируя полученные данные можно сказать, что при увеличении приведенного расхода газа и параметра  $\beta$ , происходит увеличение высоты вспененного шлака. Известно, что основным фактором устойчивости пен, стабилизированных поверхностно-активными веществами является структурно-механический фактор. Исходя из этого, можно объяснить полученные на рис. 3.4 зависимости, так повышение параметра  $\beta$  приводит к повышению устойчивости процесса вспенивания шлака, за счет упрочнения стенок газовых пузырьков, образующих слой вспененного шлака. Это связано с тем, что на поверхности пузырьков происходит адсорбция поверхностно-активных веществ, которая и приводит к упрочнению их стенок на какой-то период времени (эффект Меренгони). Анализируя выше сказанное можно сказать, что параметр  $\beta$  определяет прочность пленок, образующихся на поверхности пузырьков, и чем он выше, тем выше будет прочность пленок. То есть, параметр  $\beta$  характеризует, структурно-механический фактор устойчивости вспененного шлака.

Это позволяет объяснить факт, связанный с увеличением способности шлаков пениться при снижении величины поверхностного натяжения шлака. Анализируя выражение (3.14) можно сказать, что увеличение уровня вспенивания шлака при наличии в шлаке поверхностно-активных веществ связано не столько со снижением величины поверхностного натяжения, сколько с увеличением прочности пленок, образующихся на поверхности пузырьков. Это в свою очередь, приводит к возникновению более прочного каркаса, образующегося из прочных шлаковых пленок, что и приводит к возрастанию уровня вспенивания шлака.

С использованием фрактально-перколяционной модели, также представляется возможным объяснить причину улучшения процесса вспенивания сталеплавильного шлака при его гетерогенизации. Наличие в шлаке твердых частиц ( $CaO$  или  $MgO$ ) приводит к снижению поверхностной энергии слоя вспененного шлака, за счет выхода частиц на поверхность пузырьков газа, образующих слой пены. При этом происходит снижение поверхностного натяжения шлака.

Возрастание концентрации твердых частиц, видимо приводит к увеличению вязкости и напряжению сдвига в слое пены. Коагуляция твердых частиц, приводит к снижению поверхностной энергии слоя шлака, за счет частичного насыщения поверхностных сил в зоне контакта частиц с поверхностью пузырька. Поэтому устойчивость такого вспененного шлака, также обеспечивается прочностью дисперсной среды. Это и объясняет хорошую вспениваемость гетерогенных шлаков.

Таким образом, в рамках фрактальной-перколяционной модели можно оценить не только предельную высоту вспенивания шлака, но и объяснить влияние различных факторов на его устойчивость.

Полученная математическая модель позволяет с достаточной точностью прогнозировать уровень подъема шлака в зависимости от величины приведенного расхода газа, обеспечивающего процесс вспенивания сталеплавильного шлака.

### 3.5 Выводы по главе 3

1. Выполнена оценка и доказана применимость фрактальной-перколяционной модели для описания процесса вспенивания сталеплавильного шлака.
2. Определено значение коэффициента  $k_l$  характеризующего структуру вспененного сталеплавильного шлака.
3. Доказана применимость выражения (3.10) для определения предельной высоты вспенивания шлака для условий дуговой сталеплавильной печи.
4. Выполнена оценка факторов, влияющих на устойчивость процесса вспенивания сталеплавильного шлака в дуговой сталеплавильной печи.
5. Установлено, что уменьшение радиуса пузырьков, образующих вспененный шлак, можно добиться различного уровня вспенивания сталеплавильного шлака в дуговой сталеплавильной печи. А именно, чем меньше

размер пузырька, тем более высокий уровень вспенивания сталеплавильного шлака.

6. С использованием полученной модели доказано, что увеличение уровня вспенивания шлака при наличии в шлаке поверхностно-активных веществ связано не столько со снижением величины поверхностного натяжения, сколько с увеличением прочности пленок, образующихся на поверхности пузырьков.
7. На основе фрактально-перколяционной модели объяснена причина повышенной вспениваемости гетерогенных сталеплавильных шлаков.
8. Доказано, что полученная модель позволяет с достаточной точностью прогнозировать уровень подъема шлака в дуговой сталеплавильной печи, в зависимости от величины приведенного расхода газа обеспечивающего процесс вспенивания сталеплавильного шлака.

## ГЛАВА 4 ИССЛЕДОВАНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ ЖЕЛЕЗОРУДНЫХ МЕТАЛЛИЗОВАННЫХ ОКАТЫШЕЙ С ЦЕЛЬЮ УЛУЧШЕНИЯ ПРОЦЕССА ВСПЕНИВАНИЯ ШЛАКА В ДУГОВОЙ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОЙ ПЕЧИ

На основе проведенных исследований (глава 2) было установлено, что повысить эффективность вспенивания сталеплавильного шлака, можно за счет гетерогенизации шлака, путем изменения его фактической температуры. В качестве рекомендаций по изменению фактической температуры шлака, было предложено осуществлять загрузку в печь материалов, обеспечивающих снижение его фактической температуры (металлизированные и окисленные окатыши, железорудные брикеты и др.).

Металлизированные окатыши, по своим физическим свойствам, а именно своей плотности, пористости, теплопроводности, прочности и химическому составу, сильно отличаются от шихтовых материалов (стального лома и чугуна), традиционно используемых в сталеплавильном производстве. В процессе плавления, входящие в состав металлизированного окатыша химические элементы и соединения, взаимодействуют с окружающей средой и между собой. В связи этим, использование именно металлизированных окатышей для загрузки их в печь, с целью управления фактической температурой шлака и перевода его в гетерогенное состояние, представляет большой интерес.

В связи этим, рассмотрим влияние металлизированных окатышей на процесс вспенивания шлака, не только как источника снижения фактической температуры шлака, но и с точки зрения оценки протекающих в процессе их плавления тепло- и массообменных процессов.

Из научно-технической литературы [107,150-162] известно, что основными факторами, влияющими на скорость плавления металлизированных окатышей, во время их непрерывной загрузки в печь, являются: *температура ванны и скорость их загрузки*. Причём скорость загрузки, зависит от мощности трансформатора, электрического и теплового КПД печи, а также энергии, необходи-

мой для расплавления окатышей и нагрева металла до заданной температуры выпуска.

#### **4.1 Физико-химические закономерности плавления металлизированных окатышей**

Анализируя научно-техническую литературу было установлено, что в процессе плавления металлизированных окатышей в ванне ДСП протекают процессы твердофазного восстановления оксидов железа, содержащихся в них, с выделением в качестве продукта реакции оксида углерода. Это связано, в первую очередь с тем, что металлизированные окатыши содержат невосстановленные оксиды железа, а также оксиды вторичного окисления, вносящие 0,4÷0,5% кислорода (от массы окатыша), которые взаимодействуют с содержащимся в окатыше углеродом, содержание которого колеблется от 0,5 до 3% в зависимости от способа их получения (процесс HYL или Midrex). Следует отметить, что содержание углерода, и как следствие температура плавления, плотность и теплопроводность изменяются по сечению окатыша. Известно, что поверхностные слои окатыша содержат повышенное количество углерода, а содержание окислов железа в металлизированных окатышах возрастает от поверхности к центру.

На основании этого можно утверждать, что степень развития реакции взаимодействия углерода с оксидами железа окатыша, и как следствие полученная окисленность ванны и содержание углерода в металле, зависят от соотношения скоростей плавления материала и его твердофазного восстановления. В то же время, интенсивность и длительность процесса восстановления в твердой фазе зависит от множества факторов: соотношения фаз железа, содержания углерода, кислорода и характера распределения их в объёме окатыша, скорости прогрева.

В научно-технической литературе, достаточно большое количество работ, посвященных исследованию процесса плавления металлизированных окатышей в железо–углеродистом расплаве. Единой точки зрения в этом вопросе до сих пор

нет. Одни исследователи рассматривают процесс плавления металлизированных окатышей с диффузионной точки зрения, другие с кинетической. При рассмотрении процесса плавления металлизированных окатышей с диффузионной точки зрения, предполагается, что попадающий в металлическую ванну окатыш, после гашенья кинетической энергии за счёт неупругого соударением с ней, всплывает в шлак. При этом на поверхности металлизированного окатыша образуется слой намёрзшего шлака, далее происходит его нагрев и частичное оплавление, которое начинается с образования на его поверхности жидкого металла. В связи с высокой пористостью металлизированных окатышей, образующийся расплав заполняет поры окатыша. Поэтому, в момент начала плавления металлизированного окатыша, он представляет собой единое целое с образовавшимся жидким металлом и остающейся нерасплавленной массой, и имеет более высокую среднюю плотность, чем начальная плотность окатыша. По мере его расплавления, наступает момент, когда его средняя плотность начинает превышать плотность шлака, и он начинает опускаться на границу раздела «металл» - «шлак». Погружение, частично расплавленного окатыша в шлаке сопровождается его дальнейшим плавлением, которое завершается на границе «шлак» - «металл». Такой механизм плавления вызывает ряд вопросов: 1) почему углерод высокоуглеродистого расплава поверхностных слоёв окатыша не реагирует с остаточным кислородом; 2) если все же реагирует, то тогда почему реакционный оксид углерода не вытесняет расплав из пор окатыша или не разрушает его; 3) почему при достаточно большой поверхности контакта, между высокоуглеродистым расплавом железа и его оксидами в окатышах, коэффициент использования углерода расплава составляет порядка 0,7, не смотря на то, что содержание оксидного железа в шлаке 10÷15% при соотношении  $O/C \leq 1,33$ . Все это, говорит о спорности рассмотрения процесса плавления металлизированных окатышей в диффузионном режиме.

При рассмотрении процесса плавления металлизированных окатышей в кинетическом режиме, длительность их плавления определяется его теплофизиче-

скими свойствами и условиями теплообмена на поверхности раздела окатыша с окружающей средой.

Условия теплообмена между средой и окатышем, при его попадании в расплав, изменяются в направлении повышения интенсивности теплообмена. Данный факт, объясняется развитием реакции обезуглероживания в окатыше, которая интенсифицирует теплообмен, за счёт увеличения степени турбулентности потоков шлака и металла, омывающих окатыш. Данный механизм, процесса плавления металлизированного окатыша, говорит о сильном влиянии взаимодействия углерода с оксидной фазой металлизированных окатышей, на скорость их плавления.

Рассматривая взаимодействие углерода с оксидной фазой металлизированных окатышей было установлено, что процесс твердофазного взаимодействия углерода и оксидов железа окатышей носит двух стадийный характер. При этом, наиболее благоприятные термодинамические и кинетические условия для протекания твёрдофазного взаимодействия углерода и оксидов железа, содержащихся в металлизированных окатышах, проявляются при температурах около 700 и 950°C. Согласно этой схеме, по мере нагрева металлизированного окатыша, сначала протекают процессы восстановления трёхвалентного железа, образующегося в результате вторичного окисления до двухвалентного, а затем двухвалентного железа до металлического. При последующем повышении их температуры, данные процессы замедляются и могут полностью прекратиться в результате блокирования вюстита, плёнками металлического железа.

Эксперименты [151], проведённые на высокотемпературном дериватографе, в условиях неизотермичности кинетики восстановления оксидной фазы качканарских окатышей со степенью металлизации 90% показали, что восстановление идёт в несколько стадий: низкотемпературная стадия при 400÷700°C, связанная с восстановлением оксидов железа сажистым углеродом, их основная масса начинает восстанавливаться при 860÷960°C, а заканчивает при 1250÷1330°C. После 800°C углерод в большей своей части находится в раство-

рённом виде или представлен карбидами железа, которые и определяют кинетику высокотемпературного восстановления. При содержании углерода больше 3% и температуре около 1150°C отмечается появление жидкой фазы. Появляющийся углеродистый расплав восстанавливает оксиды быстрее, чем углерод в твёрдом железе, тем самым способствуя снижению температуры последней (высокотемпературной) стадии.

Таким образом, на основе кинетических представлений можно сказать, что при плавлении металлизированных окатышей протекают два процесса, относящихся к различным фазам: взаимодействие углерода с оксидами железа в нагреваемом и плавящемся окатыше, а также между кислородом шлака и углеродом жидкого металла. Оба эти процесса оказывают влияние на процесс вспенивания шлака (глава 2). Однако, согласно данным одних исследователей, обезуглероживание окатыша не оказывает значительного влияния на гидродинамическое состояние ванны, другие же отмечают, что скорость загрузки металлизированных окатышей, т.е. количество углерода и кислорода, введённых за единицу времени, решительным образом влияет на интенсивность кипения расплава.

На основании этих данных можно сказать, что в процессе плавления металлизированных окатышей, в результате протекания реакций твердофазного восстановления происходит выделение реакционного  $CO$ , который участвует в процессе вспенивания шлака. Однако нет данных о том, какое количество углерода окатыша при его загрузке в ванну дуговой печи, будет участвовать в твердофазном и жидкофазном восстановлении оксидов железа, и какая, степень использования реакционного углерода окатышей в процессе вспенивания шлака.

#### **4.2 Технологические особенности плавления металлизированных окатышей**

Для оценки эффективности использования металлизированных окатышей в процессе вспенивания шлаков, необходимо знать место и характер плавления металлизированного окатыша в ванне дуговой сталеплавильной печи. Сегодня нет

единой точки зрения исследователей о месте и характере плавления металлизированных окатышей, однако в научно-технической литературе рассматриваются три варианта. В первом варианте, плавление происходит на поверхности расплава, при этом окатыш верхней своей частью получает тепло за счёт теплообмена излучением, а нижней частью путём конвективной теплоотдачи. Во втором, окатыш плавится в объёме шлаковой ванны. В третьем варианте, плавление металлизированного окатыша происходит на границе раздела «шлак» - «металл».

В связи с вышесказанным, для оценки роли металлизированных окатышей в процессе вспенивания сталеплавильных шлаков, необходимо в первую очередь, определить место их плавления в ванне дуговой сталеплавильной печи, а затем определить роль тепло- и массообменных процессов, протекающих в ходе их плавления и условия протекания процессов теплообмена между окатышами, металлом (шлаком), дугой и печной атмосферой.

Для определения места плавления металлизированных окатышей воспользуемся следующими положениями. На окатыш, попадающий в ванну дуговой печи, действуют две силы: выталкивающая и сила тяжести. Эти силы можно определить в соответствии со следующими уравнениями:

$$\begin{aligned}
 F_{\text{выт}}^{\text{ок}} &= V_m \cdot \rho_m \cdot g & V_m &= \pi h^2 \left( R - \frac{l}{3h} \right) \\
 F_{\text{тяж}}^{\text{ок}} &= V_{\text{ок}} \cdot \rho_{\text{ок}} \cdot g & V_{\text{ок}} &= \frac{4}{3} \pi R^3
 \end{aligned}
 \tag{4.1}$$

где  $V_m$  – объём вытесненного металла, м<sup>3</sup>;  $\rho_m$  – плотность жидкого металла, кг/м<sup>3</sup>;  $V_{\text{ок}}$  – объём окатыша, м<sup>3</sup>;  $\rho_{\text{ок}}$  – плотность окатыша, кг/м<sup>3</sup>;  $R$  – радиус окатыша, м;  $h$  – глубина заглублиения окатыша в жидкую ванну, м.

Если проанализировать систему уравнений (4.1) для условий электроплавки металлизированных окатышей в ванне дуговой сталеплавильной печи, можно установить место плавления металлизированных окатышей. Так как, плотности шлака и металлизированного окатыша приблизительно равны, можно с достаточной уверенностью сказать, что окатыш не может плавиться на поверхно-

сти шлака. В то же время, из-за большой разности плотностей металла и металлизированного окатыша маловероятно, что окатыши плавятся в объёме металла.

Исходя из этих рассуждений, можно сказать с большой долей вероятности, что процесс плавления окатышей, идет в объеме шлакового расплава. Однако в процессе плавки, в той или иной мере получает развитие процесс вспенивания шлака. Это приводит к насыщению шлака выделяющимися газами, что приводит к снижению плотности шлаков с 3,3 до 1 кг/см<sup>3</sup> и менее. Низкая плотность шлака, способствует лучшему проникновению окатышей в него, на границу «шлак-металл». Все это позволяет утверждать, что металлизированные окатыши плавятся на границе раздела «шлак»-«металл» в период вспенивания шлака. Такое расположение металлизированных окатышей в ванне дуговой сталеплавильной печи, с точки зрения, обеспечения эффективного вспенивания шлака, является наиболее благоприятным, так как выделяющийся в процессе их плавления реакционный *CO*, позволит увеличить уровень вспенивания шлака.

Для определения роли тепло- и массообменных процессов, протекающих при плавлении металлизированных в ванне дуговой сталеплавильной печи, рассмотрим процесс плавления окатышей в кинетическом режиме.

На основе имеющихся данных, о процессе плавления металлизированных окатышей в кинетическом режиме, можно сформулировать модельные представления о характере плавления металлизированных окатышей в объёме вспененного шлака, необходимые для его математического описания, которые сводятся к следующему:

1. прогрев и плавление в основном происходят на границе раздела «шлак» – «металл» и походу их погружения в шлаке;
2. сопоставляя время нагрева и плавления, а также возможный темп охлаждения ванны, можно считать, что её температура в этот период остаётся постоянной;
3. интенсивное газовыделение, приводит к пульсирующему изменению объёма при плавлении, среднее значение которого остаётся примерно одина-

ковым, что позволяет считать постоянной и тепловоспринимающую поверхность окатышей;

4. образующийся расплав не удаляется с поверхности.

Общая длительность плавления окатышей ( $\tau_{общ}$ , с) в шлаке определяется двумя периодами: периодом нагрева окатыша до температуры плавления ( $\tau_{наг}$ , с) и времени плавления ( $\tau_{пл}$ , с) самого окатыша, т.е .

$$\tau_{общ} = \tau_{наг} + \tau_{пл}, \quad (4.2)$$

Для расчёта ( $\tau_{наг}$ ) воспользуемся известным решением уравнения теплопроводности для граничных условиях третьего рода в виде [157]:

$$\frac{(T_{пл} - T_0)}{(T_p - T_0)} = 1 - \sum_{i=1}^{\infty} \frac{A_i \cdot \sin \mu_i}{\mu_i} \cdot \exp(-\mu_i^2 \cdot Fo), \quad (4.3)$$

где  $T_0$  – начальная температура окатыша, К;  $T_{пл}$  – температура плавления окатыша, К;  $T_p$  – температура расплава, К;  $Fo$  – критерий Фурье;  $\mu_i$  – функция критерия  $Bi$  [157].

Величина  $A_i$  определяется из выражения вида [157]:

$$A_i = \frac{2 \cdot (\sin \mu_i - \mu_i \cos \mu_i)}{\mu_i - \sin \mu_i \cdot \cos \mu_i}, \quad (4.4)$$

Для нахождения величины ( $\tau_{пл}$ ) воспользуемся асимптотической формулой, дающей точный результат для периода плавления при сохранении образующегося расплава на поверхности и постоянном тепловом потоке [157]:

$$(2 \cdot k + 2) \cdot Fo = \frac{1}{2 \cdot k + 4} + \frac{1^{2 \cdot k + 2}}{2 \cdot (2 \cdot k + 2) Ph^{-1}}, \quad (4.5)$$

где  $k$  – коэффициент формы (для шара  $k=1/2$ );  $Ph$  – критерии плавления.

Величина критерия плавления  $Ph$  определяется в соответствии с формулой [157]:

$$Ph = \frac{c_{ок} \cdot \alpha \cdot (T_p - T_{пл}) R_{ок}}{2 \cdot \lambda_{ок} \cdot q_s \cdot (2 \cdot k + 2)}, \quad (4.6)$$

Из (4.5) следует, что

$$\tau_{пл} = \frac{\left(\frac{1}{5} + \frac{Ph}{6}\right) \cdot R_{ок}^2}{3 \cdot a}, \quad (4.7)$$

где  $a$  – коэффициент температуропроводности окатыша, м<sup>2</sup>/с.

Используя выражения (4.3) и (4.7) можно рассчитать продолжительность плавления металлизированных окатышей в кинетическом режиме.

### **4.3 Исследование роли металлизированных окатышей в процессе вспенивания сталеплавильного шлака**

Из предыдущих разделов следует, что в процессе непрерывной загрузки металлизированных окатышей в ванну 150-т дуговой сталеплавильной печи, в результате протекания тепло- массообменных процессов при нагреве и плавлении металлизированных окатышей, происходит окисление углерода содержащегося в них, с образованием оксида и диоксида углерода.

Это позволяет утверждать о том, что процесс плавления оказывает влияние на гидродинамическое состояние ванны. Это можно объяснить тем, что металлизированные окатыши обладают развитой пористой структурой, что способствует формированию мелких пузырей оксида углерода в объеме шлака.

Анализ влияния размера газовых пузырьков выполненный в главе 3, говорит, что чем меньше размер выделяющихся пузырьков, тем эффективнее происходит вспенивание сталеплавильного шлака. А с учетом того, что окатыши, согласно данных представленных выше, плавятся в объеме шлака с последующим опусканием к границе раздела «шлак» - «металл», то можно сказать о существенной роли металлизированных окатышей в процессе вспенивания сталеплавильного шлака.

Другими словами, при непрерывной загрузке металлизированных окатышей в ванну дуговой сталеплавильной печи присутствуют основные факторы, обеспечивающие формирование пены и стабилизирующие её:

1. достаточное количество углерода и кислорода;
2. протекание реакции обезуглероживания в шлаке;

### 3. развитая пористая структура металлизированных окатышей.

Для оценки относительной величины вспенивания сталеплавильного шлака в дуговой сталеплавильной печи при непрерывной загрузке металлизированных окатышей воспользуемся уравнением, полученным в главе 2:

$$\frac{\Delta H}{H_0} = 1,38 \cdot \left( \frac{\overline{W}_z^2 \cdot H_0 \cdot \rho_z}{\sigma} \right)^{0.11}, \quad (4.8)$$

где  $\rho_z$  – плотность выделяющегося газа, кг/м<sup>3</sup>;  $\sigma$  – поверхностное натяжение жидкости, Н/м.

Как показывает, анализ выражения (4.8) одной из важнейших характеристик, оказывающих влияние на процесс формирования вспененного шлака является приведённая скорость газа ( $\overline{W}_z$ ).

Величину приведённой скорости газа, выделяющегося при вторичном восстановлении окатышей можно определить с помощью следующего выражения [183]:

$$\overline{W}_z = \frac{\left\{ \frac{v_{ок} \cdot \tau_{пл} - M_{ок}}{\tau_{пл}} \right\} \cdot C_{ок.п} \cdot 22,4 \cdot T_p}{100 \cdot 12 \cdot 293 \cdot F_e}, \quad (4.9)$$

где  $v_{ок}$  – скорость непрерывной загрузки окатышей, кг/с;  $\tau_{пл}$  – время плавления окатышей, с;  $M_{ок}$  – масса монослоя окатышей, кг;  $C_{ок.п}$  – содержание реакционного углерода в окатыше, %;  $F_e$  – площадь выделения CO, м<sup>2</sup>.

Анализ выражения (4.9) показывает, что при прочих равных условиях на величину приведённой скорости газа, значительное влияние оказывает, содержание реакционного углерода в окатышах.

Для оценки степени влияния химического состава металлизированных окатышей (содержания реакционного углерода) на процесс вспенивания сталеплавильного шлака, выполним анализ статей расхода углерода металлизированных окатышей в процессе их нагрева в ванне дуговой сталеплавильной печи.

Из данных [151], полученных в лабораторных условиях следует, что при скорости нагрева металлизированного окатыша до 10°С/мин, практически полностью завершается процесс восстановления железа в твёрдом состоянии. В этом случае, количество реакционного углерода окатыша ( $C_p$ , %) соответствует стехиометрическому его количеству по отношению к кислороду, т.е.  $C_{ок.p} = [O]/1,33$ , а его зависимость от степени металлизации можно выразить из уравнения материального баланса [151]:

$$Fe_{об}^{ок} + [O]_{ок} + C_{ок} + B = 100\%, \quad (4.10)$$

где  $B$  – содержание пустой породы, %;  $[O]_{ок}$  – содержание кислорода в оксидах железа, %;  $Fe_{об}^{ок}$  – содержание железа общего, %;  $C_{ок}$  – концентрация углерода в металлизированном окатыше, %.

Причём

$$C_{ок} = C_{ок.p} + C_{ок.изб}$$

где  $C_{ок.изб}$  – содержание избыточного углерода в жидкости (шлаке), %.

Отсюда избыточное содержание углерода равно  $C_{ок.изб} = C_{ок} - C_{ок.p}$ , этот углерод взаимодействует с избытком кислорода, содержащимся в шлаке или переходит непосредственно в металл.

Так как кислород, содержащийся в металлизированном окатыше, связан с железом в виде  $(FeO)_{ок}$ , то уравнение (4.10) можно представить в следующем виде:

$$Fe_{мет}^{ок} + (FeO)_{ок} + C_{ок} + B = 100\%, \quad (4.11)$$

где  $Fe_{мет}^{ок}$  – содержание железа металлического, %;  $(FeO)_{ок}$  – содержание вюстита, %.

Вводя следующие обозначения:

$$[O]_{ок} / C_{ок} = K; \quad B / Fe_{об}^{ок} = A; \quad Fe_{мет}^{ок} / Fe_{об}^{ок} = \varphi.$$

и выражая:

$$(FeO)_{ок} = \frac{55,847 + 15,994}{15,994} \cdot [O]_{ок} = 4,49 \cdot K \cdot C_o; \quad (4.12)$$

получаем следующую систему уравнений:

$$\begin{cases} Fe_{об}^{ок} + K \cdot C_{ок} + C_{ок} + A \cdot Fe_{об}^{ок} = 100\% \\ Fe_{мет}^{ок} + 4,49 \cdot K \cdot C_{ок} + C_{ок} + A \cdot Fe_{об}^{ок} = 100\% \end{cases} \quad (4.13)$$

Из первого уравнения системы (4.14) определим:

$$Fe_{об}^{ок} = \frac{100 - (K + 1) \cdot C_{ок}}{A + 1}, \% \quad (4.14)$$

Подставляя (4.14) во второе уравнение системы (4.13) с учетом того, что  $A=0,058$  [9] получим:

$$C_{ок.p} = \frac{(1 - \varphi) \cdot 100}{7,25 - 2,33 \cdot \varphi}, \quad (4.15)$$

Однако при плавлении металлизированных окатышей в ванне дуговой сталеплавильной печи их скорость нагрева может составлять более 3000 °С/мин. Расчёт баланса углерода, на опытных плавках с непрерывной загрузкой металлизированных окатышей в ванну 150-т дуговой печи, при температуре металла 1580÷1610°С показал, что в реакцию с вюститом успевает вступить около 85% реакционного углерода окатышей [151]:

$$C_{ок.p} = C_{ок.n} + C_{ок.н}, \quad (4.16)$$

где  $C_{ок.n}$  – прореагировавший реакционный углерод, %;  $C_{ок.н}$  – непрореагировавший реакционный углерод, %;

Так как  $C_{ок.n}/C_{ок.p}=0,85$ , из выражения (4.16) получим зависимость содержания прореагировавшего реакционного углерода от степени металлизации, при плавлении окатышей в ванне дуговой сталеплавильной печи:

$$C_{ок.n} = \frac{(1 - \varphi) \cdot 85}{7,25 - 2,33 \cdot \varphi}, \quad (4.17)$$

Непрореагировавший реакционный углерода окатышей  $C_{ок.н}$  вместе с избыточным  $C_{ок.изб}$  переходит в металл. Непрореагировавший вюстит, из внутренних слоев окатышей остается в шлаке.

Таким образом, выражение (4.9) можно представить в следующем виде:

$$\bar{W}_z = \frac{\left\{ \frac{v_{ок} \cdot \tau_{пл} - M_{ок}}{\tau_{пл}} \right\} \cdot 85 \cdot (1 - \varphi) \cdot 22,4 \cdot T_p}{100 \cdot 12 \cdot 293 \cdot F_e \cdot (7,25 - 2,33 \cdot \varphi)}, \quad (4.18)$$

При расчёте приведённой скорости газа, по выражению (4.8) можно принять, что когда скорость загрузки соответствует скорости плавления металлизированных окатышей, то на поверхности ванны может находиться один монослой окатышей, выделяющейся из которых газ, не участвует в перемешивании металлической ванны. В ходе исследований, выполненных в работе [9] было установлено, что максимальное содержанием реакционного углерода в окатышах достигается при степени металлизации 89%.

Для расчета скорости плавления воспользуемся формулами, представленными в разделе 4.2.

Результаты расчёта по формуле (4.18) позволили установить, что для обеспечения полного экранирования электрических дуг вспененным шлаком в период непрерывной загрузки металлизированных окатышей (длина дуги 400 мм) приведённая скорость выделения газа должна быть не менее 10 м<sup>3</sup>/мин на 1 м<sup>2</sup> площади ванны (рис. 4.1), что также подтверждается исследованиями, представленными в главе 2.

Характер изменения приведённой скорости газа в зависимости от скорости загрузки металлизированных окатышей в печь и степени металлизации окатышей представлен на рис. 4.2 и 4.3. В качестве исходных данных для расчета по формуле (4.18) использовались:  $v_{ок}=12,5 \div 36$  кг/с; средняя время плавления  $\tau_{пл}=25$  сек; степень металлизации  $\varphi=85 \div 95\%$ .

Анализируя полученные зависимости (рис. 4.2 и 4.3), можно сказать, что в зависимости от степени металлизации окатышей существует оптимальная скорость их загрузки в печь, обеспечивающая эффективное вспенивание сталеплавильного шлака, а именно при  $\varphi=89\%$ ,  $v_{ок}=27$  кг/с;  $\varphi=92\%$ ,  $v_{ок}=35$  кг/с.

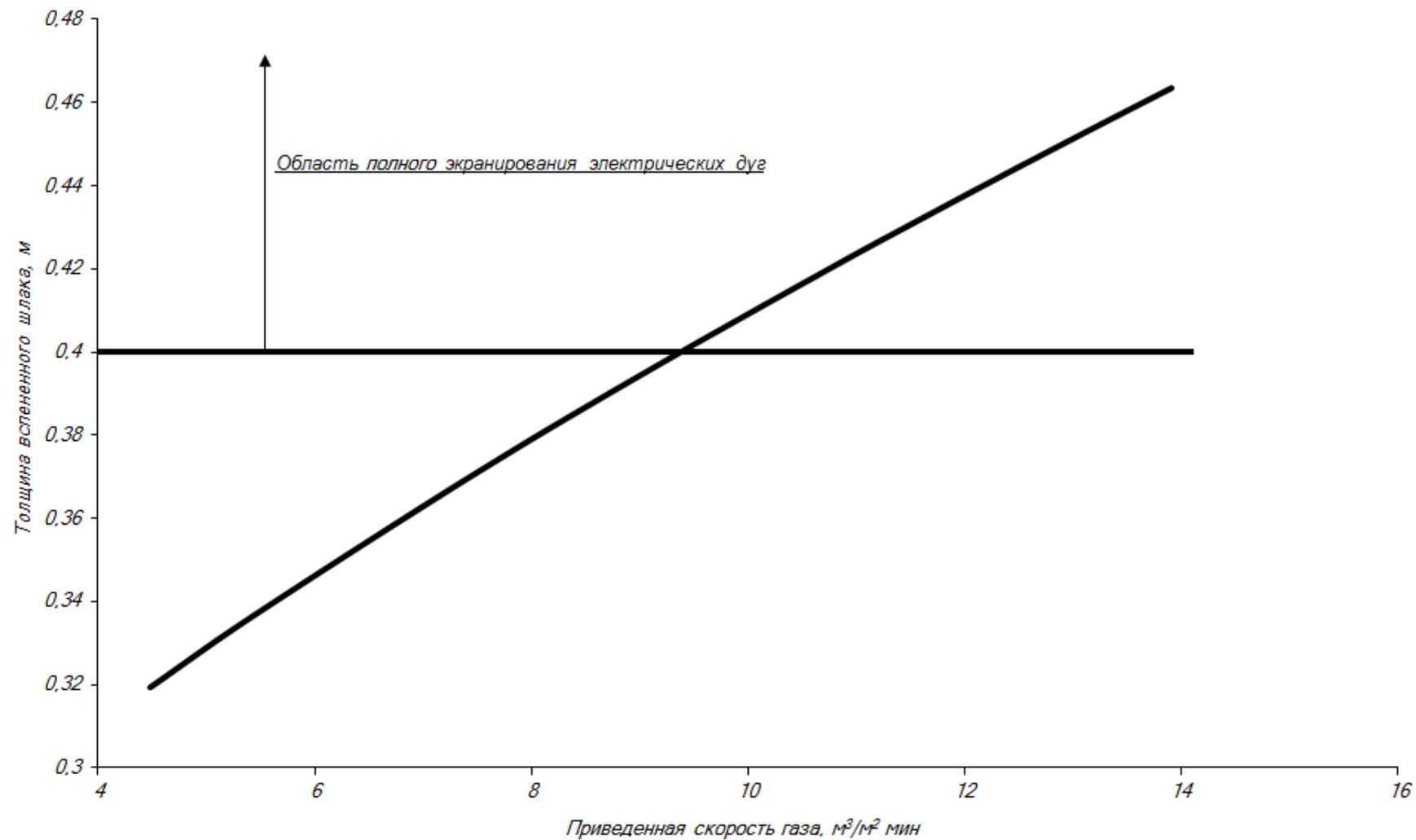


Рис. 4.1. Зависимость изменения уровня подъема сталеплавильного шлака по ходу непрерывной загрузки металлизированных окатышей от приведенной скорости газа при  $\varphi=0,89$ .

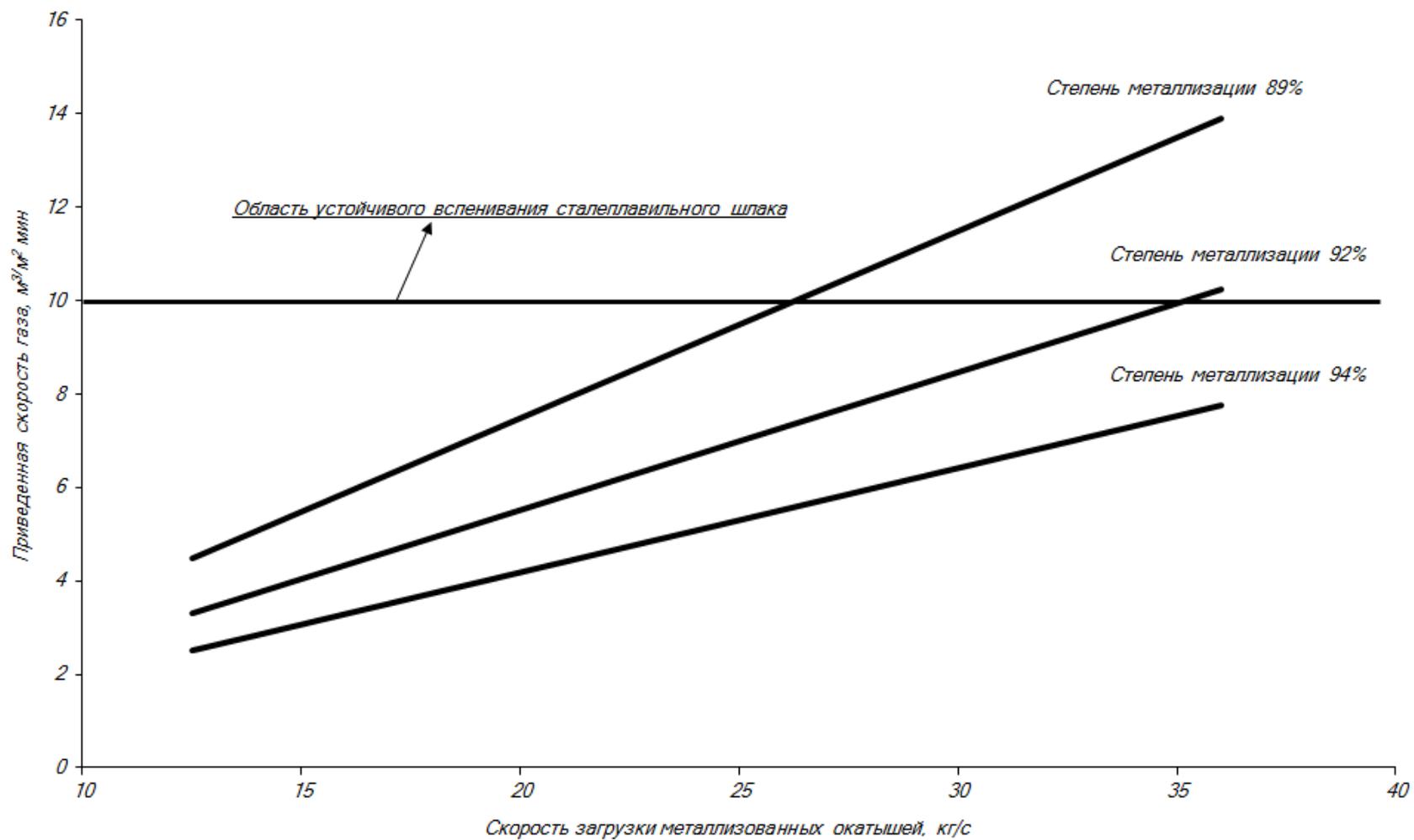


Рис. 4.2. Зависимость приведённой скорости газа ( $\bar{W}_2$ ) от скорости загрузки металлized окатышей в печь, при различной степени их металлизации.

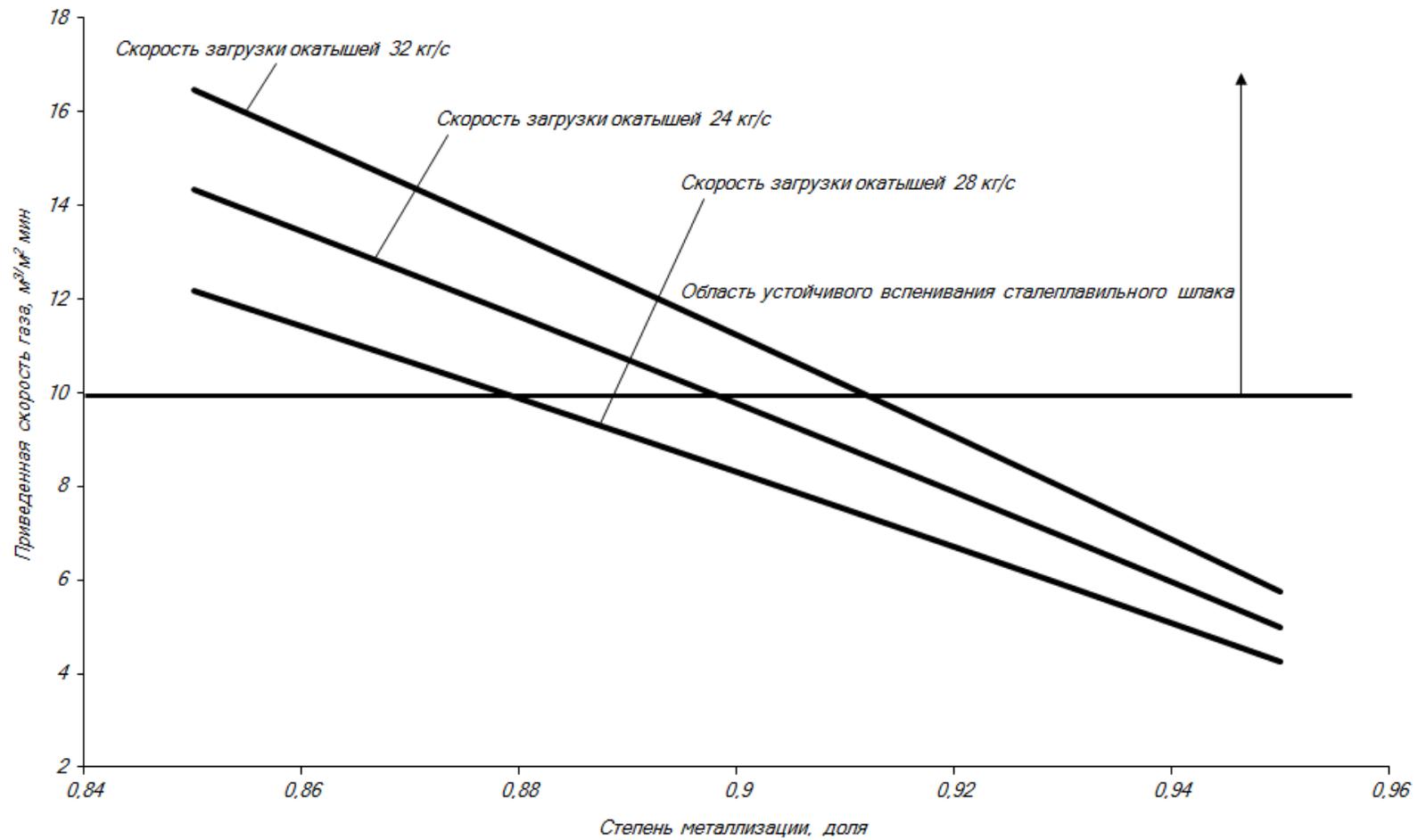


Рис. 4.3. Зависимость приведённой скорости газа ( $\bar{W}_2$ ) от степени металлизации окатышей, при различной скорости их загрузки в печь.

На основании проведенных исследований установлено, что металлизированные окатыши можно использовать как источник дополнительного образования газов, обеспечивающих процесс вспенивания сталеплавильных шлаков. Доказано, что металлизированные окатыши можно использовать для повышения эффективности процесса вспенивания сталеплавильного шлака, не только как охладителя сталеплавильного шлака для обеспечения его гетерогенезации, но и как материала, обеспечивающего образование дополнительных реакционных газов для вспенивания сталеплавильных шлаков.

Следует отметить, что на основании этих данных, можно рекомендовать использование металлизированных окатышей на дуговых сталеплавильных печах, работающих по традиционной технологии (на стальном ломе) для обеспечения поддержания процесса вспенивания шлака, путем их загрузки в печь к концу плавки.

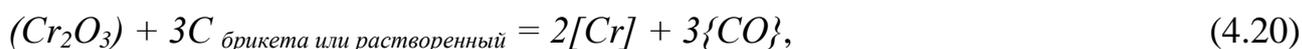
#### **4.4 Разработка технологии вспенивания сталеплавильного шлака при выплавке коррозионностойкой стали в дуговой сталеплавильной печи**

Сегодня технология вспенивания сталеплавильного шлака широко используется при производстве низколегированных сталей, что позволяет повысить тепловой КПД плавки, снизить расход огнеупоров, электродов и обеспечить получение стабильной электрической дуги при пониженном уровне шума. Также следует отметить, что оптимальный эффект действия пены достигается при наличии шлака соответствующей вязкости и определённом содержании оксидов железа, а также в результате постоянного окисления железа и восстановления оксидов железа при вдувании кислорода и углерода в ванну расплава и, соответственно в шлак. При выплавке высоколегированных сталей с высоким содержанием хрома эффект действия вспененного шлака прямо противоположный [4,163]. Это связано, в первую очередь с тем, что вдуваемый в сталь кислород образует главным образом оксид хрома, формируя по сравнению с оксидом железа совершенно другие свойства шлака, а именно повышается вязкость и

температуру плавления шлака. Отрицательное влияние на вспенивание сталеплавильного шлака также оказывает низкая растворимость оксида хрома в шлаке, в сравнении с оксидом железа при прочих равных условиях [163]. Кроме того, в процессе восстановления оксида хрома вдуваемым углеродом, невозможно достичь высокого уровня интенсивности газообразования, и как следствие, получить хорошо вспененный жидкоподвижный шлак, как при восстановлении оксида железа при выплавке низколегированных сталей.

Для образования вспененного шлака важными являются два фактора: пенный материал, содержащий соответствующим образом реагирующие компоненты для формирования газообразных продуктов, а также вязкость шлака, которая зависит от химического состава и температуры. Прежде всего вязкость, определяет состояние жидкого шлака, в котором возможно образование пены [4,12].

Основная реакция, при которой происходит образование газа в шлаке, — это восстановление оксидов железа и хрома. Эти реакции протекают при следующих стехиометрических условиях:



Реакция (4.19) имеет принципиальное значение при выплавке углеродистой стали, поскольку оксид железа является важнейшим компонентом для вспенивания сталеплавильного шлака. Если значение вязкости находится на соответствующем уровне, то для поддержания процесса вспенивания достаточно простого процесса вдувания кислорода и углерода в шлак. Основными компонентами шлака при выплавке коррозионностойкой стали являются  $CaO$ ,  $SiO_2$  и  $Cr_2O_3 \cdot SiO_2$  (в качестве флюса). Наличие  $Cr_2O_3$  приводит к уплотнению шлака. Из-за большого сродства хрома с кислородом предпочтительнее протекает реакция с образованием не  $FeO$ , а  $Cr_2O_3$ . Поэтому регулирование содержания оксида хрома, влияющего на вязкость и основность шлака, является достаточно важным.

На основании этого, можно сделать следующий вывод, что технология вдувания кислорода и углерода при выплавке высокохромистой стали создает достаточно тяжелые химические и технические условия производства стали, что объясняется существенной опасностью неконтролируемого окисления хрома, что в свою очередь, приводит к большим потерям этого элемента, и как следствие плохому вспениванию шлака.

Технология вспенивания сталеплавильного шлака при производстве высоколегированных сталей с высоким содержанием хрома принципиально отличается от традиционного процесса производства низколегированных сталей, при котором вспенивание шлака осуществляется за счёт вдувания кислорода и углерода через фурмы или топливно-кислородные горелки. Согласно данным [4], главными условиями вспенивания хромистого сталеплавильного шлака являются уменьшение в нём содержания оксидов хрома путём их восстановления, разбавления шлака известью, а также введения в него газовых пузырей. Анализ научно-технической литературы [4,163] показывает, что наиболее часто в качестве восстановителя оксидов хрома используют кокс, ферросилиций, силикохром, отходы алюминиевой промышленности, которые присаживают порциями в завалку перед подвалкой шихты и после израсходования 70÷75% электроэнергии от общего расхода на расплавление. В качестве источника газовых пузырей, увеличивающих объём шлака, служат пузыри  $CO_2$ , выделяющиеся при разложении известняка, вводимого в печь, и пузыри  $CO$ , образующиеся при окислении углерода металла и коксика во время продувки кислородом. Исследуя процесс вспенивания хромистого шлака, авторы работы [4] установили, что добиться хорошей вспениваемости шлака можно за счёт предварительного раскисления шлака, что позволяет существенно снизить содержание  $Cr_2O_3$  в шлаке и использования в качестве вспенивающей смеси: известняк и электродную крошку в количестве 2,5÷5,0 кг/т и 1,5÷2,5 кг/т соответственно.

Согласно исследованиям, выполненным авторами работы [8], для обеспечения эффективного вспенивания сталеплавильного шлака первым условием

является равномерное вдувание восстановителей, а вторым – вдувание угля и кислорода (по возможности) с нескольких точек по периметру рабочего пространства печи, что позволяет снизить не только удельный расход электроэнергии, но и расход восстановителей, а также повысить степень извлечения хрома.

В предлагаемой технологии для обеспечения эффективного вспенивания шлака походу плавки коррозионностойкой стали, рекомендуется использовать отходы, получаемые при производстве металлизированного сырья (шлам и металлизированную мелочь, образующиеся при производстве железа прямого восстановления от шахтных печей металлизации), которая основана на протекании тепло- и массообменных процессов, происходящих при нагреве и плавлении металлизированных окатышей в ванне дуговой печи, описанном выше.

Согласно предлагаемой технологии, образующиеся отходы подвергаются холодному брикетированию с добавлением коксика. При этом можно получить брикеты различного химического состава и плотностью от 3900÷4100 кг/м<sup>3</sup> (табл. 4.1). Удельная плотность полученных брикетов находится, между величиной плотности шлака и металла, что позволяет сказать о том, что при такой плотности брикеты плавают на границе раздела «шлак» - «металл». Такое расположение брикетов в ванне дуговой сталеплавильной печи, согласно имеющимся данным о механизме вспенивания сталеплавильного шлака является достаточно оптимальным, что обеспечивает протекание необходимых реакций газообразования.

Таблица 4.1

Химический состав брикетов, получаемых из отходов производства металлизированного сырья

С	Fe <sub>мет</sub>	FeO	P	S	Содержание пустой Породы
5,28÷6,35	47,9÷57,96	21,44÷30	0,011	0,051÷0,065	25,4÷5,6

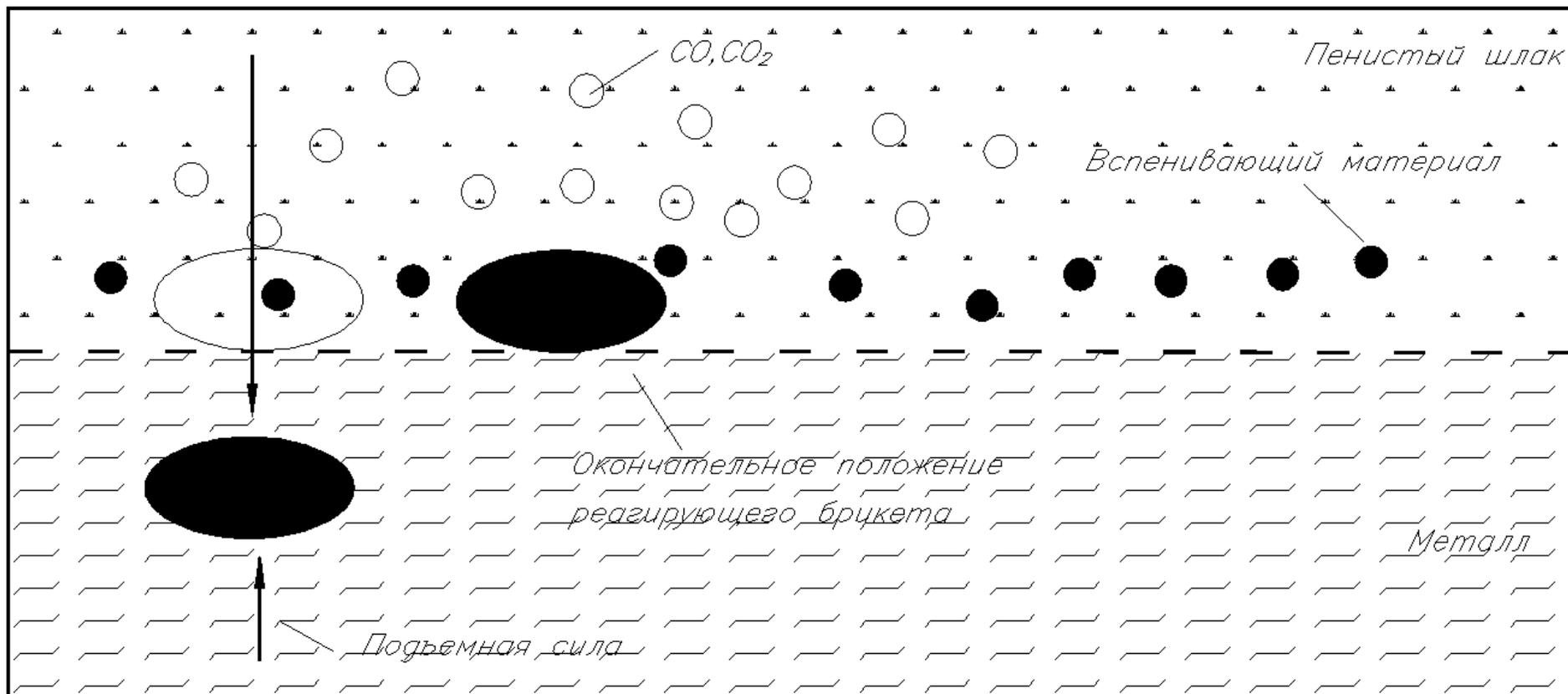


Рис. 4.4. Принцип создания вспененного шлака с помощью брикета.

На рис. 4.4 показан принцип образования пенистого шлака при использовании брикетов, полученных из отходов производства железа прямого восстановления. В представленной технологии газообразование происходит в результате взаимодействия оксидов железа и углерода, содержащихся в брикете в процессе его нагрева и плавления. Избыточный углерод брикета восстанавливает оксиды железа и хрома содержащиеся в шлаке. Действующая на пузырьки подъёмная сила приводит к разрыву поверхности шлака и насыщению его пузырьками, и как следствие, пенообразованию.

Устойчивый газовый поток, образующийся в результате реакции компонентов брикетов, увеличивает число собирающихся пузырьков и способствует росту высоты вспененного шлака. Важным фактором при подобном механизме вспенивания шлака является оптимальное расположение брикетов на границе раздела между слоем шлака и расплавом металла. Высота вспенивания увеличивается с объёмом выделяющегося газа и прямо пропорциональна количеству пенящегося материала. Кроме того, регулируя плотность брикетов между значениями этого параметра для шлака и металла ( $3 \div 7 \text{ м}^3/\text{т}$ ), в любой момент можно добиться нужного расположения брикетов.

Для оценки степени влияния брикетов, полученных из отходов при производстве железа прямого восстановления на вспениваемость сталеплавильного шлака, были выполнены расчёты по методике, изложенной выше.

Результаты расчёта позволили установить, что для обеспечения полного экранирования электрических дуг вспененным шлаком (длина дуги 400 мм) приведённая скорость выделения газа должна быть не менее  $12 \text{ м}^3/\text{мин}$  на  $1 \text{ м}^2$  площади ванны (рис. 4.5).

Характер изменения приведённой скорости газа в зависимости от скорости загрузки брикетов в печь и степени их металлизации представлен на рис. 4.6 и 4.7. В качестве исходных данных для расчёта использовались:  $V_{\text{брикет}} = 8 \div 18 \text{ кг/с}$ ; средняя время плавления  $\tau_{\text{пл}} = 10 \text{ сек}$ ; степень металлизации  $\varphi = 66 \div 76\%$ .

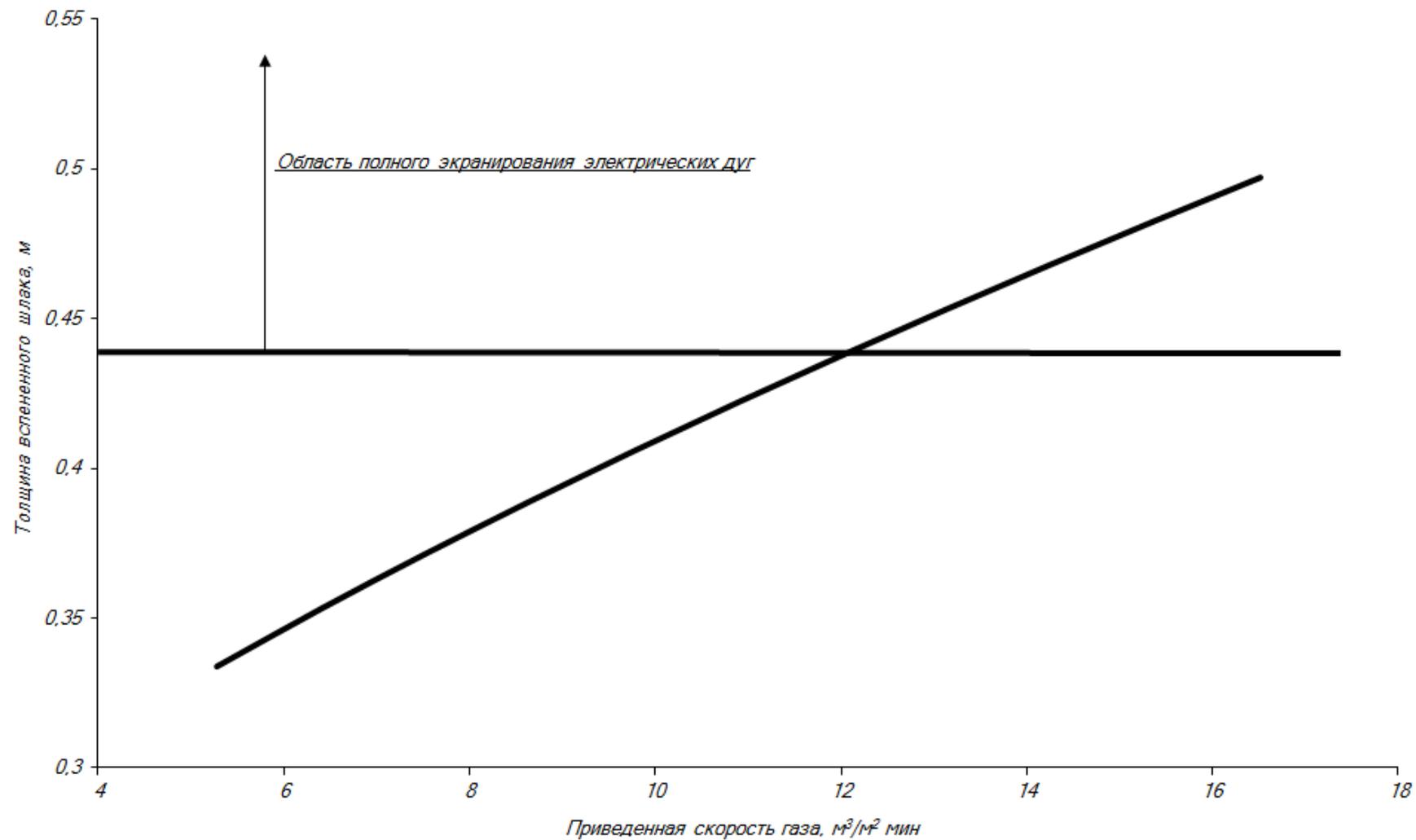


Рис. 4.5. Зависимость изменения уровня подъёма сталеплавильного шлака по ходу загрузки брикетов от приведённой скорости газа при  $\varphi=0,66$ .

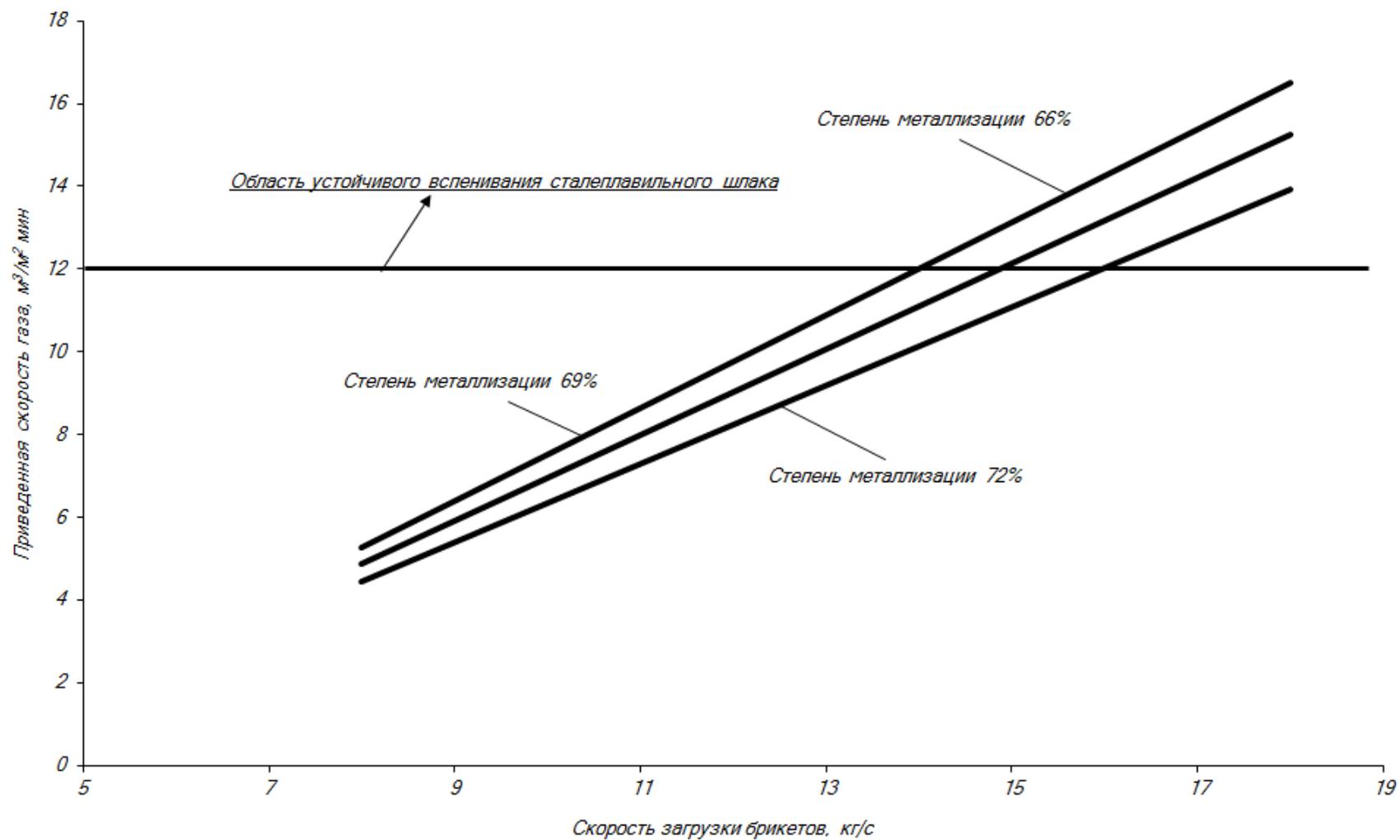


Рис. 4.6. Зависимость приведённой скорости газа ( $\bar{W}_g$ ) от скорости загрузки брикетов в печь при различной степени их металлизации.

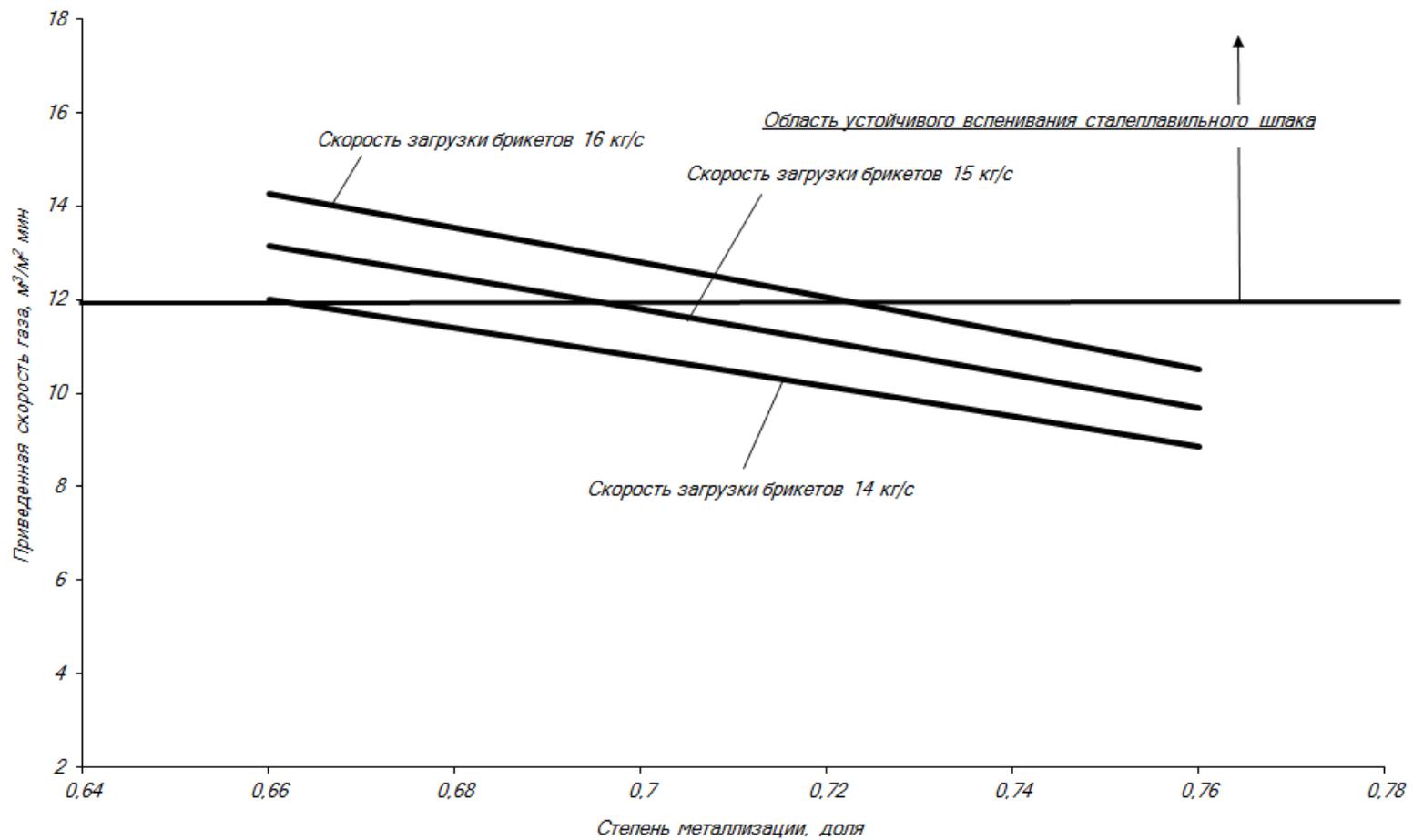


Рис. 4.7. Зависимость приведённой скорости газа ( $\bar{W}_g$ ) от степени металлизации брикетов при различной скорости их загрузки в печь.

Анализируя полученные зависимости (рис. 4.6 и 4.7), можно сказать, что в зависимости от степени металлизации брикетов существует оптимальная скорость их загрузки в печь, обеспечивающая эффективное вспенивание шлака, а именно при  $\varphi=66\%$ ,  $v_{\text{брикет}}=14$  кг/с;  $\varphi=72\%$ ,  $v_{\text{ок}}=16$  кг/с.

Согласно большинству технологий производства коррозионнотойкой стали в начале плавки на стадии плавления вводится максимальная мощность, однако вследствие интенсивного излучения энергии на стенки печи в ходе фазы перегрева (когда ванна металла имеет плоскую поверхность) необходимо переходить на защитный режим эксплуатации, например, с применением режима коротких электрических дуг. На практике в большинстве случаев используют низшие ступени напряжения, которые обеспечивают более короткие дуги длиной порядка 10÷16,6 см. Поэтому отдача брикетов в данный период плавки обеспечивает высокий уровень вспенивания шлака, который закрывает концы электродов, обеспечивая при этом такой режим эксплуатации печи, при котором существует возможность работать с более высокими ступенями напряжения. Поэтому применение брикетов позволит сократить время работы печи под током.

#### 4.5 Выводы по главе 4

На основании выполненных теоретических и экспериментальных исследований установлено и предложено:

1. В процессе плавления металлизированных окатышей в результате протекания твердофазных процессов восстановления происходит выделение реакционного  $CO$ , который изменяет гидродинамического состояние ванны и обеспечивает развитие процесса вспенивания шлака [164,165].
2. Наиболее вероятным местом плавления металлизированных окатышей в период является граница раздела «шлак-металл».
3. В процессе непрерывной загрузки металлизированных окатышей в ванну

дуговой сталеплавильной печи присутствуют основные факторы, обеспечивающие формирование пены и стабилизации её: 1) достаточное количество углерода и кислорода; 2) расположение фронта обезуглероживания в шлаке; 3) развитая пористая структура металлизированных окатышей [164,165].

4. В зависимости от степени металлизации окатышей существует оптимальная скорость их загрузки в печь обеспечивающая эффективное вспенивание сталеплавильного шлака: 1) при степени металлизации  $\varphi=89\%$ , скорость загрузки не менее 27 кг/с; 2) при степени металлизации  $\varphi=92\%$ , скорость загрузки не менее 35 кг/с [164,165].
5. Устойчивое вспенивание сталеплавильного шлака обеспечивается при выделении реакционного  $CO$  с удельной скоростью не менее  $10 \text{ м}^3/\text{мин}$  на  $1 \text{ м}^2$  площади ванны [164,165].
6. Новая технология вспенивания сталеплавильного шлака на основе брикетов, полученных из отходов производства железа прямого восстановления обеспечивающая эффективную выплавку коррозионностойкой стали под вспененным шлаком [166].

## ГЛАВА 5 АНАЛИЗ ОСОБЕННОСТЕЙ ТЕПЛООБМЕНА В СВОБОДНОМ ПРОСТРАНСТВЕ ДУГОВОЙ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОЙ ПЕЧИ ПРИ НАЛИЧИИ ВСПЕНЕННОГО ШЛАКА

Сегодня для повышения технико-экономических показателей работы современных сверхмощных дуговых сталеплавильных печей (ДСП) применяется большой комплекс энергетических и технологических мероприятий, которые включают в себя тщательную подготовку металлошихты и рациональную загрузку её в печь, использование кислорода для расплавления шихты и увеличение активной мощности, вводимой в печь [1,132]. Увеличения вводимой мощности, можно достичь работой на пониженных рабочих токах и высоких напряжениях на электрических дугах, то есть работой на длинных дугах [102]. Однако рост, вводимой в печь электрической мощности, сдерживается стойкостью водоохлаждаемых элементов (ВЭ) футеровки ДСП к повышенным тепловым нагрузкам. Анализ тепловой работы современных ДСП показывает, что наиболее высокие тепловые нагрузки на ВЭ наблюдаются в период до плавления шихты и работе на полностью жидкой ванне. Анализ научно-технической литературы показывает, что наиболее положительное влияние повышения толщины вспененного шлака на показатели электроплавки, проявляется при толщине вспененного шлака  $1 \div 1,2$  длины электрической дуги [132,167]. При этом следует отметить, что для предотвращения выхода из строя ВЭ футеровки печи, согласно данным [168], необходимо не допускать облучения стен тепловыми потоками более  $2,07 \text{ МВт/м}^2$ .

Основной особенностью теплообмена в рабочем пространстве дуговой сталеплавильной печи является то, что в зависимости от расположения электрических дуг в шлаке (рис. 5.1), тепловая мощность дуг в зоне их соприкосновения (рис. 5.1) распределяется между шлаком, футеровкой стен и свода, в виде излучения.

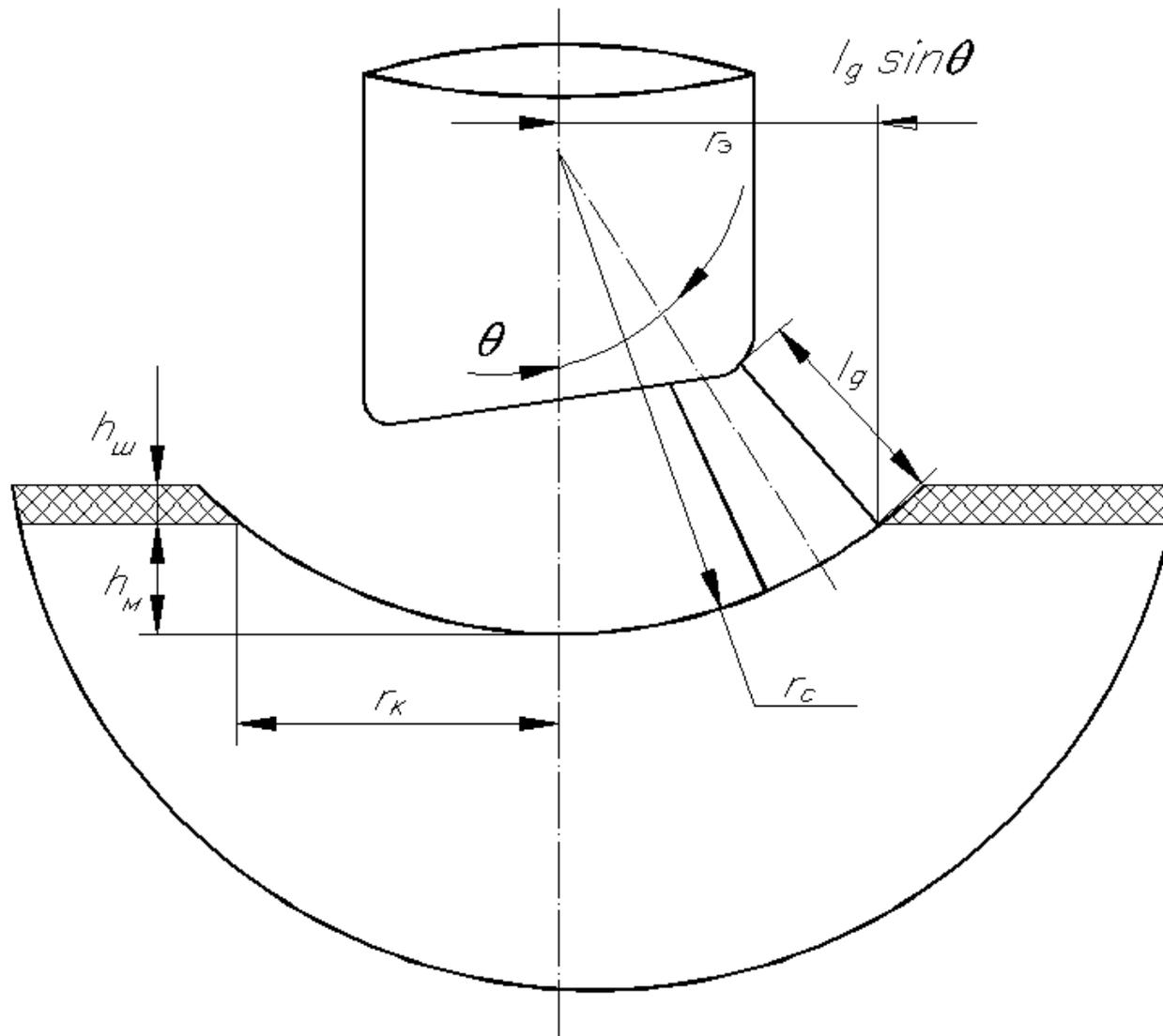


Рис. 5.1. Мениск в металле, образуемый под воздействием дуги.

В связи с этим, представляется актуальным:

- выполнить расчёт этих величин с учётом вспенивания шлака;
- выполнить оценку коэффициента использования тепла электрических дуг в период вспенивания сталеплавильного шлака;
- оценить величину плотности тепловых потоков излучаемой электрической дугой на ВЭ футеровки печи, при различной степени экранирования электрической дуги вспененным шлаком.

Характер теплообмена в рабочем пространстве электропечи определяется, в первую очередь, условиями существования электрических дуг, а именно:

- длиной электрической дуги;
- электродинамическим выдуванием дуги, из-под торца электрода;
- степенью экранирования электрической дуги (кусками шихты в период плавления или слоем вспененного шлака в период жидкой ванны);
- химическим составом и температурой металла и шлака.

Кроме этого, характер теплообмена определяется теплофизическими характеристиками внутренней поверхности футеровки – температурой ( $T_{\phi}$ ), степенью черноты и коэффициентом её развития.

Распределение тепловых потоков по поверхности стен, свода и шлака (металла) зависит в основном от электрических и геометрических параметров электрических дуг. В рабочем пространстве печи излучение от неэкранированных электрических дуг поступает на поверхность расплава и внутреннюю поверхность футеровки. Значительная часть падающей энергии поглощается металлической ванной и футеровкой, остальная часть отражается обратно в рабочее пространство. Таким образом, совершается многократное отражение тепловых потоков, однако учитывая достаточно высокую мощность, выделяемую электрическими дугами, а также близость торцов электродов к поверхности металла, ограничимся однократным отражением, от внутренней поверхности футеровки печи. Отражением тепловых потоков от поверхности стен и свода пренебрежём, из-за наличия водяного охлаждения этих поверхностей и примем,

что все тепло, падающее на них, поглощается и уносится охлаждающей водой [169,170].

Поверхность ванны и футеровка также излучают тепловые потоки, которые поглощаются и преобразуются поверхностью расплава и футеровки. Теплоперенос в рабочем пространстве происходит и за счёт конденсации паров металла, шлака и графита, образующихся в зоне горения электрических дуг, образующихся на более холодных участках скрапа, футеровки и электродов.

### **5.1 Разработка модели расчёта теплообмена в свободном пространстве дуговой сталеплавильной печи**

Для анализа распределения тепловых потоков в рабочем пространстве дуговой сталеплавильной печи воспользуемся методикой, предложенной А.Н. Макаровым. Данная методика, позволяет достаточно точно описать теплообмен, происходящий в рабочем пространстве дуговой печи. Кроме того, использование метода математического моделирования, позволяет с максимальной наглядностью рассматривать различные варианты энерготехнологических режимов. Это позволяет, избежать дорогостоящих и весьма сложных экспериментов в промышленных условиях.

В основе данной методики, лежит изучение процессов теплообмена излучением происходящих в системах «дуга-газ-металл», «дуга-газ-стены», «дуга-газ-свод». Для изучения процессов теплообмена, необходимо все названные системы разбить на элементарные площадки и объёмы. Это деление является конечным и вместе с принятыми при разработке алгоритма и модели допущениями, определяют степень приближения модели к реальной электропечи.

В качестве допущений при разработке математической модели теплообмена в рабочем пространстве ДСП было принято:

- стены печи имеют цилиндрическую форму;
- электрическая дуга, рассматривается в качестве точечного источника излучения, имеющего форму цилиндра;

- тепловой поток, с боковой поверхности электрической дуги происходит только излучением;
- излучение подчиняется закону Ламберта, а среда между участвующими в теплообмене поверхностями, считается лучепрозрачной, поверхности будем считать серыми;
- симметричное распределение мощности по фазам.

Нагрев металла в ДСП в первую очередь осуществляется за счёт мощности выделяемой электрическими дугами  $P_d$ , которая может быть определена по известному выражению:

$$P_d = U_d \cdot I_d, \quad (5.1)$$

где  $U_d$  – напряжение на дуге, В;  $I_d$  – ток дуги, А.

Напряжение на дуге определяется в соответствии с выражением:

$$U_d = \sqrt{U_\phi^2 - (I_d \cdot X)^2} - I_d \cdot R, \quad (5.2)$$

где  $X$  – реактивное сопротивление, Ом;  $R$  – активное сопротивление, Ом;  $U_\phi$  – вторичное фазное напряжение трансформатора, В.

Тепловые нагрузки, возникающие в рабочем пространстве печи, а также скорость нагрева металла зависит от распределения мощности в электрической дуге. Мощность электрической дуги складывается из следующих мощностей: мощности непосредственно передаваемой металлу ( $P_{d,m}$ ), мощности передаваемой шлаку ( $P_{d,u}$ ), мощности передаваемой электроду  $P_{d,\varepsilon} = 0,1 \cdot P_d$ , и мощности излучаемой открытым участком дуги  $P_{d,o}$ :

$$P_d = P_{d,m} + P_{d,u} + P_{d,\varepsilon} + P_{d,o} \quad (5.3)$$

Величины, входящие в уравнение (5.3) можно рассчитать с учётом площади боковой поверхности дуги, открытой и заглубленной во вспененный шлак, а также площади пятен на металле и электроде. В связи с этим, количество энергии, излучаемой в свободном пространстве ДСП определяется величиной соотношения между длиной дуги и толщиной вспененного шлака:

$$P_{du} = P_{cm} \cdot \frac{\Delta H}{r_d + l_d}, \quad (5.4)$$

$$P_{\partial m} = U_{a-\kappa} \cdot I_{\partial} + P_{cm} \cdot \frac{r_{\partial}}{r_{\partial} + l_{\partial}}, \quad (5.5)$$

$$P_{\partial o} = P_{cm} \cdot \frac{l_{\partial} - \Delta H}{r_{\partial} + l_{\partial}}, \quad (5.6)$$

где  $P_{cm}$  – мощность, выделяемая в электрической дуге,  $P_{cm}=0,9 \cdot P_{\partial}$ , Вт;  $\Delta H$  – толщина вспененного шлака, м;  $l_{\partial}$  – длина дуги, м.

Длину дуги, можно вычислить в соответствии с формулой:

$$l_{\partial} = (U_{\partial} - U_{a-\kappa}) / \beta_v, \quad (5.7)$$

где  $U_{a-\kappa}$  – анодно-катодное падение напряжения у поверхности металла;  $\beta_v$  – градиент напряжения, возникающий в электрической дуге, который может изменяться в зависимости от периода плавки от 500 до 1000 В/м.

Эффективный радиус электрической дуги, рассчитывается в соответствии с выражением, представленным в работе [171-179]:

$$r_{\partial} = \frac{I_{\partial} \cdot \beta_v}{2 \cdot \pi \cdot \varepsilon_{\partial} \cdot \sigma \cdot \left(\frac{T_{\partial}}{100}\right)^4}, \quad (5.8)$$

где  $\varepsilon_{\partial} = 1$  – степень черноты электрической дуги;  $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8}$  Вт/(м<sup>2</sup>·К<sup>4</sup>) – постоянная Стефана-Больцмана;  $T_{\partial}$  – температура электрической дуги, рассчитываемая с помощью формулы Энгеля и Штенбека [191] при условии черного излучения:  $T_{\partial} = 800 \cdot U_i$ , где  $U_i$  – потенциал ионизации дугового газа. В условиях плавки стали в ДСП, можно принять, что потенциал ионизации смеси газов определяется парами кальция ( $U_{Ca} = 6,1$ В) [176,178].

С учётом образования шарового сегмента, в месте соприкосновения электрической дуги с ванной (рис. 5.1), доля излучения заглублённой в металл электрической дуги на футеровку стен и свода сокращается. Это связано с тем, что электрическая дуга экранирована металлом высотой ( $h_m$ ) и вспененным шлаком высотой ( $\Delta H$ ), при этом доля тепла передаваемого металлической ванне увеличивается.

В сверхмощных дуговых сталеплавильных печах, в зависимости от электрических параметров, электродинамическое давление дуги может быть

настолько сильным на металлическую ванну, что высота образующегося в металле шарового сегмента может превысить длину дуги. Другими словами, нижний конец электрода находится ниже уровня поверхности ванны, то есть произойдёт полное погружение электрической дуги в металл. Температура металла, в зонах горения электрической дуги значительно превышает температуру остальной поверхности металла, поэтому указанные зоны получили название «горячих пятен».

Радиус окружности «горячего пятна», располагающегося в основании шарового сегмента, можно определить в соответствии с выражением:

$$r_k = r_э + l_д \sin \varphi, \quad (5.9)$$

где  $r_э$  – радиус графитового электрода;  $\varphi$  – угол наклона электрической дуги по отношению к оси электрода.

Радиус шаровой поверхности сегмента:

$$r_c = r_э + r_д, \quad (5.10)$$

Под электродинамическим воздействием электрической дуги, шлак выбрасывается из-под электрода, при этом толщина шлака не оказывает влияния на её заглубление в металл. Отчёт погружения электрической дуги в металл осуществляется не от уровня шлака, а от уровня металла. Исследования по изучению заглубления электрических дуг в металл, выполненные на 100- и 200-тонных печах [175], позволяют сказать, что заглубление электрической дуги в металл для этих печей составляет 3 мм/кА, а уровень погружения электрической дуги можно рассчитать в соответствии с выражением:

$$h_m = 3 \cdot 10^{-3} \cdot I_д, \quad (5.11)$$

где  $I_д$  – ток дуги, А.

Для выполнения расчётов величины тепловых потоков, идущих от электрических дуг и нагретых поверхностей на водоохлаждаемые элементы кладки и поверхность шлака, воспользуемся зональным методом. Для его эффективного использования, рабочее пространство ДСП разобьём на пояса и зоны (рис 5.2.). В результате, рабочее пространство 150-т электропечи будет состоять из

достаточного большого числа элементарных площадок, заключённых между границами поясов и зон.

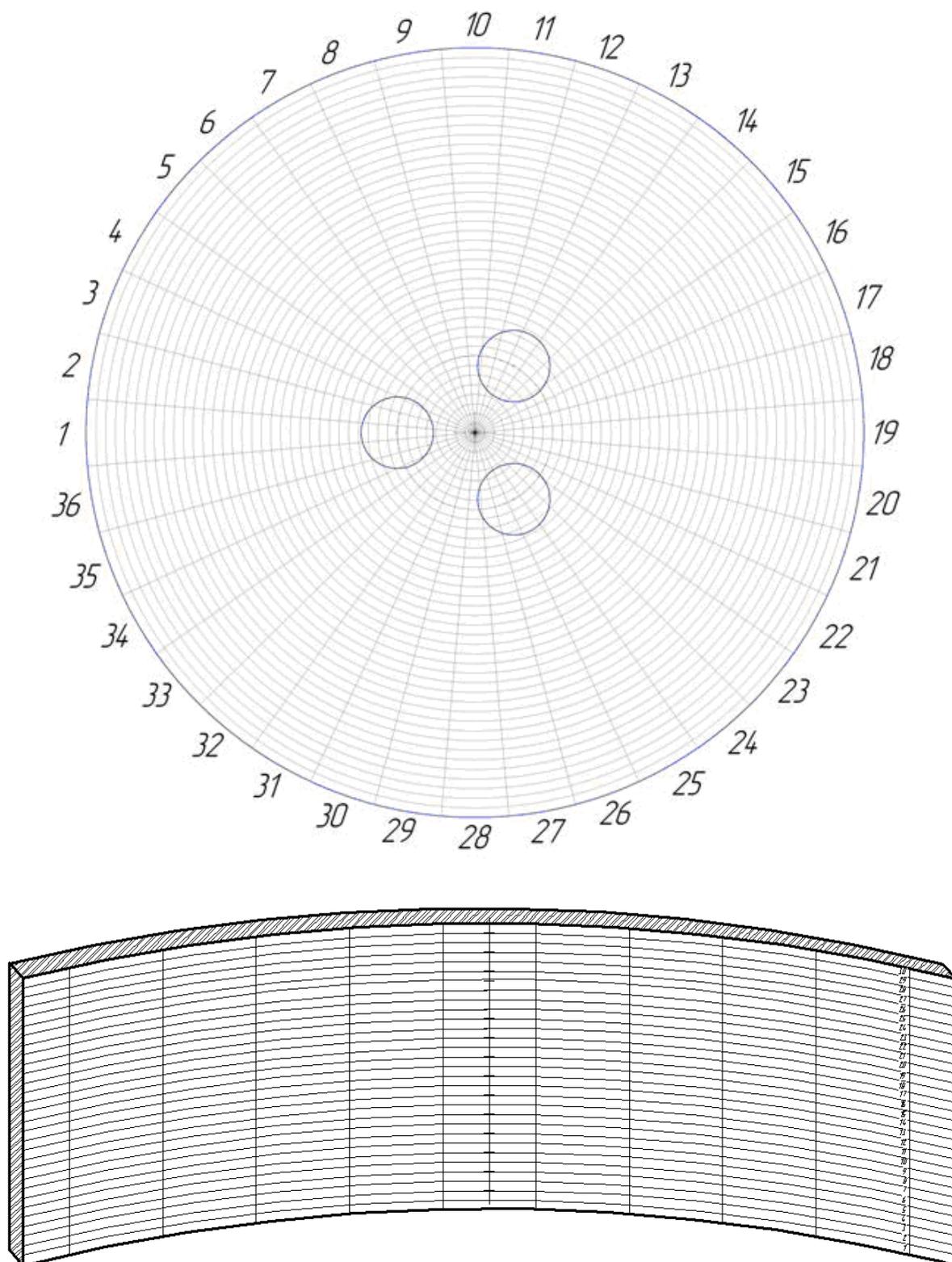


Рис. 5.2. Схема разбиения рабочего пространства ДСП на зоны и пояса.

На электрическую дугу, горящую в дуговой печи, экранирующее влияние оказывают электрод, вспененный шлак и степень заглубления дуги в металле. Чем глубже дуга погружена в объём вспененного шлака и металл, тем меньше величина теплового потока на футеровку печи. Кроме того, экранирование электрической дуги зависит от величины угла между осью дуги и осью электрода  $\varphi$  (рис. 5.1), причём при  $\varphi=0^\circ$  оно достигает максимума. Для сверхмощных дуговых печей, согласно имеющимся данным величина угла  $\varphi$  составляет от  $45^\circ$  до  $60^\circ$ .

При этом мощность, излучаемая каждой дугой в рабочее пространство печи, с учётом экранирования поверхностей слоем вспененного шлака равна:

$$Q_\delta = 0,9 \cdot P_\delta \cdot k_\delta \quad (5.12)$$

где  $P_\delta$  – мощность, выделяемая электрической дугой, МВт;  $k_\delta = l_\delta^{omk} / l_\delta$  – коэффициент закрытия электрической дуги вспененным шлаком;  $l_\delta^{omk}$  – длина дуги, открыто излучающая в рабочее пространство, м;  $l_\delta$  – длина дуги, м.

Чем меньше значение коэффициента  $k_\delta$ , тем в большей степени футеровка печи защищена от воздействия тепловых потоков, излучаемых электрическими дугами, за счёт эффективного экранирования дуг вспененным шлаком (рис 5.1). Высоту неэкранированной части электрической дуги, ограниченную телесным углом, можно рассчитать исходя из толщины слоя вспененного шлака и глубины погружения электрической дуги в металл:

$$l_\delta^{omk} = l_\delta - (\Delta H + h_m), \quad (5.13)$$

где  $\Delta H$  – толщина вспененного шлака, м;  $h_m$  – величина заглубления дуги в металл, определяемая по формуле (5.11), м.

Толщину вспененного шлака рассчитываем на основе уравнения (3.10), в зависимости от величины приведенного расхода.

Тепловой поток, падающий от электрической дуги на площадку, расположенную на поверхности металла, определяется в соответствии с формулой:

$$Q_{пад\ i}^{мет} = Q_\delta \cdot \varphi_i^{мет}, \quad (5.14)$$

где  $\varphi_i^{мет}$  – локальный угловой коэффициент излучения на поверхность площадки, находящейся на поверхности металла, и лежащей на горизонтальной плоскости от источника тепла, находящегося под углом  $(90-\varphi)$  градусов к горизонтальной плоскости (рис. 5.3).

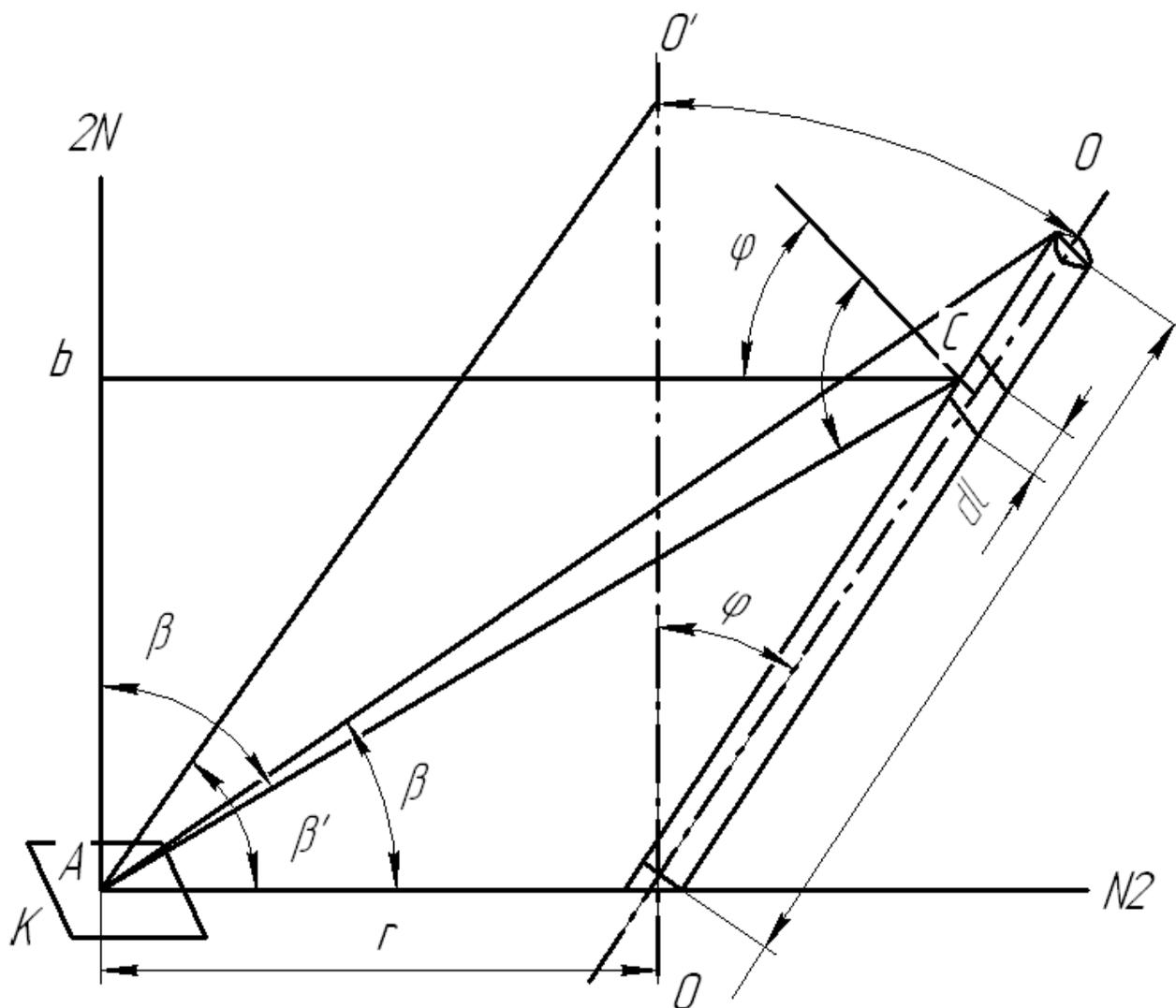


Рис. 5.3. Геометрические построения, для расчёта локальных угловых коэффициентов излучения от источника тепла на площадку, лежащую на плоскости, в случае взаимного пересечения линейного источника и плоскости (площадка расположена с внешней стороны источника)

Величину локального углового коэффициента излучения  $\varphi_i^{мет}$ , определяем по следующей методике. Выделим на электрической дуге, участок бесконечно малого размера длиной  $l_0$ , а именно, цилиндр бесконечно малого диаметра и бесконечно малой высоты (рис. 5.3). Известно, что элементарный угловой ко-

эффицент излучения  $d\varphi_i^{мет}$  с поверхности цилиндра на поверхность площадки определяется, в соответствии с выражением:

$$d\varphi_i^{мет} = \frac{\cos \alpha_i \cdot \cos \beta_i F_{сек} dl_\delta}{\pi^2 l_i^2 l_\delta}, \quad (5.15)$$

где  $\alpha$  – угол между нормалью  $N$  к оси цилиндра и направлением излучения тепла, град;  $\beta_i$  - угол между нормалью  $N_2$  к центру площадки и направлением излучения тепла, град;  $F_{сек}$  – площадь площадки, м<sup>2</sup>;  $l_i$  - расстояние от цилиндра до площадки, м.

Угол между осью теплового источника  $OO_1$  и нормалью к горизонтальной поверхности обозначим через  $\varphi$ , центр площадки точкой  $A$ , расстояние от  $A$  до точки пересечения оси теплового источника с горизонтальной плоскостью через  $r$ . Тепловой источник излучает в точку  $A$  в пределах угла  $\beta$ . Построим прямоугольный треугольник  $ABC$ , один катет которого  $AB$  лежит на нормали  $2N$  и направлен в расчётную точку  $A$ , второй  $BC$  проложен по кратчайшему пути от элемента  $dl_\delta$  до  $2N$ , а гипотенузой является прямая  $AC$ , причём  $AC$  равна  $l_i$ . Из выполненных построений следует, что угол между нормалью  $NI$  к элементу теплового источника  $dl$  и стороной  $CB$  равен  $\varphi$ , прямая  $AO$  является стороной тупоугольного треугольника  $AOC$ , причём  $AO$  равно  $r$ .

На основе построений рис. 5.3 получим следующее выражение:

$$\frac{l_i}{\sin(\frac{\pi}{2} + \varphi)} = \frac{r}{\sin(\frac{\pi}{2} - \alpha_i)} \rightarrow l_i = \frac{r \cdot \sin(\frac{\pi}{2} - \varphi)}{\sin(\frac{\pi}{2} - \alpha_i)}, \quad (5.16)$$

Подставив (5.16) в (5.15), получим следующее уравнение:

$$d\varphi_i^{мет} = \frac{\sin(\alpha_i - \varphi) \cdot \sin(\frac{\pi}{2} - \alpha_i) \cdot F_i \cdot d\alpha}{\pi^2 \cdot r \cdot l_\delta \cdot \sin(\frac{\pi}{2} + \varphi)}, \quad (5.17)$$

Локальный угловой коэффициент излучения источника тепла на поверхность площадки определяется путём интегрирования уравнения (5.17), в пределах изменения  $\alpha$  от  $\varphi$  до  $(\varphi + \beta)$ :

$$\begin{aligned} \varphi_i^{mem} &= \int_{\varphi}^{\varphi+\beta} \frac{F_i \sin(\alpha_i - \varphi) \sin(\pi/2 - \alpha_i) d\alpha}{\pi^2 \cdot r \cdot l_{\varphi} \sin(\pi/2 + \varphi)} = \\ &= \frac{F_i}{2 \cdot \pi^2 \cdot r \cdot l_{\varphi} \sin(\pi/2 + \varphi)} \left\{ \cos \varphi [\sin^2(\varphi + \beta) - \sin^2 \varphi] - \right. \\ &\quad \left. - \sin \varphi [\beta + \cos(2\varphi + \beta) \sin \beta] \right\}, \end{aligned} \quad (5.18)$$

Тогда тепловой поток от электрической дуги на площадку, которая расположена слева от неё, вычисляется в соответствии с уравнением:

$$Q_{надi}^{mem} = \frac{F_i \cdot Q_{\varphi}}{2\pi^2 \cdot r \cdot l_{\varphi}} \left[ \left[ (\sin(\beta + \varphi))^2 - (\sin(\varphi))^2 \right] - \left[ -\tan(\varphi) * (\beta + \sin(\beta) \cdot \cos(\beta + 2\varphi)) \right] \right], \quad (5.19)$$

Далее рассчитаем локальные угловые коэффициенты излучения теплового источника на площадку, которая располагается в пересекающихся плоскостях с внутренней стороны теплового источника (рис. 5.4).

Введём следующие обозначения:

$$\begin{aligned} \angle N1OA = \varphi; & \quad \angle OAO' = \beta; & \quad \angle BAE = \beta_{ij}; \\ \angle BAE' = \beta_{i2}; & \quad \angle N12EA = \alpha_{ij}; & \quad \angle N13E'A = \alpha_{i2}; \end{aligned}$$

Расстояние от точки А до точки соприкосновения оси теплового источника с горизонтальной плоскостью (О), на которой расположена площадка равно  $r$ . Из построений, представленных на рис. 5.4 можно написать:

$$\begin{aligned} \angle AOO^1 &= (\pi/2 - \varphi); & \angle OEA &= (\pi/2 + \alpha_{ij}); & \angle OE A &= (\pi/2 - \alpha_{i2}); \\ \angle AENl &= (\varphi - \alpha_{ij}); & \angle N13E'B &= \varphi; & \angle AE'B &= (\varphi + \alpha_{i2}); \\ \angle AO'N14 &= (\beta - \varphi), \end{aligned} \quad (5.20)$$

Применяя теорему синусов, запишем:

$$\left. \begin{aligned} \frac{l_i}{\sin(\frac{\pi}{2} + \varphi)} &= \frac{r}{\sin(\frac{\pi}{2} - \alpha_{i1})} \rightarrow l_i = \frac{r \cdot \sin(\frac{\pi}{2} - \varphi)}{\sin(\frac{\pi}{2} - \alpha_{i1})} \\ \frac{l_i}{\sin(\frac{\pi}{2} + \varphi)} &= \frac{r}{\sin(\frac{\pi}{2} - \alpha_{i2})} \rightarrow l_i = \frac{r \cdot \sin(\frac{\pi}{2} - \varphi)}{\sin(\frac{\pi}{2} - \alpha_{i2})} \\ \cos \beta_{i1} &= \sin(\varphi - \alpha_{i1}); \cos \beta_{i2} = \sin(\varphi - \alpha_{i2}) \\ dl_{i1} \cos \alpha_{i1} &= l_{i1} d\alpha_1; dl_{i2} \cos \alpha_{i2} = l_{i2} d\alpha_2; \end{aligned} \right\} \quad (5.21)$$

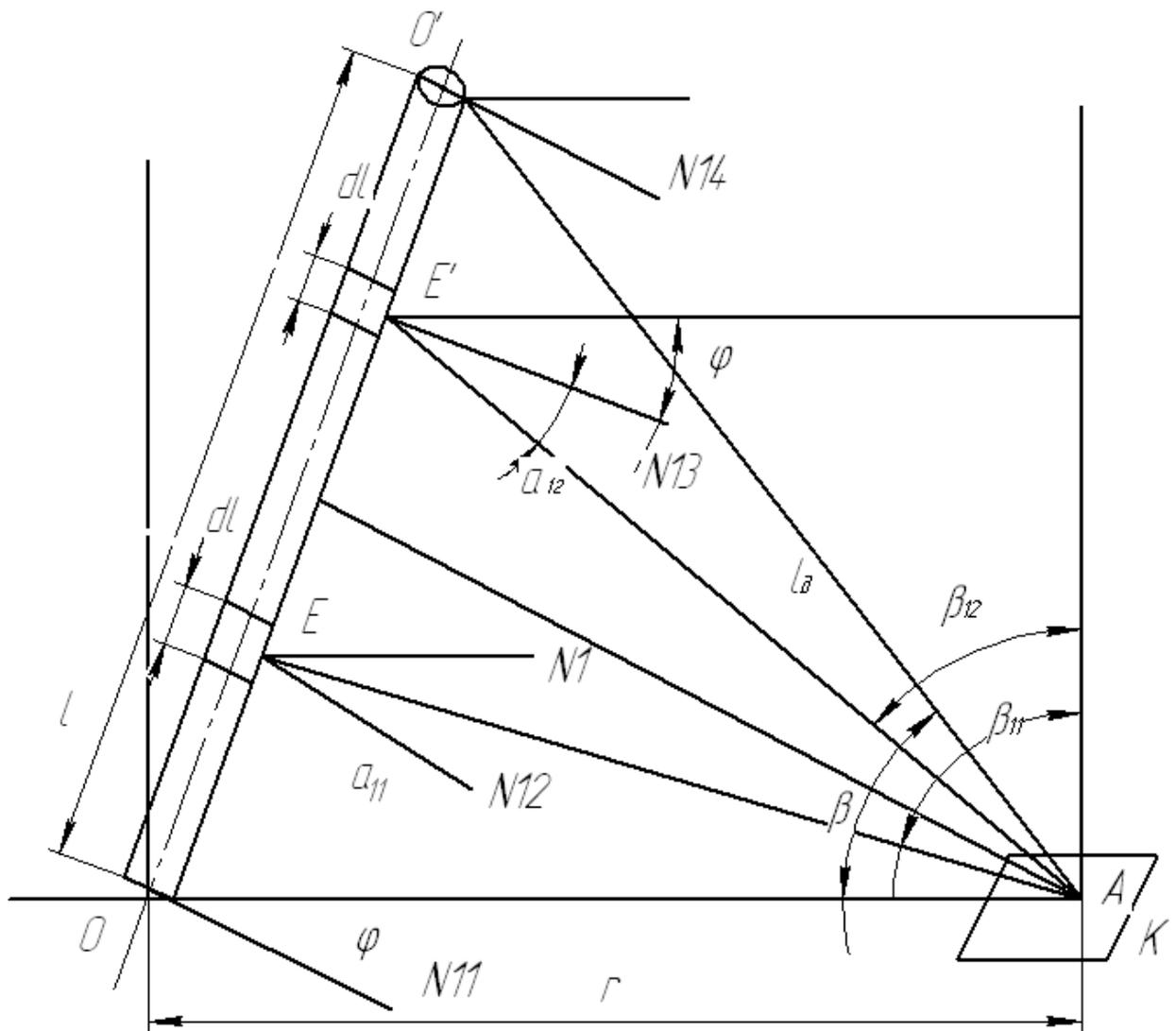


Рис. 5.4. Геометрические построения, для определения локальных угловых коэффициентов излучения теплового источника на площадку, находящуюся на плоскости, при взаимном пересечении теплового источника и плоскости, площадка расположена с внутренней стороны теплового источника.

Подставив (5.21) в (5.15) получим следующее уравнение для площадки:

$$d\varphi_i^{mem} = \frac{F_i \sin(\varphi - \alpha_{i1}) \sin(\pi/2 + \alpha_{i1}) d\alpha_{i1}}{\pi^2 \cdot r \cdot l_0 \sin(\pi/2 - \varphi)} + \frac{F_k \sin(\varphi - \alpha_{i2}) \sin(\pi/2 + \alpha_{i2}) d\alpha_{i2}}{\pi^2 \cdot r \cdot l_0 \cdot \sin(\pi/2 - \varphi)}, \quad (5.22)$$

Локальный угловой коэффициент излучения теплового источника на площадку, которая расположена с внутренней стороны источника тепла, определяется путем интегрирования выражения (5.22) в диапазоне изменения  $\alpha_{i1}$  ( $0 \div \varphi$ ) и  $\alpha_{i2}$  ( $0 \div (\beta - \varphi)$ ):

$$\begin{aligned}
\varphi_i^{mem} &= \int_0^\varphi \frac{F_i \sin(\varphi - \alpha_{i1}) \sin(\pi/2 + \alpha_{i1}) d\alpha_1}{\pi^2 \cdot r \cdot l_\delta \cdot \sin(\pi/2 - \varphi)} + \\
&+ \int_0^{\beta - \varphi} \frac{F_i \sin(\varphi - \alpha_{i2}) \sin(\pi/2 + \alpha_{i2}) d\alpha_2}{\pi^2 \cdot r \cdot l_\delta \cdot \sin(\pi/2 - \varphi)} = \\
&= \frac{F_\kappa}{2 \cdot \pi^2 \cdot r \cdot l_\delta} \{ [\sin^2(\beta - \varphi) - \sin^2 \varphi] + tq\varphi [\beta + \sin \beta \cos(\beta - 2\varphi)] \}
\end{aligned} \tag{5.23}$$

Излучение дуги на площадки, расположенные на поверхности металла и находящиеся справа от неё, рассчитываются по выражению:

$$Q_{надi}^{mem} = \frac{F_i \cdot Q_\delta}{2 \cdot \pi^2 \cdot l_\delta \cdot r} [(\sin(\beta - \varphi))^2 - (\sin(\varphi))^2 + tq\varphi(\beta + \sin(\beta) \cos(\beta - 2\varphi))], \tag{5.24}$$

где  $F_i$  – площадь поверхности площадки;  $r$  – расстояние от площадки до дуги;  $l_\delta$  – длина дуги;  $\varphi$  – угол наклона дуги к оси электрода;  $\beta$  – угол под которым с центра площадки видна электрическая дуга.

Падающий тепловой поток от дуги на элементарные площадки, расположенные на поверхности стен, можно определить из выражения:

$$Q_{надi}^{cm} = Q_\delta \cdot \varphi_i^{cm}, \tag{5.25}$$

где  $\varphi_i^{cm}$  – угловой коэффициент излучения между дугой и площадками на поверхности стен.

Величину локального углового коэффициента излучения  $\varphi_i^{cm}$  определяем по методике, изложенной выше в соответствии с рис. 5.5.

В результате для элементарных площадок, расположенных напротив дуги:

$$\varphi_i^{cm} = \frac{F_i}{2 \cdot \pi^2 \cdot l_\delta \cdot r} (\beta + \sin \beta \cos(\beta_1 - \beta_2)), \tag{5.26}$$

Для элементарных площадок, расположенных выше дуги

$$\varphi_i^{cm} = \frac{F_i \cdot l_{вид}}{2 \cdot \pi^2 \cdot l_\delta \cdot r} (\beta + \sin \beta \cos(\beta_1 + \beta_2)), \tag{5.27}$$

где  $l_{вид}$  – видимая часть дуги.

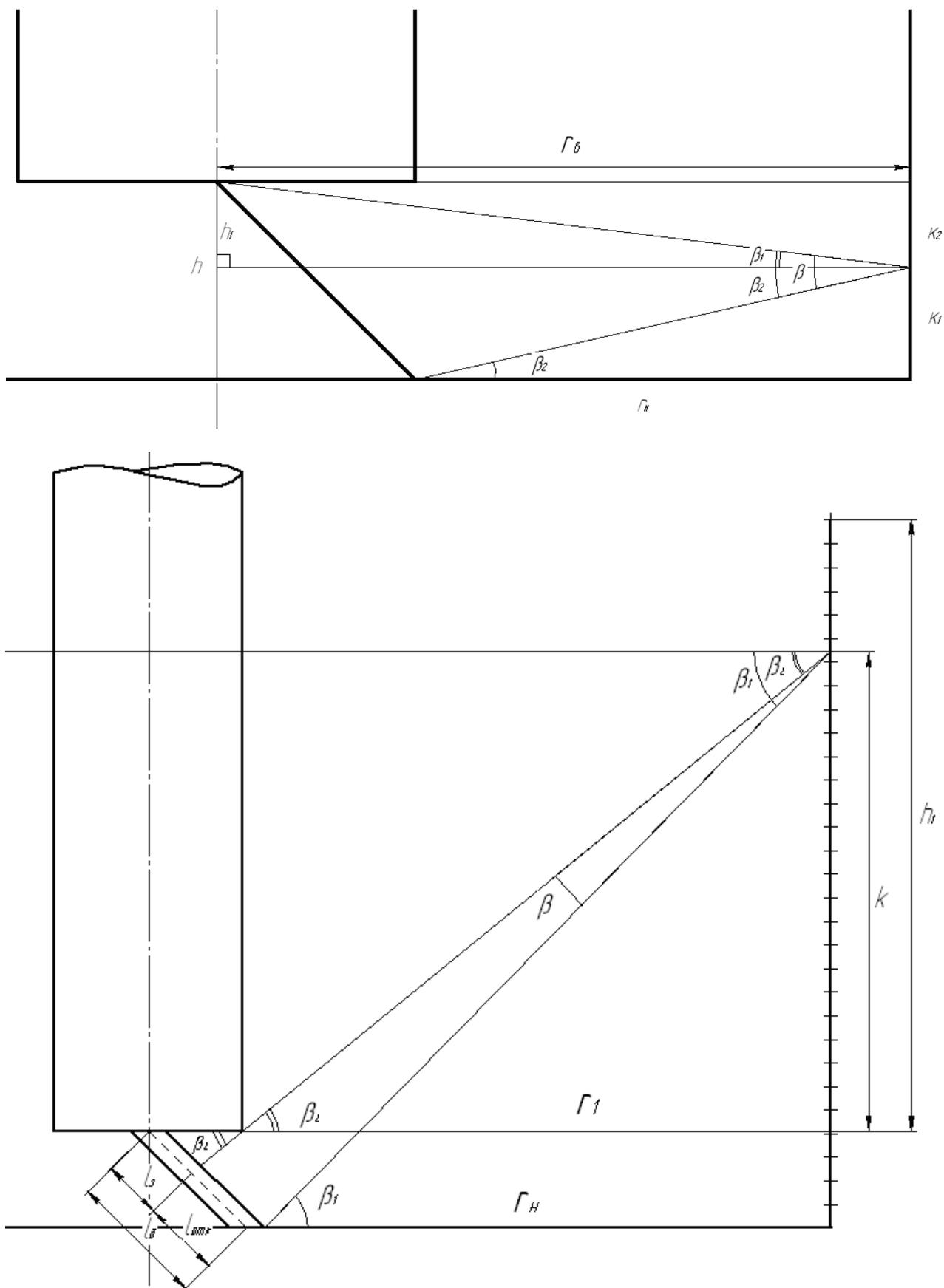


Рис. 5.5. Геометрические построения, для определения локальных угловых коэффициентов излучения теплового источника на площадку, расположенную на поверхности стен.

Падающий тепловой поток от дуги на элементарные площадки, расположенные на поверхности свода, можно определить из выражения:

$$Q_{пад_i}^{свод} = Q_0 \cdot \varphi_i^{свод}, \quad (5.28)$$

где  $\varphi_i^{свод}$  – угловой коэффициент излучения между дугой и площадками, расположенными на поверхности свода печи.

Величину локального углового коэффициента излучения  $\varphi_i^{свод}$  определяем из геометрических построений (рис. 5.6) по методике, изложенной выше.

В результате получаем:

$$\varphi_i^{свод} = \frac{F_i \cdot l_{свод}}{2 \cdot \pi^2 \cdot l_0 \cdot r} (\cos \varphi (\beta + \sin \beta \cos (\beta_1 + \beta_2)) + \sin \varphi (\sin^2 \beta_1 - \sin^2 \beta_2)), \quad (5.29)$$

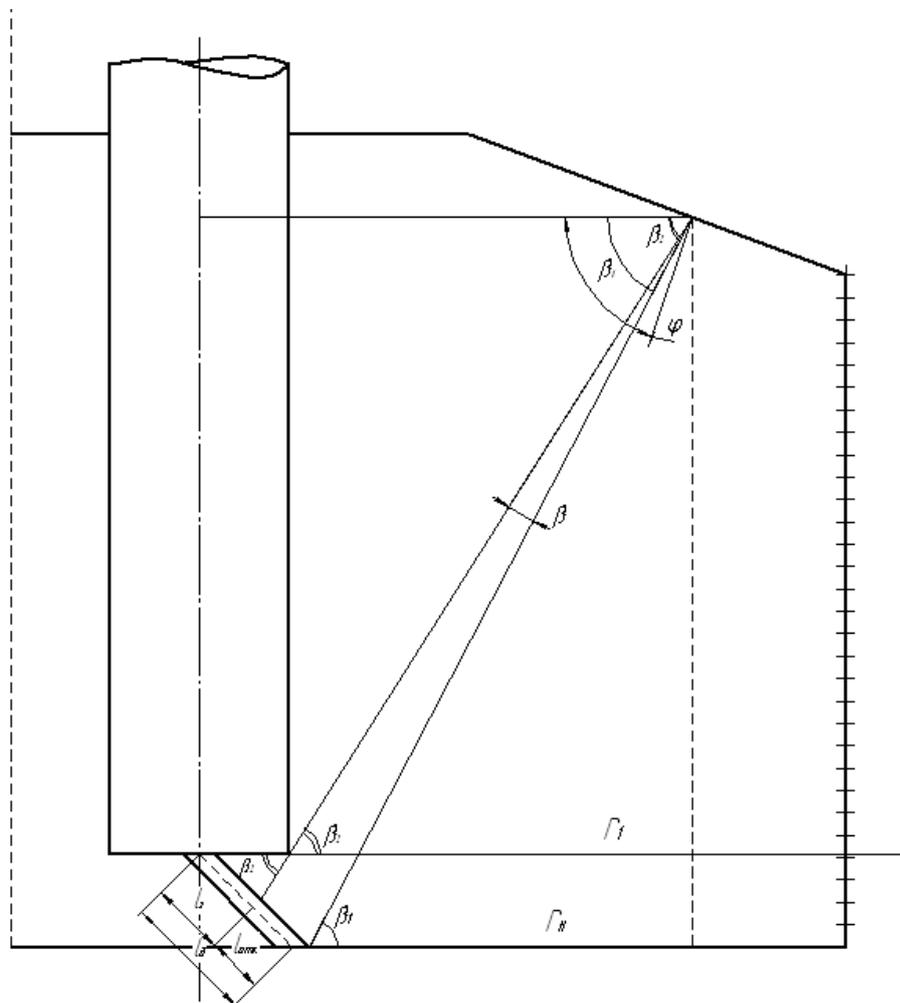


Рис. 5.6. Геометрические построения, для определения локальных угловых коэффициентов излучения теплового источника на элементарную площадку, расположенную на поверхности свода.

Падающий на металл тепловой поток, вызванный многократными отражениями излучения дуг, определяем из выражения:

$$Q_{n.отр_i}^{мет} = Q_{\delta} \cdot \left[ \begin{aligned} &\varphi_i^{свод} \cdot \varphi_{св_i}^{мет} \cdot R_{свод}^{эф} + \varphi_i^{ст} \cdot \varphi_{ст_i}^{мет} \cdot R_{ст}^{эф} + \\ &+ \varphi_i^{мет} \cdot \varphi_{мет_i}^{мет} \cdot R_{мет} \end{aligned} \right] \quad (5.30)$$

где  $R_{свод}^{эф}$ ,  $R_{ст}^{эф}$  – эффективные коэффициенты отражения стен и свода;  $R_{мет}$  – отражательная способность металла;  $\varphi_{св}^{мет}$ ,  $\varphi_{ст}^{мет}$ ,  $\varphi_{мет}^{мет}$  – угловые коэффициенты излучения соответственно между сводом и поверхностью металла, между площадками, расположенными на стенах и металле, и между площадками на поверхности металла.  $\varphi_{мет}^{мет} = 0$ , так как металл является вогнутой поверхностью.

Аналогично определяем величину теплового потока на свод и стены, с учётом многократных отражений:

$$Q_{n.отр_i}^{свод} = Q_{\delta} \cdot \left[ \begin{aligned} &\varphi_i^{мет} \cdot \varphi_{мет_i}^{свод} \cdot R_{мет} + \varphi_i^{ст} \cdot \varphi_{ст_i}^{свод} \cdot R_{ст}^{эф} + \\ &+ \varphi_i^{свод} \cdot \varphi_{свод_i}^{свод} \cdot R_{свод}^{эф} \end{aligned} \right] \quad (5.31)$$

где  $\varphi_{мет_i}^{свод}$ ,  $\varphi_{ст_i}^{свод}$ ,  $\varphi_{свод_i}^{свод}$  – угловые коэффициенты излучения между металлом и сводом, между элементарными площадками на стенах и сводом и между элементарными площадками на поверхности свода.

$$Q_{n.отр_i}^{ст} = Q_{\delta} \cdot \left[ \begin{aligned} &\varphi_i^{свод} \cdot \varphi_{свод_i}^{ст} \cdot R_{свод}^{эф} + \varphi_i^{мет} \cdot \varphi_{мет_i}^{ст} \cdot R_{мет} + \\ &+ \varphi_i^{ст} \cdot \varphi_{ст_i}^{ст} \cdot R_{ст}^{эф} \end{aligned} \right] \quad (5.32)$$

где  $\varphi_{свод_i}^{ст}$ ,  $\varphi_{мет_i}^{ст}$ ,  $\varphi_{ст_i}^{ст}$  – угловые коэффициенты излучения между элементарными площадками на стенах и сводом, между металлом и стенами, и между элементарными площадками на поверхности стен соответственно.

Для вогнутых поверхностей, которые образуют систему теплообмена излучением, необходимо произвести замену собственной поглотательной  $A$  и отражательной  $R$  способности на соответствующие эффективные  $R_{свод}^{эф}$ ,  $R_{ст}^{эф}$ . Вогнутыми поверхностями дуговых сталеплавильных печей являются стены и

свод.

Исходя из этого получим:

$$R_{свод}^{эф} = \frac{R_{свод}(1 - \varphi_{свод}^{свод})}{1 - R_{свод}\varphi_{свод}^{свод}}; \quad R_{ст}^{эф} = \frac{R_{ст}(1 - \varphi_{ст}^{ст})}{1 - R_{ст}\varphi_{ст}^{ст}} \quad (5.33)$$

Здесь:  $R_{свод} = 1 - \varepsilon_{свод}$ ;  $R_{ст} = 1 - \varepsilon_{ст}$ , где  $\varepsilon_{свод}$ ,  $\varepsilon_{ст}$  – степень черноты свода и стен соответственно.

Тепловой поток от нагретых поверхностей (стен и свода), падающий на элементарные площадки, находящиеся на поверхности металла, находим по уравнению:

$$Q_{мет_i}^{n.n} = Q_{соб}^{свод} \cdot \varphi_{свод_i}^{мет} + Q_{соб}^{ст} \cdot \varphi_{ст_i}^{мет} \quad (5.34)$$

По аналогии тепловой поток от нагретых поверхностей (шлака и стен), падающий на элементарные площадки, находящиеся на поверхности свода равен:

$$Q_{свод_i}^{n.n} = Q_{соб}^{мет} \cdot \varphi_{мет_i}^{свод} + Q_{соб}^{ст} \cdot \varphi_{ст_i}^{свод}, \quad (5.35)$$

Тепловой поток от нагретых поверхностей (шлака и свода), падающий на элементарные площадки, расположенные на поверхности стен можно определить из уравнения:

$$Q_{ст_i}^{n.n} = Q_{соб}^{свод} \cdot \varphi_{свод_i}^{ст} + Q_{соб}^{мет} \cdot \varphi_{мет_i}^{ст}, \quad (5.36)$$

Величину углового коэффициента между двумя поверхностями (рис. 5.7) вычисляем по формуле:

$$\varphi_i^j = \frac{\cos \beta_1 \cos \beta_2}{\pi \cdot r^2} F_j, \quad (5.37)$$

где  $r$  – расстояние между центрами площадок  $dF_1$  и  $dF_2$  на поверхностях  $F_1$  и  $F_2$ , м;  $\beta_1$  и  $\beta_2$  – соответствующие углы между нормалью к одной площадке и направлением на другую;  $F_j$  – площадь площадок, принимающих излучение, м.

Для определения углового коэффициента в соответствии с выражением (5.37), необходимо установить зависимость  $\beta_1$ ,  $\beta_2$  и  $r$  от координат точек, участвующих в теплообмене поверхностей, с учётом их взаимного расположе-

ния и формы. Расстояние  $r$  между излучающей поверхностью, и поверхностью принимающей тепловой поток, определяется в соответствии с формулой:

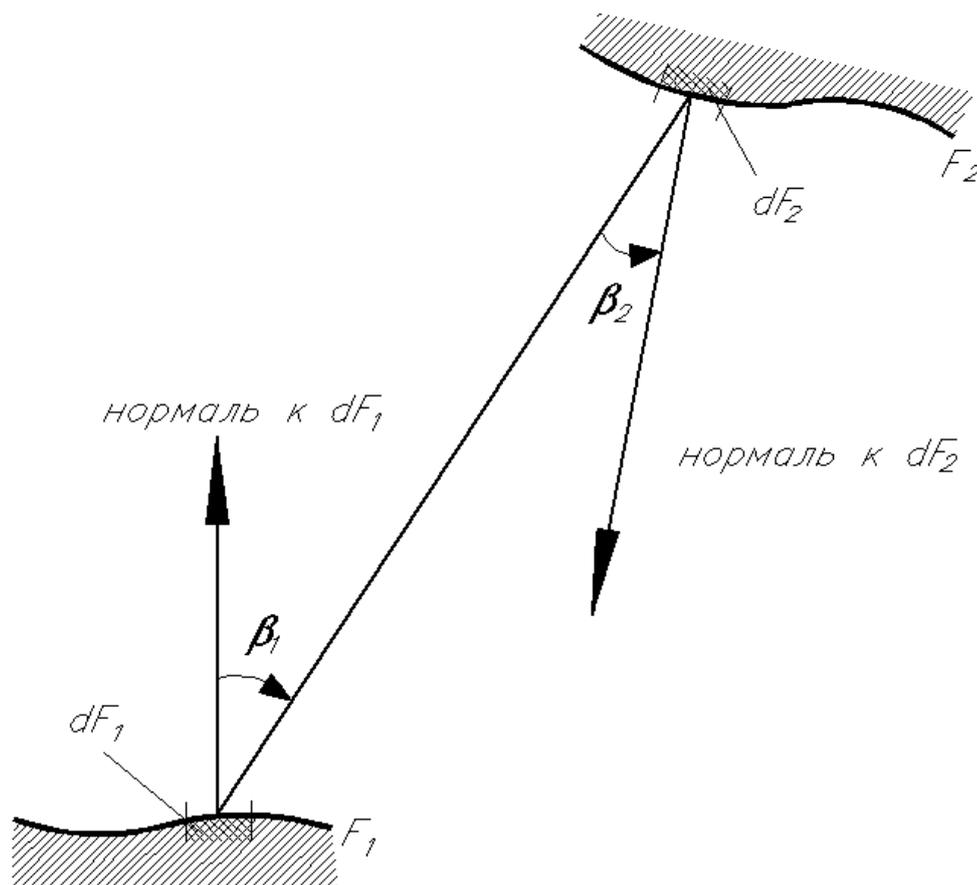


Рис. 6.7. Схема к расчету угловых коэффициентов излучения в случае прямого обмена излучением между площадками.

$$r = \sqrt{(X_i - X_j)^2 + (Y_i - Y_j)^2 + (Z_i - Z_j)^2}, \quad (5.38)$$

где  $X_i, Y_i, Z_i$  и  $X_j, Y_j, Z_j$  - координаты площадок.

Для простоты расчётов, разместим в центре сферы, образующей свод печи, начало системы координат. Полученные уравнения, представленные в табл. 5.1, предназначены для расчёта площадей и координат центров площадок.

Углы между нормалью к площадке и отрезком, соединяющим площадки (рис. 5.7), рассчитываются исходя из геометрических размеров печи при известных координатах центров площадки, с использованием теоремы косинусов и свойства прямоугольных треугольников. Расчёты  $\beta_1$  и  $\beta_2$  представлены в табл. 5.2.

Таблица. 5.1. Уравнения для расчёта площадей и координат центров площадок.

Площадь площадки	Координаты центра площадки
Поверхность металла	
$F_{мет} = \pi \cdot R_m^2 / (k \cdot p)$	$X_{мет} = R_{cp} \cos \gamma$
	$Y_{мет} = R_{cp} \sin \gamma$
	$Z_{мет} = H_p + H_m$
Поверхность стен	
$F_{cm} = 2 \cdot \pi \cdot R_n \cdot H_{cm} / (\gamma \cdot z)$	$X_{cm} = R_n \cos \gamma$
	$Y_{cm} = R_n \sin \gamma$
	$Z_{cm} = Z_m + \Delta z / 2$
Поверхность свода	
$F_{cв} = 2 \pi \cdot R_{cв} H_{cв} / (n \cdot m)$	$X_{cв} = R_{cв} \cos \varphi \cdot \cos \gamma$
	$Y_{cв} = R_{cв} \cos \varphi \cdot \sin \gamma$
	$Z_{cв} = \sqrt{R_{cв}^2 - X_{cв}^2 - Y_{cв}^2}$
<p>Здесь <math>R_m</math> – радиус печи на уровне шлакового пояса; <math>k</math> – количество зон на поверхности шлака; <math>p</math> – количество площадок на поверхности зон; <math>R_n</math> – внутренний радиус печи на уровне стеновых панелей; <math>\gamma</math> – количество зон на поверхности стен по радиусу печи; <math>z</math> – количество зон на поверхности стен по их высоте; <math>R_{cв}</math> – радиус свода; <math>H_{cв}</math> – высота стрелы свода; <math>n</math> – количество зон на поверхности свода; <math>m</math> – количество элементарных площадок в зоне свода; <math>R_{cp}</math> – среднеарифметический радиус окружностей, образующих зону с площадкой; <math>\gamma</math> – угол между положительным направлением оси <math>x</math> и перпендикуляром, восстановленным от оси печи к центру площадки; <math>H_p</math> – высота пода печи над точкой начала координат; <math>H_m</math> – глубина ванны; <math>\varphi</math> – угол между радиусом свода и перпендикуляром, восстановленным от оси печи к центру площадки.</p>	

Таблица. 5.2.

Уравнения для расчёта углов между нормалью к одной площадке и направлением на другую.

угол $\beta_1$	угол $\beta_2$
Зона взаимодействия со стен на металл	
$\arctg \frac{\sqrt{(x_{мет} - x_{см})^2 + (y_{мет} - y_{см})^2}}{z_{см} - z_{мет}}$	$90^\circ - \beta_1$
Зона взаимодействия со свода на металл	
$\arctg \frac{\sqrt{(x_{мет} - x_{св})^2 + (y_{мет} - y_{св})^2}}{z_{св} - z_{мет}}$	$\arccos \frac{r^2 + R_{св}^2 - R_э^2 - (x_{мет}^2 + y_{мет}^2 + z_{мет}^2)}{2 \cdot r \cdot R_{св}}$
Зона взаимодействия со свода на стены	
$\arctg \frac{z_{св} - z_{см}}{\sqrt{(x_{св} - x_{см})^2 + (y_{св} - y_{см})^2}}$	$\arccos \frac{r^2 + R_{св}^2 - R_n^2 - z_{св}^2}{2 \cdot r \cdot R_{св}}$
Здесь $см$ – индекс, касающийся координат зон стен; $св$ - индекс, касающийся координат зон свода; $мет$ - индекс, касающийся координат зон металла; $\delta$ - индекс, касающийся координат электрической дуги; $R_э$ - радиус распада электродов.	

Следовательно, общий результирующий поток тепла на элементарные площадки, расположенные на поверхности металла, определяется:

$$Q_{рез_i}^{мет} = A_{мет} \cdot (Q_{над_i}^{мет} + Q_{п.отр_i}^{мет} + Q_{мет_i}^{п.п}) - Q_{соб}^{мет} \quad (5.39)$$

где  $A_{шл}$  – поглощательная способность поверхности шлака.

Результирующие тепловые потоки на поверхность водоохлаждаемых элементов свода и стен рассчитывается аналогично, но при этом эффективный коэффициент поглощения рассчитывается, в соответствии с выражением:

$$A_{свод}^{эф} = 1 - R_{свод}^{эф}, \quad A_{ст}^{эф} = 1 - R_{ст}^{эф} \quad (5.40)$$

Собственные тепловые потоки для всех зон, найдем по следующему уравнению:

$$Q_{соб}^j = \varepsilon_j \cdot \sigma \cdot F_j \cdot \left( \frac{T_j}{100} \right)^4, \quad (5.41)$$

где  $\varepsilon_j$  – степень черноты  $j$ -й зоны,  $F_j$  – площадь поверхности зоны излучения,

$m^2$ ,  $T_j$  – температура поверхности, которая участвует в теплообмене, К.

Температуру поверхности водоохлаждаемых элементов можно рассчитать, исходя из данных о температуре охлаждающей воды в панелях свода и стен ДСП.

Наружную температуру стенок водоохлаждаемой панели, можно определить из выражения:

$$T_{mp}^H = T_{mp}^{вн} + \frac{q_{вод} \cdot \delta_{mp}}{\lambda_{mp} \cdot T_{mp}^{cp}}, \quad (5.42)$$

где  $T_{mp}^H$  – температура трубы с наружной стороны, К;  $T_{mp}^{cp}$  – средняя температура стенки трубы, К;  $T_{mp}^{cp} = (T_{mp}^H + T_{mp}^{вн}) / 2$ ;  $\delta_{mp}$  – толщина стенки трубы, м;  $T_{mp}^{вн}$  – температура трубы с внутренней стороны, определяемая методом последовательных приближений исходя из условия:

$$q_{вод} = \alpha_{mp}^{вод} \cdot (T_{mp}^{вн} - T_{вод}), \quad (5.43)$$

где  $q_{вод}$  – тепловой поток, забираемый водой, Вт/м<sup>2</sup>,  $\alpha_{mp}^{вод}$  – коэффициент теплоотдачи от трубы к воде, Вт/м<sup>2</sup> К;  $T_{в} = (T_{в}'' + T_{в}') / 2$  – температура воды;  $T_{в}''$  и  $T_{в}'$  – температура воды соответственно на входе и выходе элемента.

Причём  $\alpha_{mp}^{вод} = \lambda \cdot Nu / d$ , где  $d$  – диаметр трубы водоохлаждаемого элемента, м;  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности для воды, Вт/м К;  $Nu$  – критерий Нуссельта, который можно рассчитать в соответствии с выражением [153,155]:

$$Nu = 0,021 \cdot Re^{0,8} \cdot Pr_{m_в}^{0,43} \cdot \left( \frac{Pr_{m_в}}{Pr_{m_{mp}^{вн}}} \right)^{0,25}, \quad (5.44)$$

где  $Re$  – число Рейнольдса,  $Pr$  – число Прандтля.

Приведённые выражения составляют основу модели расчёта падающих и результирующих тепловых потоков в свободном пространстве ДСП.

На основе полученной модели выполним оценку величины коэффициента использования тепла электрических дуг, в период вспенивания шлака.

От величины коэффициента использования тепла (КИТ) электрических дуг зависит величина удельного расхода электроэнергии на тонну стали [170]: чем больше величина КИТ электрических дуг, тем меньше удельный расход электроэнергии.

Согласно данным [170], коэффициент использования тепла электрических дуг ( $\eta_{\text{киит}}^{\text{эл.д}}$ ), можно определить с использованием следующего выражения:

$$\eta_{\text{киит}}^{\text{эл.д}} = \frac{0,8 \cdot P_{\text{а-к}} + 0,05 \cdot P_{\text{д}} + \phi_{\text{д-м}} \cdot (P_{\text{д}} - P_{\text{а-к}} - 0,05 \cdot P_{\text{д}})}{P_{\text{д}}}, \quad (5.44)$$

где  $P_{\text{д}}$  – мощность электрической дуги, идущая на нагрев и расплавление металла;  $P_{\text{а-к}}$  – мощность, которая выделяется в анодном и катодном пятне, мето-

дика расчета которой представлена в работах [169,170,180];  $\phi_{\text{д-м}} = \sum_I^n \phi_i^{\text{мет}}$  –

средний угловой коэффициент излучения от электрической дуги на металл, характеризующий долю мощности, излучаемую электрической дугой на металлическую ванну.

## 5.2 Разработка алгоритма расчёта распределения тепловых потоков в свободном пространстве ДСП и величины коэффициента использования тепла электрических дуг с учётом вспенивания шлака

На основе полученных уравнений, составляющих структуру модели, был разработан алгоритм (рис. 5.8) и программа для оценки коэффициента использования тепла электрических дуг, в зависимости от степени их экранирования вспененным шлаком. Кроме того, была разработана программа, позволяющая рассчитать величину падающих и результирующих тепловых потоков от электрических дуг на поверхность металла, стен и свода, а также их распределение. Использование этих программ, позволяет количественно и качественно оценить картину внешнего теплообмена в свободном пространстве ДСП, при вспенивании сталеплавильного шлака.

Функциональная схема алгоритма, представлена на рис. 5.8 и осуществляется следующим образом. При работе печи на заданной ступени напряжения,

рассчитывается длина дуги и длина её открытой части, в зависимости от толщины вспененного шлака и заглубления электрической дуги в металл. В соответствии с геометрическими размерами печи (радиус печи на уровне шлаковой ванны и на уровне стеновых панелей, радиус свода, высота стрелы свода, глубина ванны и т.д.) рассчитываются координаты площадок, и расстояния, между поверхностями, которые участвуют в теплообмене.

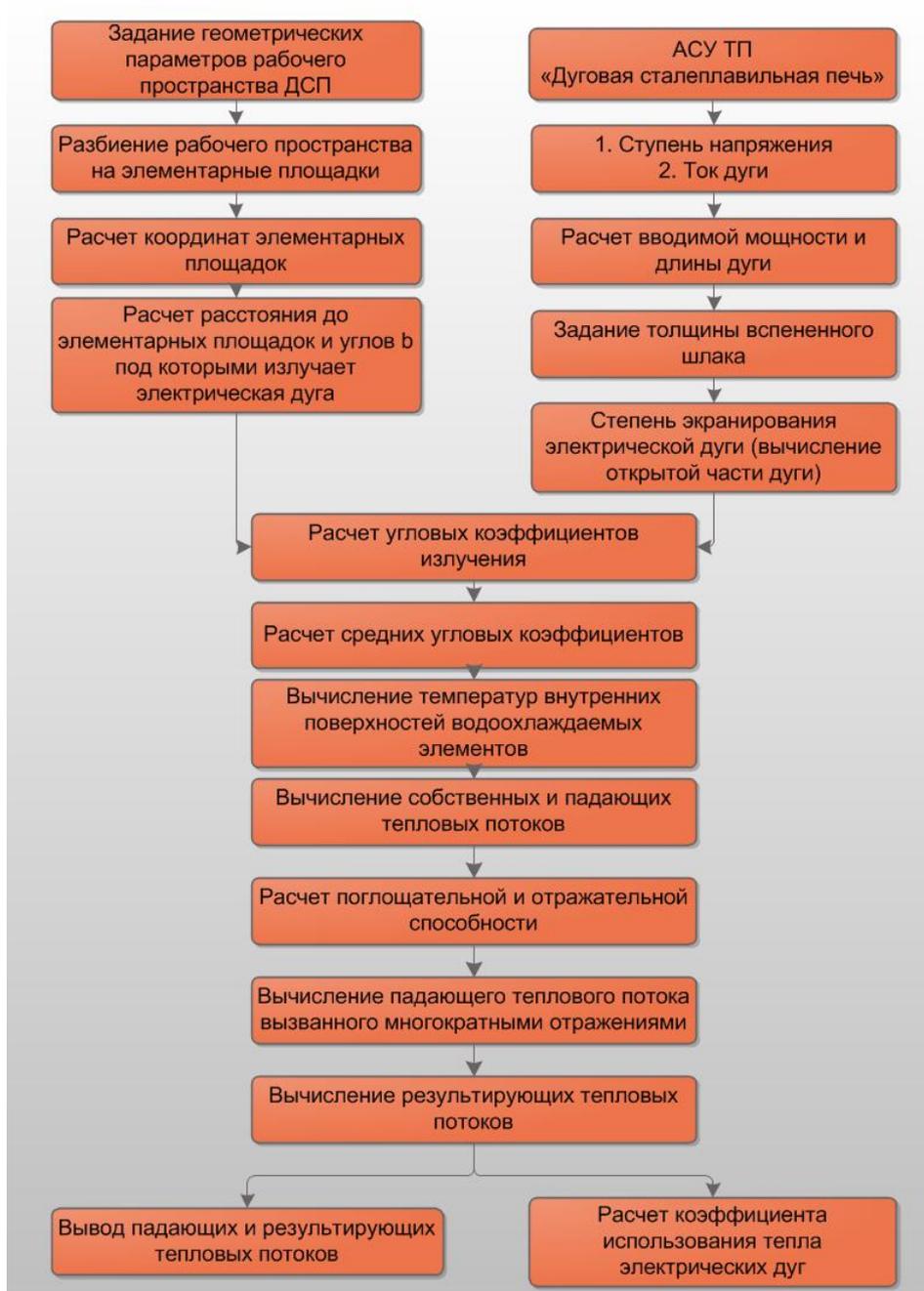


Рис. 5.8. Функциональная схема расчета теплообмена в свободном пространстве ДСП.

Далее осуществляется расчёт средних угловых коэффициентов. Затем рассчитываются температуры внутренних поверхностей водоохлаждаемых элементов стен и свода. Далее, рассчитывается величина теплового потока собственного излучения от этих поверхностей. На конечном этапе рассчитываются результирующие тепловые потоки на поверхности, участвующие в теплообмене с учётом потоков излучения, вызванных многократным отражением, и выполняется оценка коэффициента использования тепла электрических дуг.

Таким образом, предложенный алгоритм позволяет рассчитать все необходимые данные, для оценки параметров тепловой работы дуговой ДСП.

### **5.3 Анализ результатов моделирования распределения тепловых потоков в свободном пространстве ДСП с учётом вспенивания шлака**

Полученные с помощью модели данные, представлены на рис. 5.9 – 5.11 в виде диаграмм. Так на рис. 5.9. представлены результаты расчёта плотности тепловых потоков на металлическую ванну дуговой печи, в период жидкой ванны. Как следует из данных рис. 5.9 на поверхности ванны, в области расположенной под электродами имеются ярко выраженные максимумы теплового потока. Кроме того, из характера распределения плотностей теплового потока следует, что расплавление шихты около стен печи происходит за счёт переотражения тепловых потоков, излучаемых электрическими дугами от футеровки печи.

Произведённые расчёты, для различных значений степени экранирования электрической дуги, показывают, что с увеличением величины ( $l_{омк}$ ) происходит возрастание величины теплового потока, и как следствие доли теплового излучения на поверхность футеровки стен и свода печи. Другими словами, работа на более высокой ступени трансформатора, приводит к существенному возрастанию теплового потока, который падает на поверхность шлакового расплава, водоохлаждаемых стен и свода печи, за счёт увеличения длины электрической дуги и переходу к режиму открытого горения электрических дуг, что и вызывает повышенное облучение поверхности футеровки стен и свода.

При укрытии электрических дуг вспененным шлаком мощность, которая передаётся шлаку, а затем за счёт конвективного теплообмена от шлака металлической ванне, существенно повышается. Данный факт, можно объяснить более интенсивным подводом энергии от электрических дуг шлаку, что способствует повышению скорости нагрева жидкой ванны в ДСП. Кроме того, при укрытии электрических дуг вспененным шлаком, происходит перераспределение части падающего излучения между сводом, стенами и шлаком (металлом) в сторону последнего, что благоприятно влияет как на работу футеровки, так и на нагрев и плавление металлизированных окатышей. Поэтому при работе на более высоких ступенях, необходимо увеличивать степень укрытия электрической дуги, за счёт вспенивания сталеплавильного шлака.

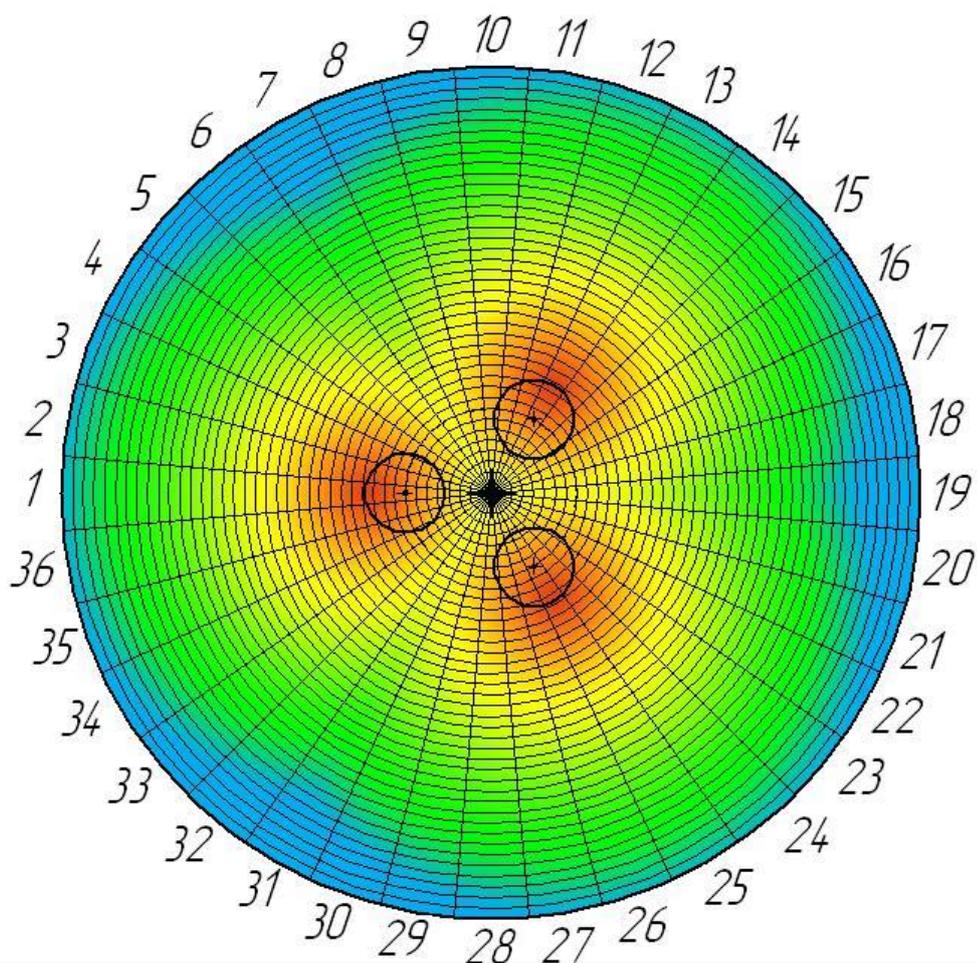


Рис. 5.9. Диаграмма распределение плотности теплового потока по поверхности расплава.

На рис. 5.10. приведены результаты расчётов плотности тепловых потоков, падающих на стеновые водоохлаждаемые панели дуговой печи.

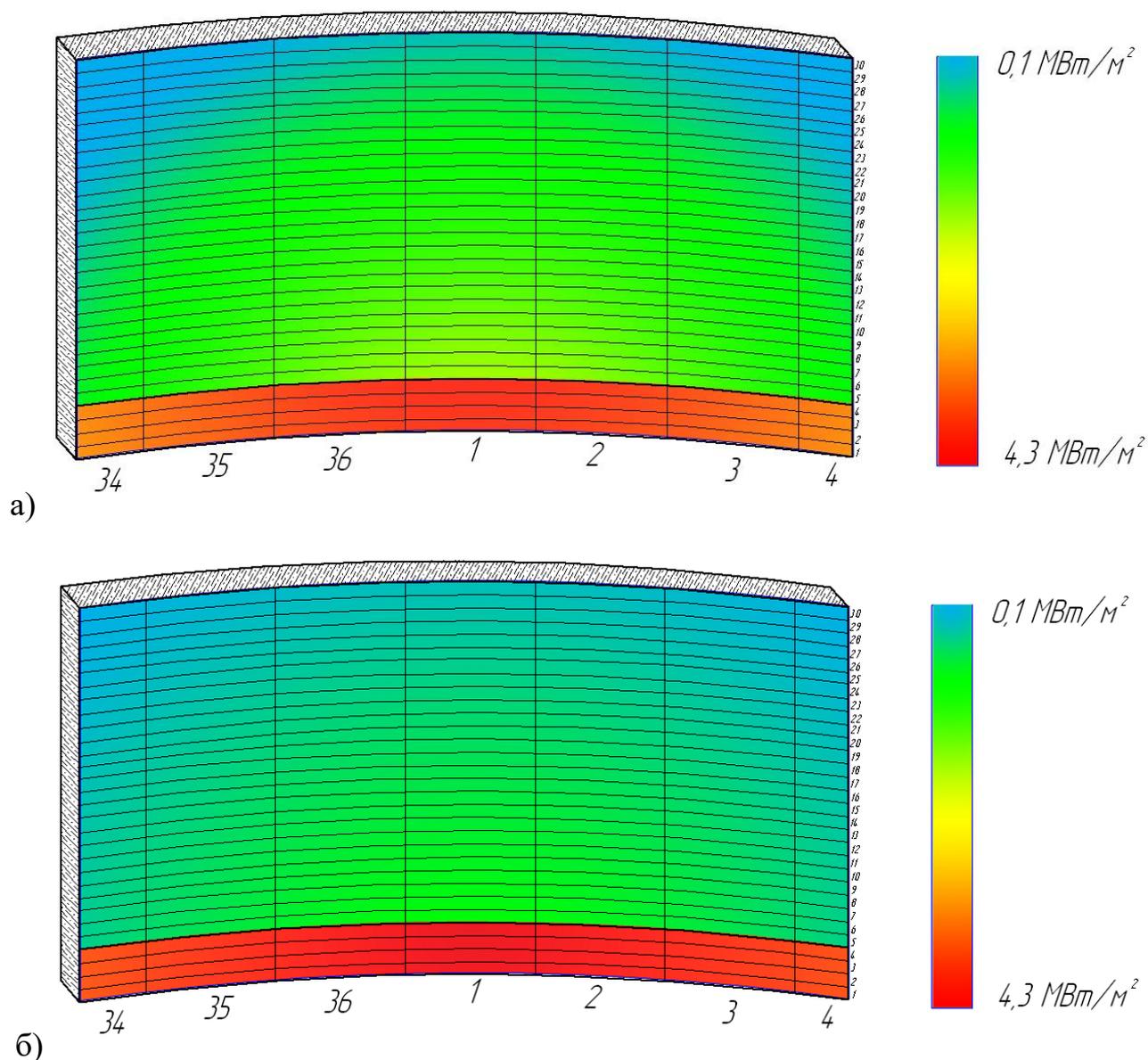


Рис. 5.10. Диаграмма распределения плотности теплового потока по поверхности стен ДСП.

Расчёты выполнены для периода жидкой ванны. Анализ данных диаграммы, представленной на рис. 5.10а говорит, что зоны, которые расположены вблизи электрода наименее экранированы от теплового излучения и плотность тепловых потоков, падающих на поверхность стен в этих местах достигает наибольших значений. Данный факт, можно объяснить влиянием электромаг-

нитного выдувания электрических дуг из-под электродов, что приводит к снижению степени экранирования электрических дуг электродами.

Наличие в печи, в данный момент, вспененного шлака, позволяет снизить облученность ВЭ стен и свода печи, за счёт лучшего экранирования дуги, что также даёт возможность работы при более высоком вторичном напряжении (рис. 5.10б).

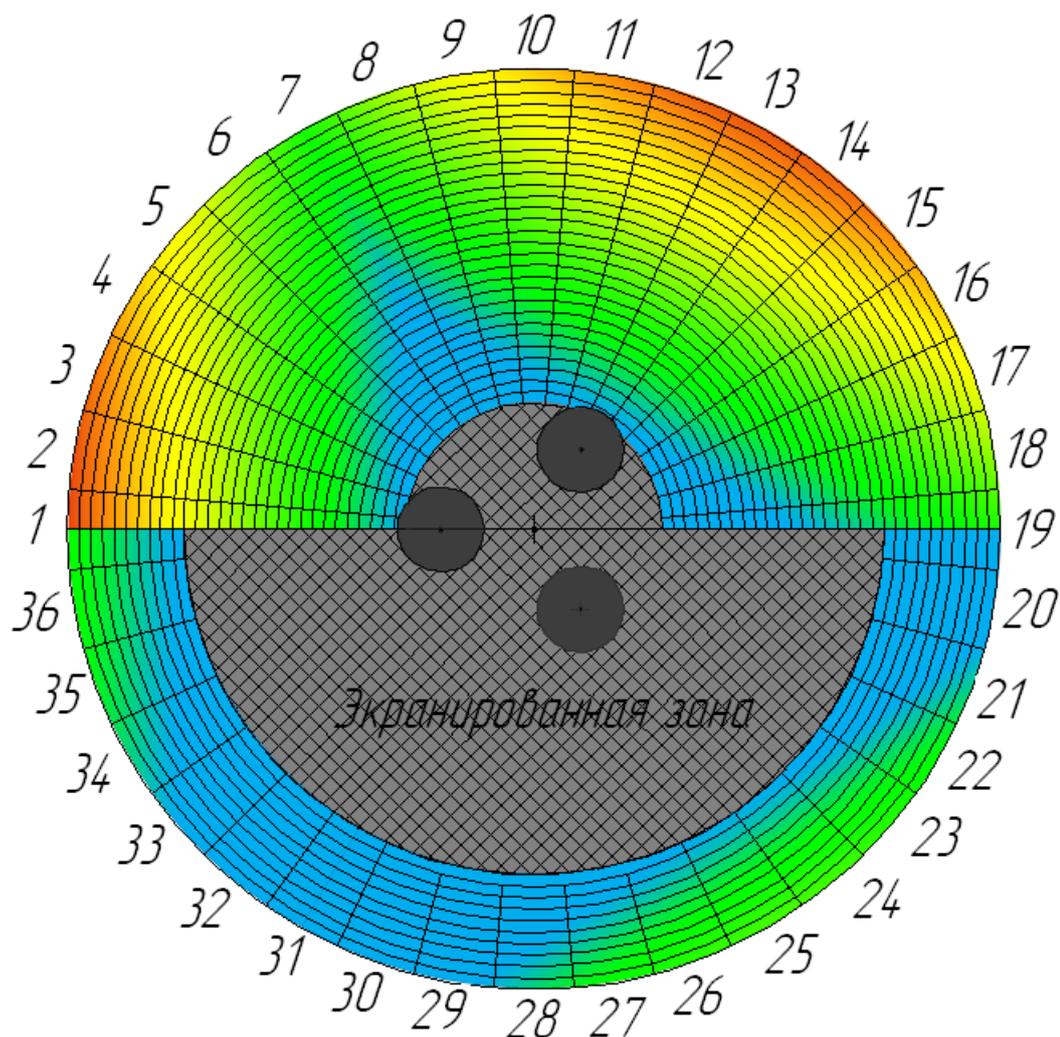


Рис. 5.11. Распределение плотности теплового потока от электрических дуг по радиусу свода ДСП.

Плотность падающих тепловых потоков от электрических дуг достигает на периферии свода максимальных значений (рис. 5.11) и сокращается по мере продвижения к центру печи. Это объясняется электромагнитным выдуванием электрических дуг и экранированием электродами центральной части свода.

С помощью разработанной математической модели было проанализировано влияние вспенивания сталеплавильного шлака на экранирование электрических дуг в печи (табл. 5.3). Вспененный шлак экранирует значительную часть электрической дуги, уменьшая величину  $l_{отк}/l_0$  и снижая в 2÷3 раза плотность тепловых потоков, падающих в нижние зоны стен печи. В те периоды плавки, когда ванна покрыта слоем вспененного шлака, максимум тепловой нагрузки перемещается с нижних зон стен, в средние и верхние. Это нежелательно в период доплавления шихты, когда шихта лежит на откосах печи. Это приводит к снижению величины тепловых потоков от электрических дуг в нижние пояса стен, что затягивает период расплавления. Открытое горение электрических дуг в период жидкой ванны, может резко повысить температуру нижних зон футеровки стен, и при работе на длинных дугах привести к её оплавлению.

Таблица 5.3.

Результаты расчёта результирующих тепловых потоков, при работе на различных ступенях напряжения и различной степени укрытия электрических дуг вспененным шлаком.

Степень укрытия электрической дуги	Плотность теплового потока, МВт		
	на металл	на стены	на свод
<i>10 ступень напряжения</i>			
20	0,8	8	4,2
40	0,6	5,9	3,8
60	0,4	4,3	2,7
80	0,2	2,4	1,9
100	0,1	1,5	1
<i>20 ступень напряжения</i>			
20	0,98	16,2	9,1
40	0,76	12,6	7,2
60	0,46	10,3	5,1
80	0,24	6,1	3,7
100	0,15	2,5	2

Результаты расчёта средних угловых коэффициентов излучения, величины теплового потока, падающего на поверхность ВЭ футеровки печи, суммар-

ной мощности излучения электрической дуги и коэффициента использования тепла электрических дуг приведены в таблице 5.4.

Таблица 5.4

Сравнительные данные тепловой работы дуговой сталеплавильной печи при различной степени экранирования электрической дуги вспененным шлаком.

Параметр	Степень укрытия электрической дуги вспененным шлаком, %					
	0	20	40	60	80	100
Длина открытой части дуги, мм	450	360	216	86	17	0
Средний угловой коэффициент излучения дуги на металл	0,35	0,46	0,57	0,66	0,78	1
Коэффициент использования тепла электрической дуги	0,4	0,5	0,6	0,68	0,79	0,99
Облученность футеровки, МВт/м <sup>2</sup>	4,4	3,52	2,64	1,76	0,88	0
Суммарная мощность излучения электрической дуги, МВт	23	19,2	14,4	9,2	4,8	0

Анализ полученных данных показывает, что по мере увеличения степени экранирования электрической дуги вспененным шлаком, величина КИТ возрастает с  $\eta_d = 0,40$  практически до  $\eta_d = 0,99$ . Величина теплового потока, падающего от электрической дуги на поверхность ВЭ футеровки печи снижается с 4,4 МВт/м<sup>2</sup> до 0, что позволяет интенсифицировать тепловую работу дуговой сталеплавильной печи, при условии полного экранирования электрических дуг вспененным шлаком в течении всей плавки. В то же время, как показывает практика эксплуатации современных высокомошных ДСП, к концу плавки процесс вспенивания сталеплавильного шлака не получает достаточного развития [2], что приводит к увеличению доли тепла передаваемой ВЭ футеровки печи. В связи с этим, на основе полученных данных, можно сказать, что для предотвращения перегрева ВЭ футеровки печи в конце плавки, достаточно обеспечить экранирование электрической дуги на 60%. Это позволит, снизить величину теплового потока на поверхность до допустимых пределов (1,76 МВт/м<sup>2</sup>). Необходимо отметить, что электрические дуги, погруженные в объём вспененного шлака, горят более стабильнее, за счёт сокращения величины ко-

лебаний тока и напряжения. Все это позволяет повысить подводимую мощность трансформатора примерно на 15% и, следовательно, сократить время работы печи под током.

Кроме того, при увеличении толщины слоя вспененного сталеплавильного шлака повышается степень дожигания оксида углерода  $CO$  в объеме шлака, что повышает эффективность передачи тепла, образующегося при дожигании технологических газов над поверхностью расплавленной ванны, что также способствует снижению удельного расхода электроэнергии и повышению производительности печи.

#### **5.4 Выводы по главе 5**

На основе имеющихся теоретических данных о характере теплообмена в рабочем пространстве дуговой сталеплавильной печи была разработана математическая модель, которая позволяет оценить влияние степени экранирования электрических дуг вспененным шлаком на тепловые и технологические показатели электроплавки стали.

В результате математического моделирования установлено:

1. В зависимости от степени экранирования электрической дуги вспененным сталеплавильным шлаком можно добиться различной степени снижения величины теплового потока на поверхность стен, свода и металла от электрических дуг.
2. В зависимости от степени экранирования электрических дуг вспененным сталеплавильным шлаком величина коэффициента использования тепла электрических дуг изменяется от 40% до 100%.

## **ГЛАВА 6 РОЛЬ ВСПЕНИВАНИЯ СТАЛЕПЛАВИЛЬНЫХ ШЛАКОВ В ПОВЫШЕНИИ ЭНЕРГОТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ПРОИЗВОДСТВА СТАЛИ В ДУГОВЫХ СТАЛЕПЛАВИЛЬНЫХ ПЕЧАХ**

### **РАЗДЕЛ 6.1 ОЦЕНКА РОЛИ ПРОЦЕССА ВСПЕНИВАНИЯ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОГО ШЛАКА В ОСАЖДЕНИИ ПЛАВИЛЬНОЙ ПЫЛИ В ЕГО ОБЪЁМЕ**

Производство стали в дуговых сталеплавильных печах, сопровождается выбросами большого количества пыли и других загрязняющих веществ. Причем, объем выбросов зависит от типа применяемого сырья, технологического режима плавки.

Объем отходящих (технологических) газов, выделяемых из дуговой сталеплавильной печи, зависит от скорости обезуглероживания металла, величины сгорания углерода электродов, от степени разложения необожженной части известняка и подсосов атмосферного воздуха в печь.

Объем отходящих газов варьируется от 40 до 150 м<sup>3</sup>/ч на 1 т металла (без продувки кислородом) и до 200 м<sup>3</sup>/ч (с продувкой металла кислородом). Состав вредных выбросов определяют физико-химические процессы, протекающие в электропечах при выплавке той или иной марки стали.

Традиционно основным источников выноса мелкодисперсной пыли является зона горения электрических дуг, где пыль образуется в результате испарения металла, из-за очень высоких температур в этих зонах.

Рассматривая интенсивность образования пыли в дуговых сталеплавильных печах можно сказать, что в начальный период плавки и период доводки образуется небольшое количество пыли, наибольшее количество пыли образуется в окислительный период плавки, в результате интенсивной продувки ванны кислородом.

Интенсификация выплавки стали в дуговых сталеплавильных печах, путем интенсивной продувки металла кислородом, привела к увеличению выноса пыли с 10 кг/т стали до 20 кг/т стали.

Анализируя данные различных заводов, можно сказать, что размер выносимых частиц сильно колеблется. Так, на одном заводе средний размер частиц пыли составлял 0,06 мкм, на другом 85% выносимой пыли содержало частицы с фракцией меньше 4 мкм, на третьем свыше 95% пыли имели частицы размером менее 0,5 мкм. [181]

Образующаяся в дуговых сталеплавильных печах пыль, преимущественно состоит из оксидов железа. В период расплавления, общее количество оксидов железа содержащихся в пыли достигает 80%, в период продувки металла кислородом 62%, в период доводки около 53%. В таблице 6.1.1 приведены данные о химическом составе пыли, выносимой из дуговой сталеплавильной печи [181].

Таблица 6.1.1. — Химический состав пыли, выносимой из дуговых сталеплавильных печей.

Состав	Содержание, %	
	по К. Гутману	по В.Б. Уэлису
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	19	37,2
Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	1	0,13
NiO	0	0,02
MnO <sub>2</sub>	4	4,2
SiO <sub>2</sub>	14	2,98
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	2	0,41
CaO	22	5,17
MgO	38	2,45
Потери	0	3,6
PbO	0	3,92

CuO	0	0,4
ZnO	0	35,5
SO <sub>3</sub>	0	1,54
N <sub>2</sub> O - K <sub>2</sub> O	—	1,6

В научно-технической литературе, рассматриваются различные варианты по сокращению количества вредных выбросов из дуговой сталеплавильной печи. Так, количество вредных выбросов предлагается существенно сократить, а некоторые исключить полностью при помощи правильной организации отсоса газов из рабочего пространства печи, а именно эффективно применять регулируемый отсос и поддерживать под сводом печи постоянное давление, равное внешнему давлению воздуха [181].

В период продувки, вынос пыли можно сократить, применяя газокислородные горелки и фурмы специальной конструкции [182-209].

Не менее эффективным способом снижения выбросов пыли из зоны горения электрических дуг является подача инертного газа (например, аргона) в очаг горения электрической дуги, через осевые отверстия в электродах или другим способом. В этом случае, количество высокодисперсной пыли сокращается в 2 ÷ 3 раза, без изменения технологии плавки. [210-212]

Снизить количество пыли, выносимой из зоны горения электрических дуг, можно путем подачи металлизированных окатышей через полые (трубчатые) электроды в зону горения, это снизит температуру в этих зонах, и уменьшит испарение металла [210-212].

Однако, как было отмечено выше, несмотря на интенсивное испарение металла в зонах горения электрических дуг, именно интенсификация выплавки стали, за счет применения продувки ванны кислородом приводит к значительному росту выбросов пыли из дуговой сталеплавильной печи. При этом, продувка металлического расплава кислородом, сопровождается интенсивным

брызгоуносом, а также выделением большого количества пыли и бурого дыма. Для очистки отходящих газов от пыли до существующих норм, требуется достаточно сложная и дорогостоящая техника. Пыли и шламы от газоочисток сталеплавильных цехов трудно утилизировать, и они до сих пор складываются в значительных количествах. При утилизации по существующим схемам, образуются вторичные отходы, которые также требуют специальной обработки и утилизации. Таким образом, рециркуляция пыли требует, существенных дополнительных затрат ресурсов на единицу продукции, связанных с генерацией и последующей переработкой пыли с целью возвращения ценных элементов в технологический процесс, и связано в любом случае с экологическим ущербом даже при 100 %-ной рециркуляции пыли.

Пыль, образующуюся при кислородном рафинировании железного расплава, можно разделить на две основные группы: крупная пыль, составляющая по массе 10÷30% общего количества образующейся пыли [213-213], и мелкая пыль микронных размеров. При движении от места образования к накопительным бункерам после газоочистки, частицы пыли претерпевают изменения в размерах, химическом и минералогическом составе вследствие коагуляции и окислительно-восстановительных реакций с газовой фазой. Поэтому деление пыли по размерам условно, так как зависит от места отбора пробы. Так, по данным [217], при сухой очистке отходящих газов пыль, отобранная до фильтров, состоит на 100 % из частиц размером <0,1 мм, а после фильтров — из частиц размером <1 мм, при этом доля частиц <0,1 мм составляет около 60 %.

Крупная пыль состоит на 2/3 из железных гранул (90÷95 % металлического *Fe*), остальная часть – из капель шлака с мельчайшими включениями железа и материала присадок. Доля крупной пыли и содержание в ней (*CaO*) возрастают в моменты присадки извести в ванну. Общее количество крупной пыли практически постоянно по ходу выплавки стали, и увеличивается с ростом интенсивности подачи кислорода и скорости окисления углерода. Содержание

легкоиспаряющегося элемента  $Mn$  в гранулах постоянно по ходу плавки, и близко к содержанию  $[Mn]$  в ванне. Крупная пыль малочувствительна к окислительно-восстановительным условиям в газовой фазе, поэтому ее состав мало меняется по ходу плавки.

К особенностям мелкой пыли относятся высокая дисперсность, пористая пенообразная структура, высокая чувствительность к составу газовой фазы. Содержание в ней углерода значительно выше, чем в ванне, и так же, как и степень окисленности пыли, меняется с изменением содержания  $CO$  в газах. Содержание летучих элементов ( $Mn, Zn, Pb$ ) в мелкой пыли значительно больше, чем в крупной пыли. Типичны случаи, уменьшения выноса мелкой пыли при уменьшении содержания углерода в ванне по ходу продувки. Мелкая пыль составляет основную массу пыли, образующуюся при рафинировании расплавов железа кислородом в сталеплавильных агрегатах. Эта пыль, собственно, и создаёт проблему очистки газов.

Таким образом, задача сохранения ресурсов и уменьшения вредного воздействия на окружающую среду может решаться путём изменения технологии производства стали, с целью уменьшения генерации первичных отходов в самом технологическом процессе.

Анализируя механизм образования пыли в дуговых сталеплавильных печах во время продувки ванны кислородом, можно сказать, что сокращения выбросов можно добиться путем оптимизации способов подачи кислорода в ванну печи, предварительного подогрева шихты перед загрузкой в печь, а также, выбора правильного энерготехнологического режима плавки.

Накопленный опыт по совершенствованию режимов продувки металла кислородом показывает, что механизм образования пыли, определяется конструкцией наконечника кислородной фурмы.

Уменьшить величину выбросов из-зоны продувки, можно путем снижения температуры металла в реакционной зоне, например, за счет рассредоточе-

ния дутья, подачи в реакционную зону различных охладителей, повышения циркуляции жидкого металла вблизи реакционной зоны. [218]

Снизить интенсивность пылеобразования можно путем добавки к кислороду, например, воздуха. Резкого снижения пылевыделения из зоны продувки, можно добиться путем добавки к кислороду восстановительных газов или жидкого топлива [219].

Другим, не менее эффективным способом, снижения выносы пыли из зоны продувки является подача в струю кислорода различных порошкообразных материалов. Например, добавка в струю кислорода плавикового шпата, позволяет резко сократить вынос пыли, уменьшить угар легирующих элементов и сократить длительность плавки.

Снизить вынос в  $4\div 8$  раз, можно путем подачи в струю кислорода железорудного концентрата, при этом выход годного увеличивается на 2,5% [220]. Снижению выноса пыли из дуговой сталеплавильной печи способствует, подогрев металлического лома перед его загрузкой в печь. Так, при подогреве лома до  $700\div 760^{\circ}\text{C}$  за счет отсутствия операции подрезки и начале продувки при более высокой температуре ванны, происходит сокращение выбросов пыли вследствие снижения угара железа и легирующих элементов [221-223].

### **6.1.1 Оценка степени влияния вспененного шлака на пылебрызгоунос из сталеплавильного агрегата**

Известно, что для снижения энергетических затрат в дуговой сталеплавильной печи, необходимо наличие вспененного сталеплавильного шлака, который способствует значительному снижению концентрации вредных примесей в стали и уменьшению выноса технологической пыли, брызг металла и шлака из агрегата [224-229].

Явление снижения выноса пыли, при прохождении отходящих газов через объём вспененного шлака (рис. 6.1.1), можно объяснить следующими теоретическими положениями. При взаимодействии сверхзвуковой кислородной

струи с металлом в зоне контакта образуются пузыри, имеющие достаточно высокую температуру поверхности, которая приблизительно равна температуре реакционной зоны ( $t_0 = t_{p.z}$ ). Именно в этих пузырьках, содержится максимальное количество пыли, которое при температуре реакционной зоны равновесно с железом. По мере всплытия пузырей через слой металла и вспененного шлака, температура их поверхности снижается, пропорционально времени их пребывания в металле и шлаке. В связи с чем, происходит конденсация железистой пыли и её поглощение металлической оболочкой пузыря. При движении потока отходящих газов через слой вспененного шлака, происходит осаждение пыли на его поверхность, как за счёт диффузионного осаждения, так и за счёт турбулентного осаждения частиц. При этом наибольший эффект на осаждение пыли в слое вспененного шлака оказывает турбулентный перенос частиц пыли из газа, на очень развитую поверхность шлака, на которой происходит их фиксация. Другими словами, в слое вспененного шлака осаждаются те частицы, которые обладают достаточной кинетической энергией для преодоления ламинарного пограничного слоя газа. Кроме того, частицы пыли должны обладать запасом кинетической энергии, необходимым для произведения работы, по противодействию силам поверхностного натяжения шлака.

Согласно исследованиям, проведённым М.П. Квитко, в целях радикального уменьшения пылевыведения им был предложен процесс, основой которого является пространственное разделение объёмов ввода кислорода и отвода отходящих газов, с герметизацией первого объёма и фильтрацией газов через слой шлака и металла. Однако этот способ пылеосаждения не нашёл практического применения из-за усложнения конструкции агрегата. Согласно М.П. Квитко теоретически уменьшение выноса пыли можно достичь, путем увеличения пути всплытия пыленесущего пузыря  $L$ , м и представить следующим образом [47].

Степень изменение количества пыли  $G_x$  на участке пути  $dL_x$  можно описать, с помощью следующего уравнения:

$$dG_x = a_0 \cdot G_0 \cdot dL_x, \quad (6.1.1)$$

где  $a_0$  – коэффициент пропорциональности равный 2, согласно М.П. Квитко;  
 $G_x$  – текущая концентрация пыли в газе, г/м<sup>3</sup>;  $G_0$  – исходная концентрация пыли в потоке, г/м<sup>3</sup>.

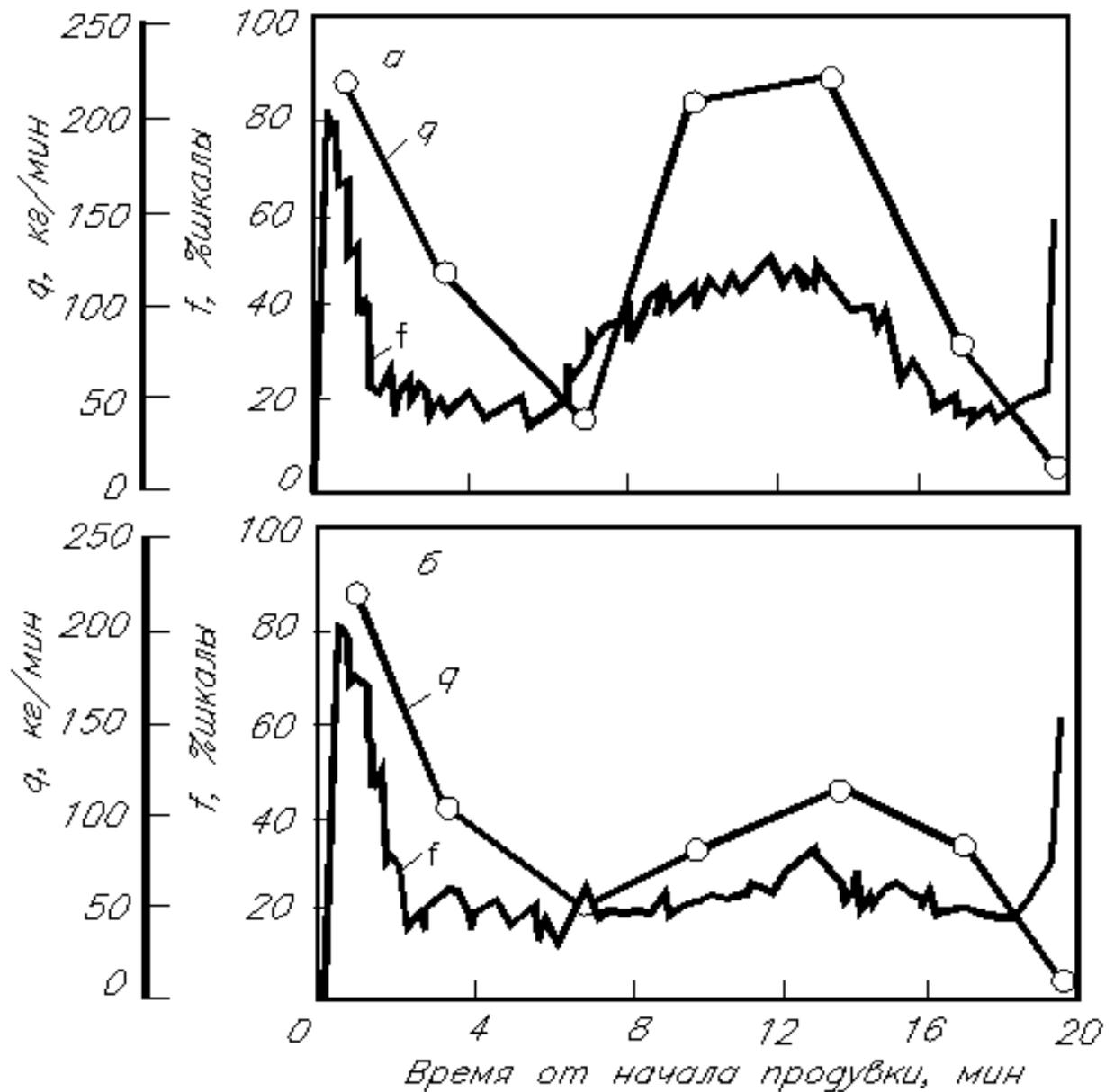


Рис. 6.1.1. Характер изменения выноса металла  $G_0$  и амплитуды вибрации корпуса сталеплавильного агрегата  $f$ , при продувке под густым (а) и вспененным (б) шлаками [230]

Разделяя переменные и интегрируя в пределах  $G_0, G_x, L_0=0, L$ , он получил:

$$\ln G \Big|_{G_0}^{G_x} = -a_0 \cdot L \Big|_{L_0}^L$$

или

$$G_x = G_0 \cdot \exp(-a_0 \cdot L), \quad (6.1.2)$$

где  $L = \Delta H$  – высота вспененного шлака.

Однако процесс осаждения пыли в шлаке достаточно сложен, так как на его эффективность влияет множество факторов, о которых было сказано выше. В связи с этим, существует необходимость в более детальном анализе процесса осаждения пыли в слое вспененного шлака.

Анализируя научно-техническую литературу можно сделать вывод, что сегодня существует не мало теоретических моделей, описывающих турбулентное осаждение частиц на плёнку жидкости. Все эти модели отличаются друг от друга, только движущей силой процесса [231,232]. Сформулируем наиболее распространённые из них:

1. Модель, суть которой заключается в свободном инерционном выбросе частиц из пристеночных турбулентных вихрей к стенке (свободно-инерционная модель);
2. Модель в основе, которой лежит процесс инерционного осаждения частиц при вторжении крупномасштабных вихрей в пограничный слой (конвективно-инерционная модель);
3. Модель, которая описывает процессы осаждения частиц пыли в результате подъёмной миграции и инерционности частиц (подъёмно-миграционная модель);
4. Модель, в основу которой положен принцип инерционности частиц, согласно которому, коэффициент турбулентной диффузии частиц в пристеночной области, выше коэффициента турбулентной диффузии газа (эффективно-диффузионная модель);
5. Модель, которая учитывает турбулентную миграцию частиц к стенке, возникающую вследствие градиента амплитуды пульсационной составляющей скорости газа (турбулентно-миграционная модель).

В процессе движения запылённого газового потока через слой вспененно-

го шлака, имеющего турбулентный характер, частицам пыли необходимо преодолеть пограничный слой. В этой связи, расчётная эффективность диффузионного осаждения частиц, будет определяться видом модели пограничного слоя. Согласно модели Ландау-Левича, скорость осаждения частиц диаметром от 0,01 до 1 мкм за счёт диффузии, намного меньше скорости движения газа. Поэтому эффективность осаждения за счёт диффузии частиц быстро снижается с увеличением их диаметра, и не оказывает особого влияния на эффективность осаждения. В этой связи, для описанных выше условий движения запылённого газового потока, наиболее существенную роль играет турбулентно-инерционный механизм осаждения частиц пыли. Это связано с тем, что в непосредственной близости от поверхности осаждения возникают турбулентные пульсации газа. Но все же, основное влияние на процессы осаждения частиц пыли в объёме вспененного шлака оказывает турбулентная миграция.

Согласно данным работы [231], в случае хаотического движения газа с постоянным изменением направления, эффективность осаждения частиц в объёме вспененного шлака зависит от тубулентно-инерционного механизма осаждения, который, определяется скоростью движения газа  $w_2$ , размером частиц, а также площадью поверхности контакта (толщиной вспененного шлака  $\Delta H$ ). Поскольку диапазон изменения скорости газа ( $w_2$ ) по ходу процесса вспенивания шлака достаточно мал, то изменение скорости не оказывает особого влияния на эффективность осаждения частиц пыли, а вот площадь поверхности оказывает существенное влияние на процесс улавливания частиц вспененным шлаком. Поэтому решающее значение приобретает именно высота вспененного шлака  $\Delta H$ .

Эффективность осаждения частиц из газового потока за счёт турбулентно-инерционных сил можно оценить скоростью осаждения [232]:

$$w_{осаж} = \xi \cdot w_2 = J / g, \quad (6.1.3)$$

где  $\xi$  – коэффициент, который характеризует зависимость скорости осаждения за счёт турбулентно-инерционных сил от скорости газа в объёме вспененного

шлака  $w_z$  и определяется временем релаксации  $\tau$ ,  $J$  – удельный поток частиц,  $1/(m^2 \cdot c)$ ;  $g$  – концентрация частиц в потоке,  $m^{-3}$ .

В случае ламинарного движения газа ( $Re < 2300$ ) частицы пыли практически не осаждаются, то есть  $w_{осаж} \rightarrow 0$ . При турбулентном движении газа, скорость турбулентного осаждения частиц значительно выше, но зависит от состояния поверхности, на которую осаждаются частицы, так как она определяет величину степени вторичного уноса частиц.

Имеющиеся литературные данные, по определению приведённой скорости турбулентного осаждения частиц весьма многообразны (табл. 6.1.2), однако, все их можно представить в виде:

$$w_{осаж} = a + w_z^n, \quad (6.1.4)$$

или

$$\bar{w}_{осаж} = A_0 \cdot (\bar{l}_t)^2 = A \cdot (\bar{\tau}_t)^2, \quad (6.1.5)$$

где  $\bar{w}_{осаж} = w_{осаж} / \bar{w}$  – приведённая скорость турбулентного осаждения;  $\bar{w} = \sqrt{\tau_0 / \rho}$  – динамическая скорость газа, м/с;  $\tau_0$  – касательное напряжение трения на поверхности осаждения Н/м<sup>2</sup>;  $\rho$  – плотность газа, кг/м<sup>3</sup>;  $w_z$  – средняя скорость газа, м/с;  $\bar{l}_t = 0,9 \cdot \bar{w}^2 \cdot \tau / \nu$  – безразмерная длина свободного пробега частицы с начальной скоростью за счет инерции, равная средней скорости турбулентных пульсаций газа;  $\bar{\tau} = \tau \cdot \bar{w}^2 / \nu$  – безразмерное время релаксации частиц;  $\nu$  – коэффициент кинематической вязкости, м<sup>2</sup>/с;  $\tau$  – время, с.  $A_0 = 0,9^2 A$ ,  $A = (2,8 \div 7,25) \cdot 10^{-4}$ ,  $a = -0,7 \div 0$ ;  $b = 0,104 \div 0,8$ ,  $n = 1 \div 1,5$  – эмпирические коэффициенты.

Таблица 6.1.2. Эмпирические формулы для скорости турбулентной миграции частиц

№	Формула	Условия применения	Источник
1	2	3	4

1	2	3	4
1	$w_{осаж} = 0,104 \cdot w_2^{1,5}$ , м/мин	$\delta=10\div 15$ мкм	[232]
2	$w_{осаж} = -0,46 + 0,64 \cdot w_2$ , м/мин	$\delta=95\div 120$ мкм	[232]
3	$w_{осаж} = -0,7 + 0,8 \cdot w_2$ , м/мин	$\delta=95\div 120$ мкм	[232]
4	$w_{осаж} = 0,41 \cdot w_2^{1,17}$ , м/мин	$\delta \approx 47$ мкм	[233]
5	$w_{осаж} = (\bar{l}_t)^2 / 1525$ ; $w_{осаж} = 5,3 \cdot 10^{-4} \cdot (\bar{\tau}_t)^2$	$\bar{l}_t < 5$ , $\bar{\tau}_t < 5,5$	[234]
6	$w_{осаж} = (\bar{l}_t)^2 / 2140$ ; $w_{осаж} = 4,67 \cdot 10^{-4} \cdot (\bar{\tau}_t)^2$		[235]
7	$w_{осаж} = A \cdot (\bar{\tau}_t)^2$		[236]
8	$w_{осаж} = 6 \cdot 10^{-4} \cdot (\bar{\tau}_t)^2$	$\bar{\tau}_t < 10$	[237]
9	$w_{осаж} = 3,25 \cdot 10^{-4} \cdot (\bar{\tau}_t)^2$	$\bar{\tau}_t \leq 22,9$	[238]
10	$w_{осаж} = 0,17$	$\bar{\tau}_t > 22,9$	[238]

Таким образом, можно считать, что ключевыми механизмами осаждения пыли в объёме вспененного шлака, являются турбулентная диффузия частиц, обеспечивающая подпитку процесса осаждения частицами и турбулентная поперечная миграция.

Так как, вблизи поверхности осаждения турбулентная миграция частиц достаточно существенна, то для оценки эффективности осаждения частиц допустим, что концентрация частиц, находящихся вдали от поверхности осаждения одинакова по сечению, а осаждение частиц пыли вблизи поверхности осаждения зависит только от турбулентной миграции. Исходя из этих положений, на удельной поверхности шлака  $F$  будет осаждаться  $G \cdot a^* \cdot w_2 \cdot F$  частиц. При прохождении газовым потоком слоя вспененного шлака высотой  $dL$  из потока осядет  $G \cdot a^* \cdot F \cdot dL / w_2$  частиц, за промежуток времени  $dL / w_2$  [231].

Тогда уравнение, описывающее изменение концентрации частиц в единице объёма, можно записать в виде:

$$dG = G \cdot F \cdot a^* \cdot dL, \quad (6.1.6)$$

где  $a^*$  – коэффициент, который характеризует зависимость скорости осаждения частиц в слое вспененного шлака за счёт турбулентно-инерционных сил от скорости движения газа.

В довольно узком интервале существования вспененного шлака можно принять величину  $F$  постоянной, тогда получим следующее уравнение:

$$\ln\left(\frac{G}{G_0}\right) = -L \cdot a^* \cdot F, \quad (6.1.7)$$

переходя к эффективности осаждения, оно примет следующий вид:

$$\eta_{\text{шлак}} = \frac{G_0 - G_x}{G_0} = (1 - e^{-L \cdot a^* \cdot F}), \quad (6.1.8)$$

Для более точной оценки эффективности осаждения частиц пыли в слое вспененного шлака, предположим, что запылённый газовый поток в основном движется по каналам. Тогда, для оценки эффективности осаждения частиц пыли в объеме вспененного шлака воспользуемся методикой, изложенной в работах [207,208]. В соответствии с данной методикой выполним расчёт осаждения частиц на поверхность канала в соответствии со схемой, представленной на рис 6.1.2.

При движении через слой вспененного шлака частицы за время  $dt$  пройдут вдоль оси канала путь равный  $dz = w_c \cdot dt$  (где  $w_c$  – скорость частицы). При этом содержание частиц в отходящих газах изменится на величину  $dg$ , а количество частиц, осевших на поверхности шлака составит:

$$dG = -W \cdot dg \cdot dt, \quad (6.1.9)$$

где  $W = w_c \cdot \pi \cdot R^2$ .

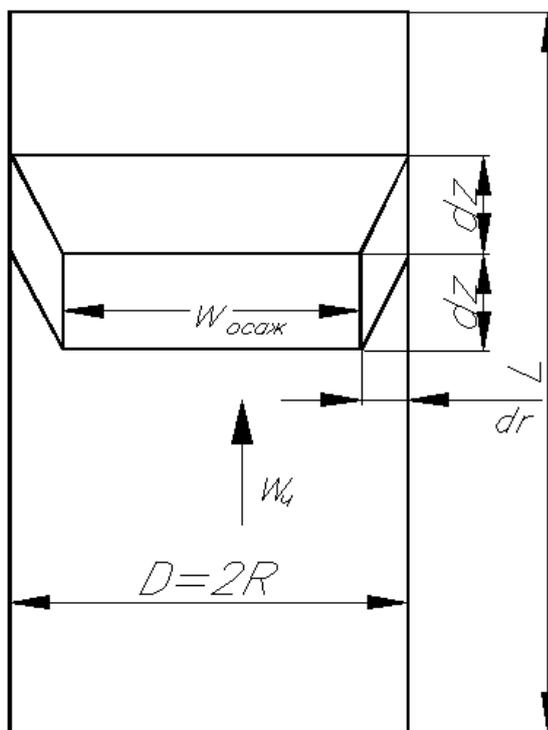


Рис. 6.1.2. Схема для расчёта эффективности осаждения частиц в объёме вспененного шлака ( $L=\Delta H$ ).

За время  $dt$  на поверхности шлака могут осесть только те частицы, которые располагались от него на расстоянии не более  $dr=w_{осаж} \cdot dt$ , тогда на участке  $dz$  на поверхности шлака произойдет осаждение всех частиц, находящихся в объёме  $dV$  скошенного полого конуса высотой  $2 \cdot dz$  с толщиной  $dr$ . Допуская, что  $dr \ll R$ , получается, что:

$$dG = g \cdot dV = g \cdot 2 \cdot \pi \cdot R \cdot dr \cdot dz, \quad (6.1.10)$$

Учитывая, что  $dz = w_{\text{ч}} \cdot dt$  и  $dr = w_{осаж} \cdot dt$  получается:

$$dG = g \cdot dV = g \cdot 2 \cdot \pi \cdot R \cdot w_{\text{ч}} \cdot w_{осаж} dt^2, \quad (6.1.11)$$

Приравнивая правые части уравнений (5.9) и (5.10), и учитывая, что  $W = w_2 \cdot \pi \cdot R^2$ , получается:

$$\frac{dg}{g} = -2 \cdot \frac{w_{осаж}}{R} \cdot \frac{w_{\text{ч}}}{w_2} \cdot dt, \quad (6.1.12)$$

Интегрируя уравнение (6.1.12) с начальным условием  $g=G_0$  при  $t=0$  в интервале от  $t=0$  до  $t=\Delta H/w_{\text{ч}}$  получается уравнение для расчёта численной концентрации частиц в отходящих газах, при прохождении вспененного шлака вы-

сотой  $\Delta H$  (высота вспененного шлака) в следующем виде:

$$G_x = G_0 \cdot \exp\left(-\frac{4 \cdot \Delta H}{D \cdot w_4} \cdot \frac{w_4}{w_2} \cdot \int_0^L w_{осаж} dz\right) = G_0 \cdot \exp\left(-\frac{4 \cdot \Delta H}{D \cdot w_2} \cdot \int_0^L w_{осаж} dz\right), \quad (6.1.13)$$

или, при  $w_{осаж} \approx \text{const}$

$$G_x = G_0 \cdot \exp\left(-\frac{4 \cdot \Delta H}{D} \cdot \frac{w_{осаж}}{w_2}\right) = G_0 \cdot \exp\left(-\frac{4w_{осаж}}{D} \cdot t_{cp}\right), \quad (6.1.14)$$

где  $t_{cp} \approx \Delta H/w_2$  – среднее время пребывания частиц в слое вспененного шлака, с.

Долю осевших частиц (эффективность осаждения), можно выразить величиной эффективности осаждения:

$$\eta_{шлак} = \frac{G_0 - G_x}{G_0}, \quad (6.1.15)$$

На основании (6.1.15) получим:

$$\eta_{шлак} = 1 - \exp\left(-\frac{4 \cdot \Delta H}{D} \cdot \frac{w_{осаж}}{w_2}\right) = 1 - \exp\left(-\frac{4w_{осаж}}{D} \cdot t_{cp}\right), \quad (6.1.16)$$

В отличие от осаждения частиц за счёт диффузии, при увеличении скорости газа, эффективность осаждения частиц пыли повышается, так как сокращается среднее время пребывания  $t_{cp}$ , но и значительно повышается скорость турбулентной миграции  $w_{осаж}$ . Так как, для частиц большого размера, безразмерная скорость осаждения определяется только скоростью газового потока, то для расчета эффективности осаждения таких частиц можно принять [232]:

$$w_{осаж} = (0,034 \div 0,04) \cdot w_2 \cdot Re^{-1/8}, \quad (6.1.17)$$

тогда уравнение (5.16), примет вид

$$\eta_{шлак} = \left[1 - \exp\left(-K \cdot Re^{-1/8} \cdot \frac{\Delta H}{D}\right)\right], \quad (6.1.18)$$

где  $K=0,136 \div 0,160$ .

Анализ уравнения (6.1.18) показывает, что эффективность осаждения частиц в объеме вспененного шлака определяется инерционными механизмами, и даже незначительное увеличение реального пути ( $\Delta H$ ) всплытия пузырьков  $CO$

с пылью, то есть повышение уровня вспененного шлака, приводит к резкому падению концентрации пыли в отходящих газах.

### **6.1.2 Методы интенсификации процесса осаждения технологической пыли в объеме вспененного шлака**

Из анализа процессов осаждения технологической пыли в объёме вспененного шлака с помощью выражения (6.1.18), видна значительная зависимость эффективности сепарации пыли через слой вспененного шлака от его высоты и размера частиц. Поэтому одним из эффективных методов интенсификации процесса и повышения эффективности осаждения технологической пыли в слое вспененного шлака является создание условий, для поддержания высокой высоты вспененного шлака и увеличения размеров частиц. Практически, это возможно осуществить усилением процессов коагуляции частиц за счет различных механизмов (электростатических, магнитных и др.) или конденсационным укрупнением частиц, за счёт насыщения газового потока паром и создания в системе условий для его конденсации на частицах.

При наличии в газовом потоке, насыщенном паром, твёрдых частиц, капель и плёнки жидкости, на частицах, которые при этом выполняют роль активных ядер конденсации, будет конденсироваться только часть пара. Однако и в том случае, повышение эффективности улавливания может происходить не только за счет укрупнения частиц, но и за счёт их намокания (или набухания) и увеличения массы, что может также существенно сказаться на эффективности инерционного осаждения и смачиваемости. Кроме того, при конденсации паров на поверхности осаждения, благодаря градиенту концентрации пара и температуры, одновременно с инерционным происходит термодиффузионное осаждение частиц. Конденсация паров, положительно сказывается на эффективности улавливания частиц пыли, что отражается в работе [231].

Однако, наиболее эффективным с точки зрения укрупнения частиц является усиление процессов коагуляции, так как этот процесс может существенно сказаться на концентрации и размерах частиц только при их значительной кон-

центрации, что и наблюдается, при производстве стали. Однако процесс коагуляции не может играть значительную роль в процессе сепарации технологической пыли через слой вспененного шлака без использования дополнительных механизмов (электростатических, магнитных, ультразвуковых и т. д.).

Так, например, содержание в пыли фракций, представляющих собой брызги металла и шлака, а также частицы сыпучих материалов, при воздействии на рабочий объём конвертера акустического поля составляет  $5\div 7\%$  по сравнению с  $10\div 15\%$  при продувке ванны обычным способом. Такое уменьшение пылевыведения при наложении акустического поля – следствие более глубокой фильтрации конвертерных газов, обусловленной взаимодействием звукового поля с потоком запылённых газов и с шлакометаллической эмульсией вокруг фурмы, причём действие механизма фильтрации усиливается при хорошо развитом шлаковом режиме.

Исследование наложения акустического поля на поток технологических газов, несущих полидисперсные частицы пыли, в рабочем пространстве кислородного конвертера, занятом пенной шлакометаллической эмульсией исследовали К.А. Блинов, В.Ю. Волков, С.З. Афонин, В.А. Истомин. В ходе проведения ими исследований, осуществлялась оценка выноса технологической пыли на плавках:

1. без воздействия акустического поля, с расходом кислорода на продувку 500 и 300 м<sup>3</sup>/мин;
2. при создании поля акустической фурмой, с расходом кислорода 500 м<sup>3</sup>/мин;
3. при создании поля акустической установкой каминного типа, работающей совместно с пятияспловой фурмой, обеспечивающей расход 500 и 300 м<sup>3</sup>/мин.

При этом поле от акустической фурмы имело частоту  $1,3\div 1,5$  кГц и мощность 20 кВт, поле от акустической установки – частоту  $8\div 10$  кГц, мощность 17 кВт.

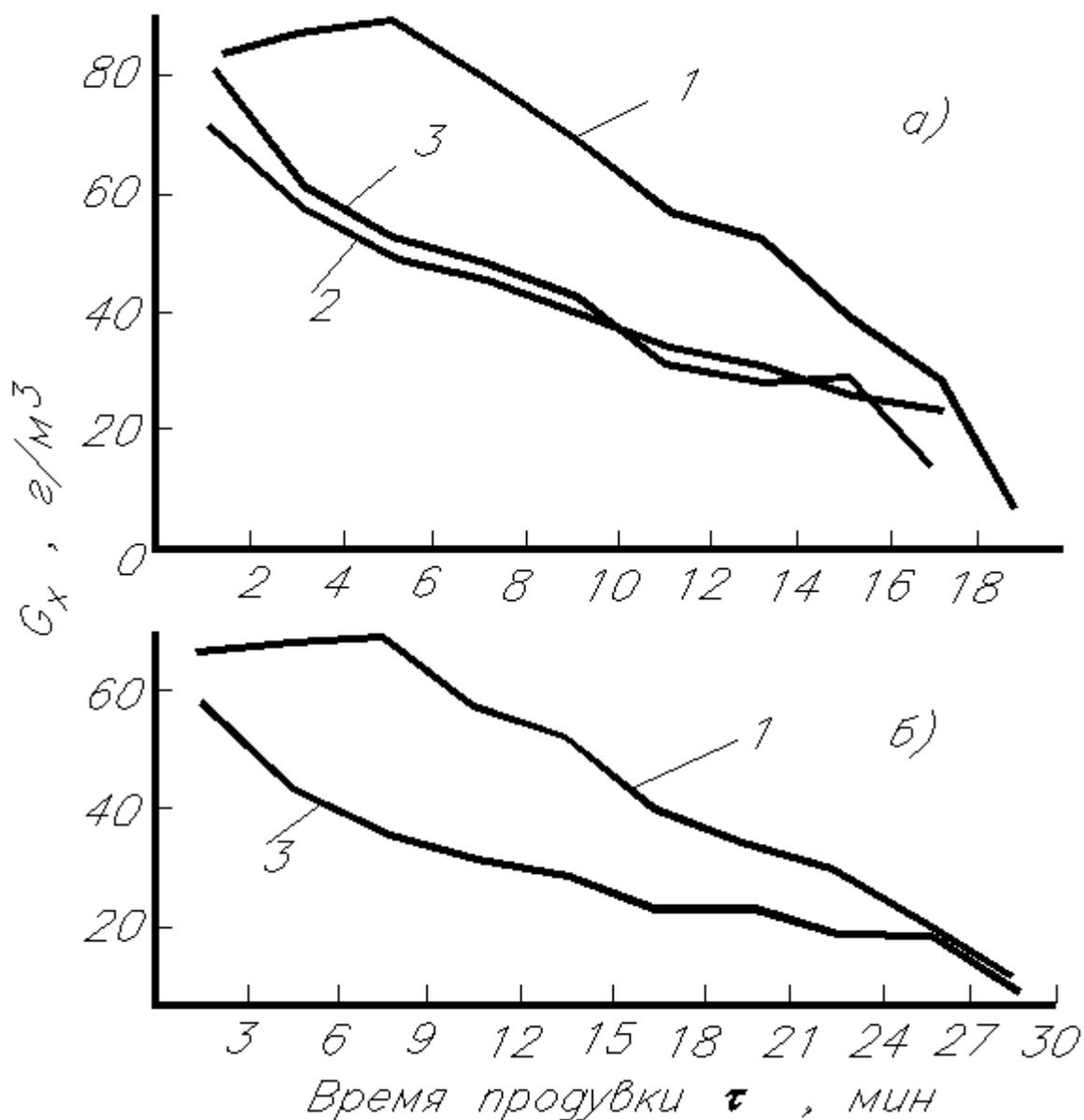


Рис. 6.1.2. Изменение запылённости отходящих газов  $G_x$  по ходу продувки при расходах кислорода. а) – 500 м<sup>3</sup>/мин и б) – 300 м<sup>3</sup>/мин: 1 – без воздействия акустического поля; 2 – при создании поля с помощью акустической фурмы; 3 – при создании поля с помощью акустической установки каминного типа.

В результате анализа полученных данных было установлено, что в первые минуты продувки влияние акустического поля сказывается незначительно (рис. 6.1.2), так запыленность отходящих газов снижается с 91,5 г/м<sup>3</sup> до 84,8 г/м<sup>3</sup>, в последующие минуты продувки акустическое поле более заметно снижало запыленность с 81,8 г/м<sup>3</sup> до 49,8 г/м<sup>3</sup>. При этом средневзвешенная запы-

ленность отходящих газов, с применением акустики колебалась в пределах 35,2÷43,9 г/м<sup>3</sup>, а без воздействия акустики она была 56,5÷59,4 г/м<sup>3</sup>. Таким образом, применение акустических устройств обеспечивает снижение запыленности отходящих газов в среднем за плавку на 30÷40%, что позволит сократить потери металлошихты в среднем на 0,30÷0,35%.

В ходе проведённых исследований также было установлено, что при наложении акустического поля происходит снижение содержания в пыли, крупных фракций, представляющих собой брызги металла и шлака с 10÷15% до 5÷7%. Анализ отобранных проб металла по ходу продувки показал, что распределение частиц по размерам, мало зависит от способа продувки ванны, хотя чётко просматривается тенденция к укрупнению частиц пыли при наложении акустического поля.

Сопоставление химического состава пыли по плавкам, проведённым при наложении и без наложения акустического поля, показывает, что акустическая фурма не уменьшает вынос извести в тракт, тогда как акустическая установка каминного типа, напротив, сокращает унос извести в тракт, примерно, в 1,5 раза по сравнению с уровнем на обычных плавках.

Ими получено кинетическое уравнение, которое связывает скорость коагуляции ( $v_k$ ) с частотой ( $f$ ) и интенсивностью излучения ( $I_x$ ) звуковой волны:

$$\frac{dv_k}{d\tau} = \frac{(I_x^{0,75} / G_x)}{4 \cdot I_x^{0,75} + 2 \cdot f^{0,5} \cdot \rho^{0,25} \cdot c^{3/4} \cdot b^{0,5}}, \quad (6.1.20)$$

где  $G_x$ ,  $\rho$ ,  $c$ ,  $b$  – соответственно концентрация частиц пыли, плотность газа, скорость звуковой волны, вязкостная составляющая. Как видно, из данного выражения процесс коагуляции усиливается с повышением  $I_x$  и  $f$  и уменьшается с увеличением скорости звуковой волны.

А.И. Черноголовым [239] установлено, что турбулизация потока отходящих газов, также приводит к усилению процессов коагуляции частиц пыли и как следствие к снижению её выноса из рабочего пространства кислородного конвертера. Одним из наиболее эффективных способов, способствующих тур-

булизации потока отходящих газов, является применение современных конструкций двухъярусных и двухконтурных кислородных фурм.

Одним из наиболее перспективных способов повышения эффективности осаждения пыли в объеме вспененного шлака является создание над зоной продувки, газоструйной защиты из упругих струй [182-209].

При организации над зоной продувки газоструйной защиты, под воздействием энергии струй острого дутья, в объеме вспененного шлака возникают турбулентные пульсации, под воздействием которых происходит коагуляция частиц технологической пыли. Кроме того, при оптимальном расположении струй, в системе ГСЗ начинает существенно проявляться действие центробежных сил, которые в комплексе с турбулизацией потока являются эффективным средством очистки газов от технологической пыли. Поскольку вспененный сталеплавильный шлак представляет собой дисперсную систему, состоящую из пузырьков газа, диспергированных в жидкость, то активное разрушение струями ГСЗ этих пузырьков в пене, также способствует увеличению поверхности реагирования  $CO$  и  $O_2$ , интенсификации процессов коагуляции и осаждения пылевых частиц в шлаке, усилению процессов тепло- и массообмена при взаимодействии струй ГСЗ со встречным потоком отходящих из зоны продувки газов [182-209].

Помимо обеспечения процессов коагуляции, наличие над зоной продувки ГСЗ создает газодинамическую завесу, что также предотвращает вынос частиц пыли из рабочего пространства.

Следовательно, газодинамические свойства турбулентного потока отходящих газов и упругих струй ГСЗ, играют существенную роль в процессах осаждения пыли и дожигания  $CO$  в объеме вспененного шлака над ванной.

### **6.1.3 Оценка эффективности осаждения плавильной пыли в объеме вспененного шлака с учетом организации над зоной продувки газоструйной защиты**

Эффективность организации над зоной продувки газоструйной защиты достаточно подробно изложена в работах [182-209]. Для оценки эффективности осаждения пыли в объеме вспененного шлака совместно с организацией ГСЗ в дуговой сталеплавильной печи воспользуемся методикой, изложенной в работе [183].

Создание над зоной продувки ГСЗ позволяет снизить вынос крупной пыли (более 50 мкм), брызг металла практически на 40%. Методика оценки эффективности осаждения пыли струями ГСЗ изложена в [183-200]. Для оценки толщины вспененного шлака на эффективность осаждения технологической пыли воспользуемся формулой (6.1.18).

Результаты расчета представлены на рис. 6.1.3.

Анализ результатов расчета показывает, что с повышением высоты вспененного шлака, можно значительно снизить запыленность отходящих газов из дуговой сталеплавильной печи. Данный факт объясняется тем, что с увеличением высоты вспененного шлака увеличивается путь всплывания пыленесущих пузырей, которые разрушаются во время всплытия струями ГСЗ на более мелкие, что в свою очередь приводит к снижению скорости их всплытия и способствует задерживанию, и коагуляции пыли в шлаке.

Обобщая полученные данные, можно сказать, что за счет действия ГСЗ происходит снижение пылевыведения крупной пыли (более 50 мкм) на 40%, за счет подъема уровня шлака на 50÷55%, то есть в общей сложности на 90-95%.

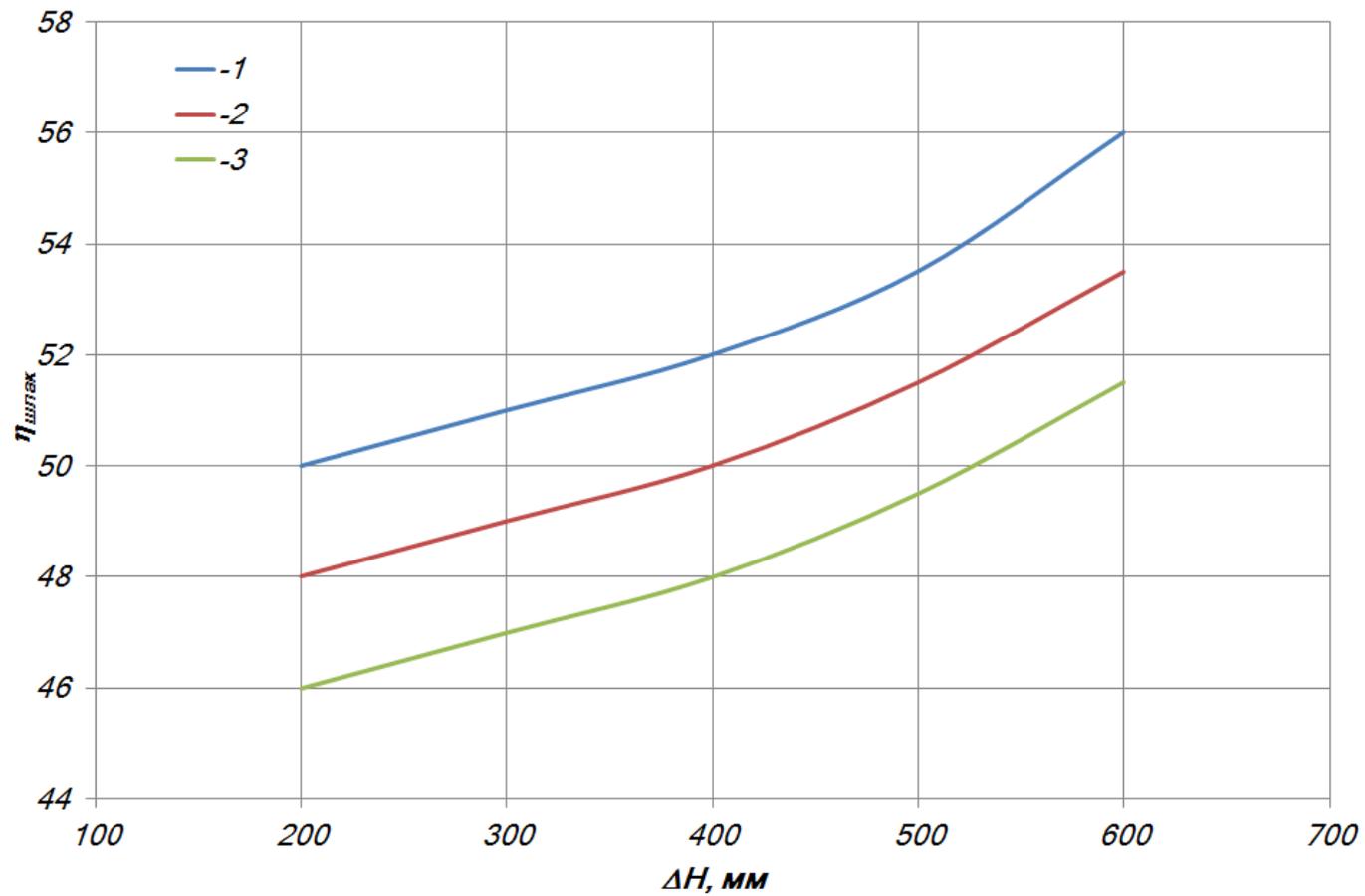


Рис. 6.1.3. Зависимость степени осаждения ( $\eta_{\text{шлак}}$ ) пыли струями ГСЗ с учетом влияния шлака от относительной величины вспенивания шлака  $\Delta H/H_0$  при различном числе Рейнольдса. 1–  $Re=40 \cdot 10^3$ ; 2–  $Re=35 \cdot 10^3$ ; 3–  $Re=30 \cdot 10^3$ .

Для оценки, роли осаждения технологической пыли в объеме вспененного шлака на энерготехнологические показатели выплавки стали в дуговой сталеплавильной печи, выполним расчет материального и энергетического баланса. Расчет шихты произведем для стали марки СтЗсп, имеющей следующий химический состав:  $C=0,14\div 0,22\%$ ;  $Si=0,15\div 0,30\%$ ;  $Mn=0,4\div 0,65\%$ ;  $S\leq 0,05\%$ ;  $P\leq 0,04\%$ ;  $Cr\leq 0,3\%$ ;  $Ni\leq 0,3\%$ ;  $Cu\leq 0,3\%$ .

### **Материальный баланс**

Средняя масса лома в завалку, при работе с непрерывной загрузкой металлизированных окатышей составляет 47,5 т. Химический состав лома группы А принимаем следующим:  $C=0,45\%$ ;  $Si=0,27\%$ ;  $Mn=0,65\%$ ;  $S\leq 0,04\%$ ;  $P\leq 0,035\%$ ;  $Ni\leq 0,25\%$ ;  $Cu\leq 0,20\%$ .

Для расчета принимаем следующие величины: угар лома 8%, угар  $Si=100\%$ , угар  $Mn=95\%$ , угар  $Ni=1,5\%$ , угар  $Cu=20\%$ .

Расчет ведем на получение 150 т стали.

После расплавления лома с одновременной продувкой кислородом состав металла в печи будет следующим:

$$Si=0,27-100\%=0,000\% \text{ или } M_{Si}=47,5\cdot 0,27\%/100=0,128 \text{ т}$$

$$Mn=0,65-95\%=0,0325\% \text{ или } M_{Mn}=47,5\cdot(0,65-0,0325)\%/100=0,2933 \text{ т}$$

$$Ni=0,25-1,5\%=0,246\% \text{ или } M_{Ni}=47,5\cdot(0,25-0,246)\%/100=0,0018 \text{ т}$$

$$Cu=0,2-20\%=0,16\% \text{ или } M_{Cu}=47,5\cdot(0,2-0,16)\%/100=0,019 \text{ т}$$

Принимаем для плавки объем кислорода, поступившего из горелок равным 4100 м<sup>3</sup>, исходя из практического опыта для ОАО «ОЭМК».

Поступающий кислород идет на окисление вышеприведенных элементов и углерода, вносимого ломом и металлизированными окатышами.

Расход кислорода на окисление примесей:

- на кремний:  $(M_{Si}/28)\cdot 22,4=(128/28)\cdot 22,4 = 102,6 \text{ м}^3$

- на марганец:  $(M_{Mn}/(55\cdot 2))\cdot 22,4=(232/(55\cdot 2))\cdot 22,4 = 59,72 \text{ м}^3$

- на никель:  $(M_{Ni}/58,7) \cdot 22,4 = (1,9/58,7) \cdot 22,4 = 0,679 \text{ м}^3$
- на медь:  $(M_{Cu}/63,5) \cdot 22,4 = (19/63,5) \cdot 22,4 = 6,702 \text{ м}^3$
- всего на элементы  $V_{эл} = 102,6 + 59,72 + 0,725 + 6,702 = 169,71 \text{ м}^3$

Принимаем, что окисление углерода идет на 60% с образованием  $CO$  и на 40% с образованием  $CO_2$ .

Количество избыточного углерода в завалке составляет:

$$C_{изб.завалка} = 47,5 \cdot (0,45 - 0,17) = 133 \text{ кг.}$$

Состав используемых металлизированных окатышей принимаем следующим:  $C = 1,7\%$ ;  $CaO = 1,64\%$ ;  $SiO_2 = 3,79\%$ ;  $Fe_{общ} = 85\%$ ;  $Fe_{мет} = 90,6\%$ ; степень металлизации 93,9%.

Количество металлизированных окатышей на плавку составляет:

$$M_{ок.мет} = (150 - (47,5 - 8\%)) / Fe_{общ} = (150 - (47,5 - 47,5 \cdot 0,08)) / 0,85 = 125 \text{ т}$$

Количество вносимого ими углерода составляет:

$$C_{ок.мет} = 125 \cdot 0,017 \cdot 1000 = 2126 \text{ кг}$$

Количество коксика, отдаваемого в печь, примем равным 370 кг. Содержание углерода в коксике 90%, это внесет:

$$C_{коксик} = 370 \cdot 0,9 = 333 \text{ кг углерода.}$$

Количество углеродсодержащего материала (УСМ), поступающего через газокислородные горелки примем равным 840 кг.

Содержание углерода в УСМ 90%, это внесет:

$$C_{УСМ} = 840 \cdot 0,9 = 756 \text{ кг углерода.}$$

Таким образом, всего шихтой вносится

$$C_{шихты} = 133 + 2126 + 333 + 756 = 3348 \text{ кг углерода.}$$

Окисление углерода по реакции  $[C] + 0,5\{O_2\} = \{CO\}$  требует  $0,935 \text{ м}^3$  кислорода на 1 кг углерода, а по реакции  $[C] + \{O_2\} = \{CO_2\}$  требует соответственно  $1,866 \text{ м}^3$  кислорода.

Тогда средний расход кислорода на окисление углерода по обоим реакциям составит:

$$V_{кислорода} = 0,933 \cdot 0,6 + 1,866 \cdot 0,4 = 1,342 \text{ м}^3 \text{ на 1 кг углерода.}$$

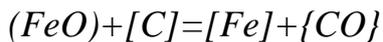
Вдуваемого количества кислорода хватит на окисление

$$C_{\text{окисл}} = (4100 - 169,71) / 1,342 = 2928,68 \text{ кг углерода.}$$

Таким образом, при вдувании в ванну 4100 м<sup>3</sup> кислорода остается избыток углерода в количестве

$$C_{\text{изб.стали}} = 3348 - 2928,68 = 419,3 \text{ кг}$$

Этот углерод окисляется путем раскисления шлака, содержащего  $FeO$ , в процессе вдувания углеродсодержащего материала, по реакции:



Для окисления 1 кг углерода необходимо 6 кг  $FeO$  шлака.

Таким образом, необходимо  $419,3 \cdot 6 = 2516$  кг  $FeO$  шлака.

Принимаем, что на плавке с использованием металлизированных окатышей для обеспечения десульфурации и дефосфорации основность шлака должна составлять  $CaO/SiO_2 = 2,2$ .

При окислении металлолома образуется:

$$M_{SiO_2(\text{лом})} = (M_{Si}/28) \cdot (28 + 2 \cdot 16) = (128/28) \cdot (60) = 275 \text{ кг}$$

Окатышами вносятся:

$$M_{SiO_2(\text{ок.мет})} = M_{\text{ок.мет}} \cdot 3,79\% = 125 \cdot 3,79\% = 4652 \text{ кг}$$

Тогда количество вносимого шихтой  $SiO_2$  составляет:

$$M_{SiO_2} = 275 + 4652 = 4927 \text{ кг}$$

или

$$M_{SiO_2} = (4,927/150) \cdot 100 = 3,28 \%$$

Для обеспечения заданной основности необходимо внести:

$$M_{CaO} = M_{SiO_2} \cdot 2,2 = 4927 \cdot 2,2 = 10839,42 \text{ кг извести.}$$

Причем

$$M_{CaO(\text{ок.мет})} = M_{\text{ок.мет}} \cdot 1,64\% = 125 \cdot 1,64\% = 2050,96 \text{ кг}$$

уже вносится металлизированными окатышами, а значит в процессе плавки необходимо отдать только:

$$M_{CaO} = 10839,42 - 2050,96 = 8788,46 \text{ кг}$$

Таким образом, примерное количество шлака за плавку от  $CaO$  и  $SiO_2$  составит:

$$M_{шл.1} = M_{CaO} + M_{SiO_2} = 10839,42 + 4927 = 15766,43 \text{ кг шлака}$$

или

$$M_{шл.1} = (15766,43/150) \cdot 100 = 10,51 \%$$

Примем, что полученный в ДСП химический состав стали следующий:  $C=0,17\%$ ;  $Si=0\%$ ;  $Mn=0,162\%$ . Недостающее количество элементов отдается в ковш в процессе выпуска стали.

Необходимое количество ферросплава определяем по формуле:

$$M_{\phi} = \frac{M_{пл} \cdot (\%_{ГОСТ} - \%_{ст})}{\%_{\phi c} \cdot K_y}, \text{ Т}$$

где  $M_{пл}$  – масса плавки, т;  $\%_{ГОСТ}$  – содержание элемента в стали, по ГОСТу, %;  $\%_{ст}$  – содержание элемента в стали до введения ферросплава, %;  $\%_{\phi c}$  – содержание элемента в ферросплаве, %;  $K_y$  – коэффициент усвоения элемента сталью, отн. ед.

Для легирования применим относительно дешевые углеродистые ферросплавы. Для введения кремния применим СМн20 по ГОСТ 4756-77 (25% Si; 65% Mn; 1% C; 0,1% P; 0,03% S) в количестве :

$$M_{СМн-20} = \frac{150 \cdot (0,15 - 0)}{25 \cdot 0,95} = 1,184 \text{ т}$$

При этом силикомарганцем вносится:

$$M_{Mn}(\phi) = ((1,184 \cdot 65\%) / 150) \cdot 100\% = 0,513\%$$

$$M_C(\phi) = ((1,184 \cdot 1\%) / 150) \cdot 100\% = 0,0079\%$$

$$M_P(\phi) = ((1,184 \cdot 0,1\%) / 150) \cdot 100\% = 0,00079\%$$

$$M_S(\phi) = ((1,184 \cdot 0,03\%) / 150) \cdot 100\% = 0,000236\%$$

Полученное после легирования силикомарганцем количество марганца составляет  $0,513\% + 0,0325\% = 0,545\%$ , что точно попадает в необходимый по ГОСТу диапазон  $0,4-0,65\%$ . Количество углерода в стали, при этом составит  $0,17\% + 0,0079\% = 0,1779\%$ , что также попадает в необходимый диапазон.

Масса кислорода на плавку составляет:

$$M_{O_2} = (4100/22,4) \cdot 32 = 5857,14 \text{ кг}$$

Объем  $CO$  образующегося при окислении углерода газообразным кислородом составляет:

при окислении углерода до  $CO$

$$V_{co.1} = ((2928,68 \cdot 0,6)/12) \cdot 22,4 = 3280,12 \text{ м}^3$$

при окислении до  $CO_2$

$$V_{co.2.1} = ((2928,68 \cdot 0,4)/12) \cdot 22,4 = 2186,74 \text{ м}^3$$

Объем  $CO$ , образующегося при окислении углерода ( $FeO$ ) шлака составляет:

$$V_{co.2} = (419,3/12) \cdot 22,4 = 782,73 \text{ м}^3$$

Таким образом, всего выделяется

$$V_{co} = V_{co.1} + V_{co.2} = 3280,12 + 782,73 = 4062,85 \text{ м}^3 \text{ и } V_{co_2} = 2186,74 \text{ м}^3$$

Всего выделяется газов, не считая подсасываемого воздуха:

$$V_2 = V_{co} + V_{co_2} = 4062,85 + 2186,74 = 6249,6 \text{ м}^3 \text{ за плавку.}$$

Суммарная масса выделяемого за плавку  $CO$  составляет:

$$M_{co} = (V_{co}/22,4) \cdot 28 = (4062,85/22,4) \cdot 28 = 5078,57 \text{ кг, а}$$

$$M_{co_2} = (V_{co_2}/22,4) \cdot 44 = (2186,74/22,4) \cdot 44 = 4295,4 \text{ кг}$$

Суммарная масса газов, выделяющихся в печи составляет:

$$M_2 = M_{co} + M_{co_2} = 5078,57 + 4295,4 = 9373,97 \text{ кг}$$

В шлак из металлизированных окатышей переходит дополнительно:

$M_n = 125 \cdot 5,6\% = 700 \text{ кг}$  пустой породы, не считая окиси кремния, извести и углерода.

Угар металлолома в печи составляет

$$M_y = 47,5 \cdot 8\% = 3800 \text{ кг}$$

В шлак переходит марганец, окисленный при продувке кислородом в количестве:

$$M_{MnO} = (M_{Mn}/55) \cdot (55+16) = (293,3/55) \cdot (55+16) = 378,6 \text{ кг}$$

Таким образом, суммарная масса шлака, образовавшегося за плавку в печи составляет:

$$M_{\text{шл}} = M_{\text{шл.1}} + M_{\text{MnO}} + M_n + M_y = 15766,43 + 378,6 + 7003 + 3800 = 26948,36 \text{ кг}$$

или

$$M_{\text{шл}} = (26948,36/150) \cdot 100\% = 17,96 \%$$

Результаты расчета материального баланса сведены в таблицу 6.1.3.

Таблица 6.1.3.

Приход		Расход	
Статья прихода	тонн	Статья расхода	тонн
1. Металлолом	47,5	1. Сталь	150
2. Металлизированные окатыши	125,0588235	2. Шлак	26,94836481
3. Углерод	3,348	3. Отходящие газы	9,37396277
4. Известь	8,788456555		
5. Кислород	5,857142857		
Итого :	190,5524229	Итого :	186,3223276
Невязка расчета составляет $100 - (186,32/190,55) \cdot 100 = 2\%$			

### Энергетический баланс

Используя данные материального баланса и расчета шихты определим статьи прихода, расхода и по их разности расход электроэнергии.

#### **ПРИХОД**

*Экзотермические реакции:*

Окисление углерода.

Примем, что 40% углерода окисляется до  $CO_2$ , а 60 % до  $CO$ . Всего шихтой вносится углерода: 2592 кг (коквик, углерод скрапа и МО), 756 кг УСМ. Причем УСМ окисляется до  $CO$  по реакции:



$Q_{CO_2} = 245316$  ккал - тепловой эффект от окисления углерода до  $CO_2$ .

$$E_1 = D_y \cdot Q_{CO_2} \cdot \frac{1000}{44 \cdot 860} = \frac{2592 \cdot 0,4 \cdot 245316 \cdot 1000}{150000 \cdot 44 \cdot 860} = 85,12 \text{ кВт} \cdot \text{ч}$$

$Q_{CO} = 245316$  ккал - тепловой эффект от окисления углерода до  $CO$ .

По первоначальной схеме, с учетом того, что 10 % УСМ окисляется напрямую вдуваемым кислородом, а 90 % за счет ( $FeO$ ). Примем содержание углерода в УСМ равным 90 %.

$$E_2 = D_y \cdot Q_{CO} \cdot \frac{1000}{28 \cdot 860} = \frac{2592 \cdot 0,6 \cdot 75344 \cdot 1000}{150000 \cdot 28 \cdot 860} + \frac{756 \cdot 0,1 \cdot 75344 \cdot 1000}{150000 \cdot 28 \cdot 860} = 104,24 \text{ кВт} \cdot \text{ч}$$

Окисление кремния скрапа.

$Q_{SiO_2} = 223800$  ккал - тепловой эффект от окисления кремния.

$$E_3 = D_{лом} \cdot Si_{лом} \cdot Q_{SiO_2} \cdot \frac{1000}{60 \cdot 860} = \frac{47500 \cdot 0,27 \cdot 223800 \cdot 1000}{150000 \cdot 60 \cdot 860} = 7,95 \text{ кВт} \cdot \text{ч}$$

Окисление марганца скрапа.

$Q_{MnO} = 97550$  ккал - тепловой эффект от окисления марганца.

$$E_4 = D_{лом} \cdot Mn_{лом} \cdot Q_{MnO} \cdot \frac{1000}{71 \cdot 860} = \frac{47500 \cdot 0,65 \cdot 97550 \cdot 1000}{150000 \cdot 71 \cdot 860} = 4,24 \text{ кВт} \cdot \text{ч}$$

Окисление железа скрапа.

По содержанию оксидов железа в шлаке (2326,8 кг  $FeO$  и 775,6 кг  $Fe_2O_3$ ) найдем массу окислившегося железа:

до  $FeO$ :  $56 \cdot 2326,8 / 72 = 1809,73$  кг

до  $Fe_2O_3$ :  $112 \cdot 775,6 / 160 = 542,92$  кг

$Q_{FeO} = 34685$  ккал - тепловой эффект от окисления железа до  $FeO$ .

$$E_5 = D_{Fe} \cdot Q_{FeO} \cdot \frac{1000}{72 \cdot 860} = \frac{1809,73 \cdot 34658 \cdot 1000}{150000 \cdot 72 \cdot 860} = 8,69 \text{ кВт} \cdot \text{ч}$$

$Q_{Fe_2O_3} = 53036$  ккал - тепловой эффект от окисления железа до  $Fe_2O_3$ .

$$E_6 = D_{Fe} \cdot Q_{Fe_2O_3} \cdot \frac{1000}{160 \cdot 860} = \frac{542,92 \cdot 53036 \cdot 1000}{150000 \cdot 160 \cdot 860} = 3,99 \text{ кВт} \cdot \text{ч}$$

Пусть переходит железа в дым 3% от завалки.

$Q_{Fe_{дым}} = 53036$  ккал - тепловой эффект от перехода железа в дым.

$$E_7 = D_{Fe} \cdot Q_{Fe_{дым}} \cdot \frac{1000}{56 \cdot 860} = \frac{0,03 \cdot 47500 \cdot 53036 \cdot 1000}{150000 \cdot 56 \cdot 860} = 10,65 \text{ кВт} \cdot \text{ч}$$

Сумма прихода без электроэнергии (кВт·ч):

$$E_{\text{сум}} = E_1 + E_2 + E_3 + E_4 + E_5 + E_6 + E_7 =$$

$$= 82,15 + 104,24 + 7,95 + 4,24 + 3,99 + 8,69 + 10,65 = 221,9 \text{ кВт} \cdot \text{ч}$$

## РАСХОД

Теплосодержание стали, шлака и пыли по данным Н.В. Окорокова и А.В. Егорова с учетом подогрева на 200°C перед выпуском:

Сталь:

$$I_1 = 350 + 0,84 \cdot 0,278 \cdot 200 = 394,704 \text{ кВт} \cdot \text{ч}$$

Шлак:

$$I_2 = \frac{D_{\text{шл}}}{100} \cdot 1000 \cdot 2,1 \cdot 0,278 =$$

$$= \frac{26,95}{150 \cdot 100} 1000 \cdot 2,1 \cdot 0,278 = 104,89 \text{ кВт} \cdot \text{ч}$$

Пыль:

Доля уносимой пыли:

$$D_{y1} = \left( \frac{D_{cm}}{1 - D_{yFe}} - D_{cm} \right) \cdot \frac{72}{56} + \left( \frac{D_{шл}}{100 \cdot (1 - D_{yшл})} - \frac{D_{шл}}{100} \right),$$

где  $D_{cm} = 1$  - доля стали;  $D_{yFe} = 0,02$  - доля уноса железа стали;  $D_{yшл} = 0,05$  - доля уноса шлака.

Получим, что доля уносимой из печи пыли:

$$D_{y1} = \left( \frac{1}{1 - 0,02} - 1 \right) \cdot \frac{72}{56} + \left( \frac{0,179}{100 \cdot (1 - 0,05)} - \frac{0,179}{100} \right) = 0,02633$$

$$I_3 = D_{y1} \cdot 1000 \cdot 2,1 \cdot 0,278 = 0,02633 \cdot 2,1 \cdot 1000 \cdot 0,278 = 15,37 \text{ кВт} \cdot \text{ч}$$

Теплосодержание монооксида углерода при 1700°C:

$$I_4 = CO_{\text{газ}} \cdot 22,4 \cdot 0,3543 \cdot \frac{1700}{28 \cdot 860}$$

Найдем содержание прореагировавшего углерода окатышей:

$$C_p = C_{mo} - \frac{C_{cm}}{D_{mo}} = 1,7 - \frac{0,18 \cdot 150}{125} = 1,6999$$

$$CO_{\text{газ}} = D_{\text{мо}} \cdot C_p \cdot \frac{280}{12} = 125/150 \cdot 1,6999 \cdot \frac{280}{12} = 33,055$$

$$I_4 = 33,055 \cdot 22,4 \cdot 0,3543 \cdot \frac{1700}{28 \cdot 860} = 18,52 \text{ кВт} \cdot \text{ч}$$

Тепловой эффект реакции  $FeO + Fe_3C = 4Fe + CO - H(Q)$  восстановления вюстита углеродом карбида железа, можно определить из элементарных реакций:



$$Q = Q_1 + Q_2 + Q_3,$$

$$Q = -61500 + 28600 + 2685 = -30215 \text{ ккал.}$$

Суммарный расход тепла на восстановление вюстита карбидом железа равен:

$$Q_S = D_{\text{мо}} \cdot C_p \cdot \frac{Q}{12 \cdot 860},$$

$$Q_S = 125/150 \cdot 1,6999 \cdot \frac{30215}{12 \cdot 860} = 3,319 \text{ кВт} \cdot \text{ч}$$

Потери с охлаждающей водой и через футеровку примем из практических данных для печей с условной мощностью более 600 кВА/т емкости печи в количестве 20% сверх полезного расхода тепла:

$$I_7 = I_1 + I_2 + Q_S = 396,704 + 104,89 + 3,319 = 504,92 \text{ кВт} \cdot \text{ч}$$

$$I_8 = \frac{I_7}{0,8} - I_7 = \frac{504,92}{0,8} - 504,92 = 126,23 \text{ кВт} \cdot \text{ч}$$

Электрические потери примем 6% от расхода электроэнергии.

Общий расход тепла без электрических потерь равен:

$$I_{11} = I_7 + I_4 + I_3 + I_8 = 504,91 + 126,23 + 15,37 + 18,52 = 665,03 \text{ кВт} \cdot \text{ч}$$

После вычета теплового эффекта экзотермических реакций:

$$I_{12} = I_{11} - E_{\text{сумм}} = 665,03 - 221,9 = 443,12 \text{ [кВт} \cdot \text{час]}.$$

Следовательно, электрические потери равны:

$$I_{E1} = \frac{I_{12}}{0,94} - I_{12} = \frac{443,12}{0,94} - 443,12 = 28,28 \text{ [кВт·час]}.$$

Суммарный расход электроэнергии:

$$I_{\text{сум}} = I_{12} + I_{E1} = 28,28 + 443,12 = 471,41 \text{ [кВт·час]}.$$

Энергетический баланс на 1 т жидкой стали в кВт·ч представлен в таблице 6.1.4.

Таблица 6.1.4. Энергетический баланс электроплавки стали.

Приход	кВт·ч	%	Расход	кВт·ч	%
Электроэнергия	471,41	67,99	Теплосодержание стали	396,70	57,22
Тепло экзотермических реакций:			Теплосодержание шлака	104,88	15,13
1. Si	7,94	1,15	Восстановление вьюстита	3,31	0,48
2. Mn	4,24	0,61	Потери с пылью	15,37	2,22
3. C-CO <sub>2</sub>	82,15	11,85	Потери с газом	18,52	2,67
4. C-CO	104,23	15,03	Потери с водой и ч/з футеровку	126,22	18,21
5. Fe-Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	3,98	0,57	Электрические потери	28,28	4,08
6. Fe-FeO	8,68	1,25			
7. Fe в дым	10,65	1,54			
Всего	693,31	100	Всего	693,31	100

Организация над зоной продувки ГСЗ и наличие хорошо вспененного шлака позволит снизить вынос крупной пыли (30% от общего количества) на 90%, тогда

$$D_{yl} = \left( \frac{1}{1-0,02} - 1 \right) \cdot \frac{72}{56} + \left( \frac{0,179}{100 \cdot (1-0,05)} - \frac{0,179}{100} \right) = 0,02633 - 0,9 \cdot (0,02633 \cdot 0,3) = 0,01843$$

$$I_3 = D_{yl} \cdot 1000 \cdot 2,1 \cdot 0,278 = 0,01843 \cdot 2,1 \cdot 1000 \cdot 0,278 = 10,75 \text{ кВт·ч}$$

В этом случае таблица энергетического баланса на 1 т жидкой стали в кВт·ч будет выглядеть следующим образом (таблице 6.1.5)

Таблица 6.1.5. Энергетический баланс электроплавки стали с учетом осаждения пыли за счет создания газоструйной защиты и вспенивания шлака.

Приход	кВт·ч	%	Расход	кВт·ч	%
Электроэнергия	466,79	67,77	Теплосодержание стали	396,7	57,6
Тепло экзотермических реакций:			Теплосодержание шлака	104,88	15,23
1. <i>Si</i>	7,94	1,15	Восстановление вюстита	3,31	0,48
2. <i>Mn</i>	4,24	0,62	Потери с пылью	10,75	1,56
3. <i>C-CO<sub>2</sub></i>	82,15	11,93	Потери с газом	18,52	2,69
4. <i>C-CO</i>	104,23	15,13	Потери с водой и ч/з футеровку	126,22	18,33
5. <i>Fe-Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub></i>	3,98	0,58	Электрические потери	28,28	4,11
6. <i>Fe-FeO</i>	8,68	1,26			
7. <i>Fe</i> в дым	10,65	1,55			
Всего	688,69	100	Всего	688,69	100

В результате расчета материального и энергетического баланса плавки стали с учетом осаждения пыли в объеме вспененного шлака установлено, что применение ГСЗ и наличие хорошо вспененного шлака в дуговой сталеплавильной печи позволяет снизить расход электроэнергии на 1% или 4,62 кВт·ч/т.

#### 6.1.4 Выводы по разделу 6.1

1. Рассмотрены вопросы образования технологической пыли в дуговых сталеплавильных печах.
2. Выполнена оценка влияния вспененного сталеплавильного шлака на процесс осаждения пыли в его объеме.
3. Сформулирован механизм осаждения пыли в объёме вспененного шлака.
4. Предложены методы интенсификации процесса осаждения технологической пыли в объёме вспененного шлака, а именно организация над зоной продувки газоструйной защиты из упругих струй.

5. Выполнена оценка эффективности осаждения крупной пыли (более 50 мкм) в слое вспененного шлака, которая согласно расчетов составляет от 50 до 55%, общая степень осаждения крупной пыли в объеме вспененного шлака с учетом организации газоструйной защиты над зоной продувки достигает 90÷95%.
6. Выполнена оценка влияния осаждения пыли в объеме вспененного шлака на энерготехнологические показатели выплавки стали в ДСП. Так, организация процесса осаждения пыли в объеме вспененного шлака позволяет, снизить расход электроэнергии на 1% или 4,62 кВт·ч/т.

## **РАЗДЕЛ 6.2 СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ЭНЕРГОТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ПРОИЗВОДСТВА СТАЛИ В ДУГОВЫХ СТАЛЕПЛАВИЛЬНЫХ ПЕЧАХ С УЧЕТОМ ВСПЕНИВАНИЯ ШЛАКА**

Сегодня при растущих требованиях к снижению энергоёмкости производства металлопродукции в России, разработка новых энергосберегающих технологий выплавки стали в современных сверхмощных дуговых сталеплавильных печах и внедрение новых подходов в конструировании современных дуговых сталеплавильных печей, является одной из актуальных и приоритетных задач отечественной металлургии. Как показывает, анализ научно-технической литературы, именно в дуговых сталеплавильных печах существует достаточно большой резерв по снижению энергозатрат, и повышению эффективности электроплавки стали в целом.

В связи, с наметившимся дефицитом стального лома все более широкое распространение получают новые шихтовые материалы, получаемые методом прямого восстановления железа. Используя в качестве шихтовых материалов металлизированное сырьё можно получить стали различных марок (от углеродистых до высоколегированных), с минимальным содержанием вредных примесей.

Одним из современных процессов производства стали из металлизированного железорудного сырья, является технология их переплава в сверхмощных дуговых сталеплавильных печах с непрерывной загрузкой в печь [107,151,155,156]. Ключевым элементом, с точки зрения, энергоэффективности данной технологии является быстрое и экономичное расплавление шихты, которое должно обеспечивать максимальную производительность и минимальный расход электроэнергии на процесс [107,155].

Несмотря на то, что данная технология является достаточно современной, но и она уже не отвечает современным требованиям производства стали, с точки зрения достаточно высокой энергоёмкости. Одним из направлений по совершенствованию данной технологии является разработка новых технологий, обеспечивающих рост эффективности тепловой работы дуговых сталеплавильных печей

[240-248]. Одним из эффективных способов увеличения эффективности тепловой работы дуговых сталеплавильных печей и её электрического режима является поддержание по ходу плавки хорошо вспененного сталеплавильного шлака, обеспечивающего экранирование электрических дуг.

Известно, что эффективность тепловой работы современной дуговой сталеплавильной печи определяется, в первую очередь, эффективностью использования мощности электрических дуг, которая главным образом зависит от правильности и точности задания необходимых электрических режимов работы печи. Задание рациональных параметров электрической дуги, по каналам динамического управления электрическим режимом работы печи, осуществляется за счет постоянного контроля и поддержания на оптимальном уровне определённых электрических параметров дуговой печи, таких как ток, напряжение дуги, полное фазное сопротивление, коэффициент мощности электрической дуги и трансформатора и т.д. Поэтому, одной из главных целей эффективного управления энерготехнологическим режимом электроплавки металлизированного железорудного сырья современной ДСП является, обеспечение энергосберегающих условий протекания технологических и тепловых процессов при плавке стали, при достижении высоких качественных и технико-экономических показателей производства.

## **6.2.1 Пути повышения энергоэффективности дуговых сталеплавильных печей, работающих по технологии с непрерывной загрузкой металлизированных окатышей**

### **6.2.1.1 Влияние степени перегрева металла над линией ликвидус на энергоэффективность электроплавки стали в дуговых печах**

Анализ научно-технической литературы, и имеющихся данных о характере работы дуговых сталеплавильных печей по технологии с непрерывной загрузкой металлизированных окатышей показывает, что при выборе рациональной

степени перегрева металлической ванны над линией ликвидус необходимо учитывать огромное количество различных технологических и теплоэнергетических факторов. Например, при высокой степени перегрева ванны ( $\Delta T_n > 100^\circ\text{C}$ ) происходит значительное повышение удельного расхода электроэнергии, что приводит к снижению энергетического и теплового к.п.д. При недостаточной степени перегрева ванны, затягивается протекание физико-химических и технологических процессов в ванне печи [107].

Данные о рациональных значениях степени перегрева металла над линией ликвидус ( $\Delta T_n$ ) и её влияние на технико-экономические показатели работы дуговой сталеплавильной печи, приведены в табл. 6.2.1. В результате статистической обработки большого количества опытных данных, авторы работ [107,153,155] установили, что существует значительное превышение степени перегрева металла над линией ликвидуса до  $130\div 150^\circ\text{C}$  в период расплавления металлизированных окатышей и в период доводки рис. 6.2.1 и рис. 6.2.2.

Таблица. 6.2.1.

Влияние уровня перегрева металла над температурой ликвидус на энерготехнологические показатели электроплавки металлизированных окатышей в ДСП [155].

Показатели	Уровень перегрева $50 < \Delta T_n < 100^\circ\text{C}$	перегрев $\Delta T_n > 100^\circ\text{C}$
Производительность печи, т/мин	1,605	1,508
Удельный расход электроэнергии, кВт·ч/т	588,13	625,81
Время под током, мин	98	102

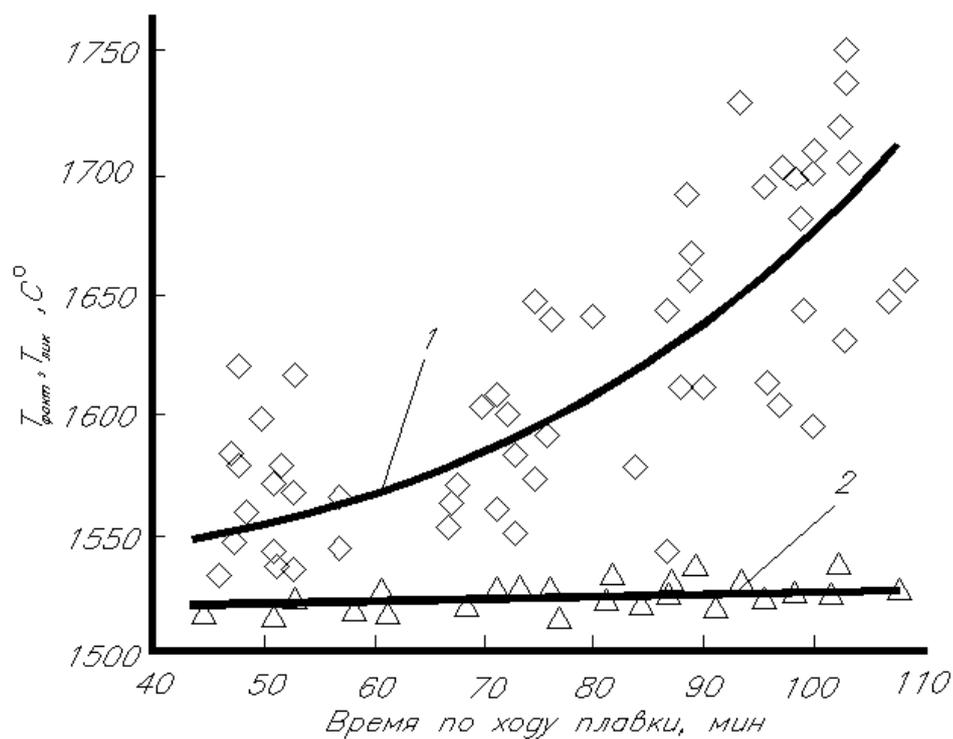


Рис. 6.2.1. График зависимости фактической температуры металла (1) и температуры ликвидус (2) от времени [107].

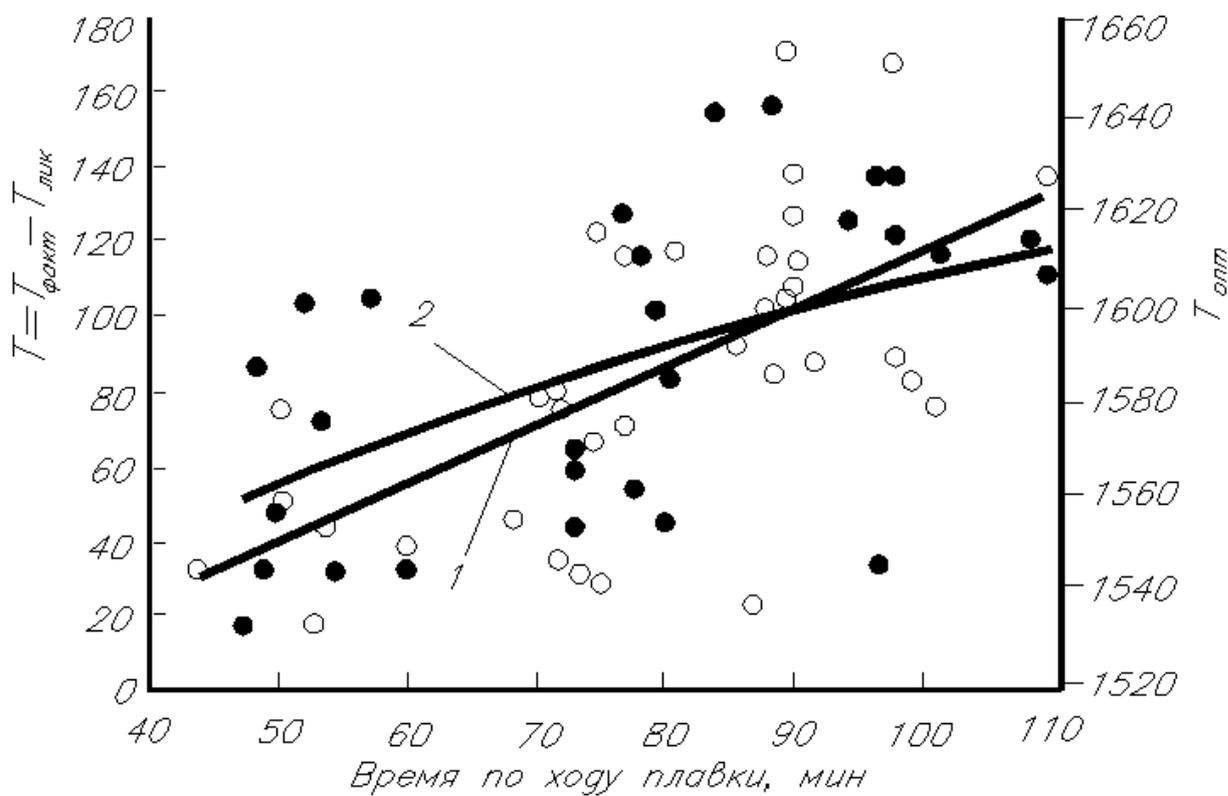


Рис. 6.2.2. График зависимости разницы фактической температуры и температуры ликвидус (1) и оптимальной температуры (2) при  $50 < \Delta T_n < 100 \text{ }^{\circ}\text{C}$  от времени [107].

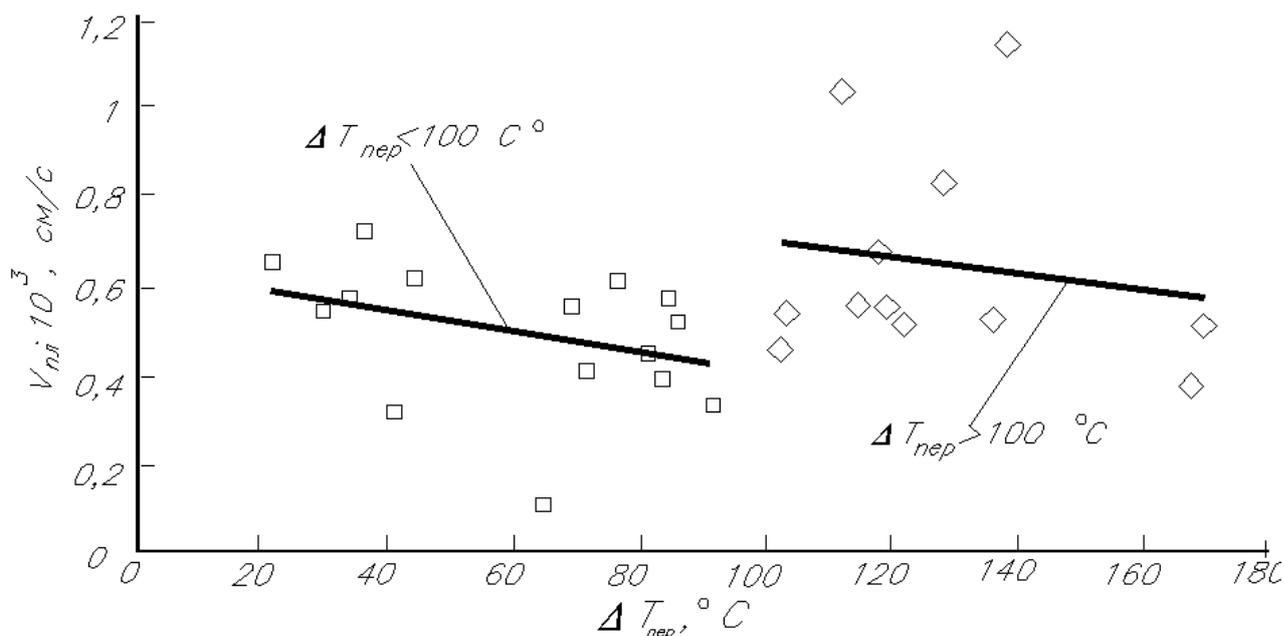


Рис. 6.2.3. График зависимости скорости расплавления окатышей от степени перегрева металла над температурой ликвидус [107].

Анализируя имеющиеся данные, представленные в табл. 6.2.1 можно сказать, что обеспечение степени перегрева металла над линией ликвидус ( $\Delta T_n$ ) на уровне  $50 \div 100^\circ C$ , позволяет сократить удельный расход электроэнергии в период плавления металлизированных окатышей до  $37,68 \text{ кВт}\cdot\text{ч/т}$ , в сравнении с режимом работы при степени перегрева металла над линией ликвидус ( $\Delta T_n$ ) более  $100^\circ C$ . В то же время, согласно данным рис. 6.2.3, степень перегрева металла над линией ликвидус не оказывает существенного влияния на величину скорости плавления металлизированных окатышей в ванне дуговой сталеплавильной печи. Так, повышение степени перегрева над линией ликвидус с  $50^\circ C$  до  $140^\circ C$  приводит к увеличению скорости плавления металлизированных окатышей в среднем на  $0,2 \cdot 10^{-3} \text{ см/с}$ , что является достаточно малым при загрузке в печь каждую секунду порядка 11000 окатышей при среднем их диаметре 12 мм.

Исходя из этого авторы работ [107,153,157] говорят о необходимости поддерживать по ходу электроплавки металлизированных окатышей режим нагрева металла, обеспечивающий рациональную степень перегрева над линией ликвидус в пределах  $50 \div 100^\circ C$ , при соответствующей скорости нагрева металла ( $V_t^M$ ). Также говорится о необходимости исключить по ходу плавки нежелательные

перегревы металла над линией ликвидус более 100°C, что позволит обеспечить энергоэффективный режим работы дуговой сталеплавильной печи.

Предлагаемый способ является достаточно эффективным, с точки зрения снижения энергоемкости выплавки стали. Однако, обеспечить рациональную степень перегрева металла над линией ликвидус является достаточно проблематичным в современных условиях, так как требует внедрения достаточно сложных систем автоматического управления. Кроме того, не представляется возможным осуществлять постоянный контроль температуры металла по ходу электроплавки стали. Исходя из сказанного выше, реализация данного метода повышения энергоэффективности электроплавки стали в дуговых сталеплавильных печах, работающих по технологии с непрерывной загрузкой окатышей в современных условиях является невозможным. В то же время, данный способ может быть реализован в будущем, при изобретении устройств многократного и длительного измерения температуры металла в сталеплавильных агрегатах. Это говорит, о необходимости поиска эффективных способов повышения энергоэффективности электроплавки.

#### **6.2.1.2 Влияние синхронности процессов нагрева и обезуглероживания металла в ДСП на энергоэффективность процесса**

Помимо уровня перегрева металла над линией ликвидус при разработке энерго- и ресурсосберегающих технологий выплавки стали в ДСП, авторы работ [153,155] рекомендуют учитывать такой важный с их точки зрения параметр, как синхронность процессов нагрева ( $V_t^m$ , °C/мин) и обезуглероживания ( $V_c$ , %C/мин) расплава. Согласно данным [155], поддержание рационального соотношения скоростей нагрева и обезуглероживания ванны, позволит снизить удельный расход электроэнергии и увеличить скорости плавления металлизированных окатышей.

В работах [153,155], был изучен характер изменения скорости обезуглероживания ( $V_c$ ) и нагрева металла по ходу электроплавки металлизированных окатышей в ванне дуговой печи (рис. 6.2.4 и 6.2.5).

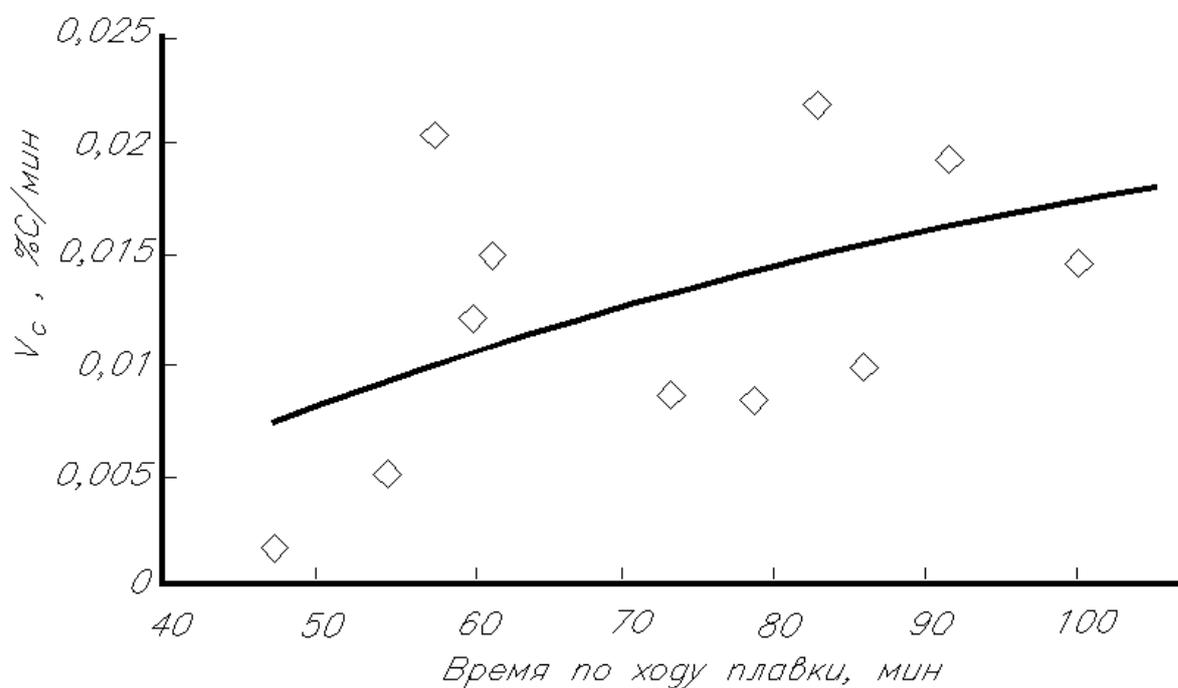


Рис. 6.2.4. График зависимости скорости обезуглероживания  $V_c$  %C/мин от времени [155].

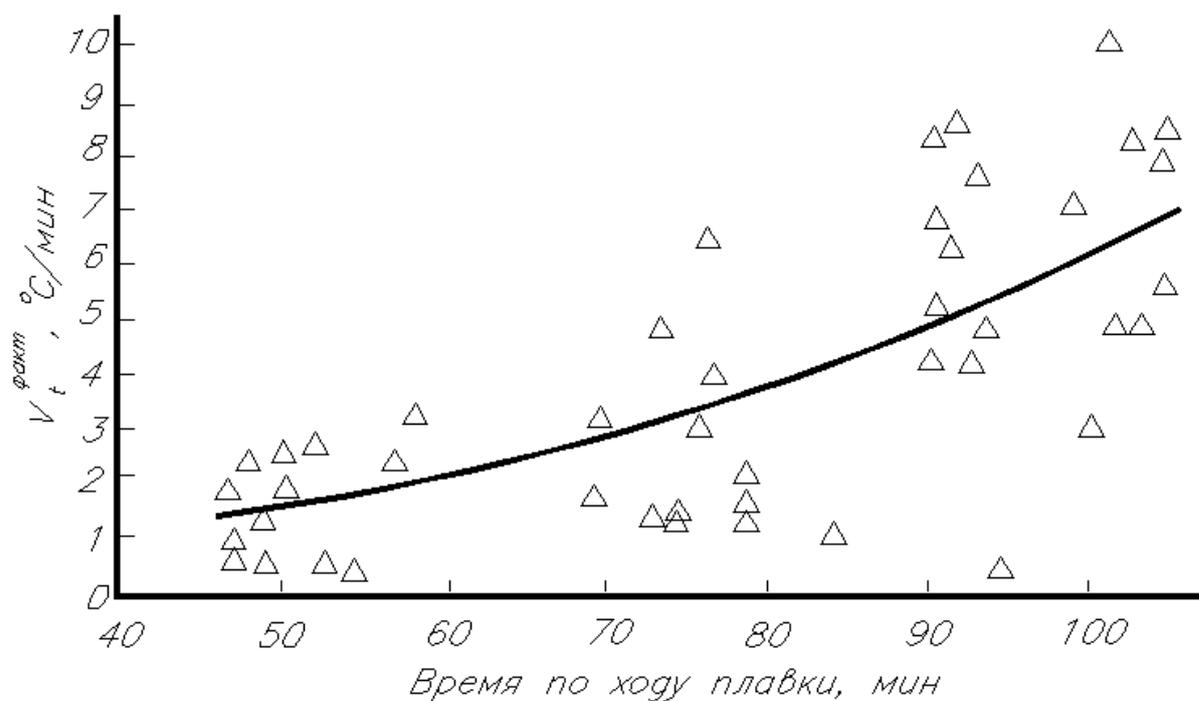


Рис. 7.5. График зависимости фактической скорости нагрева металла  $V_t^{факт}$  °C/мин от времени [155].

Это позволило авторам, выявить взаимосвязь между интенсивностью протекания процессов нагрева и обезуглероживания металлической ванны, в виде следующего регрессионного уравнения:

$$V_c = 0,00745 \cdot V_t^{\text{факт}} - 0,0042 \text{ при } R^2=0,75, \quad (6.2.1)$$

Ими же, была установлена зависимость изменения оптимальной скорости нагрева ( $V_t^{\text{онм}}$ ) ванны по ходу электроплавки металлизированных окатышей (рис. 6.2.6), которую рассчитывали с помощью выражения:

$$V_t^{\text{онм}} = \frac{t_{i+1}^{\text{онм}} - t_i^{\text{онм}}}{\tau_{i+1} - \tau_i}, \quad (6.2.2)$$

где значения  $t_{i+1}^{\text{онм}}$  и  $t_i^{\text{онм}}$  приведены для моментов времени  $\tau_{i+1}$  и  $\tau_i$

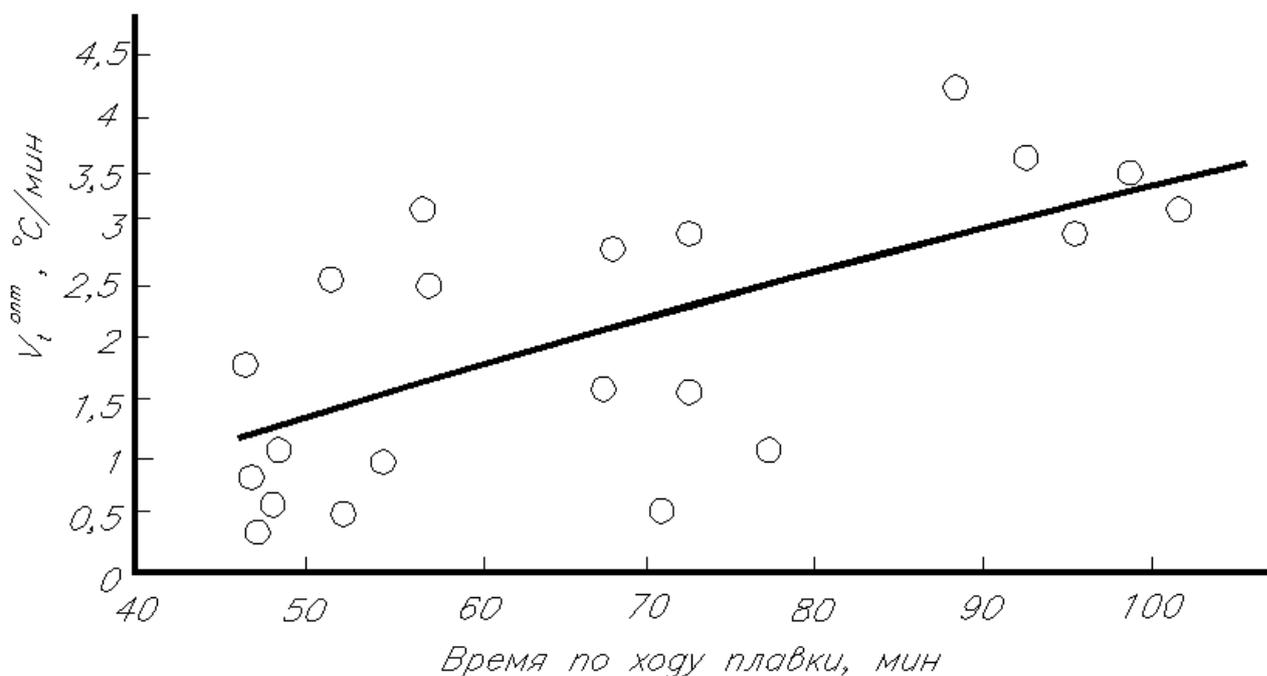


Рис. 6.2.6. График зависимости рациональной скорости нагрева металла  $V_t^{\text{онм}}$ , °С/мин от времени [155].

Обобщая полученные данные авторы работ [107,153,155] установили, что наиболее рациональное соотношение скоростей нагрева и обезуглероживания составляет  $119 \pm 7^\circ\text{C}/\%C$  (табл. 6.2.2). Это, в свою очередь, позволило вывести зависимость между  $V_t^{\text{онм}}$  и  $V_c$  в виде следующего уравнения:

$$V_t^{\text{онм}} = K_{\text{онм}} \cdot V_c = (119 \pm 7) \cdot V_c, \quad (6.2.3)$$

Таблица. 6.2.2.

Результаты расчёта оптимальной величины соотношения скоростей нагрева и обезуглероживания  $K_{онт}$  на основе данных [155]

№	I период плавки			II период плавки			III период плавки		
	$V_c$	$V_t^{онм}$	$K_{онм}$	$V_c$	$V_t^{онм}$	$K_{онм}$	$V_c$	$V_t^{онм}$	$K_{онм}$
1	0,0134	2,094501	156,306	0,008787	1,709677	194,562	0,03013	3,437188	114,0794
2	0,0092	1,234202	134,1524	0,020354	1,941176	95,3721	0,018889	2,555556	135,2941
3	0,0068	0,396944	58,37409	0,020392	1,821429	89,32039	0,021833	3,008768	137,8083
4	0,0086	0,865151	100,5989	0,051026	1,800053	35,27744	0,024653	4,153846	168,4947
5	0,0086	0,865151	100,5989	0,011861	2,125	179,1612	0,019488	3,544594	181,8829
6	0,0101	2,5	247,5248	0,014575	1,133333	77,76054	0,030203	2,333333	77,25605
7	0,0074	0,495778	66,99708	0,0146	1,166667	79,90868	0,025412	3,4613	136,2073
8	0,0071	1,017046	143,2458	0,0134	1	74,62687	0,02	3,4613	173,065
9	0,0074	0,497658	67,25114	0,0134	1,6	119,403	0,0294	2,9	98,63946
10	0,0086	0,865151	100,5989	0,0152	1,454545	95,69378	0,0394	3,557072	90,28102
11	0,0071	1,170455	164,8528	0,0083	0,670941	80,8363	0,0361	2,576923	71,38291
12	0,0089	1,052904	118,3038	0,0155	2,550144	164,5254	0,0218	3,019042	138,4882
13	0,0071	1,260455	177,5289	0,0149	1,423077	95,50852	0,0188	1,538462	81,83306
14	0,008	0,470276	58,7845	0,0155	3,550144	229,0415	0,0394	3,557072	90,28102
15	0,0077	0,263155	34,17596	0,0146	3,393603	232,4386	0,0288	3	104,1667
Сред- нее	0,0084	1,003255	115,2863	0,016826	1,822653	122,8958	0,026954	3,07363	119,944

Согласно [155], используя (6.2.3) можно для каждого момента плавки, при определенном значении  $V_c$  и  $K_{онм}$ , определить рациональное значение  $V_t^{онм}$  в данный момент плавки. Для постоянного контроля скорости обезуглероживания  $V_c$  по ходу электроплавки можно воспользоваться уравнением множественной регрессии, полученным в результате обработки опытных плавков [155]:

$$V_c = \begin{cases} 0,033 \cdot v_{ок} + 0,0032 \cdot W_{yд} - 0,51 \cdot (FeO) - 2,02 & R^2 = 0,79 \\ 0,988 \cdot \tau - 0,42 & R^2 = 0,61 \end{cases}, \quad (6.2.4)$$

где  $V_c$  – скорость обезуглероживания, %C/ч;  $v_{ок}$  – скорость загрузки окатышей, т/ч;  $W_{уд}$  – удельный расход энергии, кВт ч/т;  $(FeO)$  – содержание вюстита в шлаке, %;  $\tau$  – время, ч.

Предлагаемый способ, также является достаточно эффективным, с точки зрения снижения энергоёмкости выплавки стали, но и он имеет ряд недостатков, не позволяющих реализовать его в современных условиях. Аналогично описанному выше способу, реализация данного способа, также потребует внедрения достаточно сложных систем автоматического управления. Также не представляется возможным осуществлять постоянный контроль температуры металла и скорости обезуглероживания металла, по ходу электроплавки стали. Это связано с отсутствием, в настоящее время приборов позволяющим непрерывно и постоянно осуществлять контроль температуры и содержания углерода в металле. Использование зависимостей (6.2.3) и (6.2.4) является проблематичным, так как они получены в определённых условиях, которые имеют ряд ограничений. Так, в случае изменения химического состава загружаемых металлизированных окатышей по углероду или содержанию  $SiO_2$ , произойдёт изменение скорости обезуглероживания, что не позволит применять данные зависимости. Однако, данный метод повышения эффективности электроплавки стали в дуговых печах, работающих по технологии с непрерывной загрузкой металлизированных окатышей, может быть реализован, при изобретении устройств многоразового и длительного измерения содержания углерода в металле и его температуры.

### **6.2.2 Постановка задачи по улучшению энерготехнологических показателей выплавки стали в современной сверхмощной дуговой сталеплавильной печи.**

Анализ представленных выше данных, говорит о необходимости поиска более эффективных, и в тоже время менее затратных способов повышения эффективности электроплавки стали в дуговых печах, при использовании в качестве шихтовых материалов металлизированного сырья.

Известно, что эффективность и качество управления (регулирования) электрическим режимом электроплавки стали, в один из самых энергоёмких периодов (период расплавления стального лома и металлизированных окатышей), в значительной мере определяет её производительность, а также расход основных энергоносителей. Это особенно важно, в условиях постоянного роста единичной мощности дуговых печей, использования дополнительных источников энергии (газокислородные горелки), а также дополнительных средств, обеспечивающих повышение стойкости футеровки печи (установка водоохлаждаемых элементов на стены и свод).

Период начала расплавления лома длится достаточно короткое время и характеризуется открытым горением электрических дуг и интенсивным излучением тепловой энергии на водоохлаждаемые элементы стен и свода, что требует снижения вводимой электрической мощности и величины питающего напряжения печи, поэтому в данный период, целесообразно введение дополнительной мощности за счёт топливно-кислородных горелок (ТКГ). Это в свою очередь, позволяет сократить продолжительность данного периода.

Эффективность периода расплавления металлизированных окатышей в ванне ДСП, зависит главным образом от электрической мощности, вводимой в печь, которая в этот период должна быть максимально возможной. Однако вводимая мощность, в этот период, ограничивается стойкостью футеровки стен и свода, поэтому для сокращения продолжительности периода расплавления металлизированных окатышей необходимо организовать экономически целесообразный энерготехнологический режим, который обеспечит повышение производительности печи и сокращение удельного расхода электроэнергии на процесс в целом.

В период непрерывной загрузки и плавления металлизированных окатышей в жидкой ванне дуговой печи, а также интенсивного окисления углерода, марганца, фосфора, кремния и других элементов, за счёт более раннего ввода кислорода в расплав, вся вводимая электрическая мощность в основном расходуется на:

— на возмещение тепловых потерь;

- нагрев металла;
- обеспечение протекания технологических и физико-химических процессов.

Производительность и удельный расход электроэнергии, при непрерывной загрузке и плавлении металлизированных окатышей в ванне дуговой печи, определяется прежде всего, скоростью их плавления или скоростью их загрузки в печь. Максимальной скорости плавления металлизированных окатышей в ванне печи, можно достичь за счёт ввода предельно возможной мощности, этого можно достичь за счёт эффективного закрытия электрических дуг, в начале плавки металлической шихтой, а в период жидкой ванны и по ходу непрерывной загрузки металлизированных окатышей – вспененным сталеплавильным шлаком.

Таким образом, интенсификация выплавки стали в сверхмощных дуговых сталеплавильных печах связана с повышением активной мощности, вводимой в печь. Однако увеличение активной мощности, приводит к возрастанию величины тепловой нагрузки на футеровку печи, особенно в период жидкой ванны, когда стены печи не экранированы от излучения мощных электрических дуг.

Решению данной задачи посвящено достаточно большое количество исследовательских работ. Например, в работе [249] для увеличения ввода активной мощности и поддержания тепловой нагрузки на футеровку в допустимых пределах, предлагается работать на более высокой силе тока. Однако, это приведёт к повышенному расходу электродов и снижению коэффициента мощности дуги, что является неприемлемым в современных условиях. Более эффективным, в данном случае является способ, заключающийся в эффективном использовании вводимой в дуговую печь электроэнергии, путём учёта характера горения электрической дуги, при построении алгоритма управления энерготехнологическим режимом выплавки стали мощной ДСП.

С математической точки зрения, задача оптимизации энерготехнологического режима заключается в следующем: необходимо определить функции действующих величин вторичного фазного напряжения  $U_{2\phi}(\tau)$  и силы тока дуги  $I_d(\tau)$ , которые бы обеспечили снижение удельного расхода электроэнергии на плавку [108,109,170]:

$$W_{y\partial} = \int_0^{\tau_k} P_{акт}(U_{2\phi}, I_{\partial}, \tau) d\tau, \quad (6.2.5)$$

Для решения данного вопроса, необходимо принять допущение о симметрии трехфазной электрической цепи дуговой сталеплавильной печи и выполнении условия, согласно которому ток электрической дуги  $I_{\partial}(\tau)$  обеспечивает заданную конечную температуру металла ( $T_{мет}^{зад}$ ).

В то же время, при расчёте рациональных режимов нагрева металла необходимо учитывать ряд накладываемых ограничений, а именно:

- ограничение на токи;
- ограничение на напряжение;
- ограничение на тепловые нагрузки в рабочем пространстве печи.

Согласно данным [109] ограничения, накладываемые на электрические параметры, имеют следующий вид:

$$U_{2\phi}^{min} \leq U_{2\phi}(\tau) \leq U_{2\phi}^{max}, \quad (6.2.6)$$

$$0 \leq I_{\partial}(\tau) \leq \frac{P_{акт} \cdot U_{2\phi}(\tau)}{3 \cdot U_{2\phi}(\tau)}, \quad (6.2.7)$$

$$I_{\partial}(\tau) \leq I_{\partial}^{max}, \quad (6.2.8)$$

Ограничение (6.2.6) на величину фазного напряжения  $U_{2\phi}$ , зависит от диапазона переключения ступеней напряжений на вторичной стороне печного трансформатора, то есть от минимального  $U_{2\phi}^{min}$  до максимального  $U_{2\phi}^{max}$ . Ограничение (6.2.7), характеризует максимально допустимую мощность трансформатора, при работе на соответствующей ступени вторичного напряжения. Условие (6.2.8), определяет максимально допустимую плотность тока, проходящего через электрод.

Таким образом, для выбора рациональных электрических режимов работы дуговой печи необходимо выполнить расчёт её электрических и рабочих характеристики, а также установить характер зависимости электрических, тепловых и технико-экономических показателей работы печи от тока дуги  $I_{\partial}$ .

Аналитические уравнения, для расчёта наилучших электрических режимов работы дуговой печи широко известны и представлены в работах [105,170]:

$$\text{Полная мощность } S = 3 \cdot U_{2\phi} \cdot I_{\delta}; \quad (2.6.9)$$

$$\text{Реактивная мощность } Q = 3 \cdot I_{\delta}^2 \cdot x_{\delta}; \quad (2.6.10)$$

$$\text{Активная мощность } P = \sqrt{S^2 - Q^2}; \quad (2.6.11)$$

$$\text{Коэффициент мощности } \cos \varphi = \sqrt{U_{2\phi}^2 - (I_{\delta} \cdot x_{\delta})^2} / U_{2\phi}; \quad (2.6.12)$$

$$\text{Мощность электрических потерь } P_{\text{эл}} = 3 \cdot I_{\delta}^2 \cdot r_{\kappa}; \quad (2.6.13)$$

$$\text{Мощность нагрева } P_{\text{н}} = P - P_{\text{эл}}; \quad (2.6.14)$$

$$\text{Электрический к.п.д. } \eta_{\text{э}} = \frac{P_{\text{н}}}{P}; \quad (2.6.15)$$

$$\text{Полезная мощность } P_{\text{пол}} = P_{\text{н}} - P_{\text{т.п}}; \quad (2.6.16)$$

$$\text{Общий к.п.д. } \eta_{\text{о}} = \frac{P_{\text{пол}}}{P}; \quad (2.6.17)$$

$$\text{Мощность дуги } P_{\delta} = I_{\delta} \sqrt{U_{2\phi}^2 - (I_{\delta} x_{\delta})^2} - I_{\delta}^2 \cdot r_{\kappa}; \quad (2.6.18)$$

$$\text{Напряжение на дуге } U_{\delta} = I_{\delta} \sqrt{U_{2\phi}^2 - (I_{\delta} x_{\delta})^2} - I_{\delta} \cdot r_{\kappa}; \quad (2.6.19)$$

Результаты расчёта электрических характеристик 150-тонной дуговой печи, работающей по технологии с непрерывной загрузкой металлизированных окатышей, с помощью системы уравнений (2.6.9) - (2.6.19) представлены на рис. 2.6.7.

Анализ данных представленных на рис. 2.6.7, позволяет сказать следующее, что для обеспечения эффективной тепловой работы дуговой печи и ввода максимальной мощности необходимо работать в правой части кривой активной мощности, при условии обеспечения максимального экранирования электрических дуг. Несмотря на тот факт, что при таком режиме работы печи, происходит некоторое снижение электрического к.п.д.  $\eta_{\text{э}}$ , однако это позволяет обеспечить более высокое значение теплового к.п.д.  $\eta_{\text{т}}$  печи, за счет экранирования электрических дуг и более низкого коэффициента износа футеровки печи. Из данных

представленных на рис 2.6.7, также следует, что при значении силы тока равном  $I'_0 = 68 \text{ кА}$  достигается выделение максимальной мощности нагрева  $P_H$  и соответственно максимальной полезной мощности  $P_{пол}$  в рабочем пространстве печи, что обеспечивает максимальную скорость нагрева металлической ванны и плавления металлизированных окатышей. Однако, при силе тока дуги равном  $I''_0 = 62 \text{ кА}$ , достигается наименьший удельный расход энергии на данной стадии технологического процесса с теоретически необходимым энергопотреблением, то есть обеспечивается максимальный общий к.п.д. печи  $\eta_{общ}$ .

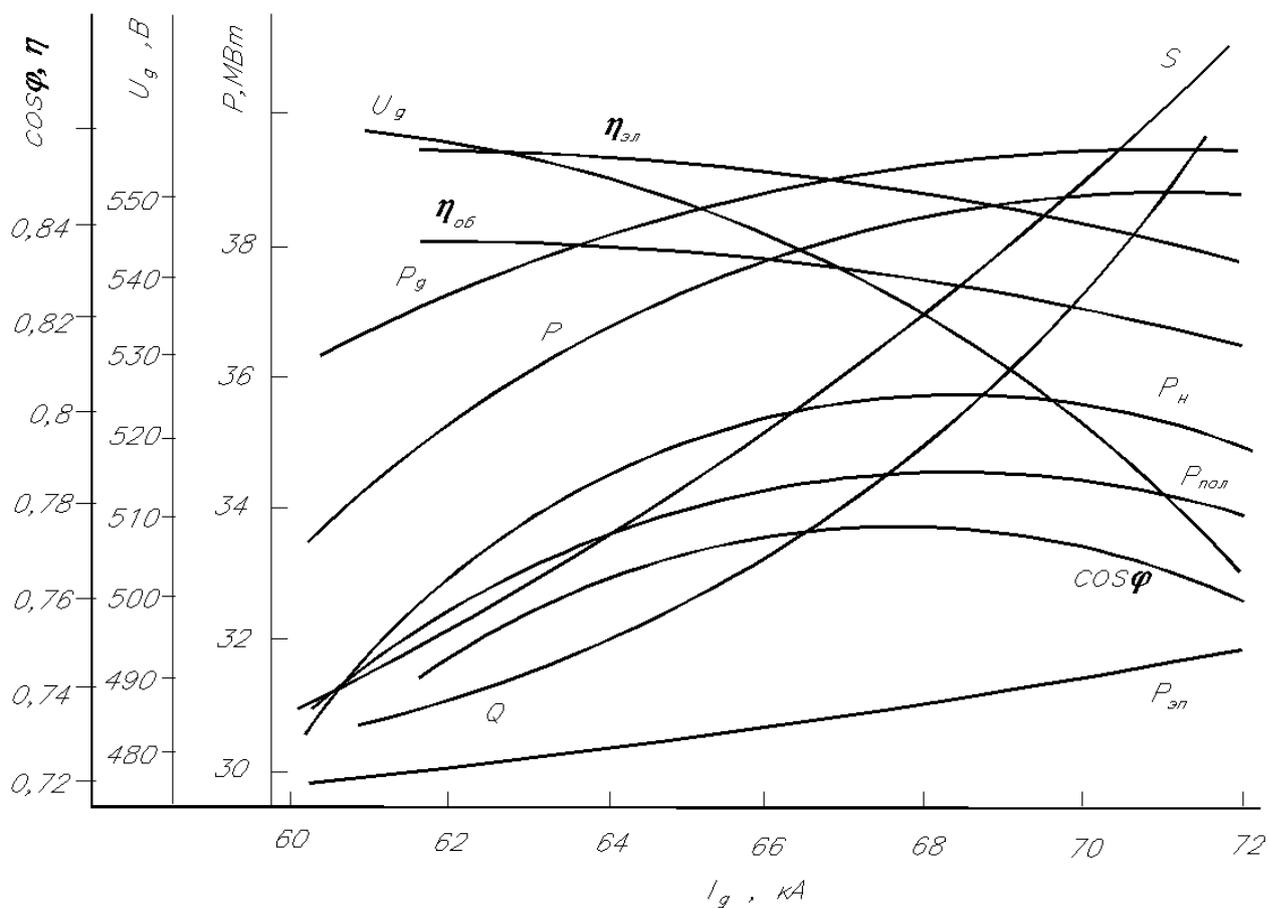


Рис. 2.6.7. Характер изменения электрических и тепловых характеристик по ходу электроплавки металлизированных окатышей в ванне 150-тонной дуговой печи.

Также, огромное значение на тепловую работу дуговой сталеплавильной печи оказывает электрическая дуга и её свойства. Например, электродинамическое воздействие дуги на металл, усиливает степень передачи тепла от электри-

ческой дуги металлу, а также способствует перемешиванию металла и ускорению физико-химических процессов, протекающих в ванне, причём воздействие электрической дуги на металл возрастает, с увеличением силы тока.

Анализ имеющихся данных позволяет сказать, что влияние электрического режима на скорость нагрева металла и футеровки, при постоянной электрической мощности определяется следующим:

- чем больше сила тока, тем больше поверхность анодно-катодного пятна и глубина заглублиения дуги в металл;
- чем больше тепла, передаётся через эту поверхность металлу, которая нагревается до температуры его кипения, тем больше сила, вызывающая движение металла под электрической дугой;
- выносимые электрической дугой раскалённые газы и пары металла, с большой скоростью движутся к близлежащей точке на поверхности стен печи, тем самым вызывая циркуляцию и нагрев шлака;
- увеличение силы тока, приводит к уменьшению длины электрической дуги, что усиливает экранирующее действие вспененного шлака и обеспечивает сокращение доли тепла, излучаемого электрической дугой на футеровку.

Однако наиболее сильное влияние на процессы теплообмена в рабочем пространстве дуговой печи оказывают следующие факторы:

- толщина слоя шлака (вспенивание);
- химический состав шлака;
- степень черноты шлака и кладки;
- геометрические размеры свободного пространства ДСП и расположение в нём источников нагрева;
- параметры электрической дуги (величина силы тока и напряжения на дуге).

Основными энерготехнологическими параметрами, характеризующими тепловую работу современной сверхмощной дуговой сталеплавильной печи, являются скорость нагрева металла ( $V_t^M$ ) и шлака ( $V_t^U$ ), а также её тепловой к.п.д. ( $\eta_m$ ). Характер изменения данных параметров для дуговой сталеплавильной

печи, работающей по технологии с непрерывной загрузкой металлизированных окатышей в печь, в зависимости от толщины шлака и его основности, при постоянных значениях подводимой мощности приведены на рис. 2.6.8-2.6.9.

Анализируя данные представленные на графиках, можно сказать, что по мере повышения толщины шлака и уменьшения его основности можно достичь:

- снижение уровня тепловых потерь;
- увеличение теплового к.п.д. печи ( $\eta_m$ );
- увеличение скорости нагрева металла.

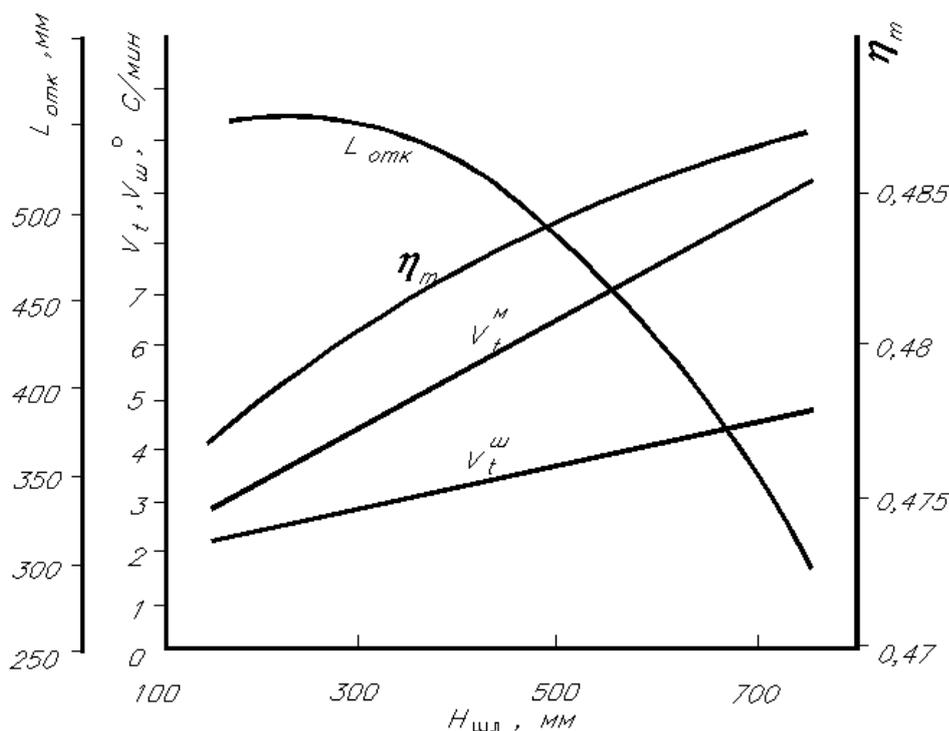


Рис. 2.6.8. Характер изменения скорости нагрева металла  $V_t^M$ , шлака  $V_t^ш$ , теплового к.п.д.  $\eta_m$  и открытой части дуги  $l_{отк}$  в зависимости от высоты шлака  $H_{шл}$  в печи при постоянных значениях вторичного напряжения и мощности.

Другими словами, повышение толщины шлака (рис. 2.6.8), обеспечивает повышение степени экранирования электрической дуги и сокращение доли теплового излучения электрических дуг на футеровку печи (водоохлаждаемые элементы), что обеспечивает ускорение процессов передачи тепла жидкой ванне, за счёт интенсивного нагрева шлака и увеличения скорости его движения. В тоже время, повышение основности шлака (рис. 2.6.9), оказывает противоположный эффект, так как приводит к снижению величины электрического сопротивления

шлака, вследствие чего происходит уменьшение градиента напряжения в столбе дуги, а это приводит к увеличению длины дуги и увеличению доли теплового излучения электрических дуг на поверхность стен и свод [107].

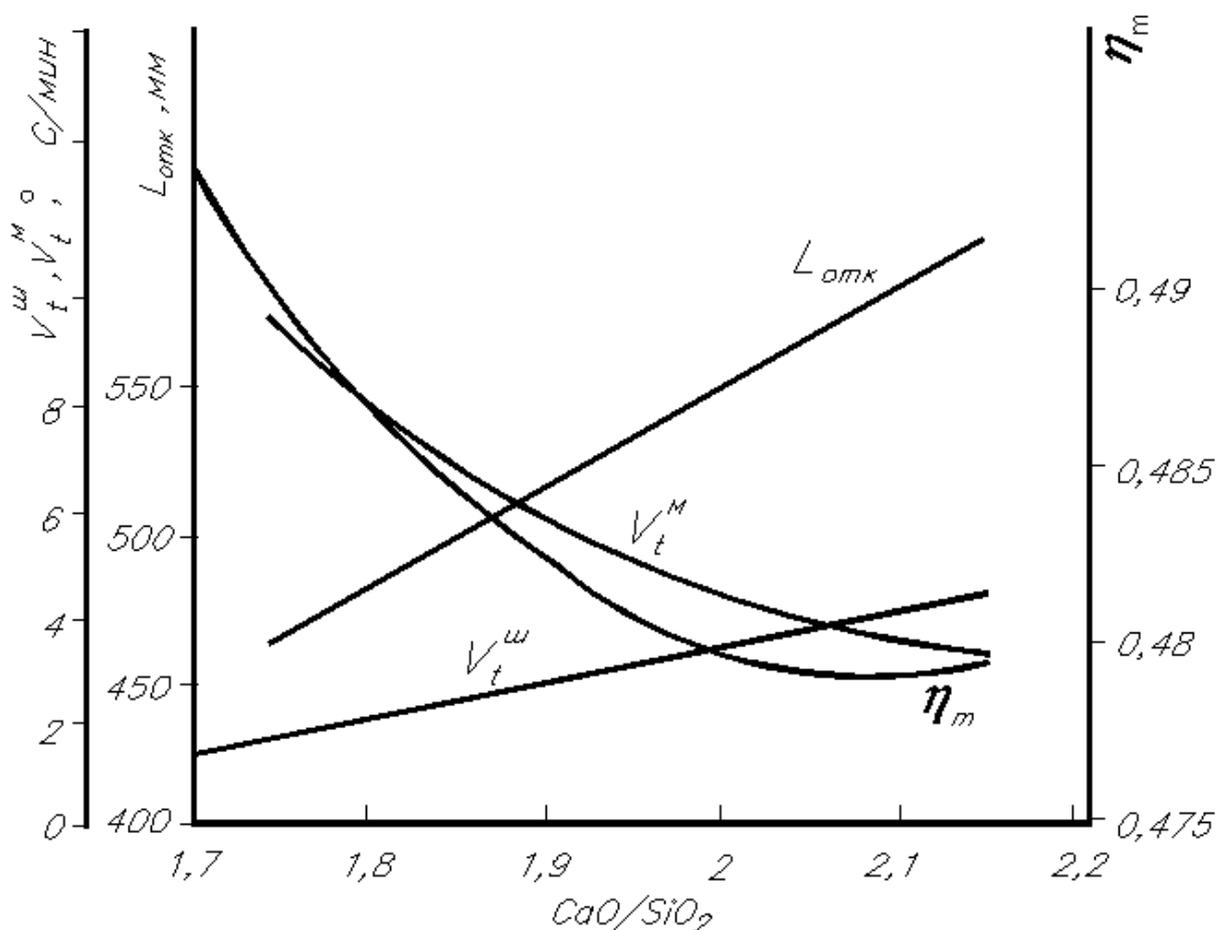


Рис. 2.6.9. Характер изменения скорости нагрева металла  $V_t^m$ , шлака  $V_t^w$ , теплового к.п.д.  $\eta_m$  и длины открытой части дуги  $l_{отк}$  в зависимости основности  $B=CaO/SiO_2$  шлака в ДСП при постоянных значениях мощности и вторичного напряжения.

На основе выше изложенного, можно сказать, что организовать в рабочем пространстве дуговой сталеплавильной печи направленный радиационный теплообмен можно путём изменения силы тока дуги или переключения ступеней вторичного напряжения, то есть изменяя параметры электрического режима печи. А наиболее эффективным способом, увеличения вводимой тепловой мощности в печь в период жидкой ванны, является экранирование излучения мощных электрических дуг вспененным сталеплавильным шлаком. В связи с этим,

совершенствование энерготехнологического режима электроплавки стали в дуговой сталеплавильной печи с учётом вспенивания шлака является одной из актуальных задач.

### **6.2.3 Разработка математической модели и алгоритма расчёта параметров энерготехнологического режима электроплавки с учётом вспенивания шлака**

Как уже было сказано выше, проблему разработки энергоэффективного режима электроплавки можно решить путём максимального экранирования электрических дуг, хорошо вспененным сталеплавильным шлаком. Однако, на процесс вспенивания шлака существенное влияние оказывает его фактическая температура и соответственно вязкость. Проведёнными исследованиями установлено, что по ходу электроплавки стали температура шлака на  $80\div 100^\circ\text{C}$  выше температуры металла. А в случае максимального экранирования электрических дуг хорошо вспененным сталеплавильным шлаком на протяжении всей плавки, величина перегрева шлака будет ещё выше. Повышенная температура шлака, переводит шлак практически в гомогенное состояние, что ухудшает процесс его вспенивания. Для поддержания степени перегрева шлака на уровне, обеспечивающем поддержание шлака в гетерогенном состоянии необходимо знать фактическую скорость нагрева металла в дуговой печи  $V_t^{\text{факт}}$  по ходу плавки, которую можно определить по изменению температуры металла по ходу плавки. Величина  $V_t^{\text{факт}}$  определяется, главным образом количеством тепла, поступающего в ванну от электрических дуг, которую можно регулировать уровнем вспенивания сталеплавильного шлака и тепловой мощностью печи, а также скоростью загрузки металлизированных окатышей в печь ( $v_{ок}$ ). Причём используя в процессе плавки металлизированные окатыши, с различной степенью металлизации и изменяя скорость их загрузки можно добиться эффективного вспенивания шлака.

В этой связи, представляется необходимым разработать математическую модель изменения теплового состояния металлической ванны по ходу загрузки

окатышей в печь. Под расплавом ванны, в данном случае, будем понимать расплав металла и шлака, причём температуру расплава примем равной во всех точках ванны.

Изменение температуры металла с учётом изменения массы, можно описать с использованием следующего уравнения [240,250]:

$$(G_0 + v_{ок} \cdot \tau) \cdot c_m^T \frac{dT}{d\tau} = q_{пол} - q_{ок}^{нагр} - q_{ок}^{пл} - q_{расп} - q_{хим} - q_{со} - q_{ном}, \quad (6.2.20)$$

где  $G_0$  – масса металла в ДСП до начала загрузки окатышей, кг;  $v_{ок}$  – скорость загрузки окатышей, кг/с;  $\tau$  – время, с;  $c_m^T$  – теплоёмкость металла, Дж/(кг·°C);  $T$  – текущая температура металла, °C;  $q_{пол}$  – полезный тепловой поток на ванну от внешних источников с учётом вспенивания шлака, Вт;  $q_{ок}^{нагр}$  – количество тепла, идущего на нагрев поверхности окатыша до температуры плавления, Вт;  $q_{ок}^{пл}$  – количество тепла, идущего на плавление окатышей, Вт;  $q_{расп}$  – количество тепла, идущего на нагрев образующегося расплава при его слиянии с ранее накопленным, Вт;  $q_{хим}$  – количество тепла, идущего на протекание физико-химических процессов, Вт;  $q_{со}$  – количество тепла, теряемого ванной с отходящими газами, Вт;  $q_{ном}$  – количество тепла, теряемого через кладку в окружающую среду.

Величина полезного теплового потока на ванну от внешних источников равна полезной мощности дуги:

$$q_{пол} = 0,9 \cdot P_0 \cdot k_3 \cdot \cos \varphi, \quad (6.2.21)$$

где  $P_0$  – мощность дуги, Вт;  $\cos \varphi$  – коэффициент использования мощности дуги.

Величину  $k_3$  рассчитываем согласно методике представленной в главе 5. Согласно имеющимся данным, о плавлении металлизированных окатышей (глава 4), можно сформулировать основные допущения о ходе плавления окатышей в ванне ДСП: 1) металлизированные окатыши начинают плавиться при прохождении через слой шлака; 2) учитывая время необходимое для нагрева поверхности окатыша до его температуры плавления, а также продолжительность самого периода расплавления и возможную скорость нагрева или охлаждения металла по

ходу загрузки окатышей, можно сказать, что процесс теплообмена в печи протекает при постоянной температуре металла; 3) в период нагрева и плавления окатышей, происходит выделение газов в результате взаимодействия углерода с закисью железа окатыша, причём выделение газов имеет наиболее выраженный характер только в период их нагрева.

Суммарное количество тепла необходимого для нагрева поверхности окатыша до температуры плавления ( $q_{ок}^{нагр}$ ) и последующего его расплавления ( $q_{ок}^{пл}$ ) можно найти исходя из следующих соображений.

Усреднённое количество тепла, поступающее за единицу времени для нагрева и плавления одного окатыша можно определить по формуле [159]:

$$q_{пл}^{о.ок} = q_{ок}^{нагр} + q_{ок}^{пл} = \frac{c_{ок} \cdot m_{ок} \cdot (T_{пл}^{ок} - T_0) + L_{пл} \cdot m_{ок}}{\tau_{наг} + \tau_{пл}} \quad (6.2.22)$$

В начальный период загрузки металлизированных окатышей в печь их масса в ванне растёт пропорционально скорости их загрузки. По истечении промежутка времени ( $\tau_{общ} = \tau_{наг} + \tau_{пл}$ ), который равен времени нагрева и плавления одного окатыша, масса плавящихся окатышей остаётся постоянной, так как в следующий промежуток времени при постоянной скорости загрузки расплавляться будут все окатыши, попадающие в печь за этот период времени, при выполнении условия, что подводимой энергии будет достаточно, чтобы обеспечить плавление окатышей и нагрев образующихся расплавов до температуры металла, а также обеспечения протекания процессов восстановления оксидов железа. В итоге, определив время необходимое для нагрева и плавления окатышей, можно определить массу окатышей, которая одновременно находится в печи в каждую секунду  $\tau_{общ} \cdot N$ , где  $N$  – число окатышей в одной порции.

Суммарный тепловой поток, идущий на нагрев и плавление всех окатышей, находящихся в ДСП, на различных стадиях плавления в течении одной секунды можно найти в соответствии с выражением:

$$q_{пл} = q_{пл}^{о.ок} \cdot \tau_{общ} \cdot N = q_{пл} \cdot \tau_{общ} \cdot \frac{V_{ок}}{m_{ок}}, \quad (6.2.23)$$

где  $v_{ок}$  – скорость загрузки окатышей, кг/сек.

Расчёт общего времени нагрева и плавления окатышей ( $\tau_{\Sigma} = \tau_{нагр} + \tau_{пл}$ ), выполненный с использованием данных о их теплофизических свойствах, достаточно хорошо согласуется с экспериментальными данными, полученными в работах [152,155]. Средняя ошибка расчёта ( $\tau_{\Sigma}$ ) составила 7%. Это говорит, о возможности использования выбранных уравнений для описания процессов плавления металлизированных окатышей в металлической ванне.

После завершения процесса плавления плотность расплава, образующегося от окатышей, превышает плотность шлака, что приводит практически к мгновенному его слиянию с основной массой ванны. В силу этого можно допустить, что нагрев массы, полученной от расплавления окатышей до температуры, превышающей температуру плавления окатышей не происходит, а теплосодержание всей ванны изменяется из-за смешения расплава ванны с расплавом от окатышей, что можно охарактеризовать следующим выражением:

$$q_{расп} = \frac{(T - t_{ок}^{пл}) \cdot G_0 \cdot v_{ок} \cdot c_m^T}{(G_0 + v_{ок} \cdot \tau)} \quad (6.2.24)$$

Характер изменения теплосодержания металла в период плавления окатышей, связанный с протеканием химических реакций и потерями тепла с отходящими газами был выполнен в соответствии с методикой, изложенной в работе [250]. Величина ( $q_{хим} + q_{со}$ ) определяется главным образом скоростью процесса в период нагрева и плавления окатышей, а также скоростью протекания реакций в системе шлак-металл и составляет согласно [250] порядка 15% от величины  $q_{пол}$ .

В процессе загрузки окатышей происходит изменение глубины ванны и площади поверхности расплава в течении времени. Нестационарная составляющая тепловых потерь через подину печи значительно меньше стационарной, в связи с этим, для расчета величины  $q_{ном}$  в период загрузки окатышей воспользуемся следующей формулой:

$$q_{ном} = \frac{T - t_0}{\frac{1}{4 \cdot \pi} \cdot \left[ \sum_{i=1}^n \frac{1}{\lambda_i} \cdot \left( \frac{1}{R_i + l} - \frac{1}{R_i} \right) + \frac{1}{\alpha_g \cdot R_g^2} + \frac{1}{\alpha_n \cdot R_n^2} \right]} \cdot \frac{h_{\tau}}{2 \cdot R_g} \quad (6.2.25)$$

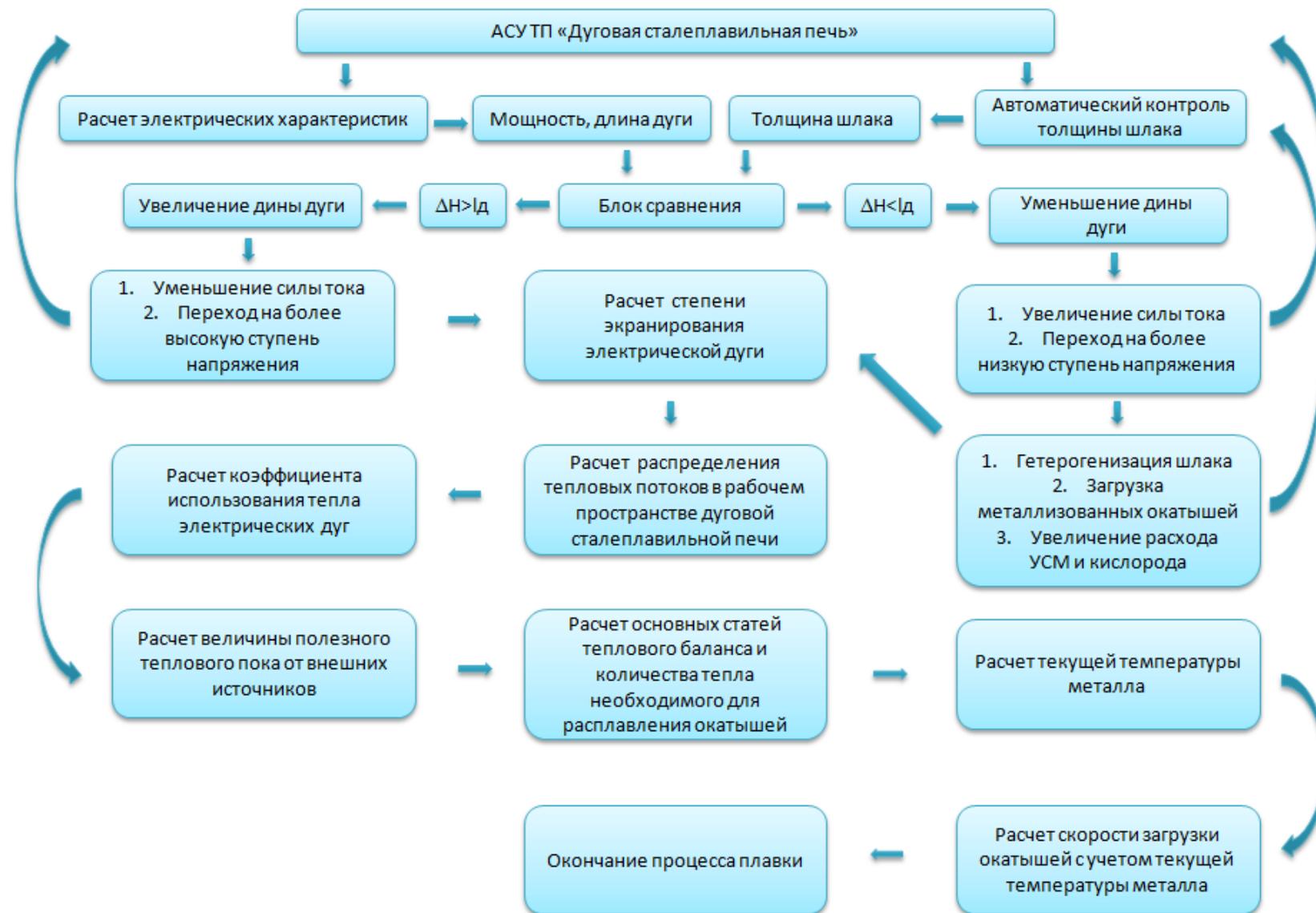


Рис. 6.2.10. Блок-схема модели расчёта параметров энерготехнологического режима при выплавке стали в дуговой печи.

где  $n$  – число слоев кладки пода печи;  $R_i$  – радиус кривизны кладки, м;  $t_0$  – температура воздуха, °С;  $\alpha_в$  и  $\alpha_n$  – соответственно коэффициент теплоотдачи от внутренней и наружной поверхности пода, Вт/(м<sup>2</sup>·°С);  $R_в$  и  $R_{вн}$  – радиус кривизны внутренней и наружной поверхности пода, м;  $h_\tau$  – глубина расплава, м.

После подстановки  $q_{пол}, q_{ок}^{нагр}, q_{ок}^{пл}, q_{расп}, q_{хим}, q_{со}, q_{пот}$  в (6.2.20) и решая его итерационным методом можно рассчитать текущую температуру металла в каждый момент времени по ходу загрузки окатышей в ванну ДСП.

Для обеспечения оптимального энерготехнологического режима плавки металлизированных окатышей в ванне дуговой сталеплавильной печи, на основе полученных в ходе исследований данных, был разработан алгоритм расчета теплового состояния ванны дуговой сталеплавильной печи по ходу выплавки стали. Алгоритм основан, на принципе учёта рациональной степени перегрева шлака, оптимальной скорости подачи металлизированных окатышей в печь, а также условия постоянного погружения электрической дуги в слой вспененного шлака  $\Delta H \geq l_0$  и представлен на рис. 6.2.10.

Система уравнений (6.2.20–6.2.25) представляет собой основу математической модели теплового состояния ванны дуговой сталеплавильной печи. Блок-схема алгоритма расчета представлена на (рис. 6.2.10).

Для анализа теплового состояния ванны дуговой сталеплавильной печи из автоматической системы управления технологическим процессом необходимо знать основные электрические характеристики (напряжение и ток) по которым рассчитываются основные электрические характеристики (мощность и длина дуги). Из системы автоматического контроля шлака, получаем данные о толщине шлака. Далее происходит сравнение длины дуги и толщины шлака. В зависимости от степени экранирования электрической дуги, принимаются решения по обеспечению полного экранирования электрической дуги или повышения вводимой мощности. Для обеспечения полного экранирования электрических дуг вспененным шлаком необходимо, либо уменьшить длину дуги (увеличение силы

тока или переход на более низкую ступень напряжения), либо прибегнуть к гетерогенизации шлака, загрузки металлизированных окатышей или увеличению расхода УСМ и кислорода в соответствии с рекомендациями, представленными в (главе 2). После чего происходит расчет степени экранирования электрической дуги вспененным шлаком, расчет распределения тепловых потоков в рабочем пространстве дуговой сталеплавильной печи и коэффициента использования тепла электрических дуг в соответствии с методикой, представленной в главе 5, и определяется величина полезного теплового потока от внешних источников. Далее рассчитываются основные статьи теплового баланса и количества тепла необходимого для расплавления металлизированных окатышей. Затем, с использованием уравнения (6.2.20) осуществляется расчет текущей температуры металла, в соответствии с которой, осуществляется расчет скорости загрузки металлизированных окатышей в печь.

С помощью данного алгоритма было изучено влияние скорости подачи металлизированных окатышей в ванну печи, на температуру металла. Результаты моделирования, представлены на рис. 6.2.11.

Анализ представленной на рис. 6.2.11 зависимости показывает, что с увеличением скорости загрузки металлизированных окатышей в печь происходит снижение конечной температуры металла, что говорит о снижении скорости нагрева металла. Это, в свою очередь, говорит о более низкой по ходу плавки температуре шлака, что создаёт более благоприятные условия для поддержания шлака в гетерогенном состоянии и как следствие создаёт условия для вспенивания сталеплавильного шлака. Кроме того, повышенная скорость загрузки металлизированных окатышей, приводит к увеличению объёма образующегося газа за счёт протекания процессов до восстановления оксидов железа, содержащихся в окатышах и обеспечивающего развитие процесса вспенивания сталеплавильного шлака.

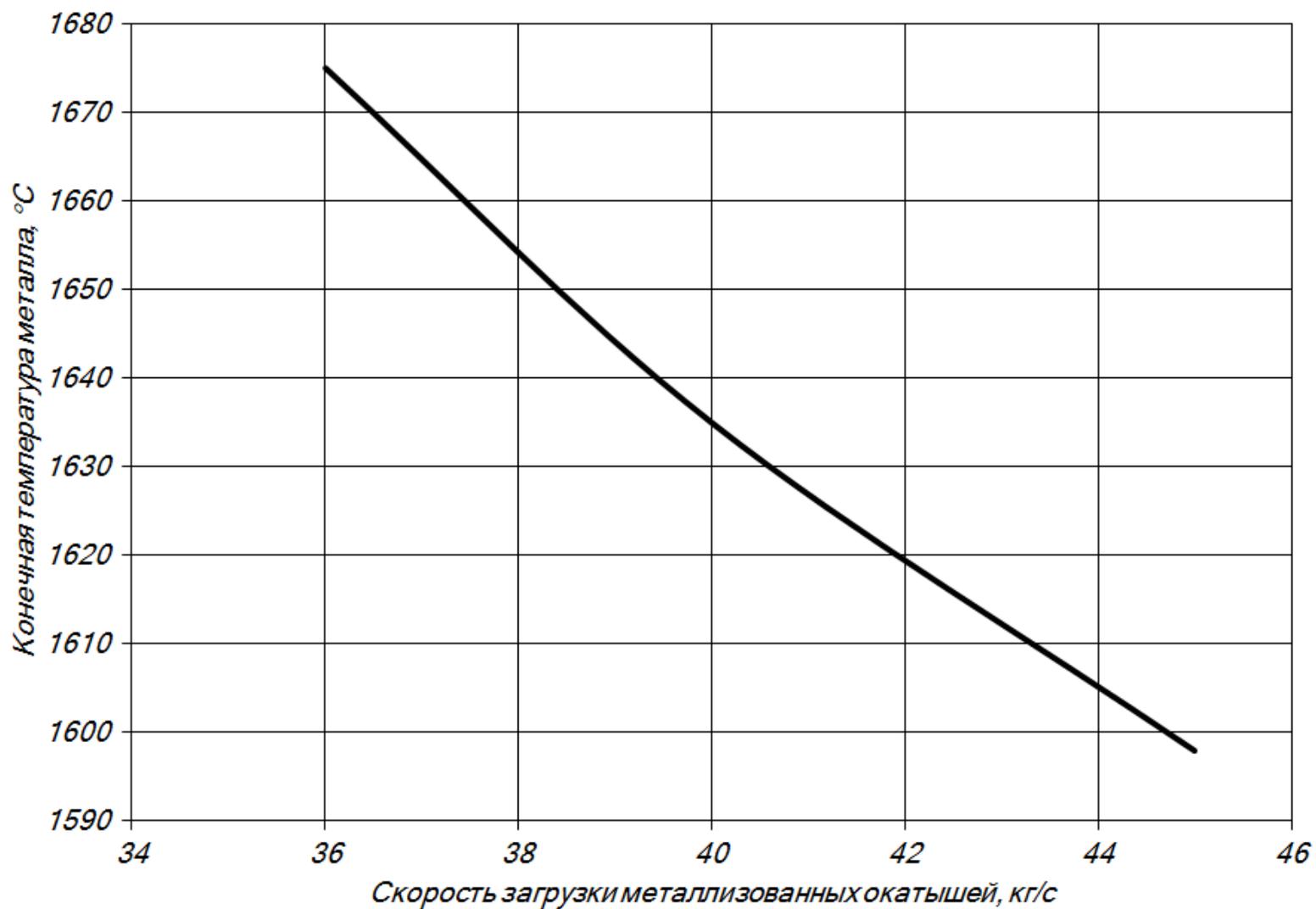


Рис. 6.2.11. Зависимость изменения конечной температуры металла в зависимости от скорости загрузки металлизированных окатышей в печь.

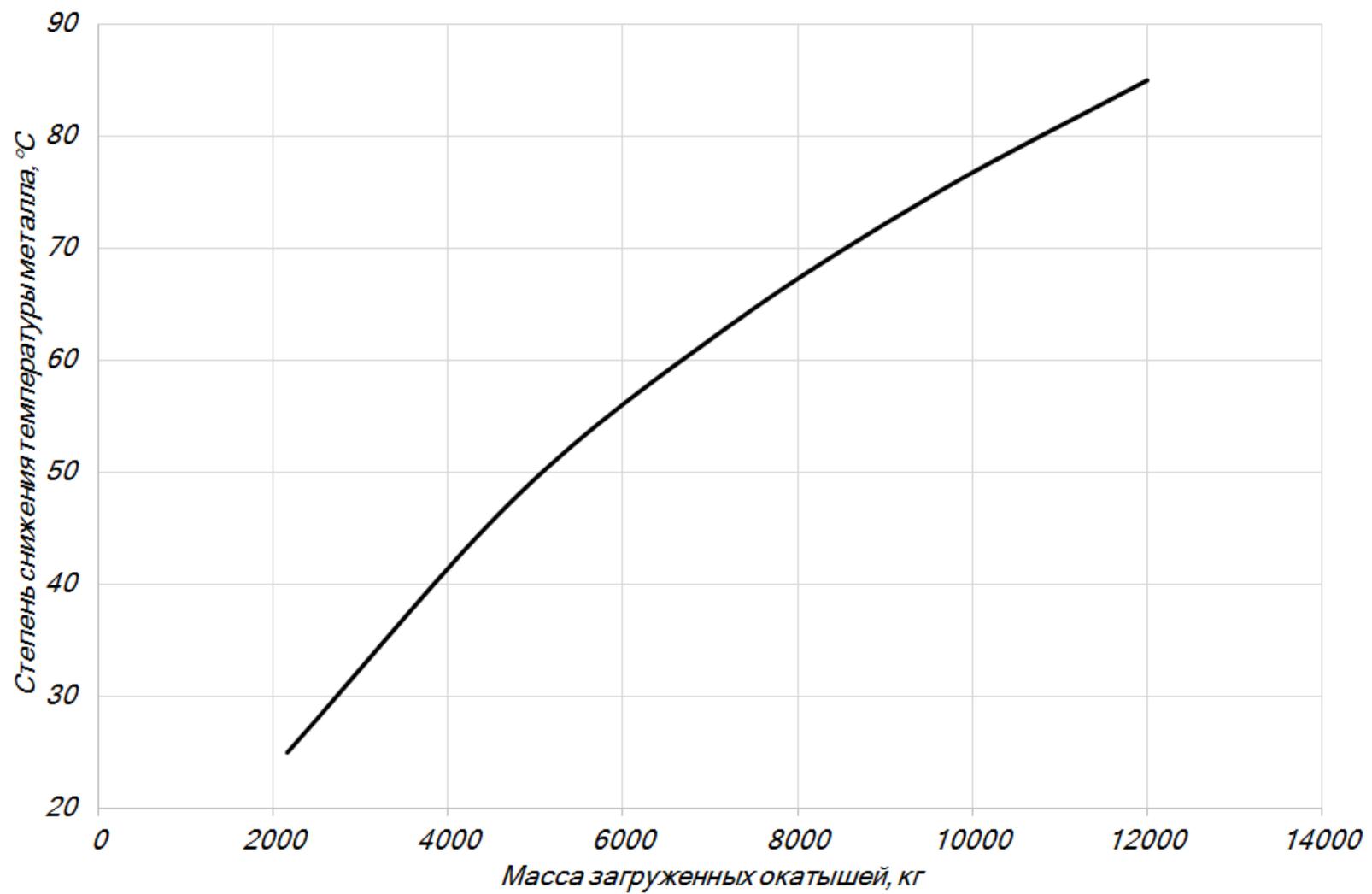


Рис. 6.2.12. Зависимость степени снижения температуры металла от массы загруженных окатышей.

С помощью данного алгоритма, также было изучено влияние массы загружаемых металлизированных окатышей на степень снижения температуры металла. Результаты моделирования представлены на рис. 6.2.12.

Анализ данных, представленных на рис. 6.2.12 показывает, что для снижения фактической температуры шлака на  $60\div 80^{\circ}\text{C}$ , необходимо загрузить в печь от 4000 кг до 10000 кг. Это позволит, поддержать шлак в гетерогенном состоянии и обеспечить эффективное вспенивание сталеплавильного шлака.

Результаты расчёта температуры расплава по ходу непрерывной загрузки окатышей в ДСП представлены на (рис. 6.2.13 кривая 3). Сравнение данных полученных с помощью математической модели, с производственными данными о температуре металла в 150-т дуговой печи при загрузке окатышей, свидетельствует о хорошей их сходимости, что говорит об адекватности предложенной модели.

Как показывают результаты математического моделирования, организация энерготехнологического режима с экранированием электрических дуг хорошо вспененным шлаком, позволяет повысить скорость нагрева металла (рис. 6.6.13 кривая 5) и температуру металла по ходу непрерывной загрузки металлизированных окатышей в ванну дуговой печи. Это, в свою очередь, позволит увеличить скорость загрузки окатышей в печь.

Изменение графика скорости загрузки металлизированных окатышей, путём её увеличения к концу плавки с 44 кг/с до 47 кг/с и с 15 кг/с до 17 кг/с, позволит поддерживать шлак в гетерогенном состоянии в конце плавки и обеспечить его эффективное вспенивание. Это, в свою очередь, позволит снизить продолжительность электроплавки под током в среднем на 1,5 минуты, сократить удельный расход электроэнергии в среднем на 2% и повысить производительность дуговой сталеплавильной печи.

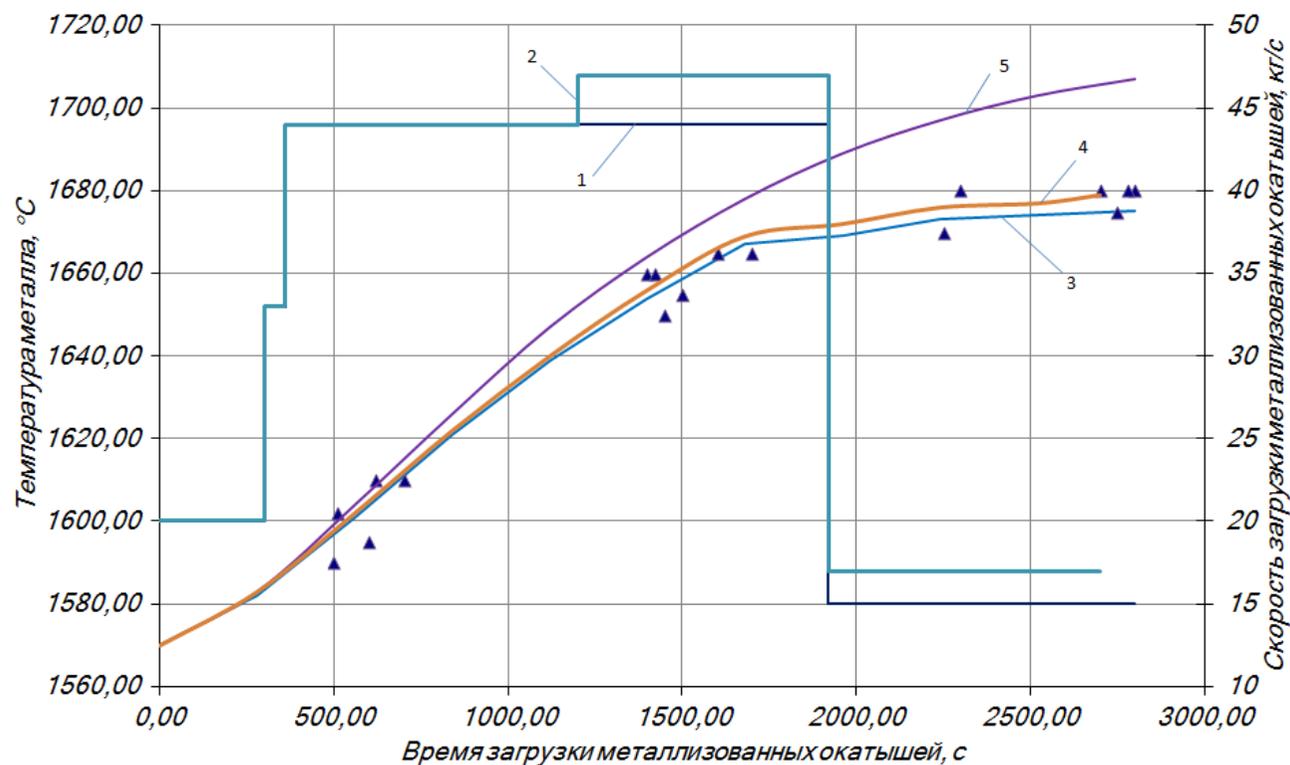


Рис. 6.2.13. График изменения температуры расплава во времени в по плавки в дуговой сталеплавильной печи, работающей по технологии с непрерывной загрузкой окатышей. 1 – график изменения скорости загрузки металлized окатышей без экранирования электрических дуг вспененным шлаком; 2 – график изменения скорости загрузки металлized окатышей с экранированием электрических дуг вспененным шлаком; 3 – изменение температуры расплава при ведении плавки без экранирования электрических дуг вспененным шлаком; 4 – изменение температуры расплава при ведении плавки с экранированием электрических дуг в объеме вспененного шлака с измененным графиком загрузки металлized окатышей; 5 – изменение температуры расплава при ведении плавки с экранированием электрических дуг в объеме вспененного шлака; К – экспериментальные данные.

Таким образом, предложенный алгоритм (рис. 6.3.13) расчёта энерготехнологических параметров выплавки стали в дуговой печи, позволяет рассчитать основные параметры теплового состояния ДСП, с учётом степени укрытия электрической дуги шлаком, оптимального уровня перегрева расплава и достижения заданной его температуры перед выпуском.

Для оценки эффективности применения данного алгоритма приведем таблицу с энергетическим балансом дуговой сталеплавильной печи с учетом обеспечения экранирования электрических дуг вспененным шлаком на 60% (табл. 6.2.3).

Таблица 6.2.3. Энергетический баланс электроплавки стали.

Приход	кВт·ч	%	Расход	кВт·ч	%
Электроэнергия	458,79	67,40	Теплосодержание стали	396,7	58,28
Тепло экзотермических реакций:			Теплосодержание шлака	104,88	15,41
1. Si	7,94	1,17	Восстановление вюститита	3,31	0,49
2. Mn	4,24	0,62	Потери с пылью	15,37	2,26
3. C-CO <sub>2</sub>	82,15	12,07	Потери с газом	18,52	2,72
4. C-CO	104,23	15,31	Потери с водой и ч/з футеровку	113,6	16,69
5. Fe-Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	3,98	0,58	Электрические потери	28,28	4,15
6. Fe-FeO	8,68	1,28			
7. Fe в дым	10,65	1,56			
Всего	680,68	100	Всего	680,68	100

Так, применение энерготехнологического режима работы 150-т дуговой сталеплавильной печи, с нагревом шлака электрическими дугами, погруженными в объём вспененного шлака, позволяет достичь более высоких скоростей нагрева металла (рис. 6.2.13) и плавления металлизированных окатышей, что обеспечивает снижение энергоёмкости производства стали, и получение высоких технико-экономических показателей электроплавки стали, то есть при соблюдении технологического и шлакового режимов электроплавки металлизированных

окатышей, с учётом установленных закономерностей и полного укрытия электрических дуг (длина дуги  $l_0 \leq \Delta H$ ) наблюдается уменьшение плотности тепловых потоков от электрических дуг на водоохлаждаемые элементы и огнеупорную футеровку печи, что способствует повышению уровня теплоусвоения ванны ( $\Delta q_в$ , МВт), и как следствие, позволяет увеличить скорость загрузки металлизированных окатышей ( $v_{ок}$ , кг/с) в печь.

Другими словами, применение рационального энерготехнологического режима, с преимущественным расположением электрических дуг в объёме вспененного шлака, при соблюдении условий оптимального шлакообразования, позволяет сократить продолжительность плавления окатышей за счёт увеличения ( $v_{ок}$ ), а также снизить удельный расход электроэнергии и повысить к.п.д. агрегата. Это подтверждается опытными данными, полученными для условий работы 150-т дуговой сталеплавильной печи.

#### **6.2.4 Выводы по разделу 6.2**

На основе теоретических и промышленных данных разработан алгоритм расчёта рационального энерготехнологического режима выплавки стали в дуговой сталеплавильной печи учитывающий степень экранирования электрической дуги вспененным сталеплавильным шлаком.

В результате математического моделирования установлено:

1. Обеспечение постоянного экранирования электрических дуг вспененным шлаком даёт возможность увеличить скорость загрузки металлизированных.
2. Сократить время подачи окатышей в печь, тем самым снизить продолжительность плавки под током на 1,5 минуты.
3. Сократить удельный расход электроэнергии в среднем на 2% и повысить производительность печи.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ ПО РАБОТЕ

В диссертации экспериментальными и теоретическими исследованиями установлены ранее не изученные закономерности вспенивания шлака, изучен механизм образования вспененного шлака, определено влияние температуры ликвидус и вязкости на вспениваемость сталеплавильных шлаков, а также установлены взаимосвязи между процессами вспенивания шлака, интенсивности нагрева и обезуглероживания металла, выполнена оценка эффективности осаждения пыли в объёме вспененного шлака, научно обоснована применимость **теории перколяции и фракталов** для математического описания процесса вспенивания шлака, разработана математическая модель теплового состояния ДСП, установлены рациональные режимы работы электродуговой печи при выплавке стали на основе вспенивания шлака, совокупность которых является инженерной основой для проектирования новых и эксплуатации существующих ДСП и представляет решение социально-экономически важной актуальной проблемы обеспечения снижения энергоёмкости производства стали. Внедрение результатов, обеспечивает значительный вклад в развитие экономики России за счёт повышения производительности до 10%, снижения удельного расхода электроэнергии на 0,5%, снижения выноса крупной пыли до 90%, а также существенное развитие науки в области энергосберегающих технологий выплавки стали, на основе вспенивания шлаков.

### ОСНОВНЫЕ ВЫВОДЫ ПО ДИССЕРТАЦИИ

1. На основе экспериментальных исследований, изучен характер изменения высоты вспененного шлака по ходу выплавки стали в дуговой сталеплавильной печи, и получена зависимость изменения относительной толщины шлака от величины приведённого расхода  $W_2$ .
2. В результате экспериментальных исследований, установлен механизм образования вспененного шлака, который состоит из двух стадий: 1)

формирование в процессе объёмного обезуглероживания двухфазной области, представляющей собой систему, состоящую из королек металла различной величины в шлаке, и капелек шлака в жидком металле; 2) образование в двухфазной области большого количества мелких пузырьков газа, обеспечивающих вспенивание сталеплавильного шлака.

3. На основе исследований процесса шлакообразования при непрерывной загрузке металлизированных окатышей в дуговую печь, определены области различной степени вспенивания шлаков: 1) хорошо пенящихся шлаков ( $16 \div 19\% \text{FeO}$ ,  $50 \div 57\% \text{CaO}$ ,  $10 \div 12\% \text{MgO}$ ,  $21 \div 23\% \text{SiO}_2$ ); 2) слабо пенящихся шлаков ( $20 \div 22\% \text{FeO}$ ,  $40 \div 49\% \text{CaO}$ ,  $12 \div 14\% \text{MgO}$ ,  $24 \div 26\% \text{SiO}_2$ ); 3) не пенящихся шлаков ( $23 \div 27\% \text{FeO}$ ,  $33 \div 39\% \text{CaO}$ ,  $14 \div 16\% \text{MgO}$ ,  $28 \div 30\% \text{SiO}_2$ ).
4. На основе полимерной модели, определено влияние температуры ликвидус и вязкости шлака на процесс вспенивания шлака по ходу загрузки металлизированных окатышей в печь, установлены новые закономерности стабилизации процесса вспенивания шлака, путём регулирования его фактической температуры.
5. Разработана новая методика оценки способности сталеплавильного шлака к пенообразованию, позволяющая определить по физико-химическим свойствам шлака необходимую величину приведённого расхода газа (скорость образования вспененного шлака  $\bar{W}_{обр}^{пены} = \sigma/\mu$ ), обеспечивающую эффективное вспенивание шлака.
6. Установлено, что загрузка металлизированных окатышей в ДСП оказывает существенное влияние на процессы вспенивания шлака, за счёт выделения реакционного оксида углерода в результате взаимодействия содержащихся в них оксидов железа и углерода в процессе нагрева и плавления.
7. Установлено, что в процессе непрерывной загрузки металлизированных окатышей в ванну дуговой сталеплавильной печи, присутствуют основные факторы, обеспечивающие формирование пены и её стабилизации: 1) достаточное количество углерода и кислорода; 2) протекание реакции

обезуглероживания в шлаке; 3) развитая пористая структура металлизированных окатышей.

8. Установлено, что в зависимости от степени металлизации окатышей существует оптимальная скорость их загрузки в печь, обеспечивающая эффективное вспенивание сталеплавильного шлака: 1) при степени металлизации  $\varphi=89\%$ , скорость загрузки не менее 27 кг/с; 2) при степени металлизации  $\varphi=92\%$ , скорость загрузки не менее 35 кг/с.
9. Установлено, что устойчивое вспенивание сталеплавильного шлака, обеспечивается при выделении реакционного  $CO$  с удельной скоростью не менее  $10 \text{ м}^3/\text{мин}$  на  $1 \text{ м}^2$  площади ванны.
10. Получено новое уравнение, позволяющее определить высоту его вспенивания в зависимости от степени металлизации окатышей и скорости их загрузки в печь.
11. Предложена технология вспенивания шлака при выплавке коррозионностойкой стали в дуговой печи, заключающаяся в том, что отходы металлургического производства (шлам шахтных печей металлизации, металлизированная мелочь, окалина, известь, электродная крошка) брикетируются с мелкодисперсным коксиком, и полученный брикет подается в печь для образования, вспененного шлака.
12. Сформулирован механизм осаждения частиц пыли в объёме вспененного шлака, согласно которому основными механизмами осаждения частиц в слое вспененного шлака, является турбулентная диффузия частиц, которая обеспечивает подпитку процесса частицами и поперечная турбулентная миграция.
13. Получено уравнение, позволяющее оценить эффективность осаждения технологической пыли в объёме вспененного шлака в зависимости от скорости движения газа, высоты вспененного шлака и размера частиц.
14. Впервые с применением **теории перколяции и фракталов**, предложена модель, описывающая механизм разрушения вспененного шлака.

15. Получено выражение, позволяющее рассчитать предельную высоту вспенивания шлака, в зависимости приведённого расхода вспенивающего газа и учитывающее основные параметры, определяющие процесс вспенивания шлака (диаметр пузырьков, поверхностное натяжение шлака, коэффициент характеризующий структуру вспененного шлака  $k_I=15$ ).
16. Разработана математическая модель расчёта параметров энерготехнологических показателей выплавки стали в дуговой печи, отличающаяся от аналогов тем, что учитывает основные параметры теплового состояния ДСП в процессе непрерывной загрузки металлизированных окатышей в печь, включая контроль положения электрической дуги в объёме вспененного шлака и влияние массы загружаемых металлизированных окатышей на уровень перегрева шлака и высоту вспенивания шлака.
17. Разработана энергосберегающая технология электроплавки на основе поддержания рациональной степени перегрева ванны над линией ликвидус путём изменения скорости подачи металлизированных окатышей в ванну дуговой сталеплавильной печи, при постоянном контроле положения электрической дуги в объёме вспененного шлака, которая позволяет увеличить скорость загрузки окатышей в печь и сократить длительность плавки под током на 1,5 минуты, а также уменьшить удельный расход электроэнергии в среднем на 0,5%.
18. Даны научно обоснованные рекомендации по совершенствованию тепловых, технологических и энергетических показателей дуговой сталеплавильной печи с учётом факторов, отвечающих за тепловое состояние ванны, высоты вспененного шлака, параметров загрузки окатышей, которые позволяют существенно повысить энерготехнологические и технико-экономические показатели работы дуговых печей и повысить их эффективность.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Волкодаев А.Н. Вспенивание шлака в высокоомощной дуговой печи / А.Н. Волкодаев, О.К. Токовой, В.П. Звонарёв // Сталь. –1997. – №6. – с. 46-50.
2. Лопухов Г.А. Вспенивание шлака при плавке стали в дуговых печах / Г.А. Лопухов // Электromеталлургия. –2001. – №11. – с.7-31.
3. Marique C. Контроль вспенивания шлака в дуговой печи / С. Marique, P. Nyssen, P. Salamone // Электromеталлургия. – 2000. –№2. – с. 45-48.
4. Фоменко А.П. Исследование технологических процессов выплавки кордовой стали в сверхмощной дуговой сталеплавильной печи / А.П. Фоменко // Сталь. – 2000. – №5. – с. 35-37.
5. Morales R.D. A mathematical model for the reduction kinetics of iron oxide in electric furnace slags by graphite injection /R.D. Morales, Rodriguez-Hernandes, P. Garnica-Gonzalez, J.A. Romero-Serrano //ISIJ International, Vol. 37 (1997). № 11. Pp. 1072-1080.
6. Morales R.D. A mathematical simulator for the EAF steelmaking process using direct reduced iron /R.D. Morales, Rodriguez-Hernandes, A.N. Conejo //ISIJ International, Vol. 41 (2001). № 5. Pp. 426-435.
7. Ameling D. Untersuchungen zur Schaumslaggenbildung im Elektrolichtbogenofen /D. Ameling, J. Petry, M Sittard, W. Ulrich, J. Wolf //Stahl u. Eisen, 1986. Nr. 11. S. 625/30.
8. Мерц М. Новые данные по использованию пенистого шлака при выплавке высокохромистых сталей /М. Мерц, Т. Пипер, В. Штейн, Т. Рат, Г. Харл, А. Сакс //Черные металлы, 2006. № 6. С. 46-49.
9. Поволоцкий Д.Я., Гудим Ю.А. Выплавка легированной стали в дуговых печах. М.: Metallургия, 1987. 136с.
10. Поррачин П. Роль вспенивания шлака в оптимизации тепловой работы ДСП переменного тока /П. Поррачин, Д. Онести, А. Гроссо, Ф. Миани //Сталь, 2005. № 4. С. 84-86.
11. Макаров А.Н., Свенчанский А.Д. Оптимальные тепловые режимы дуговых печей. – М.: Энергоатомиздат, 1992 – 96с.

12. Шалимов А.Г. Формирование вспененных шлаков в дуговой сталеплавильной печи. //Электromеталлургия, №9, 2013, с. 8-13
13. Morales R.D. The slag foaming practice in EAF and influence on the steelmaking shop productivity /R.D. Morales, F. Lopez, J. Camacho, J. Romero //ISIJ International, Vol. 35 (1995), # 9. Pp. 1054-1062.
14. Корчагин К.А. Увеличение стойкости огнеупоров на ДСП фирмы PACIFIC STELL //Новости черной металлургии за рубежом, 2005. № 1. С. 25-26.
15. Jiang R., Fruehan R.J. Fundamental Study of Slag Foaming in Bath Smelting. // Metall. Trans B, Vol. 22B, 1991, p. 481.
16. Yuii Ogawa, Didier Huin, Henri Gaye, Naoki Tokumitsu Physical model of slag foaming. // ISIJ International, Vol. 33 (1993), No.1. pp. 224-232.
17. Hak Soo Kim, Dong Joon Min, Joo Hyun Park Behavior of CaO-SiO<sub>2</sub>-FeO-MgO(stand)-X (X=Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, MnO, P<sub>2</sub>O<sub>5</sub>, and CaF<sub>2</sub>) Slags at High Temperatures. // ISIJ International, Vol. 41 (2001), No.4. pp. 317-324.
18. Kimihina Ito, Fruehan R.J. Study on the Foaming of CaO-SiO<sub>2</sub>-FeO slags. Part II Dimensional Analysis and Foaming in Iron and Steelmaking Processes. // Metall. Trans B, Vol. 20B, 1989, p. 515.
19. Zhang Y., Fruehan R.J. Effect of Gas Types and Pressure on Slag Foaming. // Communication in Metallurgical and Materials Transactions B, Vol. 26B, October 1995, pp. 1088-1092.
20. Лопухов Г.А. Применение кислорода в дуговых сталеплавильных печах. // Электromеталлургия, №3, 2005. с. 2-26.
21. Некрасов И.В. Разработка рационального режима плавки стального полупродукта в сверхмощных дуговых электропечах дис. ... канд. техн. наук: 05.16.02 / Некрасов Илья Владимирович. – Екатеринбург, 2010. – 145 с.
22. Влияние толщины слоя шлака на энергетическую эффективность теплообмена в дуговых сталеплавильных печах трёхфазного и постоянного то-

- ков: труды международной научно-практической конференции «Современные проблемы металлургического производства» / А.Н. Макаров, М.Б. Шимко. – Волгоград: ВолгГТУ, 2002. – 256 с.
23. Огороков Б.Н. Разработка научных основ и методов управления высокотемпературными газотвердожидкофазными металлургическими системами на примере конвертерного процесса: дис. доктора технических наук, Москва, 1997.
  24. Савицкая Е.М., Ребиндер П.А. Исследование устойчивости монодисперсных пен. //Коллоидный журнал. 1951. – т.13. - №3. – с.200-207
  25. Дульнев Г.Н., Новиков В.В. Процессы переноса в неоднородных средах. – Л.Энергоатомиздат, 1991. – 247 с.
  26. Kimball J.C. Frisch H.L. Diffusion through foams and fractal-like cellular solids. //Physical review A. – 1991. – V.43. – p. 1840-1848/
  27. Herdtle T., Aref H. Relaxation of fractal foam. // Philosophical Magazine Letters. – 1991. – V.64, - №5. – p. 335-340.
  28. Канн К.Б. Некоторые закономерности синерезиса пен. Вытекание. //Коллоидный журнал. 1978. - т.40- №5. – с. 858-864.
  29. Кругляков П.М., Таубе П.Р. К закономерности стекания жидкости из пен. // Журнал прикладной химии. – 1966. -№7. – с. 1514-1520.
  30. Сафонов В.Ф., Левинский Б.В., Кругляков П.М. Исследование синерезиса низкократных пен. // Журнал прикладной химии. – 1980. - т. 53. -№12. – с. 2662-2666.
  31. Христов Х.И., Ексерова Д.Р. Кругляков П.М. Время жизни пены при постоянном давлении в каналах Плато-Гиббса как характеристика устойчивости. //Коллоидный журнал. 1981. - т.43- №1. – с. 195-197.
  32. Грыжина Е.В., Трапезников А.А. Устойчивость пен и двухсторонних пленок из человеческого сывороточного альбумина и сульфатов вторичных спиртов и тех же сульфатов с добавками спиртов. //Коллоидный журнал. 1988. - т.50. - №2. – с. 224-231.

33. Кротов В.В. Теория синерезиса пен и концентрированных эмульсий. //Коллоидный журнал. 1980. - т.42. - №6. – с. 1081-1091.
34. Канн К.Б. Капиллярная гидродинамика пен. – Новосибирск: Наука. Сиб. Отделение, 1989. – 163 с.
35. Канн К.Б. Об аналитических зависимостях для описания синерезиса пен. //Коллоидный журнал. 1983. - т.45. - №3. – с. 430-435.
36. Кузнецова Л.Л., Кругляков П.М. Исследования закономерностей течения растворов ПАВ по каналам Плато-Гиббса пены. //Доклады АН СССР. – 1981. – т.260. - №4. – с. 928-932.
37. Кругляков П.М., Тфубе П.Р. Влияние вязкости и концентрации растворов поверхностно-активных веществ на синерезис пен. В. сб.: Успехи коллоидной химии. – М.: Наука, 1973ю – с. 304-308.
38. Левинский Б.В., Сафонов В.Ф., Трапезников А.А. Оценка способности различных ПАВ к образованию высокостабильных пен для теплоизолирующих покрытий. В сб. Пены. Получение и применение. Материалы всесоюзной научно-технической конференции. – М., 1973. – с. 73-81.
39. Билкун Д.Г., Чистяков Б.Е. Готманский И.К. Стабилизация пен некоторыми водорастворимыми полимерами. В сб. Пены. Получение и применение. Материалы всесоюзной научно-технической конференции. – М., 1973. – с. 50-53.
40. Изхмайлов В.Н., Деркач С.Р., Ямпольская Г.П., Зотова К.В., Чернин В.Н. Кинетические параметры разрушения пен, стабилизированных смесями желатины с низкомолекулярными ПАВ. //Коллоидный журнал. 1997. - т.59. - №5. – с. 654-659.
41. Васильев В.К., Быкова Т.И., Савостьянова Л.М., Головушкина О.М. Поверхностные вещества для образования пен, используемых в нефтегазодобыче. – М.: ВНИИОЭНГ, 1976. – 96 с.
42. Глейм В.Г., Хентов В.Я., Виленский В.М. Исследование кинетики разрушения пен. //Коллоидный журнал. 1966. - т.28. - №5. – с. 648-655.

43. Охотский В.Б. Физико-химическая механика сталеплавильных процессов. – М.: Металлургия, 1993 – 150 с.
44. Белов И.В. Тепло- и массообменные процессы в ваннах сталеплавильных агрегатов. М.: Metallurgizdat, 1975 – 367 с.
45. Баптизманский В.И. Механизм и кинетика процессов в конвертерной ванне. Metallurgizdat. 1960. – 253 с.
46. Явойский В. И., Левин С. Л, Баптизманский В. И. и др. Металлургия стали. М.: Металлургия, 1973.
47. Квитко М. П. Совершенствование кислородно-конвертерного процесса путем его интенсификации и расширения сырьевой базы. Автореферат докторской диссертации. М. ЦНИИЧерная Металлургия, 1973.
48. Г.В. Булгаков, В.И. Явойский, В.П. Григорьев, В.Ф. Кравченко. Исследование и пути совершенствования процессов производства стали/ Сб. LXII/ Раскисление и дегазация. - М: "Металлургия" , 1970 г., с.109-114.
49. Попель С.И., Соколов В.И., Корпачев В.Т. //Физическая химия металлургических расплавов: Сб. науч. тр. Уральский политех, ин-т. - Свердловск: изд. УПИ, 1963. - Вып. 126. С. 24-33.
50. Мокрова В.П., Перевалов Н.Н., Травин О.В. //Теория металлургических процессов: Сб. науч. тр. / ЦНИИЧМ/. -М.: Металлургия, 1967.- Вып. 56. С. 18-25.
51. Меджибожский М. Я., Бакст В. Я., Сельский В. И. Поведение вспененной ванны при продувке металла кислородом // Изв. АН СССР. Металлы. 1974. № 2. с. 7-10.
52. Баптизманский В. И. Теория кислородно-конвертерного производства. – М: Металлургия. 1988. – 174 с.
53. Квитко М. П., Афанасьев С. Г. Кислородно-конвертерный процесс. М.:Металлургия, 1974,342 с.
54. Охотский В.Б. Формирование шлакометаллической эмульсии и вынос металла в сталеплавильных процессах. // Изв. АН СССР. Металлы. 1990. № 2. с. 11-16

55. Аленичев В. М., Абрамович С. М., Веревкин В. И. Изменение уровня металла в ковше в процессе продувки порошкообразным ферросилицием. //Изв. вуз. Черная металлургия. 1997. №8, с. 72–75.
56. Чернятевич А.Г., Красан С.С., Бродский А.С. и др, - В кн.: Производство стали в конвертерных и мартеновских цехах: Тематич. сб. науч. тр. /ИЧМ/. -М.: Металлургия, 1988. С. 27-32.
57. Морозов А.Н. //Современный мартеновский процесс. М.:Металлургиздат, 1961 – 600 с.
58. Охотский В.Б. Барботаж сталеплавильной ванны. Процессы переноса. // Изв. вуз. Черная металлургия. 1993. № 4. С. 5-8.
59. Охотский В.Б. Барботаж сталеплавильной ванны. Расчеты размеров пузырей и некоторых параметров зоны барботажа при вдувании газа в металл. // Изв. вуз. Черная металлургия. 1993. № 2. С. 14-16.
60. Охотский В.Б. Содержание металлической фазы в шлако-металлической эмульсии сталеплавильной ванны. // Изв. вуз. Черная металлургия. 1998. № 3. С. 19-22
61. Охотский В.Б. Образование газовых пузырей при кипении сталеплавильной ванны. // Изв. АН СССР. Металлы. 1996 №4. с. 13-16.
62. Камкина Л.В., Яковлев Ю.Н., Колбин Н.А., Стомба Я.В. Перенос в борба-тируемом металлическом расплаве при наличии в нем гетерогенной зоны. // Изв. вуз. Черная металлургия. 1995. № 2. С. 8-10.
63. Казаков А.А. Анализ условий флотации капель в сталеплавильных процессах. // Изв. АН СССР. Металлы. 1990 №6. с. 13-18.
64. Охотский В.Б. К вопросу об агрегатном состоянии шлака в кислородном конвертере. // Изв. вуз. Черная металлургия. 1973. № 7. С. 45-52.
65. Сапиро С.И. Поверхностные явления в металлургических процессах //Сталь, 1947. № 5. С. 395-399.
66. Петер М. Вспенивание шлаков в процессе плавки в дуговой печи /М. Петер, К. Кох, Я. Ламут, М. Юхарт //Черные металлы, 2000. № 3. С. 26-33.

67. Kim H.S. Foaming behavior of CaO-SiO<sub>2</sub>-FeO-MgO<sub>satd</sub>-X (X = Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, MnO, P<sub>2</sub>O<sub>5</sub>, and CaF<sub>2</sub>) slags at high temperatures /H.S. Kim, D.J. Min, J.H. Park //ISIJ International, Vol. 41 (2001). № 4. Pp. 317-324.
68. Корчагин К.А. Влияние углеродсодержащих материалов на характеристики вспенивания шлака при дуговой плавке стали //Новости черной металлургии за рубежом, 2006. № 5. С. 30.
69. Ito K. Study on the foaming of CaO-SiO<sub>2</sub>-FeO slags: Part II. Dimensional analysis and foaming in iron and steelmaking processes /K. Ito, R.J. Fruehan //Metallurgical transactions, 1989. Vol. 20B. Pp. 515-521.
70. K. Study on the foaming of CaO-SiO<sub>2</sub>-FeO slags: Part I. Foaming parameters and experimental results / K. Ito, R.J. Fruehan //Metallurgical transactions, 1989. Vol. 20B. Pp. 509-514.
71. Fruehan R.J. Slag foaming in bath smelting //Metallurgical transactions B, 1991. Vol. 22B. Pp. 481-489.
72. Khanna R. Novel sessile drop software for quantitative estimation of slag foaming in carbon/slag interactions /R. Khanna, M. Rahman, R. Leow, V. Sahajwalla //Metallurgical and Materials Transactions, B, 2007. Vol. 38B. pp. 719-723/
73. Wunsche E. Electric arc furnace steelmaking with quasisubmerged arcs and foamy slags /E. Wunsche, R. Simcoe //Iron and Steel Engineer, April 1984. Pp. 35-42.
74. Kapilashrami A. Foaming of slags under dynamic conditions /A. Kapilashrami, M. Gornerup, A. Lahiri, S. Seetharaman //Metallurgical transactions, 2006. Vol. 37B. Pp. 109-117.
75. Ozturk B. Effect of temperature on slags foaming /B. Ozturk, R.J. Fruehan //Metallurgical transactions B, 1995. Vol. 26B. Pp. 1086-1088.
76. Zhang Y. Effect of gas type and pressure on slag foaming /Y. Zhang, R.J. Fruehan //Metallurgical transactions B, 1995. Vol. 26B. Pp. 1086-1091.
77. Zhang Y. Effect of bubble size and chemical on slag foaming / Y. Zhang, R.J. Fruehan //Metallurgical transactions B, 1995. Vol. 26B. Pp. 83-812.

78. Zhang Y. Effect of carbonaceous particles on slag foaming /Y. Zhang, R.J. Fruehan //Metallurgical transactions B, 1995. Vol. 26B. Pp. 813-819.
79. Ogawa Y. Slag foaming in smelting reduction and its control with carbonaceous materials /Y. Ogawa, H. Katayama, H. Hirata, N. Tokumitsu, M. Yamauchi //ISIJ International, Vol. 32 (1992). № 1. Pp.87-94.
80. Hara S. The surface viscosities and foaminess of molten oxides /S. Hara, K. Ogino //ISIJ International, Vol. 30 (1990). № 9. Pp. 714-721.
81. Ogawa M. Physical model of slag foaming /Y. Ogawa, D. Huin, H. Gaye, N. Tokumitsu //ISIJ International, Vol. 33 (1993). № 1. Pp. 224-232.
82. Ozawa M. Reduction of FeO in molten slags by solid carbon in electric arc furnace operation /M. Ozawa, S. Kitagawa, S. Nakayama, Y. Takesono //ISIJ International, Vol. 26 (1986). № 4. Pp. 621-628.
83. Hong L. Behavior of slag foaming with reduction of iron oxide in molten slags by graphite /L. Hong, M. Hirasawa, M. Sano //ISIJ International, Vol. 38 (1998). № 12. Pp. 1339-1345.
84. Paramguru R. Influence of slag and foam characteristics on reduction of FeO-containing slags by solid carbon /R. Paramguru, R. Galgali, H. Ray //Metallurgical transactions B, 1997. Vol. 28B. Pp. 805-809.
85. Ghag S. The prediction of gas residence times in foaming Ca-SiO<sub>2</sub>-FeO slags /S. Ghag, P. Hayes, H. Lee // ISIJ International, Vol. 38 (1998). № 11. Pp. 1216-1224.
86. Ghag S. Physical model studies on slag foaming /S. Ghag, P. Hayes, H. Lee // ISIJ International, Vol. 38 (1998). № 11. Pp. 1201-1207.
87. Ghag S. Model development of slag foaming /S. Ghag, P. Hayes, H. Lee // ISIJ International, Vol. 38 (1998). № 11. Pp. 1208-1215.
88. Chu S. Decomposition of CaCO<sub>3</sub> in molten borate and its effect on slag foaming behavior /S. Chu, Q. Niu, K. Wu, Y. Wang // ISIJ International, Vol. 40 (2000). № 6. Pp. 549-553.

89. Wu K. Behavior of slag foaming caused by blowing gas in molten slags /K. Wu, W. Qian, S. Chu, Q. Niu, H. Luo //ISIJ International, Vol. 40 (2000). № 10. Pp. 954-957.
90. Kapilashrami A. The fluctuations in slag foam under dynamic conditions /A. Kapilashrami, A. Lahiri, M. Gornerup, S. Seetharaman //Metallurgical transactions B, 2006. Vol. 37B. Pp. 145-148.
91. Mukai K. Wetting and Marangoni effect in iron and steelmaking process //ISIJ International, Vol. 32 (1992). № 1. Pp. 19-25.
92. Gaskell D. Research needs: slag properties and chemistry //Steel research, 1989, vol. 60. № 6. Pp. 182-184
93. Jung S. Foaming characteristics of BOF slags /S. Jung, R.J. Fruehan //ISIJ International, Vol. 40 (2000). № 4. Pp. 348-355.
94. Ito K. Slag foaming in smelting reduction process /K. Ito, R.J. Fruehan //Steel research, 1989. Vol. 60. № 3-4. Pp. 151-156.
95. Ren J. The influence of MgO, K<sub>2</sub>O, Na<sub>2</sub>O and gas pressure on slag foaming behavior under reducing conditions /J. Ren, M. Westholt, K. Koch //Steel research, 1994. Vol. 65. № 6. Pp. 213-218.
96. Oosthuizen D.J. Modeling of the off-gas exit temperature and slag foam depth of an electric arc furnace /D.J. Oosthuizen, J.H. Viljoen, I.K. Craig, P.C. Pistorius // ISIJ International, Vol. 41 (2001). № 4. Pp. 399-401.
97. Thornton G., Welbourn B. C. Reduction in BOS fume losses by the application of X-ray fluorescence measurements //Revue de Metallurgie–CIT. 1996, №6, C.775–781.
98. Морозов А.Н. Современное производство стали в дуговых печах. – Челябинск: Metallurgiya, 1987. – 175 с.
99. Дорошенко В.А., Никитин Ю.П., Чернышева Н.А. О шлакообразовании в сталеплавильных процессах. // Изв. вуз. Черная металлургия. 1993. № 4. С. 11-14.

100. Шешуков О.Ю., Некрасов И.В., Невидимов В.Н. Кузякин В.Г., Ушаков М.В. Температурный режим шлака сверхмощной ДСП и технологические параметры плавки. // Вестник МГТУ им. Г.И. Носова, 2010, №1, с. 29-31.
101. Marique C., Nyssen P., Salamone P. On-line control of the foamy slag in EAF. // 6th Eur. Elec. Steelmak. Conf., Dusseldorf, June 13-15, 1999: Proc. Dusseldorf, с. 154-161.
102. Рыженков А.И., Дрогин В.И., Троянский А.А. Эффективная система управления энергетическим режимом высокоомощной ДСП. Труды 4-го конгресса сталеплавильщиков. М.: ОАО «Черметинформ», 1997. с. 178-180.
103. Минаев В.В., Михеев А.П., Рабинович В.Л. – Исследования в области промышленного электронагрева: Научн. тр./ВНИИЭТО, М.: Энергия, 1973, №6, с.145-151.
104. Никольский Л.Е., Смоляренко В.Д., Кузнецов Л.Н. Тепловая работа дуговых сталеплавильных печей. – М.: Metallurgia, 1981. – 319 с.
105. Егоров А.В. Электроплавильные печи черной металлургии. М.: Metallurgia, 1985. - 280 с.
106. Математическое моделирование и расчет ЭТО// Сб. научных трудов ВНИИЭТО. – М.: Энергоатомиздат, 1989. – 120 с.
107. Федина В.В. Разработка энергосберегающего режима плавления металлизированных окатышей в дуговой сталеплавильной печи с целью повышения эффективности производства: дис. ... канд. техн. наук: 05.16.02 / Федина Виктория Викторовна. – М., 2003. – 178 с.
108. Пирожников В.Е. Автоматизация электросталеплавильного производства. М.: Metallurgia, 1985. 184с.
109. Гитгарц Д.А. Автоматизация плавильных электропечей с применением микро-ЭВМ. М.: Энергоатомиздат, 1984. - 136 с.
110. Акбердин А.А., Куликов И.С., Ким В.А. Физические свойства расплавов системы CaO - SiO<sub>2</sub> - MgO - Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> – CaF<sub>2</sub>. Справ. изд. М.: Metallurgia, 1987. –144с.

111. Воскобойников В.Г. Свойства жидких доменных шлаков /В.Г. Воскобойников, Н.Е. Дунаев, А.Г. Михалевич, Т.И. Кухтин, С.В. Штенгельмейер – М.: Metallurgia, 1975. 184 с.
112. Попель С.И. Теория металлургических процессов: Учебное пособие для ВУЗов /С.И. Попель, А.И. Сотников, В.Н. Бороненков – М.: Metallurgia, 1986. 463 с.
113. Аграчёва Р.А. Основы теории металлургических процессов / Р.А. Аграчёва, И.П. Гофман – М.: Metallurgia, 1965. 274 с.
114. Wright S. Viscosity of a CaO-MgO-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-SiO<sub>2</sub> Melt Containing Spinel Particles at 1646 K/ S. Wright, L. Zhang, S. Sun, S. Jahanshahi// Metallurgical and Materials Transactions, 2000. Vol. 31B. Pp. 97-104.
115. Seok Seong-Ho. Viscosity of Highly Basic Slags/ Seok Seong-Ho, Sung Mo Jung// ISIJ International, 2007. Vol. 47, № 8. Pp. 1090-1096.
116. Kondratiev A. Modeling of Viscosities of the Partly Crystallized Slags in the Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-CaO-“FeO”-SiO<sub>2</sub> System/ A. Kondratiev, E. Jak// Metallurgical and Materials Transactions, 2001. Vol. 32B. Pp. 1027-1032.
117. Kondratiev A. Predicting slag viscosities in metallurgical system/ A. Kondratiev, E. Jak, P.C. Hayes // JOM, 2002. November. Pp. 41-45.
118. Лопакова Н.И. Оценка гетерогенности конвертерных шлаков начального периода продувки /Н.И. Лопакова, Л.А. Смирнов, К.Н. Демидов //Изв. ВУЗов. Черная металлургия, 1987. № 2. С. 134-135.
119. Некрасов И.В. Прогнозирование вязкости гетерогенных шлаков/ И.В. Некрасов, В.Н. Невидимов, О.Ю. Шешуков // Строение и свойства металлических и шлаковых расплавов: Тр. XII Российской конференции. Т1. Моделирование и расчет структуры и свойств неупорядоченных систем в конденсированном состоянии. Екатеринбург: УрО РАН, 2008. С. 123-126.
120. Некрасов И.В. Прогнозирование вязкости гетерогенных шлаков по ходу плавки/ И.В. Некрасов// Перспективные материалы, Специальный выпуск (5): Материалы V Российской ежегодной конференции молодых научных сотрудников и аспирантов. 11-13 ноября 2008г. под ред. академика РАН

- Ю.В. Цветкова и др., ноябрь 2008г. С. 217-220.
- 121.Новиков В.К. Полимерная природа расплавленных шлаков /В.К. Новиков, В.Н. Невидимов – Екатеринбург: ГОУ ВПО УГТУ-УПИ, 2006. 62 с.
- 122.Новиков В.К. Развитие полимерной модели силикатных расплавов /В.К. Новиков //Расплавы, 1987. Т. 1, № 6. С. 21-33.
- 123.Новиков В.К. Прогнозирование рафинирующих свойств многокомпонентных шлаковых расплавов/В.К. Новиков, В.Н. Невидимов //Известия ВУЗов. Черная металлургия, 1997. № 1. С. 5-10.
- 124.Невидимов В.Н. Прогнозирование областей гомогенизации силикатных расплавов /В.Н. Невидимов, В.К. Новиков, А.В. Климов, Д.М. Гладков //Известия ВУЗов. Черная металлургия, 2005. № 1. С. 3-4.
- 125.Новиков В.К., Невидимов В.Н. Применение полимерной модели к расчету вязкости оксидных расплавов.//Известия вузов Черная металлургия, 1999, №11, с. 9-12.
- 126.Макарова И.В., Макаров В.Н., Макаров Д.В. К вопросу о расчете вязкости некоторых металлургических шлаков. // Изв. АН СССР. Металлы. 1999 №5. с. 23-26.
- 127.Атлас шлаков: Справ, изд. / Пер. с нем. - М.: Металлургия, 1985. -208 с.
- 128.Френкель Я.И. Кинетическая теория жидкостей /Я.И. Френкель – Л., «Наука», 1975. 487 с.
- 129.**Кожухов А.А., Федина В.В., Меркер Э.Э. Исследование процесса вспенивания сталеплавильного шлака и его влияния на тепловую работу дуговой сталеплавильной печи /А.А. Кожухов, В.В. Федина, Э.Э. Меркер // Металлург. – 2012. – №3. – с. 42-44.**
- 130.**Кожухов А. А. Исследование переходной зоны шлак-металл в ванне дуговой печи на холодной модели / А.А. Кожухов, Э.Э. Меркер, В.В. Федина // Известия Вузов. Чёрная металлургия. – 2005. – №1. – с. 24-26.**

131. Меджибожский М.Я., Бакст В.Я., Шибанов В.И., Сельский В.И. Скорость движения газовых пузырей и изменение уровня жидкости при интенсивной ее продувке. Труды 1 Всесоюзной научной конференции. – М. Металлургия, 1975, с. 79-85.
132. **Кожухов А.А. Энергосберегающие технологии выплавки стали на основе вспенивания сталеплавильных шлаков: монография / А.А. Кожухов. – LAP LAMBERT Academic Publishing, 2011. – 357 с.**
133. **Совершенствование режима электроплавки металлизированного железорудного сырья в дуговой сталеплавильной печи: сборник материалов 4 Международной научно-технической конференции, посвященной 120-летию И.П. Бардина «Прогрессивные процессы и оборудование металлургического производства» / А.А. Кожухов, Э.Э. Меркер, В.В. Федина. – Череповец: ЧГТУ, 2003. – с. 48-51.**
134. **Kozhukhov A. A. Cold modeling of slag–metal transition zone in an arc-furnace bath / E. E. Merker, A. A. Kozhukhov, A. I. Kochetov, V. V. Fedina, A. A. Grishin // Steel in Translation. – 2005. – T. 35. – № 1. – с. 514-516.**
135. Усачев А.Б. Разработка теоретических и технологических основ производства чугуна процессом жидкофазного восстановления РОМЕЛТ дис. ... док. техн. наук: 05.16.02 / Усачев Александр Борисович. – М., 2003. – 357 с.
136. **Kozhukhov A. A. Study of the efficiency of using process dust in a layer of foamed slag in an oxygen converter / A. A. Kozhukhov //Metallurgist. – 2010. – Volume 54. – Numbers 9-10. – Pages 580-584.**
137. **Kozhukhov A. A. System for controlling the temperature regime of an arc steelmaking furnace operated with the continuous charging of metallized pellets and foaming of the furnace slag / A. A. Kozhukhov, A.S. Tkachev, I.V. Ryabinin // Metallurgist. – 2012. – Volume 56. – Numbers 1-2. – Pages 17-22.**
138. Охотский В.Б. Вспенивание сталеплавильных шлаков Известия ВУЗов

«Черная металлургия» №6, 1998, с.2-10.

139. **Кожухов А. А. Исследование поведения конвертерной ванны с применением газодинамической пылеочистки над зоной продувки в конвертере / А. А. Кожухов, Э. Э. Меркер, Г. А. Карпенко // Известия Вузов. Чёрная металлургия. – 2000. – №9. – с.16–19.**
140. Тихомиров В.К. Пены. Теория и практика их получения и разрушения. М: Химия, 1983.–263с.
141. Терентьева С.А. Синерезис в статических и динамических пенах: численное моделирование и экспериментальное исследование. Кандидатская диссертация. Москва. 2002 г.
142. Пахаруков Ю.В. Шевнина Т.Е., Петраков Е.П. Фрактальная модель образования пены. // Тезисы докладов. Всероссийская научно-техническая конференция. – Тюмень, 2001. – с. 55-56.
143. Шевнина Т.Е.. Фрактально-перколяционный механизм разрушения пены дис. ... канд. техн. наук: 02.00.04 / Шевнина Татьяна Евгеньевна. – Тюмень, 2004. – 132 с
144. Солла С. Разрушение нагруженных фрактальных деревьев. / В. кн.: Фракталы в физике. – М.: Мир, 1988. – 670 с.
145. Пахаруков Ю.В., Шевнина Т.Е. Стабилизация пены поверхностно-активными веществами во фрактально-перколяционной модели разрушения. // Письма в ЖТВ. – 2001. – т.27. – вып. 3. – с. 85-88.
146. Федер Е. Фракталы – М.:Мир, 1991. – 260 с.
147. Киркпатрик С. Теория и свойства неупорядоченных материалов. – М.: Мр, 1977. – 352 с.
148. **Оценка устойчивости процесса вспенивания сталеплавильного шлака с точки зрения теории протекания и фрактальной геометрии: сборник трудов XIII международного конгресса сталеплавателей 12 октября – 18 октября 2014 г. / А.А. Кожухов – Москва - Полевской, 2014. – с. 93-97.**

149. Кожухов А.А. Оценка изменения уровня вспенивания сталеплавильного шлака в кислородном конвертере с точки зрения теории протекания и фрактальной геометрии / А.А. Кожухов // *Металлург.* – 2013. – №1. – с 46-51.
150. Фомин А.М. Интенсификация процесса выплавки стали на ОЭМК / А.М. Фомин, О.А. Хохлов, В.М. Ледовской // *Сталь.* –1988. – №1. – с.40-43.
151. Фомин А.М. Физико-химические особенности плавления МОК, исследование их фазового состава и разработка технологии производства стали в дуговой печи с целью повышения технико-экономических показателей плавки дис. ... канд. техн. наук: 05.16.02 / Фомин Анатолий Михайлович. – М., 1987. – 178 с.
152. Сазонов А.В. Исследование процесса плавки окатышей при дуговом нагреве в печи полыми электродами с целью энергосбережения. Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук. Москва, 2009 год
153. Гришин А.А. Исследование режима плавления металлизированных окатышей в ванне дуговой печи с целью интенсификации процесса электроплавки стали. Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук. Москва, 2006 год
154. В.В. Федина, Э.Э. Меркер, А.И. Кочетов, Д.А. Харламов, О.И. Бартенева. Шлаковый режим при электроплавке металлизированных окатышей в дуговой сталеплавильной печи. В.В. Федина, Э.Э. Меркер, А.И. Кочетов, Д.А. Харламов, О.И. Бартенева. // *Известия ВУЗов «Черная металлургия»*, № 11, 2003. с. 24-26.
155. Бартеньева О.И. Разработка энергосберегающего режима электроплавки металлизированных окатышей на базе исследований тепловых и массообменных процессов. Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук. Москва, 2001 год
156. Трахимович В.И., Шалимов А.Г. Использование железа прямого восстановления при выплавке стали. – М.:Металлургия, 1982 – 248с.

157. Амдур А.М. Диссертация на соискание ученой степени доктора наук. 1999 г.
158. Шумахер О., Гульденмунд И. Плавление губчатого железа в 35т. дуговой электропечи. // Черные металлы, 1974, №16, с.9-19.
159. Шишимиров М.В., Крюков А.П., Сосонкин О.М. Исследование возможности снижения угара металла в ДСП за счет введения охладителя на поверхность ванны. // Известия вузов ЧМ, 1986, №1. с. 138-141.
160. Шишимиров М.В., Крюков А.П., Сосонкин О.М. // Известия ВУЗов «Черная металлургия», №3, 2003. с. 55-58.
161. Постольник Ю.С.//Тепло- и массообмен в ваннах сталеплавильных агрегатов: Научн. тр./МИСиС.–№ 120.– М.: Металлургия, 1979. – с. 59-62.
162. Усачёв А.Б., Баласанов А.В., Полозов Е.Г. Математическое моделирование плавления металлизированных окатышей в шлаковых расплавах. Известия ВУЗов «Черная металлургия» №9, 1985, с.68-72.
163. Райхель Ж., Розе Л. И др. Технология вспенивания шлака при выплавке коррозионностойкой стали в электродуговой печи. // Черные металлы. 2009. №6, с.27–32.
164. **Кожухов А.А. Исследование роли металлизированных окатышей при вспенивании сталеплавильного шлака в современных дуговых сталеплавильных печах /А.А. Кожухов // Электromеталлургия. – 2012. – №11. –с. 11-15.**
165. **Kozhukhov A.A. Role of Prereduced Pellets in the Slag Foaming in Modern EAFs// журнал Russian Metallurgy (Metally), 2013 г., №6, с. 406-409.**
166. **Кожухов А.А., Тимофеева А.С., Никитченко Т.В., Киселева Н.А., Мельников Е.Н. Заявка на изобретение №2014131160/02(050075). Способ выплавки стали в электропечах. Положительное решение о выдаче патента от 30.11.2015.**
167. Интенсификация плавления металлизированных окатышей в ДСП с применением вертикальной водоохлаждаемой фурмы: материалы международ-

- ной научно-технической конференции молодых специалистов «Азов-сталь-2005» / А. А.Кожухов. – Мариуполь, 2005. – с. 26.
168. Gonzalez O.J.P. et al. Effect of arc length on fluid flow and phenomena in AC arc furnace // ISIJ Int., 2012. 52. №5. P. 804-813.
169. Невский А.С. Лучистый теплообмен в печах и топках. М.: Metallurgy, 1971. – 230 с.
170. **Кожухов А.А. Разработка системы управления температурным режимом дуговой сталеплавильной печи, работающей с непрерывной загрузкой металлизированных окатышей и вспениванием печного шлака / А.А. Кожухов, А.С. Ткачев, И.В. Рябинин //Металлург. – 2012. -№1. – с. 34-38.**
171. Свенчанский А.Д., Макаров А.Н. Расчёты теплообмена излучением и прогнозирование износа футеровки в ДСП. // Электротермические процессы и установки. Чебоксары: Изд-во ЧГУ, 1984. с.3-7.
172. Казанцев Е.И. Промышленные печи. Справ. изд. М.: Metallurgy, 1975. 368 с.
173. Свенчанский А.Д., Макаров А.Н. Определение тепловых потоков дуг в сталеплавильных печах. // Электротермия. 1982. Вып. 6 с.6-8.
174. Мاستрюков Б.С. Теплотехнические расчёты промышленных печей. М.: Metallurgy, 1972.
175. Спелицин Р.И. Исследование заглублиения электрической дуги в жидкую ванну в условиях высокоомощных дуговых сталеплавильных печей. // Электротермия. 1975. Вып. 12. с 10-11.
176. Смоляренко В.Д. Высокомощные дуговые сталеплавильные печи. М.: Энергоиздат, 1981.
177. Самохвалов Г.В., Черныш Г.И. Электрические печи черной металлургии. М.: Metallurgy, 1984.
178. Никольский Л.Е., Смоляренко В.Д., Кузнецов Л.Н. Тепловая работа дуговых сталеплавильных печей. – М.: Metallurgy, 1981. – 319 с.

179. Электрические промышленные печи. Дуговые печи и установки специального нагрева. // Свенчанский А.Д., Жердев И.Т., Кручилин А.М. и др. . М.: Энергоиздат. 1981.
180. Макаров А.Н., Свенчанский А.Д. Расчёт отражённой составляющей облучённости футеровки от дуг в дуговых сталеплавильных печах. // Электролтермия. 1983. Вып. 5. с. 1-2.
181. Лопухов Г. А. Эволюция электросталеплавильного производства к 2010 году // Электрометаллургия. 2002. № 5. С. 2 - 3.
182. **Кожухов А. А. Моделирование газодинамической пылеочистки над зоной продувки в конвертере / Э. Э. Меркер, А. А. Кожухов // Известия Вузов. Чёрная металлургия. – 2000. – №11. – с.52–55.**
183. **Кожухов А. А. Модель газодинамической пылеочистки для кислородно-конвертерного процесса / А. А. Кожухов, Э. Э. Меркер // Известия Вузов. Чёрная металлургия. – 2001. – №1. – с.50–52**
184. **Кожухов А. А. Исследование эффективности продувки конвертерной ванны двухъярусным потоком кислорода методом математического моделирования / А. А.Кожухов, Э. Э. Меркер // Известия Вузов. Чёрная металлургия. – 2001. – №7. – с.17–20.**
185. **Кожухов А. А. Исследование аэродинамических характеристик системы встречных газовых потоков над зоной продувки в конвертере / А.А. Кожухов, Э.Э. Меркер //Известия Вузов. Чёрная металлургия. – 2002. – №1. – с.1-14.**
186. **Кожухов А. А. Меркер Э. Э. Исследование процессов пылеосаждения технологической пыли в шлаке при продувке металла кислородом / А.А. Кожухов, Э.Э. Меркер //Известия Вузов. Чёрная металлургия. – 2002. – №2. – с. 74.**
187. **Кожухов А.А. Экологически чистая технология конвертерной плавки стали на основе применения газодинамической защиты в агрегате /А.А. Кожухов, Э.Э. Меркер //Известия Южного федерального университета. – 2002. – Т.29. – №6. – с. 159-160.**

188. Кожухов А. А. Исследование эффективности режима дожигания оксида углерода в конвертере /А.А. Кожухов, Э.Э. Меркер, Г.А. Карпенко // Известия Вузов. Чёрная металлургия. – 2005. – №5. – с. 20-23.
189. Кожухов А.А. Теплофизика дожигания оксида углерода над зоной продувки в конвертере / А.А. Кожухов, Э.Э. Меркер, Г.А. Карпенко // Фундаментальные исследования. – 2005. – №2. – с. 46-47.
190. Кожухов А.А. Математическая модель газоструйной пылеочистки в конвертере/А.А. Кожухов, Э.Э. Меркер//Современные наукоемкие технологии. – 2005. – №1. – с. 24
191. Кожухов А.А. Моделирование газоструйной пылеочистки над зоной продувки кислородного конвертера /А.А. Кожухов, Э.Э. Меркер, А.А. Шевченко // Металлург. – 2010. – №9. – с. 41-44.
192. Меркер Э.Э., Кожухов А.А., Королькова Л.Н., Карпенко Г.А. Анализ эффективности применения газоструйной системы для дожигания газов и пылеосаждения в конверторном процессе // «Международный журнал экспериментального образования», 2012г., №4, с. 97.
193. Кожухов А.А. Теория газоструйного пылеосаждения над зоной продувки в кислородном конвертере: монография / А.А. Кожухов, Э.Э. Меркер. – Старый Оскол: ТНТ, 2011. – 207 с.
194. Кожухов А.А. Теория газоструйного пылеосаждения. Оптимизация дутьевого режима кислородного конвертера: монография / А.А. Кожухов. – LAP LAMBERT Academic Publishing, 2011. – 129 с.
195. Меркер Э.Э., Кожухов А.А., Казаков С.В., Лузгин В.П., Карпенко Г.А. Способ пылеосаждения над зоной продувки в конвертере. //Патент № 2369641 Бюллетень открытий и изобретений №28 от 10.10.2009 г.
196. Разработка модели газоструйной системы для дожигания СО и утилизации пыли над зоной продувки сталеплавильной ванны: материалы международной научно-практической конференции «Автоматизированный печной агрегат – основа энергосберегающей технологии

- металлургии XXI века» / А.А. Кожухов, Э.Э. Меркер, Г.А. Карпенко. – М.: МИСиС, 2000. с. 187-189.
197. Энергосберегающий режим продувки конвертерной ванны кислородом: труды девятого конгресса сталеплавателей г. Старый Оскол 17-19 октября 2006 г. / А.А. Кожухов, Э.Э. Меркер, Г.А. Карпенко. – Москва, 2007. с. 236.
198. Разработка математической модели и моделирование газоструйной пылеочистки для кислородно-конвертерного процесса: труды всероссийской научно-технической конференции «Современная металлургия начала нового тысячелетия» / А.А. Кожухов, Э.Э. Меркер. – Липецк: ЛГТУ, 2001. – ч.2. – с. 118-120.
199. Исследование процессов пылеосаждения в шлаке при продувке металла кислородом: материалы 2-ой международной научно-практической конференции "Автоматизированный печной агрегат – основа энергосберегающей технологии металлургии XXI века" / А.А. Кожухов, Э.Э. Меркер. – М.: МИСиС, 2002. – с. 176-177.
200. Исследование применения двухъярусных кислородных фурм с целью синхронизации процессов нагрева и обезуглероживания конвертерной ванны: материалы международной научной конференции "Современные сложные системы управления" / А.А. Кожухов, Э.Э. Меркер. – Старый Оскол, 2002. – с. 221-223.
201. Математическая модель управления конвертерной плавкой на основе применения двухъярусных фурм с отдувом. Труды научно-технической конференции с международным участием "Информационные технологии в инновационных проектах" / А.А. Кожухов, Э.Э. Меркер. – Ижевск, 2003. – с.36-38.
202. Исследование аэродинамических и теплофизических характеристик системы встречных газовых потоков над зоной продувки конвертера: труды международной научно-практической конференции «Нелинейная динамика металлургических процессов и систем» / А.А. Кожухов,

- Э.Э. Меркер. – Липецк, 2003. – с. 52-57.
203. Разработка математической модели управления процессами нагрева и обезуглероживания конвертерной ванны: труды XXIII Российской школы по проблемам науки и технологии / А.А. Кожухов, Э.Э. Меркер. – Миасс, 2003. – с. 339-347.
204. О рациональном использовании природного газа в конвертерах с комбинированным дутьем: сборник тезисов международной научно-практической конференции «Рациональное использование природного газа в металлургии» / А.А. Кожухов, Э.Э. Меркер, Г.А. Карпенко. – М.: МИСиС, 2003. – с. 120-121.
205. Пути снижения пылеобразования в сталеплавильных агрегатах: сборник научных трудов международной научно-технической конференции «Современная металлургия начала нового тысячелетия» / А.А. Кожухов. – Липецк, 2008. – с. 105-110.
206. Моделирование газоструйной пылеочистки над зоной продувки кислородного конвертера: сборник научных трудов V научно-практической конференции «Энергосберегающие технологии в промышленности. Печные агрегаты. Экология. Безопасность технологических процессов» 27 сентября – 2 октября / А.А. Кожухов, Э.Э. Меркер, А.А. Шевченко. – Москва, 2010. - с. 99-107.
207. Исследование эффективности утилизации технологической пыли в слое вспененного шлака кислородного конвертера: сборник научных трудов V научно-практической конференции «Энергосберегающие технологии в промышленности. Печные агрегаты. Экология. Безопасность технологических процессов» 27 сентября – 2 октября / А.А. Кожухов. – Москва, 2010. – с. 93-99.
208. Кожухов А.А. Основные пути интенсификации процесса утилизации технологической пыли в объеме вспененного шлака. // Сборник научных трудов V научно-практической конференции «Энергосберегающие технологии в промышленности. Печные агрегаты. Экология.

- Безопасность технологических процессов» 27 сентября – 2 октября / А.А. Кожухов. – Москва, 2010. – с. 107-111.
209. Kozhukhov A.A. Modeling gas-jet dust-cleaning above the blowing zone in an oxygen converter / A.A. Kozhukhov, E.E. Merker, A.A. Shevchenko // Metallurgist. – 2010. – Volume 54. – Numbers 9-10. – Pages 585-590.
210. Кожухов А. А. Исследование нагрева и плавления окатышей в зоне горения электрической дуги / А.А. Кожухов, Э.Э. Меркер, А.В. Сазонов // Известия Вузов. Чёрная металлургия. – 2008. – №7. – с. 13-15.
211. Кожухов А. А. Изучение режима нагрева металлошихты электрической дугой в печи с применением электродов различной конструкции / А.А. Кожухов, Э.Э. Меркер, А.В. Сазонов // Вестник ЧерГУ. – 2008. – №3. – с.35-39.
212. Об особенностях электроплавки металлизированных окатышей в дуговой печи с полыми электродами: сборник научных трудов V научно-практической конференции «Энергосберегающие технологии в промышленности. Печные агрегаты. Экология. Безопасность технологических процессов» 27 сентября – 2 октября / А.А. Кожухов. – Москва, 2010. – с. 283-292.
213. Кричевцов В. А. К вопросу о природе плавильной пыли кислородных конвертеров. // Промышленная и санитарная очистка газов. ЦНММТЭИНЕФТЕХИМ. 1972. №6, с. 40-41.
214. Kosmider H., Neuhaus H., Hardt P. E. Preuention of brovn ferris oxyte fumes by Steam blouing. Jonand Steel Institute lownal, 1959, №193, p. 6-11.
215. А.Г.Свяжин. Механизм образования пыли при производстве стали. //Сталь. 1999. №12, с. 78-81.
216. Кожухов А.А. Способы утилизации технологической пыли в слое вспененного шлака кислородного конвертера /А.А. Кожухов //Сталь. – 2011. –№12. –с. 71-75.
217. Горбин А. С. К вопросу пылеобразования при производстве стали в кон-

- вертерах. //В сб. научн, тр. ин-та ВНИИЧЕРМЕТЭНЕРГОГАЗО-ОЧИСТКА М.: Metallургия, 1971, №4, с. 44-53.
218. Вагин Г. Я., Лоскутов А. Б., Шалаев С. А. Основные направления экономии энергии на металлургических предприятиях // Промышленная энергетика. 1995. № 9. С. 12—15.
219. Осипенко В.Д., Егоричев А. П., Максимов Б.Н. Отвод и Обеспыливание газов дуговых сталеплавильных печей. — М.: Metallургия, 1986. - 140 с.
220. Юзов О. В., Харитонов М. А., Гурьев В. С. Эффективность охраны атмосферы от выбросов сталеплавильного производства. — М.: Metallургия, 1987. — 103 с.
221. К.Л. Клайн Высокопроизводительная работа электродуговой печи с малыми выбросами на заводе BSW // Электрометаллургия. — 2000, №7.— с.23—30.
222. Б.П. Платонов Физико-химические процессы образования пылегазовой фазы в дуговых печах // Известия ВУЗов Черная металлургия. 1999 — №2 — с. 68 — 69.
223. Вишкарев А. Ф. Снижение пылевых выбросов в атмосферу при выплавке стали в электродуговых печах. // Новости черной металлургии за рубежом. — 2003. — № 2. — с. 68 — 69.
224. **Кожухов А.А. Исследование эффективности утилизации технологической пыли в слое вспененного шлака кислородного конвертера /А.А. Кожухов // Metallург. – 2010. – №9. – с. 38-40.**
225. **Исследование поведения и состояния вспененной ванны с применением газоструйной пылеочистки над зоной продувки в конвертере. Труды всероссийской электронной конференции «Современная металлургия» / А.А. Кожухов. – Липецк: ЛГТУ, 2001. – ч. 2. – с. 26-29.**
226. **Интенсификация плавления металлизированных окатышей в ДСП с применением вертикальной водоохлаждаемой фурмы: материалы международной научно-технической конференции молодых специалистов «Азовсталь-2005» / А.А. Кожухов. – Мариуполь, 2005. - с. 26.**

227. Алгоритм управления процессом вспенивания в конвертерной ванне: сборник научных трудов международной научно-технической конференции «Современная металлургия начала нового тысячелетия» / А.А. Кожухов. – Липецк, 2008. – с. 126-130.
228. Kozhukhov A.A. Pellet heating and melting in the combustion zone of an electric arc / A.A. Kozhukhov, G.A. Karpenko, E.E. Merker, A.V. Sazonov // *Steel in Translation*. – 2008. – Т. 38. – № 7. – с. 514-516.
229. Kozhukhov A.A. Temperature distribution in electrodes of arc smelting furnace / A.A. Kozhukhov, G.A. Karpenko, E.E. Merker, A.V. Sazonov // *Steel in Translation*. – 2008. – Т. 38. – № 9. – с. 703-705.
230. Бобошко В.С., Нотыч А.Г., Чалый Л.Г. Исследование влияния акустического поля в конвертере на вынос пыли с отходящими газами при продувке // *Сталь*. 1979. №6. С. 410-412.
231. Заостровский Ф.П. Скорость улавливания крупнодисперсной пыли в скрубберах. – *Хим. Промышленность*, 1953, №8, с. 299-300.
232. Сугак Е.В. и др. Очистка газовых выбросов от высокодисперсных частиц в дисперсно-кольцевом потоке. // *Химия растительного сырья*. 2000. №4, с. 85-101
233. Амелин А.Г. Теоретические основы образования тумана в химических производствах. – М.: Госхимиздат, 1951. – 170 с.
234. Friedlander S.K., Johnstone H.F. Deposition of suspended particles from turbulent gas streams. – *Ind. And Eng. Chem.*, 1957, v.49, №7, p.1151-1156.
235. Kneen T., Strauss W. Deposition of dust from turbulent gas streams. – *Atmos. Environm.*, 1969, v.3, №1, p. 55-67.
236. Davies C.N. Deposition of aerosols from turbulent flow through tubes. – *Proc.Roy.Soc.*, 1966, v.289, ser. A, p. 235-246.
237. Liu B.Y.H., agarwal J.K. Experimental observation of aerosol deposition in turbulent flow. – *J. Aerosol Sci.*, 1974, v.5, №2, p. 145-155.
238. McCoy D.D., Hanratty T.J. Rate of deposition of droplets in annual two-phase flow. – *Intern.J.Multiphase Flow*, 1977, v.3, №4, p. 319-331.

239. Черноголов А.И. Способ очистки газов от пыли в металлургических агрегатах. Авт. Свидетельство №312879 (СССР). Б. И., 1971, №26, с.252
240. Кожухов А.А. Анализ теплообмена в дуговой печи при плавке металлизированных окатышей / А.А. Кожухов, Э.Э. Меркер, А.В. Сазонов // Известия Вузов. Чёрная металлургия». – 2010. – №5. – с. 37-40.
241. Ткачев А.С., Кожухов А.А., Меркер Э.Э., Рябинин И.В. Исследование энергетических режимов работы современных дуговых сталеплавильных печей при использовании различных типов электродов. // Известия ВУЗов. Черная Металлургия. 2013 г., № 1, с.6-9.
242. Ткачев А.С., Кожухов А.А., Меркер Э.Э. Исследование облученности стен дуговой сталеплавильной печи с применением электродов различной конструкции// Известия ВУЗов. Черная Металлургия. 2012 г., № 9, с.10-12.
243. Ткачев А.С., Кожухов А.А., Меркер Э.Э. Оценка эффективности тепловой работы водоохлаждаемых элементов дуговой сталеплавильной печи при работе на электродах различной конструкции. // Известия ВУЗов. Черная Металлургия. 2013 г., № 1, с.10-12.
244. Кожухов А.А. Исследование влияния химического состава шлака на его способность вспениваться в дуговой сталеплавильной печи. // Электрометаллургия, 2014, №12, с.18-23.
245. Кожухов А.А., Ткачев А.С., Мельников Е.Н. Экспериментальное изучение влияния полого (трубчатого) электрода на характеристики горения электрической дуги в дуговой сталеплавильной печи. // Известия ВУЗов. Черная Металлургия. 2015 г., № 3, с.207-209.
246. Кожухов А.А. Оценка коэффициента использования тепла электрических дуг при плавке под вспененным шлаком в современных ДСП. // Электрометаллургия, 2015, №6, с.3-9.
247. Меркер Э.Э., Кожухов А.А., Крахт В.Б., Гришин А.А., Сазонов А.В. Дуговая печь для выплавки стали с использованием металлизирован-

**ных окатышей. // Патент № 2374582 Бюллетень открытий и изобретений №33 от 27.11.2009 г.**

- 248. Ткачев А.С., Кожухов А.А., Меркер Э.Э., Рябинин И.В. // Разработка методики расчета и оценка рациональной скорости загрузки металлизированных окатышей в дуговую печь при использовании различных типов электродов // "Бюллетень научно-технической и экономической информации "Черная металлургия", 2012 г., №10, с. 54-57.**
- 249. Кузнецов Л.Н., Гейхман М.В. Совершенствование выплавки электростали с использованием металлизированного сырья при дуговом нагреве. // Бюл. «Черметинформация» вып 3, 1982. -30с.**
- 250. С.Г. Братчиков, Б.Ш. Статников, В.В. Волков, А.С. Михайлов, О.И. Щербакова. Расчет и исследование теплообмена при плавке металлизированных окатышей в дуговых сталеплавильных печах. // Известия вузов ЧМ, 1982, №4. с. 112-16.**
- 251. Кожухов А.А. Влияние химического состава шлака на его способность вспениваться по ходу продувки ванны в кислородном конвертере. // Сталь, 2013 г., № 4, с. 20-22.**
- 252. Кожухов А.А. Исследование влияния вязкости и температуры плавления конвертерного шлака на его вспенивание. // Сталь, 2014 г., №2, с. 15-19.**

Утверждаю:

Главный инженер  
ОАО «Оскольский  
электрометаллургический комбинат»



А.Д. Тищенко

2013 г.

### АКТ

**об использовании результатов исследований к.т.н. Кожухова А.А., направленных на решение вопросов снижения удельных энергозатрат, повышения производительности и улучшения экологичности плавки стали в дуговых сталеплавильных печах, выносимых на защиту докторской диссертации**

ОАО «Оскольский электрометаллургический комбинат» подтверждает, что лично Кожуховым А.А. в рамках выполнения исследований получены результаты, а именно:

- установлены закономерности вспенивания сталеплавильных шлаков; данные о макро- и микроструктуре вспененного шлака; выявлена динамика изменения уровня вспененного шлака; созданы модели влияния химического состава шлака и температуры на вспенивание сталеплавильных шлаков в дуговых сталеплавильных печах;
- выявлены закономерности стабилизации процесса вспенивания и выполнена оценка индекса вспенивания электропечных шлаков с учетом их гетерогенизации;
- разработан алгоритм расчета энерготехнологических параметров выплавки стали в дуговой сталеплавильной печи, позволяющий определять основные параметры теплового состояния ванны, включая положение электрической дуги в объеме вспененного шлака;
- научно обоснованы рекомендации по оптимизации теплотехнических, энергетических и технологических параметров электроплавки с учетом факторов теплового состояния ванны, высоты вспенивания шлака,

позволяющие существенно улучшить технико-экономические, экологические показатели и повысить эффективность работы современных дуговых сталеплавильных печей.

Перечисленные результаты, на наш взгляд, являются существенным инновационным вкладом в развитии процессов получения стали в дуговых сталеплавильных печах, и позволяют повысить экологичность процесса плавки, уменьшить время плавки под током в среднем на 1,5 минуты на каждой плавке, сократить удельный расход электроэнергии на 0,5%, что в совокупности дает ожидаемый годовой экономический эффект в размере 56 миллионов рублей в условиях электросталеплавильного цеха ОАО «ОЭМК».

ОАО «Оскольский электрометаллургический комбинат» планирует поэтапное внедрение в производство представленные к защите результаты исследования к.т.н. Кожухова А.А.

Технический директор-  
начальник ТУ



В.И. Фомин

Утверждаю:  
Главный инженер  
ОАО «Оскольский завод  
металлургического машиностроения»

« 18 »

Гупцев А. А.

2013 г.

## АКТ

**об использовании теоретических и экспериментальных результатов исследований к.т.н. Кожухова А.А., направленных на решение проблемы снижения удельных энергозатрат, повышения производительности и улучшения экологичности плавки стали в дуговых сталеплавильных печах, выносимых на защиту докторской диссертации**

ОАО «Оскольский завод металлургического машиностроения» подтверждает, что полученные Кожуховым А.А. в рамках выполнения НИОКР результаты, опубликованные в монографиях и научно-технических журналах, а именно:

1. закономерности вспенивания сталеплавильных шлаков, данные о макро- и микроструктуре вспененного шлака, характер изменения уровня вспененного шлака, методы корректировки химического состава шлака с целью управления процессом вспенивания сталеплавильных шлаков в дуговых сталеплавильных печах;
2. закономерности о стабилизации процесса вспенивания и оценке индекса вспенивания электропечных шлаков с учетом их гетерогенизации;
3. алгоритм расчета параметров энерготехнологического режима выплавки стали в дуговой сталеплавильной печи, позволяющий определять основные параметры теплового состояния ванны, включая постоянный контроль положения электрической дуги в объеме вспененного шлака, оптимальный уровень перегрева расплава с целью достижения заданной его температуры перед выпуском;
4. закономерности процесса осаждения технологической пыли в объеме вспененного шлака и методы интенсификации этого процесса;

5. научно обоснованные рекомендации по оптимизации теплотехнических, энергетических и технологических параметров электроплавки с учетом факторов теплового состояния ванны, высоты вспенивания шлака, позволяющие существенно улучшить технико-экономические, экологические показатели и повысить эффективность работы современных дуговых сталеплавильных печей.

Перечисленные результаты на наш взгляд являются существенным вкладом в развитии процессов получения стали в дуговых сталеплавильных печах и позволяют предложить энерготехнологический режим выплавки стали обеспечивающий на каждой плавке сокращение времени плавки под током на 1,5 минуты, удельного расхода электроэнергии на 0,5%, что позволяет получить ожидаемый годовой экономический эффект в размере 40 000 000 рублей в условиях ОАО «ОЗММ».

Полученные Кожуховым А.А. результаты ОАО «Оскольский завод металлургического машиностроения» планирует к поэтапному внедрению в производство.

Начальник литейного цеха



Аникин Е.Н.