

6У-.ї/-3/
30. \$3

ХАРЬКОВСКАЯ ГОСУДАРСТВЕННАЯ АКАДЕМИЯ
ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНОГО ТРАНСПОРТА

На правах рукописи

ВЕРЕВИЧЕВА МАРИНА АНАТОЛЬЕВНА

УДК 624.012:536.4:614.841.33

**ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА РАЗРУШЕНИЯ
БЕТОННЫХ И СТАЛЕБЕТОННЫХ КОНСТРУКЦИЙ
ПРИ ИНТЕНСИВНЫХ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ВОЗДЕЙСТВИЯХ**

Специальность 05.23.01 - строительные конструкции,
здания и сооружения

ДИССЕРТАЦИЯ
на соискание ученой степени кандидата технических наук

Научный руководитель:
Чихладзе Элгуджа Давидович,
доктор техн. наук, профессор

Харьков -1998

СОДЕРЖАНИЕ

ВВЕДЕНИЕ	5
РАЗДЕЛ 1. ХАРАКТЕРИСТИКА БЕТОНОВ С ТОЧКИ ЗРЕНИЯ ОГНЕСТОЙКОСТИ	9
1.1. Бетон как пористая среда	16
1.2. Химический состав цемента и влага в бетоне	21
1.3. Проницаемость бетона	24
1.4. Прочностные свойства материалов	26
1.4.1. Прочность бетона	27
1.4.2. Модуль упругости бетона	32
1.4.3. Диаграмма σ - ϵ бетона	34
1.4.4. Взрывоопасное разрушение бетона	36
1.4.5. Модуль упругости стали.....	37
1.4.6. Предел текучести стали	38
1.5. Тепло-физические характеристики материалов	39
1.5.1. Теплопроводность	39
1.5.2. Удельная теплоемкость.....	41
1.5.3. Коэффициент теплообмена.....	42
1.5.4. Усадочно-температурная деформация бетона..... ..	44
Выводы	46
РАЗДЕЛ 2. МОДЕЛЬ БЕТОНА КАК МНОГОФАЗНОЙ СРЕДЫ .	48
2.1. Физическая постановка задачи	48
2.2. Математическая модель	51

2.2.1. Анализ уравнений баланса масс в фазах.....	52
2.2.2. Анализ уравнений движения	54
2.2.3. Анализ уравнений баланса энергии в фазах	57
2.3. Теплообмен в пористых средах при неподвижной твердой фазе	62
2.4. Безразмерные критерии подобия и общий анализ процесса тепломассообмена.....	64
2.5. Модельная задача о тепломассообмене во влажной пористой среде и распределении внутрипорового давления.....	69
Выводы ..	75

РАЗДЕЛ 3. ЧИСЛЕННЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ОГНЕСТОЙКОСТИ НЕНАПРЯЖЕННЫХ БЕТОННЫХ И СТАЛЕБЕТОННЫХ ПЛИТ . .77

3.1. Методика определения предела огнестойкости ненапряженной бетонной плиты.....	77
3.2. Численная реализация расчета температурно-влажностных полей в бетонной плите	78
1.1.1. Расчет температурного поля бетонной плиты на нулевом этапе	81
1.1.2. Расчет температурно-влажностного поля бетонной плиты на первом этапе	84
1.1.3. Расчет температурного поля бетонной плиты на втором этапе	91
3.3. Тестирование программы.....	92
3.4. Проверка математической модели.....	93

3.5. Результаты численных расчетов по оценке предела огнестойкости ненапряженных бетонной и сталебетонной плит	97
3.5.1. Оценка предела огнестойкости бетонной плиты	97
3.5.2. Оценка температурного поля ненапряженной сталебетонной плиты.....	104
Выводы	109

РАЗДЕЛ ^ИССЛЕДОВАНИЕ ОГНЕСТОЙКОСТИ СТАЛЕБЕТОННЫХ ПЛИТ В НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОМ СОСТОЯНИИ . 110

4.1. Вывод уравнения термоупругости для сталебетонной плиты с учетом образования микротрещин	110
4.2. Исследование огнестойкости нагруженной сталебетонной плиты при одноосной деформации	121
4.2.1. Постановка задачи	121
4.2.2. Решение задачи о напряженном состоянии нагреваемой плиты.....	123
4.2.3. Расчет предела огнестойкости сталебетонных плит при медленно текущем пожаре.....	128
Выводы	131
ВЫВОДЫ.....	132
СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ	134
Приложение А	139
Акты внедрения	145

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность темы. Конструкции из бетона и сталебетона получили широкое применение в промышленном и гражданском строительстве, поэтому проблема их долговечности и надежности имеет важное значение.

Одной из проблем, возникающих при использовании бетона и сталебетона, является проблема огнестойкости конструкций. Длительность и дороговизна огневых испытаний обуславливают важность разработки методов расчета огнестойкости элементов и конструкций при проектировании сооружений.

Цель диссертационной работы заключается в разработке методики расчета огнестойкости ненапряженных и нагруженных бетонных и сталебетонных конструкций.

Задачи исследований ~ на основании имеющегося экспериментального материала разработать математический и вычислительный аппарат для определения огнестойкости бетонных и сталебетонных конструкций.

Научная новизна полученных результатов определяется следующим:

- предложена математическая модель, описывающая поле температур в твердой, жидкой и газовой фазах бетона, позволяющая также найти распределения жидкости, пара и внутрипорового давления;

- проведено качественное исследование сформулированной задачи для случая высокоинтенсивных тепловых потоков (задача Стефана); предложены оценочные формулы для скорости просушки бетона;

- предложена методика оценки предела огнестойкости ненапряженных бетонных и сталебетонных плит, основанная на оценке степени гидратационного разрушения бетона и величины внутрипорового давления;

- дан вывод уравнений равновесия неравномерно нагретой нагруженной сталебетонной плиты при двухосном изгибе с учетом трещиноватости;

проведены аналитические исследования одноосной деформации нагруженной неравномерно нагретой плиты с учетом образования микротрещин в растянутой зоне бетона.

Практическое значение полученных результатов»
Применение предложенной методики оценки огнестойкости бетонных и сталебетонных конструкций дает возможность рационально проектировать здания и сооружения с обеспечением заданных пределов огнестойкости и оценкой остаточной прочности.

Внедрение» Результаты диссертационной работы в виде программы расчета огнестойкости внедрены в проектных институтах “Укргидропроект” и “Харьковтрансмашпроект”.

Личный вклад соискателя определяется проведенным анализом характеристик бетона с точки зрения их огнестойкости, разработкой математической модели бетона как трехфазной среды, численной реализацией решения полученной краевой задачи и анализом расчетов.

Апробация результатов диссертации» Результаты теоретических и численных исследований докладывались на 59-й научно-технической конференции Харьковской государственной академии железнодорожного транспорта (1997г.), Международной конференции “Промышленность материалов и стройиндустрия, энерго- и ресурсосбережение в условиях рыночных отношений ” (г. Белгород, 1997г.), III

Международной конференции "Инженерные проблемы современного бетона и железобетона" (г. Минск, 1997г.).

Публикации» Опубликовано 16 работ, из них 5 - по теме диссертации.

РАЗДЕЛ 1

ХАРАКТЕРИСТИКА БЕТОНОВ С ТОЧКИ ЗРЕНИЯ ОГНЕСТОЙКОСТИ

Согласно принятым нормативам [1,2], огнестойкостью строительных конструкций и элементов называется свойство сохранять несущую способность, сопротивляться образованию сквозных отверстий и прогреву до критических температур, а также препятствовать распространению огня.

В настоящее время имеется довольно обширная литература, в которой исследуется влияние температурных воздействий на бетон и железобетон. Глубокие исследования по этому вопросу проведены в работах А.Ф. Милованова [3-5], А.П. Кричевского [6-9], К.Д. Некрасова [10-12], Б. Бартелеми и Ж. Крюппа [13], С.Л. Фомина [14] и др.

В работах А.П. Кричевского [6-9] исследованы температурно-влажностные воздействия и нагрузки, температурно-усадочные деформации бетона, ползучесть, прочность и деформации бетона при различных температурах. Результаты исследований суммированы в монографии [6], в которой приведены аналитические выражения для расчета прочностных и деформативных характеристик бетона. Диапазон рассматриваемых температур - от -50°C до 200°C .

В [11] проанализирован характер и причины изменения физико-механических свойств бетона в процессе его нагревания на основании результатов исследований и использования литературных данных. Характеристики приведены в основном для температур не выше 350°C .

Подробные исследования влияния температуры на бетон при климатических и технологических воздействиях приведены в [4,5]. В

частности, исследованы свойства различных вяжущих, являющихся основной частью бетона, которая во многом определяет его физико-механические свойства. Приведены кривые зависимости модуля упругости и прочности бетона от температуры в диапазоне до 400°С. Экспериментально выявлены некоторые зависимости состояния бетона при температурах до 600° С при различных нагрузках.

А.П. Ваничев на основании метода тепловых балансов вывел расчетные формулы для трехмерной задачи теплопроводности твердого тела с учетом изменения теплофизических характеристик бетона по линейному закону в зависимости от температуры. Бетон рассматривался как сплошное тело без учета его пористой структуры и, следовательно, без учета влажности и процессов испарения влаги и фильтрации пара по порам.

А.И. Яковлев [15] модифицировал этот метод, заменив удельную теплоемкость сухого бетона удельной теплоемкостью влажного бетона как однородной среды и используя упрощенные граничные условия. Авторы считают, что влияние испарения воды в порах на прогрев бетона до высоких температур учитывается путем уменьшения коэффициента температуропроводности по формуле:

$$(c + 0X)12и)p$$

где c - удельная теплоемкость среды;

L - коэффициент теплопроводности среды;

p - плотность бетона;

$и$ - весовая влажность бетона, % .

В действительности при таком подходе не решается задача об испарении, а решается задача обычной теплопроводности с

коэффициентом температуропроводности в виде (1.1), где k - постоянная начальная влажность. Влияние влажности учитывается путем увеличения удельной теплоемкости на величину, которая берется из расчета 0.012 на каждый процент весовой влажности бетона. В такой модели не учитывается изменение влажности бетона в процессе испарения влаги. Таким образом, этот прием не дает возможности учесть особенности процесса испарения и фильтрации пара на этапе испарения, а именно на этом этапе могут происходить процессы взрывного разрушения и отслаивания бетона [5,13].

Воздействие пожара на строительные конструкции рассмотрено у Б. Бартелеми и Ж. Крюппа [13]. В этой работе приведена методика расчета огнестойкости различных конструкций (бетонных, железобетонных, стальных, деревянных) на основании эмпирически полученных математических зависимостей. Приведены также многочисленные данные по зависимости теплофизических и физико-механических характеристик материалов от температуры. Отмечена возможность такого явления, как растрескивание бетона вследствие фильтрации химически несвязанной воды и высокого внутрипорового давления, возникающего при ее испарении. Отмечено, что механизм этого явления изучен недостаточно, в связи со сложностью решения задачи влаго- и теплообмена в строгой постановке.

Указанные исследования являются в основном эмпирическими и не позволяют дать точный прогноз состояния конструкции.

В качестве строгих математических описаний в настоящее время обычно используют модель однотемпературной пористой среды А.В. Лыкова [16]. Лыков предлагает две модели тепло- и массообмена в пористом теле. Первая модель, которую он называет точной, описывает поля распределения температуры T бетона, влажности u и внутрипоровое давление p_l имеет вид:

$$\frac{dW}{dt} = a \frac{dT}{dl} + \frac{dW}{c_t P} \text{ дй} + \text{«из Д р} \\ \frac{dW}{dt} = \text{«} \frac{dW}{dt} \text{»} + \text{«} \frac{dW}{dt} \text{»} \text{,} \\ \frac{dW}{dt} = a_3 l A \gamma' + a_{32} A \text{«} + a_{33} A P \text{»} . \quad (1.2)$$

где a - коэффициент температуропроводности сухого бетона;

c_t - удельная теплоемкость бетона;

p - плотность бетона;

ε_t - удельная теплота парообразования;

k - коэффициент фильтрации влаги по порам;

a_{ij} - так называемые феноменологические коэффициенты, которые должны задаваться на основании экспериментальных данных. Значения этих коэффициентов для конкретных сред не приводятся.

Третье уравнение было бы естественнее выписать относительно плотности пара p так как именно плотность пара, изменяясь в процессе испарения жидкости, определяет изменение внутрипорового давления p . Зависимость p от p^* в порах бетона задается уравнением состояния идеального газа:

$$p = p^* \frac{p}{M} \quad (1.3)$$

где T_p - температура пара (°К),

M - молярная масса пара,

R - газовая постоянная.

Автор отмечает, что эта модель описывает как процесс медленной сушки (до 50°C), так и высокоинтенсивной (до 90°C).

Ввиду сложности общей системы (1.2) и неопределенности входящих в нее параметров А.В. Лыковым был предложен инженерный вариант уравнений [16], которые не включают уравнения для внутрипорового давления. В.М. Ройтман и Т.Н. Зырина дополнили эту систему уравнением относительно внутрипорового давления p и получили следующую систему трех уравнений, описывающих поля температуры и влажности пористой среды и давление пара в порах:

$$\begin{aligned} c_t \rho \frac{\partial T}{\partial t} &= \nabla [\lambda_T \nabla T] + r_t \rho V_t \frac{\partial T}{\partial t} \\ c_p \rho \frac{\partial p}{\partial t} &= \nabla [\lambda_p \nabla p] - \rho V_t \frac{\partial T}{\partial t} \\ \frac{\partial u}{\partial t} &= V_t \frac{\partial T}{\partial t} \end{aligned} \quad (1.4)$$

где u - влажность среды в относительных единицах

($u = \text{^воды общая}$) >

c_t - удельная теплоемкость сухого бетона и пара;

c_p - удельная теплоемкость пара;

λ_t - коэффициент теплопроводности сухого бетона;

λ_p - коэффициент теплопроводности пара;

V_t - интенсивность фазовых превращений, V

Величину $b = \dot{V}/V$ называют температурным коэффициентом влажности, который впервые был введен акад. П.А. Ребиндером [17].

Необходимость введения коэффициента B_t вызвана тем, что в рамках однотемпературной модели невозможно строго оценить баланс влаги, который определяется диффузионным потоком, пропорциональным градиентам влагосодержания, температуры и внутрипорового давления, и интенсивностью фазового перехода жидкости в пар.

Коэффициент B_t получается экспериментально и табулируется. В результате экспериментальных исследований авторы [18,19] предлагают следующую формулу для вычисления B_t :

$$\begin{aligned}
 &\text{при } T < 40^\circ \text{C } B_t = 0; \\
 &\text{при } 40 < T < 90^\circ \text{C } B_t = 0.00008(T - 40); \\
 &\text{при } 90 < T < 115^\circ \text{C } B_t = 0.000056(T - 90); \\
 &\text{при } 115 < T < 130^\circ \text{C } B_t = -0.0024; \\
 &\text{при } 130 < T < 150^\circ \text{C } B_t = -0.0007 + 0.000035(T - 130); \\
 &\text{при } T > 150^\circ \text{C } B_t = 0,
 \end{aligned} \tag{1,5}$$

то есть коэффициент B_t рассматривается как функция только температуры. Однако B_t зависит от начальной влажности и, следовательно использование модели (1.4) требует проведения эксперимента по определению B_t для каждого конкретного бетона. Это означает, что формулы (1.5) не являются универсальными и их вид изменяется при изменении пористости или влажности среды. Кроме ЭТОГО, В эксперименте ДЛЯ получения B_t в качестве влажности w измеряется не масса влаги как таковой, а суммарная масса влаги и образовавшегося при испарении пара, что обуславливает неадекватность модели рассматриваемым процессам.

Как было отмечено, обе модели А.В. Лыкова описывают динамику влаго- и теплопереноса при температурах среды не превышает $50-90^{\circ}\text{C}$, т.е. значительно ниже температуры кипения жидкости. Эти модели нельзя использовать в случае высокоинтенсивных тепловых потоков, когда температура окружающей среды значительно выше температуры кипения влаги в пористом теле, как, например, в бетоне, подверженном огневому воздействию: температура кипения жидкости даже в условиях повышенного внутрипорового давления имеет порядок 100°C , что значительно ниже температуры пламени, составляющей 1000°C и выше [13].

Вместе с тем существуют хорошо апробированные подходы в теории тепломассообмена в пористых средах, например, в теории тепловых труб при пористом фитиле [20], основанные на моделях многофазных сред [21,22]. Более того, сам Лыков осознавал ограниченность инженерных моделей и предлагал более точный континуальный подход, учитывающий более детально межфазный тепломассообмен (см. раздел Приложения в работе [16]).

Детально учесть процессы фазовых переходов и освободиться от необходимости введения температурного коэффициента пористой среды возможно при рассмотрении бетона как пористой многофазной среды с различными (в общем случае) температурами фаз.

Разработка такой модели бетона требует его тщательного изучения как пористой среды.

Точность теплотехнического расчета в значительной степени зависит также от правильного задания теплофизических и физико-механических характеристик материалов. Исследованию зависимости этих характеристик от температурно-влажностной среды посвящены многие работы, такие как [4-6,10-14,16,23-31].

1.1. Бетон как пористая среда

Бетон по своей структуре является сложным композиционным капиллярно-пористым материалом. Структура бетона активно влияет на все его свойства, поэтому вопросы огнестойкости бетона необходимо рассматривать с учетом структуры материала.

Одними из важнейших характеристик структуры бетона являются параметры его порового пространства. Следуя [24], будем считать поровым пространством материала все его несплошности, не занятые твердой фазой исходных материалов и новообразований. Даже незначительное по объему количество пустот в материалах приводит к значительному изменению их свойств, а объем пор в цементном камне колеблется в среднем от 15 до 50%. Пористость бетона исследуется во многих работах, в частности, [24,29]. Объем пор в растворах и бетонах, у которых весь объем пустот между зернами заполнен цементным камнем, меньше, чем в цементном камне, но все же достаточно велик. Поэтому понятно, что все важные для практики свойства бетона связаны с объемом и характером структуры его порового пространства.

В настоящее время имеется значительный экспериментальный материал о структуре пористости цементных материалов, однако в зависимости от методики выявляется только часть объема пор и капилляров, имеющих в материале.

Образование основного объема пор в бетоне связано с избыточным количеством воды, которая вводится в бетонную смесь для придания ей необходимой подвижности. Объем свободной воды в затвердевшем бетоне в среднем составляет 5-20% от его объема. Эти поры образуют в цементном камне и бетоне систему сообщающихся капилляров. Размер капиллярных пор колеблется от 0.1 - 1 до

20-БОмкм. Такие поры могут иметь прерывистую структуру, что приводит к снижению проницаемости бетона. В отличие от них, поры цементного геля характеризуются непрерывностью.

В зависимости от условий твердения бетона гелевые и капиллярные поры могут быть заполнены либо водой, либо воздухом. Объем воздушных пор редко превышает 5% объема бетона [24].

К дефектам структуры бетона относятся десиментационные поры, образуемые в результате наружного и внутреннего водоотделения. Такие поры имеют размер 500-100мкм и являются основными путями проникновения в бетон воды [31]. Поэтому десиментационные поры часто играют решающую роль в процессах фильтрации.

Учет поровой структуры бетона затрудняется тем, что, во-первых, параметры пористости бетона и цементного камня постоянно изменяются во времени. Так, например, по мере гидратации капиллярные поры постепенно замещаются новообразованиями, что ведет к увеличению объема гелевых пор за счет снижения объема капиллярных. При этом снижается и общая пористость, и средний размер пор. Во-вторых, структура порового пространства не для всех бетонов полностью определяется структурой пористости цементного камня, а имеет свои характерные особенности. Поэтому необходимо оценивать структуру порового пространства бетона в целом. Однако согласно [24], структура тяжелых бетонов определяется структурой цементного камня

Кроме происхождения, поры и капилляры классифицируют по форме и взаимному расположению [33]:

1) по форме поперечного сечения: ровные трубчатые, бутылкообразные, клиновидные, щелевые и их комбинации; 2) по протяженности: прямые, извилистые, петлеобразные; 3) по

непрерывности: открытые (каналообразующие); тупиковые (открытые с одной стороны); условно закрытые (не выявляемые данным экспериментальным методом).

При моделировании состояния капиллярно-пористого тела (по проницаемости) капилляры обычно представляются в виде цилиндрических каналов переменного сечения, перемежающихся с шаровидными порами [34,35].

Одной из наиболее важных является классификация пор цементного камня и бетона по их эффективным радиусам. Наиболее полно этот вопрос разработан школами А.В. Лыкова и М.М. Дубинина [16,35]. Для цементного камня и бетона наиболее удобно делить поры на три группы [16,35-38]:

- 1) микрокапилляры ($r < 0,1 \mu\text{м}$). Такой капилляр может быть полностью заполнен жидкостью в результате сорбции паров жидкости независимо от того, есть ли у капилляра дно или он сквозной;
- 2) макрокапилляры ($0,1 \mu\text{м} < r < 1 + 10 \mu\text{м}$). Здесь капиллярная конденсация может происходить только в несквозных капиллярах;
- 3) некапиллярные поры, т.е. поры, для которых капиллярный потенциал не превышает либо незначительно превышает потенциал поля тяжести

Если говорить о цементном камне, то, согласно [24,29], из общего объема пор, наполненных водой, 80-90% приходится на долю микрокапилляров, и лишь 20-10% - на макрокапилляры (см рис.1.1, табл 1.1).

На рис 1.1,а по оси абсцисс отложены радиусы капилляров r в логарифмическом масштабе. По оси ординат нанесены процентные содержания объема пор, заполненных конденсированной жидкостью.

На рис 1.1,6 приведена экспериментальная кривая распределения объема пор в единице объема цементного камня по радиусам.

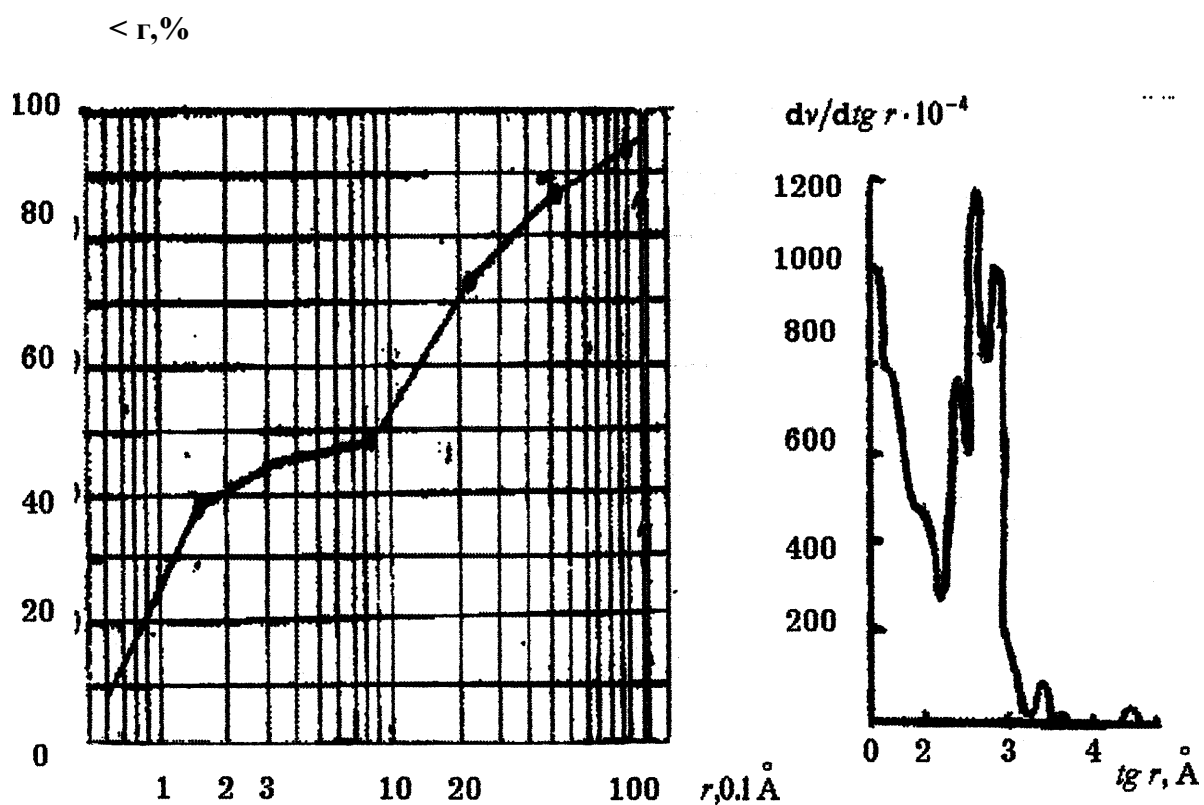


Рис.1.1. Кривые распределения пор в образцах цементного камня:
 а) интегральная кривая распределения пор, заполненных водой (в/ц=0.4): сплошная линия - процент от суммарного объема пор в образце; пунктир - процент от общего объема образца [29];
 б) дифференциальная кривая распределения пор по радиусам (в/ц=0.3) (твердение в воде 28 сут.) [24]

Таблица 1.1

Строение порового пространства цементного камня [24]

Характеристика образца	Твердение в воде	Общий объем пор		Объем микропор с радиусами от 0 до 1000 А СМ ³ /Г
		см ³ /Г	%	
в/ц=0.25	28 сут.	0.105	19.5	0.095

Итак, описанные характеристики: размер, форма пор, распределение пор по объему характеризуют структуру порового пространства цементных материалов.

Объем порового пространства характеризуется интегральными параметрами: истинная (полная), открытая (кажущаяся) и условно замкнутая пористость.

Истинной пористостью называют [24] суммарный объем порового пространства материала, высушенного при температуре 25° С в вакууме при остаточном давлении 66.6 Па. Истинная пористость рассчитывается по формуле:

$$\Pi \equiv \Pi_{\text{и}} = \left(1 - \frac{\rho^{\circ}}{\rho} \right) 100 \quad (1.6)$$

где $\Pi_{\text{и}}$ - истинная пористость в % от объема образца;

ρ° - масса единицы объема материала в естественном состоянии, т.е. с порами ("размазанная" плотность), кг/м³;

ρ - плотность сухого материала ("истинная" плотность), кг/м³.

Типичные значения $\Pi_{и}$ для тяжелых бетонов составляют порядка 20-30% [13,23,24].

Открытой пористостью называется суммарный объем всех пор материала, соединяющихся между собой и с поверхностью материала и доступных определению данным методом испытания. Этот параметр зависит от принятой методики эксперимента, однако большинство из них дает достаточно информативные данные о структуре порового пространства цементного камня и бетона.

Под условно замкнутой пористостью понимается разность между истинной и открытой пористостью.

В общем случае пористость бетона является переменной величиной: при уменьшении пористости говорят об усадке [24,29,39]; увеличение пористости является одной из составных частей процесса набухания. Пористость может увеличиваться скачком. В этом случае имеет место разрушение пористой среды [5,10-13]. Разрушение имеет место в том случае, когда внутрипоровое давление газа превышает предельные значения напряжений пористого тела [13].

1.2. Химический состав цемента и влага в бетоне

Влагосодержание и состав влаги в бетоне исследовались во многих работах, таких как [13,23,26,29]. Вода как часть микроструктуры цементной пасты играет доминирующую роль в определении многих свойств бетона, например, усадки, механических характеристик, ползучести и т.п.

Для классификации влаги, находящейся в дисперсном пористом теле, предложено множество схем. В основу классификации воды в бетоне целесообразно положить интенсивность связи воды с твердым

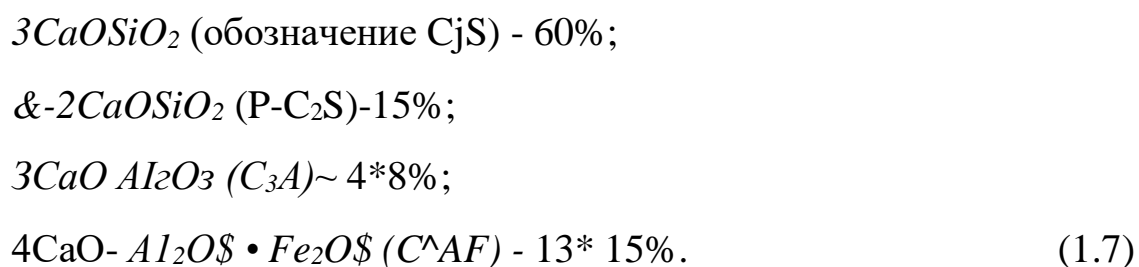
скелетом. Согласно этому принципу, воду в цементе можно разделить на химически связанную и свободную [13,23,29].

Химическая связь осуществляется в точных количественных соотношениях. В результате химической реакции вода как таковая исчезает и входит в состав нового вещества. Интенсивность связи очень велика, она может быть разрушена в результате химического взаимодействия.

При затворении цемента водой часть воды вступает в химическое взаимодействие с клинкерными минералами, приводя к образованию гидросиликатов кальция и кристаллогидратов, в том числе гидрата окиси кальция. Таким образом, в затвердевшем цементном камне часть воды оказывается связанной химически.

Химические процессы, происходящие при гидратации бетона, исследованы во многих работах [11,13,23,40,41,42].

Согласно [24,32], портландцемент имеет обычно следующий состав:



После гидратации смеси этих компонентов образуется цементный камень.

При воздействии на бетон высоких температур происходят реакции выделения свободной и химически связанной влаги, способные привести к разрушению бетона.

А именно, при температурах порядка 100°C происходит испарение свободной влаги и миграция пара по порам, что может привести к возникновению большого внутрипорового давления и растрескиванию бетона [5,10-13]. Для изучения этого явления важно знать механизм фильтрации пара и воды по порам.

При температурах $200-800^{\circ}\text{C}$ происходит выделение химически связанной воды, что приводит к разрушению структуры бетона. Этот процесс описывается следующими химическими формулами [13]:



(19)

где ξ_1, ξ_2 — коэффициенты хода реакции, определяемые только температурой цементного камня (рис.1.2);

C_9S обозначают соответственно соединения CaO_9SiO_2

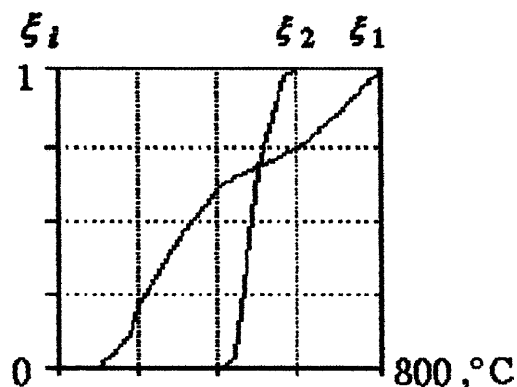


Рис.1.2. Зависимость ξ_1 и ξ_2 от температуры [13]

Эти соображения свидетельствуют об определяющей роли влаги для огнестойкости бетонных конструкций.

1.3. Проницаемость бетона

При возникновении в разных точках капиллярно-пористого тела, каким является бетон, перепада давления, концентрации, температур возникает движение вещества, направленное от большего давления (температуры и т.л.) к меньшему [43]. Перенос газа и жидкостей может осуществляться конвективным и диффузионным путем. В [24,25] подробно рассматриваются различные виды переноса воды и газа в бетоне (табл.1.2).

Таблица 1.2

Механизмы переноса газа и воды через бетон в зависимости от радиуса пор ($D = 0,3 + 1,5MPa$)

	Механизм переноса	Радиус, см	Вид бетона
Газы	Вязкостный	$2: KГ^4$	обычный
	Вязкостный и молекулярный	$KГ^4 - 10^{-5}$	плотный
Вода	Вязкостный	$аю^{-4}$	обычный
	Молекулярный	$10^{-4} - 10^{-5}$	плотный

Как показано в [25], для пористого тела с сообщающимися капиллярами переменного сечения проницаемость характеризуется наименьшим диаметром каналов, так как большие поры соединяются микрокапиллярами. При радиусе капилляров $r > 10$ см течение газа является вязкостным, при $r < 10^{-5}$ см - молекулярным.

Повышение температуры среды сопровождается увеличением газопроницаемости за счет освобождения пор от воды. Интенсивность вязкостных и диффузионных потоков жидкости также возрастает за

счет увеличения степени испарения и уменьшения вязкости жидкости.

Аналитические формулы для расчета коэффициентов вязкостной и молекулярной фильтрации приведены в [16,25].

Согласно [25], коэффициент паропроницаемости k_m при молекулярном течении равен

$$k_m = \frac{4 \cdot 10^{-10} \cdot \sqrt{2 \cdot T}}{3 \cdot M} \quad (1.10)$$

где r - радиус капилляра;

N - число капилляров на 1 см^2 поверхности;

M - молекулярный вес газа;

R - газовая постоянная;

T - абсолютная температура,

т.е. k_m пропорционален \sqrt{T} .

Расчет вязкостной проницаемости при изменении температуры ведется с учетом температурной зависимости вязкости газа согласно формуле Сазерланда:

$$\eta = \eta_0 \left(\frac{T + c}{T_0 + c} \right)^k \quad (111)$$

где η - вязкость;

T - абсолютная температура;

k, c - константы, имеющие для газов следующие

приблизительные значения: $k = 147 \cdot 10^{-4}, c = 110$.

Коэффициент вязкостной паропроницаемости для капилляра с круглым сечением равен

$$k_b = \frac{8M}{3\pi\eta r^2} \quad (1.12)$$

В современной литературе приняты выражения для коэффициентов диффузии, приведенные в книге А.В. Лыкова [16].

Согласно [16], коэффициент диффузии при молекулярной фильтрации равен

$$D_m = \frac{8M}{3\pi\eta r^2} \quad (1.13)$$

где n - объемная концентрация микропор, содержащих пар.

Коэффициент диффузии при вязкостной фильтрации равен

$$k_b = \frac{\epsilon^2}{8} \quad (1.14)$$

где ϵ - безразмерный коэффициент, определяемый геометрической формой капилляров и характером распределения жидкости по порам.

1.4. Прочностные свойства материалов

Физико-химические процессы, приводящие к потере прочности бетона, чрезвычайно сложны. Так, в пределах температур прогрева до 100-200° С физико-механические свойства бетона практически не изменяются, однако имеет место интенсивное внутреннее

паровыделение за счет испарения свободной воды в микропорах [13]. В зависимости от скорости прогрева (величины тепловых потоков) и паропроницаемости бетона давление паров p_n может превосходить критическую прочность бетона по растяжению R^{\wedge} , что может привести к росту микротрещин до макроскопических размеров, т.е. к растрескиванию бетона.

В случае $p_n < R_{bt}$ необратимые изменения физико-механических свойств бетона в основном обуславливаются микронапряжениями между различными механическими включениями (цементным камнем и заполнителями) и химическими превращениями (см. разд1.2).

Возникновение температурных деформаций железобетона приводит к появлению внутренних и наружных трещин, выкрашиванию и отслаиванию бетона, изменению его теплофизических и физико-механических характеристик [6,13,44].

Полное описание физико-химических процессов, происходящих в бетоне в условиях огневого воздействия, в пределах математической модели не представляется возможным в силу недостаточной изученности самих этих процессов. Действительно, строгое описание предполагает знание таких характеристик, как размеры, форма и количество микропор, знание фракционного распределения микрокристалликов цементного камня и заполнителей и т.д. Уже перечисленных параметров достаточно, чтобы понять всю трудность детального описания жаростойкости бетона. Поэтому на практике прочностные характеристики задают как функции температуры и времени нагрева на основании опытных данных.

1.4.1.Прочность бетона. Исследования прочности на осевое растяжение и сжатие проводились Н.С. Бушуевым [45], А.П. Кричевским [6], А.Ф. Миловановым [5], К.Д. Некрасовым [10-12],

Ю.В. Зайцевым [46], Н.И. Карпенко [47] и другими. Результаты исследований показывают, что прочность тяжелого бетона на осевое растяжение и сжатие при высоких температурах существенно изменяется.

Большинство экспериментальных данных свидетельствует о снижении прочности бетона при повышении температуры [5,6,13,16,30]. В [13] рекомендуется принять для прочности бетона на сжатие кривую, приведенную на рис.1.3.

Приведена также зависимость прочности бетона на растяжение от температуры (рис.1.4).

На рис.1.3 и рис.1.4 по оси ординат откладывается коэффициент $\gamma(T)$ такой, что в каждый момент времени прочность $R(T) = \gamma(T)R(20^\circ)$. Прочность бетона на растяжение и сжатие при температуре 20°C принимается согласно [48].

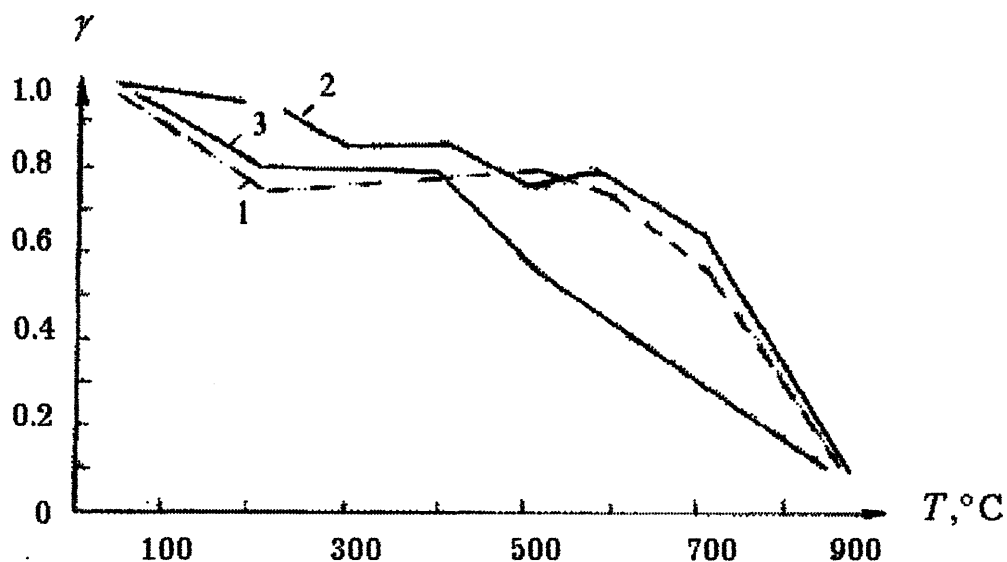


Рис. 1.3. Зависимость прочности бетона на сжатие от температуры: 1- бетон на вспученном сланце; 2 - заполнитель - известняк; 3 - заполнитель - гравий

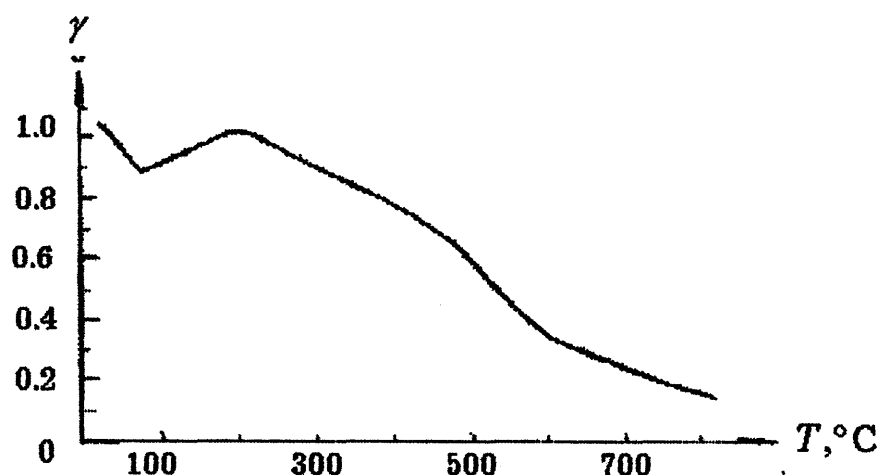


Рис.1.4. Зависимость прочности бетона на растяжение от температуры

Согласно нормам [48], расчетные сопротивления бетона снижаются путем умножения сопротивления при нормальной температуре на коэффициенты условий работы бетона на сжатие X_b и растяжение γ в соответствии с табл.1.3.

Таблица 1.3

Коэффициенты условий работы обычного бетона

Бетон	Коэффициенты условий работы бетона при температуре, °C								
	50	70	100	200	300	500	700	900	1000
<i>ГБ</i>	1.00	0.85	0.9	0.8	0.65	-	-	-	-
<i>ГЫ</i>	1.00	0.70	0.70	0.60	0.40	-	-	-	-

Более современные детальные исследования зависимости прочности бетона от температуры приведены в монографии А.Ф. Милованова. А.Ф. Милованов [5] выделяет четыре класса бетонов: тяжелый бетон, керамзитбетон, высокопрочный бетон,

керамзитоперлитобетон, для которых приблизительно одинакова зависимость коэффициента условий работы от температуры.

Кривые зависимости прочности различных бетонов от температуры по [5] приведены на рис. 1.5. Согласно этим кривым, тяжелый бетон естественной влажности при температурах 60 и 90° С снижает призмную прочность соответственно на 35 и 21% (рис.1.5,а). При температурах 200-400° С призмная прочность увеличивается на 5-10%. Нагревание тяжелого бетона выше 400° С вызывает уменьшение призмной прочности бетона. Прочность тяжелого бетона на растяжение при температуре 60 и 90 ° С снижается на 54 и 52%, далее она несколько повышается, однако не достигает значения при нормальной температуре. При нагревании выше 400° С следует дальнейшее снижение прочности бетона на растяжение. А.Ф. Милованов объясняет такие изменения прочности следующими процессами

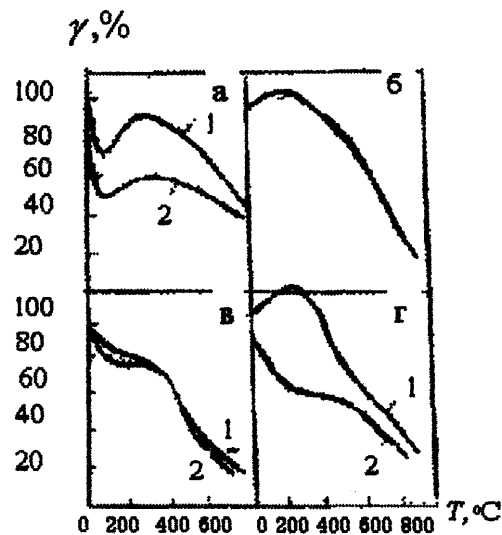


Рис.1.5. Влияние нагрева на призмную прочность (1) и прочность на растяжение (2):

а - обычный тяжелый бетон; б - керамзитобетон;
 в - высокопрочный бетон; г - керамзитоперлитобетон

Уменьшение призмочной прочности тяжелого бетона при нагревании до 100°С объясняется адсорбционным понижением прочности цементного камня. При этом происходит более глубокое проникновение воды в щели и микротрещины, вследствие чего увеличивается истинная поверхность цементного камня, покрытая адсорбционным слоем воды, что приводит к уменьшению поверхностной энергии цементного камня и, тем самым к более интенсивному развитию микротрещин. Кроме того, коэффициент объемного расширения воды значительно больше коэффициента объемного расширения цементного камня и заполнителя, что вызывает увеличение расклинивающего давления воды в микротрещинах и, таким образом, снижение прочности. Повышение прочности бетона при температурах 200-400° С объясняется повышением прочности цементного камня за счет уплотнения его структуры вследствие удаления воды, адсорбированной гелем двухкальциевого силиката, а также усиленной кристаллизацией $Ca^OH^>$ которая упрочняет цементный камень. Снижение призмочной прочности при температурах выше 400° С объясняется нарушением структуры затвердевшего портландцемента из-за неравномерных температурных деформаций гелеобразной части цементного камня и неразложившихся зерен клинкера, а также дегидратации $Ca^OH^>$. Кроме того, обезвоженный цементный камень дает усадку, а зерна заполнителя расширяются - это также приводит к уменьшению прочности.

Коэффициенты условий работы нагретого тяжелого бетона при сжатии и растяжении по [5] приведены в таблице 1.4.

Коэффициенты условий работы тяжелого бетона при
сжатии и растяжении

	Значение коэффициентов при температуре нагрева, °С									
	60	90	120	200	300	400	500	600	700	800
<i>сб</i>	0.65	0.80	0.90	0.98	1.05	1.00	0.77	0.67	0.48	0.20
<i>ты</i>	0.30	0.50	0.53	0.55	0.65	0.70	0.55	0.40	0.20	-

В работе [14] предложены аналитические выражения для расчета коэффициентов γ в зависимости от температуры бетона (см. разд 1.4.3), полученные на основании обработки экспериментальных данных.

1.4.2. Модуль упругости бетона E . Наиболее современные результаты обработки экспериментальных данных по зависимости модуля упругости тяжелого бетона от температуры приведены в Рекомендациях НИИЖБ [30] и в книге А.Ф. Милованова [5]. Модуль упругости при нормальной температуре принимается согласно [48] и умножается на коэффициент, учитывающий снижение модуля упругости при нагреве:

Упругопластические свойства бетона учитываются коэффициентом упругости бетона V (при сжатии) и $V/$ (при растяжении). Коэффициент упругости представляет собой отношение упругих деформаций к полным.

Значения D согласно [13] приведены в таблице 1.5, а в таблице 1.6 даны значения и коэффициента упругости по данным [5].

Согласно А.Ф. Милованову, при нагреве до 100° С модуль упругости тяжелого бетона при сжатии и растяжении уменьшается примерно на 30% (рис. 1.6). При нагреве до 500°С его величина составляет 43%, а при 700°С - 18% начального модуля упругости, определенного на ненагревавшихся образцах. Уменьшение модуля упругости при нагреве объясняется повышением деформативности бетона и увеличением его упругих деформаций, а также снижением призмочной прочности бетона при этих температурах.

Таблица 1.5

Снижение модуля упругости тяжелого бетона при нагреве по данным [30]

T, °C	50	100	200	300	400	500	600	700	800
Л	1	0.8	0.6	0.4	0.35	0.3	0.25	0.15	0.1

Таблица 1.6

Снижение модуля упругости тяжелого бетона при нагреве и значения коэффициента упругости по данным [5]

T, °C	60	90	120	200	300	400	500	600	700
ν	0.75	0.75	0.70	0.64	0.59	0.54	0.50	0.45	0.35
	0.50	0.50	0.33	0.30	0.20	0.20	0.15	0.12	-
fib	0.7	0.7	0.8	0.78	0.75	0.60	0.30	0.21	0.1

Аналитические выражения для расчета модуля упругости бетона в зависимости от температуры предложены в [14] (см. п.1.4.3).

Коэффициент Пуассона бетона ν_b равен примерно 0.2.

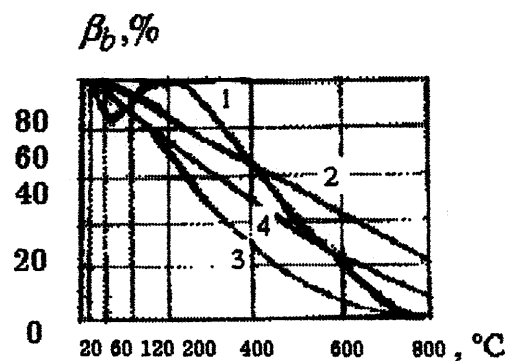


Рис.1.6. Влияние нагрева на модуль упругости при сжатии:

1 - обычный бетон, 2 - керамзитобетон, 3 - высокопрочный бетон, 4 - керамзитоперлитобетон

1.4.3. Диаграмма σ - ϵ бетона. Для выявления предельного состояния при неравномерном нагреве большое значение имеет диаграмма зависимости "напряжение-деформация" бетона и влияние нагрева на эту зависимость [46,47,49-52]. Новый подход к этому вопросу предложен С.Л. Фоминым. В работе [14] на основе обработки экспериментальных данных сформулирован принцип аффиноподобия для исследованного тяжелого бетона. Этот принцип заключается в том, что диаграммы σ - ϵ при нагревании остаются инвариантны относительно аффинных преобразований плоскости заданной температуры нагрева в плоскость при нормальной температуре. Это означает следующее. Согласно [49-52], экспериментальные диаграммы деформирования бетона аппроксимируются аналитической зависимостью в виде полинома:

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} \left(1 + \frac{\sigma}{K} \right)^n \quad (1.15)$$

n K

$\epsilon=1$

$$\sigma_i^L - \epsilon_i^L > 1 \quad (1.16)$$

где σ_i^L и ϵ_i^L — соответственно напряжения и деформации в i -м направлении ($i = 1, 2$) при сжатии (растяжении); A и B — неизвестные коэффициенты, определяемые из условия минимума квадратичных отклонений экспериментально полученных значений напряжений от рассчитанных по формулам (1.10), (1.11). Согласно принципу аффиноподобия, имея значения коэффициентов при нормальной температуре, можно построить диаграмму деформирования бетона для любой другой температуры, используя зависимости прочностных характеристик бетона от температуры: при сжатии

$$\sigma_T = \sigma_{T_0} [1 + \alpha_1 T + \alpha_2 T^2 + \alpha_3 T^3] \quad \epsilon_T = \epsilon_{T_0} \sigma_T / \sigma_{T_0} \quad (1.17)$$

где $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ — коэффициенты, полученные при нормальной температуре;

$$\sigma_{T_0} = \sigma_{T_0} \quad \epsilon_{T_0} = 1103 + 410 \cdot 10^{-4} T - 2.410 \cdot 10^{-6} T^2 + 13510 \cdot 10^{-9} T^3, \quad (1.18)$$

$$\epsilon_{T_0} = \sigma_{T_0} / E_{T_0} \gg \epsilon_{T_0} = 0.52 + 10^{-3} T + 6210 \cdot 10^{-6} T^2, \quad (1.19)$$

где σ_{T_0} и ϵ_{T_0} — соответственно прочность и предельная деформация бетона на сжатие при нормальной температуре;

$$\sigma_T = \sigma_{T_0} \left[1 + \alpha_1 T + \alpha_2 T^2 + \alpha_3 T^3 \right] \quad \epsilon_T = \epsilon_{T_0} \sigma_T / \sigma_{T_0}$$

прочность и предельная деформация

бетона на сжатие при температуре T (°C);

при растяжении

$$\text{дай } \epsilon_{bt} \quad \sigma_{bt} = \epsilon_{bt} E_{bt} \quad (1.20)$$

$$\text{для } \sigma_{bt} < \sigma_{btT} \quad \epsilon_{bt} = \sigma_{bt} / E_{bt} \quad (1.21)$$

$$E_{bt} = A_m E_{bt} > \sigma_{bt} = 1.009 - 1510^{-3} T - 4.6710^{-7} T^2 + 1.01 \cdot 10^{-9} T^3 \quad (1.22)$$

$$\sigma_{bt} = \sigma_{bt} \cdot \epsilon_{bt}$$

$$\sigma_{bt} = 1.008 - 1.1 \cdot 10^{-3} T + 2214 \cdot 10^{-7} T^2 + 10.4 \cdot 10^{-10} T^3 ; \quad (1.23)$$

$$\sigma_{bt} = K_{bt} \epsilon_{bt}, \quad K_{bt} = 93 - 3.1 \cdot 10^{-4} T + 11 \cdot 10^{-6} T^2, \quad (1.24)$$

где $\sigma_{bt}, \epsilon_{bt}$ - соответственно прочность и предельная деформация бетона на растяжение при нормальной температуре;

$\sigma_{btT}, \epsilon_{btT}$ - соответственно прочность и предельная деформация бетона на растяжение при температуре $T(^{\circ}\text{C})$;

■* модуль упругости бетона соответственно при нормальной температуре и температуре $T(^{\circ}\text{C})$.

Этот подход существенно упрощает расчет предельных состояний бетона исследованных в [14] марок бетона.

1.4.4. Взрывоопасное разрушение бетона. В работах [5,11,13,15] отмечается возможность взрывного разрушения бетона при пожаре. Взрывному разрушению подвергаются:

- тяжелые бетоны с карбонатным заполнителем с влажностью более 4%;
- высокопрочные бетоны с заполнителем из гранита и влажностью более 3%;
- керамзитоперлитобетоны с влажностью не менее 10%;

- легкие керамзитобетонні с влажностью более 5%.

Взрывное разрушение начинается через 5-20 мин после начала огневого воздействия (при стандартном пожаре) с отколом больших кусков бетона от нагреваемой поверхности на глубину 5-10 см.

Это явление объясняется влагосодержанием и низкой пористостью, приводящим к высокому внутрипоровому давлению.

Бетоны с плотностью менее 1200кг/м^3 при любой влажности не имеют хрупкого разрушения

Инженерная оценка возможности хрупкого разрушения приведена в Рекомендациях [53].

1.4.5. Модуль упругости стали E_s рекомендуется рассчитывать по формуле

$$E_s(T) = D \cdot E_s(20^\circ\text{C}), \quad (1.25)$$

где T - температура ($^\circ\text{C}$),

D выбирается согласно таблице 1.7 [13].

Таблица 1.7

Зависимость коэффициента D от температуры

Коэф- фициент	Значение коэффициента при температуре, $^\circ\text{C}$							
	20	100	200	400	500	600	700	750
A	1	0.95	0.9	0.8	0.7	0.5	0.25	0

Этим данным соответствует кривая, приведенная на рис.1.7.

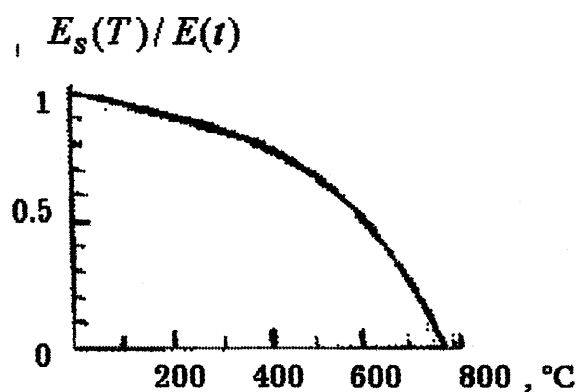


Рис.1.7. Зависимость модуля упругости строительной стали от температуры

Коэффициент Пуассона строительной стали мало зависит от температуры [6] и равен примерно 0.3.

1.4.6. Предел текучести стали рекомендуется рассчитывать по формуле :

$$\sigma_{T(T)} = \sigma_{T(20^{\circ}\text{C})} \cdot \gamma_s \quad (1.26)$$

где T - температура ($^{\circ}\text{C}$),

γ_s выбирается согласно таблице 1.8 [13].

Таблица 1.8

Зависимость коэффициента γ_s от температуры

Коэф- фициент	Значение коэффициента при температуре, $^{\circ}\text{C}$							
	20	100	200	400	500	600	700	750
γ_s	1	0.95	0.9	0.8	0.7	0.5	0.25	0

Этим данным соответствует следующая кривая (рис.1.8):

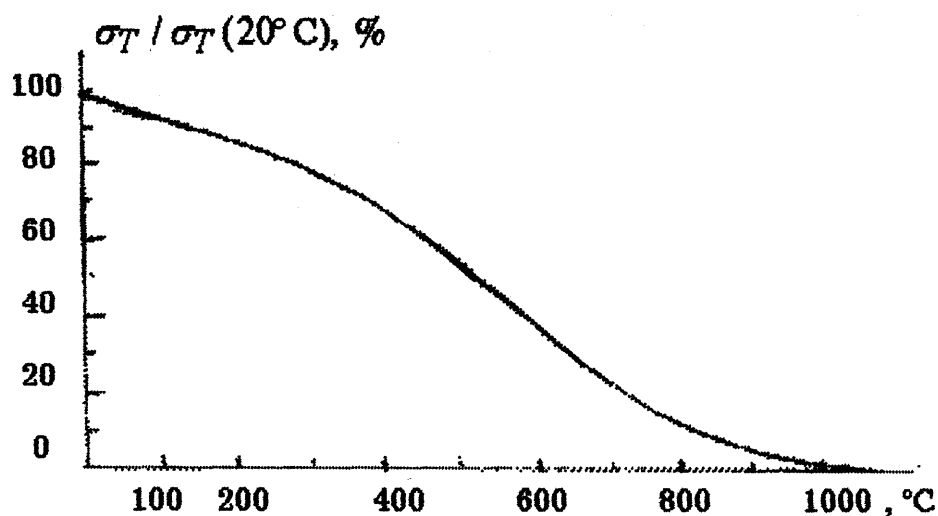


Рис.1.8. Зависимость предела текучести строительной стали от температуры

1.5. Теплофизические характеристики материалов

1.5.1. Теплопроводность

А.

Теплопроводность

изменяется в широких пределах в зависимости от вида заполнителя бетона. Механизм изменчивости коэффициента теплопроводности подробно изложен в работах А.У. Франчука, В.Н. Кауфмана, А.В. Лыкова [28,54,55]. В [13] приведены экспериментально полученные зависимости $\lambda(z)$ для некоторых видов бетонов (на гравийном и известковом заполнителях и легкий бетон), для различных видов цементного камня, а также формула для расчета $\lambda(l)$ бетона по известным значениям теплопроводности цементного камня и заполнителя. Хотя экспериментальным путем значение $\lambda(Z)$ строго не определяется, приведенные данные и формулы позволяют определить диапазон теплопроводности обычных и легких бетонов (рис.1.9).

В [27] приводятся зависимости $\lambda(l)$ для различных компонентов бетона.

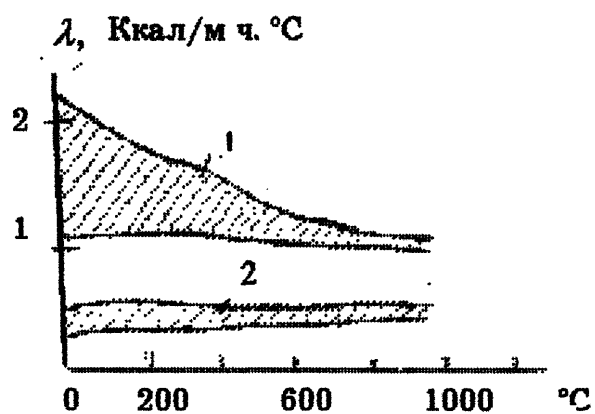


Рис. 1.9. 1 - обычные бетоны, 2 - легкие бетоны

Аналитические зависимости $\lambda(t)$ приводятся в рекомендациях НИИЖБ [30]:

$$\lambda(t) \sim L + B \cdot t \quad (1.27)$$

где коэффициенты L, B принимаются в соответствии с таблицей 1.9.

Таблица 1.9

Коэффициенты для расчета $\lambda(t)$

Материалы	Средняя плотность бетона ρ кг/м ³	A, B для расчета $\lambda(t)$, Вт/(м·°C)	
		A	B
Тяжелый бетон с крупным заполнителем из силикатных пород	2350	1.2	-0.00035
Тяжелый бетон с заполнителем из карбонатных пород	2350	1.14	-0.00085

В [27] приводятся зависимости $\lambda(t)$ для различных компонентов бетона.

Эти выражения не учитывают влажность бетона w , что существенно для строгих расчетов. Одновременное воздействие температуры и влажности исследовано в работе [27]. Л.С. Фоминым [14] на основании экспериментальных исследований предложена формула для теплопроводности, учитывающая влажность бетона:

$$\lambda = 137(1 + 0.175w - 0.016w^2 - 0.000277z). \quad (1.28)$$

Зависимость теплопроводности различных марок стали от температуры приведена в [56].

1.5.2. Удельная теплоемкость c_v [13] приведена формула для определения объемной теплоемкости бетона, содержащая четыре слагаемых:

$$c_v = V_c C_{pc} + 2 P_{ty} + P_{Pвода} \sim \lambda_{вода} c_{вода} + \Phi P_{еода} Q \quad (1*29)$$

где первое слагаемое характеризует долю цементного камня, второе - долю разных заполнителей, третье и четвертое - долю химически несвязанной воды, характеризуемой относительным содержанием по объему λ ?, испаряемой пропорционально величине и скрытой теплотой парообразования Q .

В [30,56] приводится аналитическая зависимость теплоемкости от температуры:

$$c(l) = C + Z \cdot l, \quad (1.30)$$

где значения коэффициентов C, D принимаются согласно таблице 1.10.

Таблица 1.10

Коэффициенты для расчета $c(t)$

Материалы	Средняя плотность бетона ρ кг/м ³	С, D) для расчета $c(l)$, кДж/(кг·°С)	
		C	D
Тяжелый бетон с крупным заполнителем из силикатных или карбонатных пород	2350	0.71	0.00083

Эксперименты показывают, что удельная теплоемкость бетона мало зависит от температуры

В работе [14] на основании экспериментальных исследований предложена формула для удельной теплоемкости, учитывающая влажность бетона:

$$c = 0.33(1 + 0.077w - 0.0007W^2) \cdot \text{XI - ОПОИ} \quad (1.31)$$

Зависимость теплоемкости различных марок стали от температуры приведена в [56].

1.5.3. Коэффициент теплообмена a . Согласно [15,30,57,58] коэффициент теплообмена конструкции с окружающей

средой, определяющий тепловой поток Q от окружающей среды к конструкции, равен

$$a = a_k + a_{\text{я}}, \quad Q = a(T - T_{\text{ср}}), \quad (1.32)$$

где a_k - коэффициент теплообмена конвекцией;

$a_{\text{л}}$ - коэффициент лучистого теплообмена;

T - температура поверхности, °С;

$T_{\text{ср}}$ - температура окружающей среды, °С.

Для бетонных обогреваемых поверхностей $a_k = 29 \text{ Вт/м}^2 \cdot \text{°С}$.

Для необогреваемых поверхностей бетона

$$a_k = 15 T^2, \quad \text{Вт.} \quad (1.33)$$

Коэффициент лучистого теплообмена вычисляется, согласно [30,58,59], по формуле:

$$\epsilon_{\text{ред}} = \frac{5.67}{\epsilon_{\text{ред}}(T_{\text{ср}} - T)} \left[\left(\frac{T_{\text{ср}} + 273}{100} \right)^4 - \left(\frac{T + 273}{100} \right)^4 \right], \quad \text{Вт} \quad (1.34)$$

где $\epsilon_{\text{ред}}$ - приведенная степень черноты системы “среда - поверхность конструкции”.

Для системы “обогревающая среда - бетонная поверхность” $\epsilon_{\text{ред}} = 0.56$; для системы “воздух - необогреваемая бетонная поверхность” $\epsilon_{\text{ред}} = 0.63$.

Для строительной стали, согласно [13,60], $a_k = 23 \text{ Вт/м}^2\text{°С}$, приведенная степень черноты для системы “обогревающая среда - поверхность” изменяется от $\epsilon^{\wedge} = 0.62$ до $\epsilon^{\wedge} = 1$ (для шлифованной стали [61]).

1.5.4. У с а д о ч н о т е м п е р а т у р н а я д е ф о р м а ц и я бетона. При нагревании бетона происходят два деформационных температурных процесса: обратимые температурные расширения и необратимая температурная усадка. Эти процессы подробно исследованы в [5].

Температурная деформация задается выражением:

$$\Delta l = l_0 (T - T_0) \alpha \quad (1.35)$$

где T - текущая температура;

T_0 - начальная температура.

Составляющие Δl - температурное расширение $\Delta l_{\text{расшир}}^{\text{и}}$ и температурная усадка равны:

$$\Delta l = l_0 \left[\alpha_u (T - T_0) + \alpha_{\text{усадки}} (T - T_0) \right] \quad (1.36)$$

где $\alpha_u, \alpha_{\text{усадки}}$ - коэффициенты соответственно температурного расширения и температурной усадки.

Поскольку $\Delta l = \Delta l_{\text{расшир}} + \Delta l_{\text{усадки}}$, то

$$\Delta l = l_0 \left[\alpha_u (T - T_0) + \alpha_{\text{усадки}} (T - T_0) \right] \quad (1.37)$$

Коэффициент температурных деформации существенно зависит от влажности бетона. Так, для бетона естественной влажности (до

3%) при $Z=60^{\circ}\text{C}$ $a_{bi} = (12.6\text{-}14)10^{-6} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$; при $t=200^{\circ}\text{C}$

$a_{bt} = (10.4\text{-}10.6)10^{-6} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$, что объясняется высыханием бетона.

Коэффициент температурного расширения влажного бетона уменьшается, а высушенного бетона увеличивается с ростом температуры нагрева. Коэффициент температурного расширения влажного бетона при первом нагреве до 60 и 90° С больше, чем у высушенного, на 28-48%.

Причиной усадки является изменение влажностного состояния цементного камня. В первое время после начала нагрева усадка тем больше, чем выше температура. В дальнейшем чем выше температура нагрева, тем быстрее усадка затухает.

Значения коэффициентов a_{bt} при нагреве приведены в таблице 1.11.

Таблица 1.11

Зависимость коэффициентов a_{bt} ($10^{-6} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$) от температуры

Вид бетона	Плотность бетона, кг/м ³	Температура, I, °C									
		до 50		100		300		600		700	
		a_{bt}	a_{cs}	a_{bt}	a_{cs}	a_{bt}	a_{cs}	a_{bt}	a_{cs}	a_{bt}	
Тяжелый бетон на известняковом щебне	2230-2250	10.0	0.5	10.0	1.5	0.0	1.1	12.0	1.3	15.5	1.5
Высокопрочный бетон на гранитном щебне	2310-2340	10.0	0.5	10.0	0.7	9.6	1.0	16.0	-1.8	22.5	-6.6

Изменение температурных деформаций при нагревании приведено на рис.1.10.

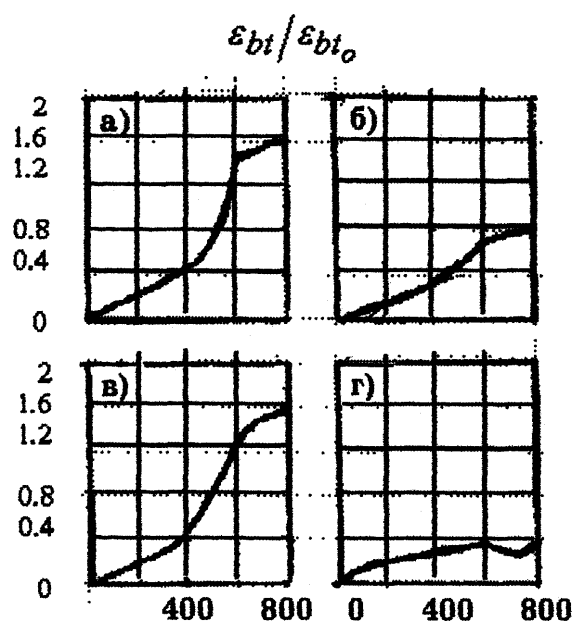


Рис.1.10. Температурные деформации при первом нагреве:

- а) обычного тяжелого бетона; б) керамзитобетона;
в) высокопрочного бетона; г) керамзитоперлитобетона

Для строительной стали коэффициент температурного расширения a_s слабо зависит от температуры и равен примерно $a_s \approx 13 \cdot 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$.

Выводы

1. Дан анализ влияния на физико-химические свойства бетона высоких температур, приводящих к его разрушению в условиях огневой среды.
2. Дан обзор теплофизических характеристик бетонов при высоких температурах.

3. Проанализировано влияние высоких температур на прочностные характеристики бетонов.
 4. Отмечено отсутствие физических и математических моделей расчета температурно-влажностных полей с учетом процессов межфазного теплообмена между твердым каркасом и водой в микропорах. Существующая инженерная методика неадекватно отражает реальные процессы теплопередачи и соответствует процессу медленной сушки бетона.
- Б. На основе обзора экспериментальных исследований сделан вывод о том, что для расчета поля температур необходимо учитывать процесс испарения влаги во внутрипоровом пространстве. Детально учесть процессы фазовых переходов и освободиться от необходимости введения температурного коэффициента пористой среды возможно при рассмотрении бетона как пористой многофазной среды с различными температурами фаз.

РАЗДЕЛ 2

МОДЕЛЬ БЕТОНА КАК МНОГОФАЗНОЙ СРЕДЫ

В данном разделе на основе общей теории многофазных сред [21,22] обосновывается новая модель теплообмена в пористой многофазной среде, подверженной высокотемпературному воздействию. При этом мы исходим из представления, что температуры фаз различны. Это позволяет детально учесть процессы фазовых переходов и освободиться от необходимости введения температурного коэффициента пористой среды.

Отличие данного подхода от трехтемпературной модели теплообмена в пористых фитилях [20] заключается в том, что большой размер пор фитилей (до 60 мкм) и их полная насыщенность влагой приводят к своеобразному процессу кипения в порах, когда мениск испаряющейся поверхности неподвижен. В случае мелкопористой и не полностью насыщенной влагой среды в условиях высокотемпературного воздействия появляются другие эффекты, такие как подвижность границы испарения и большие значения внутрипорового давления (до 100 ат).

2.1. Физическая постановка задачи

Будем исходить из следующих положений.

1) Пористая среда является трехфазной: первая фаза представляет собой твердый несущий материал (скелет), вторая фаза определяется совокупностью жидких включений в порах, и третья фаза является газом в порах, представляющим собой смесь воздуха и пара испаряющейся жидкости (рис.2.1).

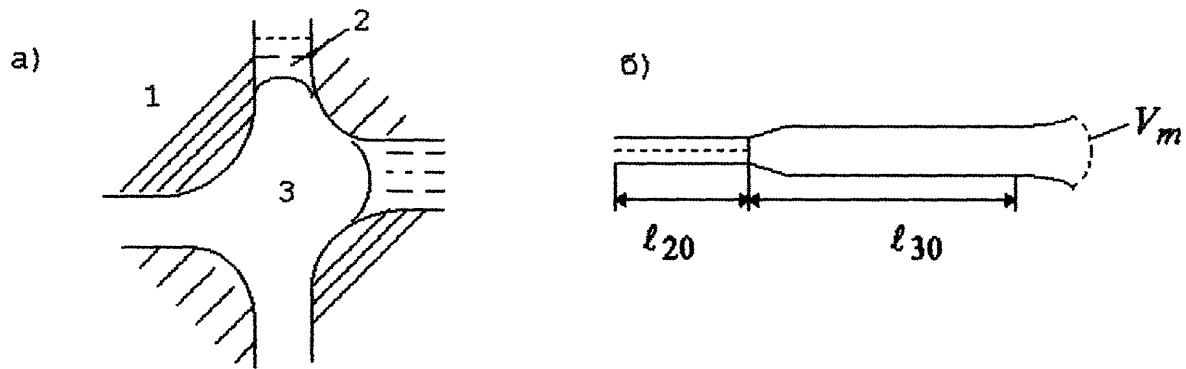


Рис. 2.1. Микроструктура пористой среды:

а) 1 - твердая, 2 - жидкая, 3 - газовая фазы; б) модель капилляра

Типичные значения объемной доли пор (пористость) Π составляет $\sim 20\%$ (например, в тяжелых бетонах $\Pi \sim 20 - 30\%$ [29,13]).

Важное значение имеет распределение жидкости по порам. Если речь идет о влаге, то вода прежде всего заполняет микрокапилляры с радиусами $r < 10^{-6}$ см [16]. Однако это не означает, что основная масса влаги находится только в микропорах. Действительно, общую пористость Π можно представить в виде суммы микропористости Π_m и макропористости Π_w . Если $\Pi_m \ll \Pi$, и влага заполняет практически все поры, то можно считать, что вода находится в основном в макропорах. Очевидно, при низкой влажности пористых тел всегда можно считать, что вода находится только в микропорах.

2) Считаем, что справедливы основные допущения континуальной механики многофазных сред [21,22].

Следуя работам [21,22], введем следующие характеристики i -й фазы: размазанную массовую плотность ρ_i (т.е. плотность в составе всего материала) и истинную массовую ρ_i^f (т.е. плотность фазы как таковой), скорость v_i , температуру T_i , удельную теплоемкость c_{i-} , коэффициент теплопроводности λ_i , удельную энтальпию h_i^f . Индекс

$i = 1$ соответствует твердой фазе, $i = 2$ - жидкой, i газообразной.

Очевидно, истинные плотности твердой и жидкой фаз являются физическими константами при условии, что в среде не происходит химического превращения вещества, что мы и будем предполагать. Истинная плотность газовой фазы ρ_g является переменной величиной вследствие притока пара за счет испарения жидкости в микропорах, а также за счет нагрева пара. Будем считать, что плотность ρ_f , давление пара p и его температура связаны уравнением состояния идеального газа

$$p = \rho_g R T / M \quad (2.1)$$

где R - газовая постоянная,

M - молярная масса пара.

Разумеется, p - это парциальное давление в паре, и оно не совпадает с давлением в газовой фазе в общем случае. Однако при интенсивном процессе испарения плотность пара может значительно превышать плотность воздуха. Например, при типичном содержании воды в бетоне 3% и пористости $\Pi = 0.2$ имеем

$\rho_f \approx 0.03 \rho_{\text{бетон}} / \Pi \approx 0.15 / 0.2 = 0.75 \text{ кг/м}^3$, тогда как плотность воздуха имеет порядок 0.017 кг/м^3 . Здесь $\rho_{\text{бетон}}$ - плотность сухого бетона, имеющая порядок $\rho_{\text{бетон}} = 2000 \text{ кг/м}^3$.

Истинные и размазанные плотности связаны соотношением

$$P_i = \Phi_i P_i^0 \quad (2.2)$$

где $\langle p_i \rangle$ - объемные доли фаз.

При отсутствии химических превращений в твердой фазе величина $\langle p \rangle$ постоянна. Постоянство $\langle p \rangle$ выражает одно из условий отсутствия усадки пористого тела при потере влажности. Объемные доли жидкости ρ_2 и пара являются переменными функциями и связаны с пористостью Π и объемной долей твердой фазы соотношениями

$$\Pi = \rho_2 + \rho_3, \rho_1 = 1 - \Pi. \quad (2.3)$$

Если микроструктура пористой среды при фазовых переходах не претерпевает изменений, то пористость тела является постоянной величиной:

$$\Pi = \text{const}. \quad (2.4)$$

В общем случае пористость Π является переменной величиной: с уменьшением Π говорят, что имеет место усадка, увеличение Π является одним из составных частей процесса набухания. Величина Π может увеличиваться скачком. В этом случае имеет место разрушение пористой среды. Разрушение имеет место в том случае, когда внутрисредовое давление газа превышает предельные значения напряжений сжатия или растяжения пористого скелета.

2.2. Математическая модель

Состояние среды в рамках континуального подхода характеризуется уравнениями баланса масс, импульса и энергии [21,22]:

(2.5)

СИ

$$Pl \frac{dZ}{dt} \sim *n \sim \wedge + \frac{\partial \epsilon^{nm}}{ex m k, k^* i} + Y \cdot \wedge ik + Pifl \quad f \quad (2.6)$$

$$Pz \wedge \wedge = - \langle Mz + Z6 / fc + \textcircled{R} / \rangle . \quad (2.7)$$

$$k, k^* i$$

$$\frac{d}{dz} \frac{d}{dt} \text{---} \quad (2.8)$$

где Mi - молярная масса вещества i - ой фазы,

2.2.1. источники, определяющие приток (или убыль) числа молекул i - ой фазы в расчете на единицу времени и единицу объема, Γ^i - тензор напряжений в i -й фазе, e_n - орты декартовой системы координат,

2.2.2. силы межфазного взаимодействия,

f_l - массовые плотности сил,

2.2.3. h_i - векторы потока тепла и удельная энтальпия,

Q_{lk} - энергии (тепло) , переходящее из k -й фазы в i -ю фазу в расчете на единицу объема и в единицу времени,

Φ - тепловыделение в единичном объеме i - й фазы за счет процессов, происходящих внутри фазы (внутреннего трения, сжатия И т.д).

2.2.4. Анализ уравнений баланса масс в фазах. Систему уравнений (2.5) - (2.7) необходимо конкретизировать применительно к сформулированной выше физической модели. Так как твердая фаза не претерпевает фазовых и химических изменений, а жидкость и пар

связаны только процессами конденсации и испарения, то

$$\xi_1=0, \xi_2 \sim \xi_3 \quad (2.9)$$

Явный вид функции ξ_3 можно определить следующим образом. Пусть r_2, l_2 — средние размеры радиуса и длины части капилляра, заполненной жидкостью, N_2 — число таких капилляров в единице объема. Тогда

$$P_2 = \rho_2 V_2 - S_2 \xi_2, \quad \xi_2 = \frac{P_2 + S_2 \xi_2}{\rho_2 V_2} = \frac{P_2}{\rho_2 V_2} \quad (2.10)$$

где V_2 — средний объем жидкости, находящейся в одном капилляре (отдельное жидкое заполнение),

S_2 — площадь поверхности испарения в отдельном жидком заполнении,

N_2 — число поверхностей испарения в отдельном жидком заполнении (рис. 2.2),

N_2 — определяет число молекул, испаряющихся (конденсирующихся) с единичной поверхности в единицу времени и, согласно [21,22], имеет вид

$$\dot{N}_2 = \dots \quad (2.11)$$

где p_k — давление насыщения пара при температуре T_2 ,

p — давление пара в газе, определяемое согласно (2.1),

D — коэффициент аккомодации (обычно $D \sim 1$),

$c \sim [\delta]$ - тепловая скорость движения молекул пара,

k_B - постоянная Больцмана,

m - масса молекулы пара.

Разумеется, формулы (2.10), (2.11) не являются единственными в определении источника \dot{Q} . В случае, когда капилляры имеют более сложную форму (например, в сыпучих средах или клинообразных капиллярах), переменными являются как радиус капилляра r , так и его длина l . В этом случае для определения величин \dot{Q} необходимо формулировать отдельные дифференциальные уравнения.



Рис. 2.2. Испарение с одной (а) и с двух (б) поверхностей капилляра

Таким образом, в рамках рассматриваемой модели капилляра (рис.2.2) в формулах (2.10) можно считать $\dot{Q} = \text{const}$, $\Gamma = \text{const}$, $\dot{V} = \text{const}$, тогда как величины r , l являются переменными. Если определить начальные значения r_0 , l_0 то эти переменные характеристики можно выразить только через объемную долю жидкой фазы:

$$r^2 = (r_0^2 / \alpha) \exp(-\dot{V} t / \alpha) + \dot{V} t / \alpha \quad (2.12)$$

2.2.5. Анализ уравнений движения. Перейдем теперь к анализу уравнений баланса импульсов фаз (2.6).

Уравнения движения твердой фазы ($\nu = 1$) определяются ее реологией. Так, если каркас является упругим, то движение твердой фазы определяется уравнениями теории упругости. В случае сыпучей твердой фазы ее можно описывать как нелинейную жидкость. Обратим внимание на то, что движением твердой фазы можно управлять пористостью среды согласно (2.3):

$$\Pi = p_2 + p_3 = 1 - p_1, \quad P_1 = P_1 / P^0 \cdot \quad (2.13)$$

Отсюда видно, что при изменении размазанной плотности p_1 изменяется также объемная доля твердой фазы a тем самым и пористость Π .

Уравнения движения жидкой и газовой фаз (2.6), $i = 2, 3$ можно преобразовать в форму обобщенного закона Дарси [16]:

$$v_2 = -l_2 \nabla p_2 - \frac{1}{3} \frac{1}{\rho} \nabla \Pi, \quad (2.14)$$

где p_2 - давление в жидкой фазе, которое определяется суммой давлений в газе p_3 , капиллярного давления p_c и гидростатического

давления $p_p = -\rho g z + p_0$, где z - вертикальная координата, g - ускорение свободного падения; k^k - коэффициенты баро- и термодиффузии. Как показывают оценки [16], во влажных пористых средах капиллярное давление играет существенную роль только при

размерах микрокапилляров $z < 10^{-7}$ см, и при размерах пор $\Gamma > 10^{-5}$ см капиллярным давлением можно пренебречь.

Коэффициенты фильтрации k^k , k^t являются в общем случае функциями температур и давлений в соответствующих фазах и определяются экспериментально. Для оценочных расчетов можно

пользоваться формулами, явный вид которых существенно зависит от соотношений между длиной свободного пробега молекул и размером капилляра λ . В жидкости всегда $\lambda \ll r$. В газах обычно $\lambda \ll 10^{-5}$ см (при стандартных условиях), поэтому в пористых телах с размерами капилляров $r > 10^{-5}$ см коэффициенты фильтрации можно оценить формулами

$$k_t = \frac{\mu r^2}{\eta} \sum_{i=2,3} S_i, \quad S_i = n_{si} S_i \quad (2.1Б)$$

где η - коэффициенты динамической вязкости фильтрующейся среды,

S_i - безразмерные коэффициенты, определяемые формой капилляров и характером распределения жидкости по порам, n_{si} - поверхностная плотность числа капилляров, заполненных жидкостью ($i = 2$) и паром ($i = 3$),

S_i - средняя площадь поперечного сечения капилляров, заполненных жидкостью ($i = 2$) и паром ($i = 3$).

Формулы (2.15) справедливы для случая, когда жидкость и газ движутся по порам по законам гидродинамики. Этот режим движения реализуется при высоких значениях градиентов внутрипорового давления. Если же фильтрация потока массы газа происходит по законам диффузии, то для плотности потока массы газа можно использовать формулу [16]:

$$J_3 \sim Pl^3 = \frac{\gamma T_3 (1 - \epsilon_0)}{g} \quad (2.16)$$

$$PM = PIP_0, \quad + \quad (2.17)$$

где D - коэффициент диффузии пара,

M - и молярная масса пара,

p_0 - постоянное давление, равное сумме парциальных давлений пара и воздуха в капиллярах,

k_c - коэффициент теплового скольжения,

Φ_{um} - объемная доля газа, находящегося в макрокапиллярах,

- объемная доля газа, находящегося в микрокапиллярах.

В формуле (2.16) последние два члена определяются эффузией газа по микрокапиллярам размером $\approx \ell_c$.

Заметим, что для жидкости формула (2.15) справедлива и при диффузионном, и при гидродинамическом движении газа по порам. Дифференцируя последний член в (2.16) и объединяя соответствующие члены, можно получить выражение для коэффициентов баро- и термодиффузии k_{ru} и k_{ru}^T в случае диффузионного движения газа по порам. Наконец заметим, что при фильтрации газа по законам гидродинамики термодиффузия газа обычно незначительна, и в этом случае можно считать $k_{ru}^T = 0$. Из формулы (2.16) также видно, что термодиффузией газа по порам можно пренебречь, если объемная доля микропор значительно меньше объемной доли макропор: $\langle r_{um} \rangle \ll \langle r_u \rangle$. В этом случае газ в основном находится в макропорах: $\langle r_u \rangle = \Phi_{um}$.

2.2.6. Анализ уравнений баланса энергии в фазах.

Удельные энтальпии будем определять согласно

$$h_i - \int_{T_0}^{T_i} c_i dT + h_{if}, \text{ const}, \quad (2.18)$$

где c_i - удельная теплоемкость i - й фазы при постоянном давлении.

Относительно векторов потока тепла будем принимать закон

Фурье:

$$q_i = -\lambda_i \nabla T, \quad (2.19)$$

где λ_i - истинный коэффициент теплопроводности вещества i - й фазы, коэффициенты λ_i учитывают характер межпорового теплообмена (см. дальше). Принятие закона (2.19) предполагает изотропность теплопроводности в среднем.

Тепловые потоки на основании закона сохранения энергии связаны соотношением

$$Q_{ki} = -Q_{ik} \quad (2.20)$$

Величина Q_{12} есть тепло, которым обменивается твердая и жидкая фазы, Q_{13} - твердая и газообразная фазы. Величины $Q_{12} > Q_{13}$ определяются как [21,22]

$$Q_{12} = \alpha_{12} V (T_1 - T_2) \quad Q_{13} = \alpha_{13} V (T_1 - T_3) \quad (2.21)$$

где α_{12} - число газовых включений в единице объема,

$\alpha_{12} > \alpha_{13}$ ~ коэффициенты теплообмена, определяемые

экспериментально. В качестве оценочных формул можно принять

аналитические выражения для коэффициента теплообмена
уединенного цилиндрического капилляра:

$$a_{12} = \left[\frac{2^2}{1\pi(L/\Gamma_2)} \right]^{1/2} \left\{ 13 = 2\gamma - \left[\frac{2^2}{\Gamma_3} \left(\frac{1}{\Gamma_3} + P \frac{\Theta}{1\pi(1/\Gamma_0)} \right) \right]^{1/2} \right. \\ \left. a_{32} \sim \left[\frac{\Gamma_2}{\Gamma_3} \right]^{1/2} \right\} \quad (2.22)$$

$$f_0 = \frac{2^2}{3} r_0 = r_0^{2+r_3} \left(P s_2 + F s_3 = 1 \right) \quad (2.23)$$

где L - среднее расстояние между капиллярами ,

f_0 - средняя длина капилляров,

Γ_0 - средний радиус капилляров,

$0 > z_2(\$M)$ Доли частично заполненных жидкостью (полностью
заполненных паром) капилляров;

Γ_3 - радиус той части капилляра, которая заполнена паром,

13 - длина той части капилляра, которая заполнена паром,

a_{32} - коэффициент теплообмена между паром и жидкостью.

Эффективные длины $Z_2^{\wedge 3}$ можно выразить через объемные
доли фаз согласно (2.12):

$$\sim \sim \quad \gg i = 2, 3, \quad (2.24)$$

где $^{\wedge 20} L_{30}$ - начальная длина той части капилляра, которая заполнена
жидкостью (паром).

Можно показать, что в рамках рассматриваемой модели
поверхностные и объемные И/ плотности, среднее расстояние
между капиллярами L и поверхностные доли связаны
соотношениями

$$\begin{aligned} & \gg s_2 = \rho \langle r^3 \rangle \quad \text{и} \quad s_3 = \rho (L - P_2) / 3, \quad \xi = [3 / (\rho L)] \quad , \quad \rho = \rho_0 + \rho_0^3 ; (2-2\text{Б}) \\ & \bullet P_s^{ni/n} \cdot \langle M = 1 - P_2 \rangle . \end{aligned} \quad (2.26)$$

Здесь n - число КЫЗМЛЛЩУОЪ в единице объема, определяемое через микрохарактеристики среды как

$$n = \pi / \Gamma_0, \quad \text{И}_0 = \gamma \Gamma_0 + U_{от}, \quad (2.27)$$

где U_0 - средний объем капилляра, V_m - объем макропоры на конце капилляра (рис. 2.2).

Формулы (2.23) - (2.26) будут тем точнее, чем больше расстояние между порами по сравнению с их характерными размерами. В общем случае для определения коэффициентов a и ξ , необходимо решать задачу о межфазном теплообмене одиночной поры, принимая во внимание ее реальную форму. Например, оригинальная методика расчета коэффициента теплообмена между жидкостью и паром разработана для пористых фитилей в тепловых трубах [20]. Предлагаемые в [20] формулы получены в условиях малого температурного напора ($T - T_0 \ll 1^\circ$); применимость этих формул в случае высоких температур требует дополнительного рассмотрения.

Источник Q_{232} определяется суммой теплоты фазового перехода и молекулярным теплообменом между жидкостью и паром

$$+ n^2 a^3 \rho_0^3 (7\Gamma), \quad (2.28)$$

где ρ_0 - удельная теплота парообразования.

Удельная теплота парообразования является функцией

температуры жидкости:

$$r_m(T_2). \quad (2.29)$$

Если температура жидкости равна температуре ее кипения T_k , то $T = T_k = \text{const}$. В этом случае все тепло, поступающее к жидкой фазе, идет на ее испарение, поэтому

$$\text{при } T = T_k \quad -\frac{dQ}{dt} = \beta \frac{dV}{dt} = \beta \frac{dV}{dt} (T - T_k). \quad (2.30)$$

откуда

$$\text{при } T = T_k \quad M \frac{dV}{dt} = \beta \frac{dV}{dt} (T_1 - T_k) + \beta \frac{dV}{dt} (T_3 - T_k), \quad (2.31)$$

$$P \frac{dV}{dt} = \beta \frac{dV}{dt} (T_1 - T_k) + \beta \frac{dV}{dt} (T_3 - T_k) \quad (2.32)$$

где β - коэффициенты массообмена.

Относительно источников Φ будем предполагать, что вязкая диссипация незначительна $\Phi_1 = \Phi_2 = 0$, а Φ_3 определяется только обратимой работой по сжатию газа в порах:

$$\Phi_3 = \chi H \frac{dV}{dt} P \frac{dV}{dt} = W (dp/dZ + \beta \frac{dV}{dt}). \quad (2.33)$$

2.3. Тепломассообмен в пористых средах при неподвижной твердой фазе

Итак, при неподвижной твердой фазе тепломассообмен в пористых средах описывается следующей системой уравнений:

$$\dot{h} = -\text{div} J_2 - A/\Lambda_3; \quad h = P_2 \Lambda^2; \quad (2.34)$$

$$\dot{h} = -\text{div} J_3 + A/\Lambda_3; \quad \dot{h} = P_3 \Lambda^3; \quad (2.36)$$

$$\frac{d}{dt} \text{PKI}^{\Lambda^1} = \text{div}(A_i V_7' 0-612-013 J) \quad (2.36)$$

$$\frac{d}{dt} \text{P}^2 \text{C}^2 (\sim T \sim \Lambda^2 * V T_2) = \text{div}(2_2 V T_2) + 212 + S13 > \quad (2.37)$$

$$\text{P}^3 \text{C}^3 (\sim \Lambda^3 + \#3 \cdot V T_3) = \text{div}(2_3 V T_3) + \text{bi}2 \text{ "ЙЗ} + \\ + \Lambda(\Lambda/\Lambda^4 - 63 V/\Lambda). \quad (2.38)$$

К этой системе уравнений необходимо добавить уравнение состояния идеального газа и функциональные соотношения для коэффициентов переноса и параметров задачи:

$$(2.39)$$

$$\langle 2 = I = \dots (V/\Lambda - f \text{ } g \text{ } ?z) \quad 53 = -(\Lambda V_w + *T_3 V T_3). \quad (2.40)$$

$$\Lambda > = P_3(\Lambda/\Lambda) \Lambda^3, \quad P_i = 4 > y f^\Lambda, \quad p_3 = \Pi - ? > 2 \cdot \quad (2.41)$$

—5

Выражение для γ/Λ в случае крупнопористых сред ($\gamma/\Lambda > 10$ см) определяется как (2.40), где

$$, \quad S_i = a r l, \quad i = 2, 3; \quad (2.42)$$

в случае мелких пор ($\gamma/\Lambda \ll 10$ см)

л »з = -
 н ЯТз(І-йо)

V />+

gj.

(2.43)

Тепловые потоки q_i и источники ξ_3 и $Q_{j\#}$ определяются соотношениями

(2.44)

$$\xi = Z_2 n_2 \cdot S_2 N_{S9} \ddot{\xi} = \frac{\beta_0 \bar{c}}{4RT_3} [p_n(T_3) - p] \quad (2.4Б)$$

$$612 - \Pi 2^a 12(T_i \sim T_2) > 613 \sim \langle 3^{\wedge} 13^{\wedge} 1 - T_3 \rangle, \quad (2.46)$$

$$632 = \sim^{mz} i \xi 1 + \Pi 2 * 32(T_1 \sim T_2) \cdot \quad (2.47)$$

Система уравнений (2.34) - (2.38) с замыкающими соотношениями (2.39) - (2.47) принципиально отличается от уравнений Лыкова [16] наличием Источниковых членов. Эта система описывает тепломассообмен в пористых средах как при слабых, так и при высокоинтенсивных тепловых потоках.

Принято считать, что недостатком любой теории является обилие входящих в нее параметров. В рассматриваемой задаче новыми дополнительными параметрами являются коэффициенты межфазного теплообмена, определение которых представляет непростую задачу как с теоретической, так и с экспериментальной точек зрения.

С другой стороны, введение в теорию дополнительных параметров открывает новые возможности. Так, в развитой выше теории удалось по крайней мере качественно на основании физических представлений связать параметры задачи с

микроструктурой среды. Это обстоятельство позволяет не только уяснить физическую сторону тепломассообмена в пористых средах, но и дать оценочные аналитические выражения, позволяющие сделать прогноз состояния пористой среды, подвергнутой высокотемпературному воздействию.

2.4. Безразмерные критерии подобия и общий анализ процесса тепломассообмена

Для выяснения общих закономерностей тепломассообмена в пористых влажных средах запишем систему уравнений (2.34) - (2.40) в безразмерных переменных, выбрав в качестве единиц измерения следующие характерные величины:

$$= \sim > [\Gamma/] = \Gamma_0, i = 1, 2, 3, \quad (2.48)$$

$$[\text{до}] = P_{i0}, i = 2, 3; |>| = \text{ло}, \quad (2.49)$$

где Z_0 - время прогрева среды,

λ_{i3} - коэффициенты температуропроводности в фазах,

T_0 - начальная температура среды,

$P_{30} = p_n^*(T_0)$ - давление насыщения пара при начальной температуре,

ρ_{i0} - начальные размазанные плотности жидкости и пара, определяемые по начальным условиям. Например, при 3% содержании влаги имеем

$$P_{20} = 0.03 p_i \quad P_{30} = \dots \quad \gg \langle P_{TSi} = P_{Xi} \rangle \quad (2.50)$$

В безразмерных переменных система уравнений (2.34)-(2.50), в которой законы фильтрации определяются согласно обобщенному закону Дарси (2.14), имеет вид :

$$p) \sim (-1) Y J_{ii}, i = 2, 3 ; \quad (2.51)$$

$$\wedge 7' i / \wedge = a_{iy} (y_{i \neq 7' |}) - \text{Ли}_2 (и/9 > \text{го} X^7 i^{-7} 2) - \wedge i_3 \wedge (7' i^{-7} 3) ; \quad (2.52)$$

$$P_{itd} T_{ildt} - K_{fii} N p^{\wedge T} z^{\wedge \wedge T} + f_i, \quad i = 2, 3 ; \quad (2.53)$$

$$h = \text{£} 12 \wedge i \Gamma (и/? 2 o X^7 1^{-7} 2) - \wedge 32 (и o / \wedge X^7 3) ; \quad (2.54)$$

$$A = \text{£} 13 \wedge 13 A^{7*!} \sim \Gamma 3) \sim \text{£} 23 \wedge 32 (\text{й} O I \Phi l, X^{\wedge 3} - T 2) + \text{£} 23 \text{Л} f \text{Б} l + \\ + \text{П} 3 [\partial p l \text{Я} - K \text{£} \& \# \} ; \quad (2.55)$$

$$\wedge \wedge 3 \wedge и / \text{Л} O - ?) \cdot f ; \quad (2.56)$$

$$\Rightarrow \text{ю} / \text{Т} = \wedge O \text{Л} o / X 1 . \ll / 0 = \wedge 0 2' 3 0 \text{М} o . \gg \text{Т} = V z i A o ; (2. \& 7)$$

$$\text{Л} = \wedge \text{£} 3 0 * o / \text{Д} o > \text{£} 1 0 = \wedge 2 \wedge 2 \wedge 2 - \wedge s o > \wedge s o = A > o / ' 3 o / (4 \text{Л} 7' o) (2.58)$$

$$^A M = Q u t o K p \setminus ^c (T o) . 2 1 2 = \ll 2 \ll 1 2^T o > 2 1 3 \Rightarrow \gg 2 \ll 1^o 3^7 o ; \quad (2.59)$$

$$\wedge 3 2 = 2 3 2^i o / (P 2 0^c 2^7 o) > 2 ? 2 \Rightarrow \gg 2 \ll 3 2^7 o > \wedge = \ll 1 3 / \ll 1 3 i$$

$$\text{Л} y = \Gamma o \text{Л} \wedge \text{£} 3 O^r o / (P 2 0^c 2^7 o) > \wedge = \text{й} o / (p 3 0^c 3^? o) ! \quad (2 - \text{®})$$

$$X i k = X i l X k > \text{£} i f c = P i O^c j / (p / r f)^c A r > P 1 0 = P 1 \gg \quad (2.61)$$

$$= = I^{\wedge 0} \gg A' A' / A o > \quad i I? / 0 \gg i^{\wedge} \sim 1 > 2, 3 . (2.62)$$

Здесь индекс ноль указывает, что соответствующие значения параметров берутся при начальных условиях.

Перейдем к обсуждению физического смысла безразмерных параметров.

Числа K_i являются отношениями характерных скоростей движения i -й фазы по порам к скорости распространения теплового фронта v^* в твердой фазе в момент времени t_0 . При $K_i \ll 1$ за время t_0 фильтрацией фаз по порам можно пренебречь, при $K_i \gg 1$ фильтрация происходит в стационарном режиме.

Числа J_i определяют отношения скорости притока массы пара к начальным значениям масс жидкой ($i=2$) и газовой ($i=3$) фаз.

Числа A_i определяют отношения характерных значений межфазных тепловых потоков к внутренним энергиям соответствующих фаз при начальной температуре. Параметр A_f определяется отношением энергии, расходуемой на испарение к внутренней энергии жидкости. Параметр δ определяет порядок энергии, выделяемой (поглощаемой) паром при его сжатии (расширении).

Для оценки значений безразмерных параметров примем типичные характеристики тяжелого бетона при 3% влажности и 26% пористости:

$$\begin{aligned}
 \rho_1 &= 2000 \text{ кг/м}^3; \quad \rho_2 = 60 \text{ кг/м}^3; \quad \rho_3 \sim 1000 \text{ кг/м}^3; \\
 c_1 &= 710 \text{ Дж/кг} \cdot \text{°К}; \quad \lambda_1 = 126 \text{ Вт/м} \cdot \text{°К}; \\
 c_2 &= 4000 \text{ Дж/кг} \cdot \text{°К}; \quad \lambda_2 = 0.6 \text{ Вт/м} \cdot \text{°К}; \\
 c_3 &= 2000 \text{ Дж/кг} \cdot \text{°К}; \quad \lambda_3 = 0.02 \text{ Вт/м} \cdot \text{°К}; \\
 \eta &= 10^{-3} \text{ Па} \cdot \text{с}; \quad \mu = 2 \cdot 10^{-5} \text{ Па} \cdot \text{с}; \quad M = 0.018 \text{ кг/моль}; \quad \Pi = 0.26; \\
 T_0 &= 100^\circ\text{C} = 373 \text{ K}; \quad p_0 = 1 \text{ ат} = 10^5 \text{ Па}; \quad \gamma_0 = 2 \cdot 10^6 \text{ Дж/кг}.
 \end{aligned} \tag{2.63}$$

Для определения коэффициентов межфазного теплообмена необходимо задать микроструктуру пористости бетона. Основываясь на данных [25], будем полагать, что жидкость находится только в

радиуса $r = 2 \cdot 10^{-6}$ м, длины $l = 263 \cdot 10^{-6}$ и объемной долей 80 %. Объемная доля макрополостей составляет 20%, то есть объем $1/3$ части макрополости V_m составляет $1/5$ от объема отдельного капилляра: $V_m = 0.2/\Gamma \cdot l_0$. Будем также предполагать, что микрокапилляров, заполненных жидкостью, составляет 50% от их общего числа: $\Pi_2 = \Pi/2$.

В рамках сделанных предположений коэффициенты в формулах (2.15), (2.19) определяются как

$$\begin{aligned} \xi_1 &= \xi_0 n \delta i / (3 \phi i), \quad \Gamma_{T1} = 1 - \ll S_2 / 0 / 3, \quad \xi_{T2} = 0; \\ \xi_{T3} &\sim 1 - (\Pi \sim \ll 2)^2 \wedge 0 / \wedge = 1 - \Pi \ll 2 \xi_0 / 6. \end{aligned} \quad (2.64)$$

Принятие $\xi_{T2} = 0$ означает, что отдельные жидкие включения не соприкасаются, так что молекулярная теплопередача по жидкой фазе отсутствует.

По начальной влажности нетрудно вычислить

$$\wedge 20 = \% 0 / (\wedge 2 \ll 2) = 2 \% 0 / (\wedge r 2^n) = (2^{-4} \ll 20 / n) \wedge 0 - \quad (2.65)$$

Здесь число капилляров в единице объема определялось согласно (2.27). Используя эти данные, для времен прогрева $t_0 = 100$ с получим

$$\begin{aligned} X_2 &= 0.084, \quad K_3 = 126, \quad L_{12} = 5.610^8, \quad L_{13} = 2.7 \cdot 10^9, \quad L_{32} = 3 \cdot 10^8; \\ Z_{31} &= 3 \cdot 10^3; \quad \#_{13} = 6.110^3; \quad 12 = 55; \\ 7_2 &= 1310^7; \quad J_3 = 6J810^9; \quad 8 = 59. \end{aligned} \quad (2.66)$$

Из этих данных следует, что интенсивность межфазного теплообмена чрезвычайно велика: $A_{ik} \gg 1$. Например, характерное время выравнивания температур газа и твердого скелета оценивается как

$$\tau_{12} = \tau_0 / (W_B) = 6 \cdot 10^{-6} \text{ с.} \quad (2.67)$$

По этой причине можно считать, что температуры фаз одинаковы:

$$\begin{aligned} [T_1 \text{ при } T_1 < T_k; \\ [T_k \text{ при } T_1 > T_k, \end{aligned} \quad (2.68)$$

где T_k - температура кипения жидкости.

Большие значения параметров интенсивностей межфазного теплообмена: $J_j \gg 1$ свидетельствует о наличии в пористом теле пограничной зоны испарения, которая с некоторой скоростью движется вглубь влажной среды.

Из (2.66) также видно, что можно считать $K_2 \ll \beta_3$, $\beta_3 > 1$, то есть фильтрация влаги по порам незначительна (что тем более верно

—7

и для микрокапилляров с радиусом $r_2 < 10^{-6} \text{ м}$) тогда как движением пара по порам пренебрегать нельзя. Более того, если учесть движение пара по макрокапиллярам (которых около 20%), то необходимо полагать $\tau_j \ll 10^{-6} \text{ с}$, что увеличивает значение по крайней мере на один - два порядка. Это означает, что $\beta_3 \gg 1$, и в первом приближении можно считать процесс фильтрации пара стационарным.

На основании проведенного анализа можно сделать вывод о том,

—7

что для микропористых сред с размерами пор $< 10 \text{ м}$ типа плотных

описывается следующей системой уравнений (размерные переменные):

$$= \text{div} C^i V^j - \gamma_{12} (T_1 - T_2); \quad (2.69)$$

$$P_2 \dot{C} = -T \dot{M} + n_2 a_n (T_1 - T_2); \quad (2.70)$$

$$\dot{V} = \sim M \dot{G}, \quad \dot{V} = \text{div} (*_3 p_3 V^j) + \dot{V}. \quad (2.71)$$

В этой системе не учитываются конвективный и молекулярный теплоперенос в жидкой фазе, теплообмен между жидкой и газовой j фазами (считается «23 <<: a12») и фильтрация жидкости по порам.

2*5. Модельная задача о тепломассообмене во влажной пористой среде и распределении внутрипорового давления

Эксперименты показывают, что при огневом воздействии на насыщенную влагой пористую среду (например, бетон) возможно ее взрывное разрушение [13,16]. При этом разрушению подвергается поверхностный слой толщиной порядка нескольких сантиметров. Принято считать, что этот эффект обуславливается внутрипоровым давлением, высокие значения которого связаны с наличием влаги в порах и малыми размерами пор, что особенно характерно для высокопрочных бетонов. Представляет интерес исследование закономерностей формирования поля температур, а также дать оценочные формулы для времени просушки бетона, скорости его прогрева и максимальных значений внутрипорового давления, т.е. исследование условия, при которых имеет место взрывное разрушение.

Было показано, что процесс тепло-массообмена во влажном бетоне описывается уравнениями (2.69) - (2.71).

Оценки в рамках теории многофазных сред показывают [21], что испарение свободной влаги происходит на некотором узком участке, разделяющем сухую и влажную области внутри бетона. При этом в сухой области свободная влага находится в виде пара с температурой выше 100°C . Во влажной области температура не превосходит 100°C . Граница зоны испарения медленно движется вглубь влажной области

Из физических соображений следует, что существует поверхность E , вблизи которой в узком слое толщиной Δl^* происходит полное испарение влаги за время A_l (рис. 2.3; s -нормальная к E координата, ее направление совпадает с направлением движения E).

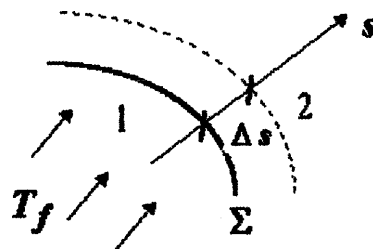


Рис. 2.3. Схема испарения свободной влаги во влажном бетоне при высокой интенсивности межфазного теплообмена:

1 - сухая область; 2 - влажная область

Поверхность E разбивает всю область бетона на две части: 1 - сухую, обращенную в сторону огневого воздействия; 2 - влажную, содержащую свободную влагу и имеющую температуру не выше 100°C .

В сухой области влаги и парообразования нет: $w = 0$, $\dot{w} = 0$, поэтому в этой области уравнения (2.69) - (2.71) записываются как

$$\chi_{\text{т}} \text{еи}^{\wedge} \text{т} / \wedge = \text{div}(2\text{и} \text{V} \text{T}_\text{т}) , \quad (2.72)$$

$$\wedge = \text{div}(\text{т} / \text{т} \text{V} / \text{т}) \quad (2.73)$$

Во влажной области температура сухого твердого каркаса и водаї совпадают: $\text{т}^{\wedge} \ll \text{T}_\text{т} = \text{T}$ испарения нет: $\text{т} = 0, \text{т} = \text{т}_0 = \text{const}$, поэтому уравнения (2.69)-(2.71) преобразуются к виду:

$$(\rho \text{с}_1 + \rho \text{с}_2) \partial \text{T}_\text{т} / \partial \text{т} = \text{т} \text{ч} (\text{Лип} \text{T}_\text{т}) , \quad (2.74)$$

$$\wedge = \text{div}(\text{т} \text{J}_\text{т} \text{V} \text{т}) \quad (2.75)$$

Так как и обычно $\text{т} \ll \text{т}_0$ достаточной точностью уравнение (2.74) можно заменить на (2.72).

На поверхности E температура T и плотность пара т непрерывны, а тепловой поток $\partial \text{T} / \partial \text{с}$ и поток массы $\text{J}_\text{т}$ разрывны:

$$\text{на } \text{S} \text{ т} \text{т} = 0, [\text{т}] = 0 , \quad (2.76)$$

$$[2. \text{д} \text{T} / \text{д} \text{с}] = \text{т} \text{т} \text{т} \text{д} \text{с} \text{д} \text{т} , \quad (2.77)$$

$$[\text{т} \text{т}] = \text{т} \text{т} \text{д} \text{с} / \text{д} \text{т} , \quad (2.78)$$

где n - нормаль к E, направленная в сторону движения т ; $\text{с} = \text{с}(\text{т} \text{т}_0)$

- уравнение движения точки с_0 на поверхности S.

Рассмотрим следующую модельную задачу. Пусть пористая среда занимает полубесконечную область $x > 0$ и граничит с воздушной средой, имеющей температуру $\text{T}_\text{т}$. Предполагаем, что начальная температура пористой среды равна температуре кипения

влаги $T_0 = T_K$. Задачу решаем при постоянных характеристиках среды

Граничные и начальные условия примем в виде:

$$\begin{aligned} x=0 & : T_i = T_f, P_2 = 0, P_i = P_f < P_s ; \\ x \rightarrow \infty & : T_j = T_2 = T_0, P_2 + P_{i\dot{y}} ; \\ / = 0 & : T_1 = T_2 = T_0, P_i = P_{i0} \quad i = 2, 3 , \end{aligned} \quad (2.79)$$

где начальные плотности определяются согласно (2.43), ρ_{i0} - плотность пара в пламени, определяемая как

$$\rho_{i0} = \frac{p_f M}{R T_f} = 1 \text{ ат} . \quad (2.80)$$

При интенсивном испарении жидкости в порах задачу (2.72) - (2.75) можно сформулировать в виде задачи Стефана (см. [16,61]):

$$\frac{\partial T}{\partial x} = -\frac{r_p M}{\lambda} \quad \text{при } 0 < x < o(i) ; \quad (2.81)$$

$$T = T_0 \quad \text{при } 0 < x < o(i) ; \quad (2.82)$$

где $x = o(i)$ - граница области фазового перехода, разделяющей влажную и сухую области, на которой должны выполняться следующие условия:

$$x = o(i) : -\lambda \frac{\partial T}{\partial x} = r_p M \frac{\partial i}{\partial t} ; \quad T = T_K ; \quad (2.83)$$

$$\begin{aligned} & \text{Зр} & \text{Зр} & \text{dor} \\ & \wedge^x|<7-0 & \wedge^x|<T+0/ & d/ \end{aligned} \quad (2.84)$$

Решение уравнения (2.81) при условиях (2.79) имеет вид:

$$T_i = T_f - (t_y - T_i)^{\Phi(2)}, \quad (2.85)$$

$$\phi(\Gamma) = -J \exp[-x] dx, \quad z = \frac{\dots}{2VZI^* c_t Pl} =, \quad (2.86)$$

где T^* - неизвестная температура, определяемая вторым условием в (2.83).

Подставляя (2.85) в соотношения (2.83), находим уравнение для границы фазового перехода, решение которого имеет вид

$$\langle r(t) = 2a4zt \sim t, \quad (2.87)$$

где a - корень следующего уравнения:

$$\Phi(a) a \exp(a^2) = B, \quad 5 = PKi(t_y - T_0) / (2r_{p20}) - \quad (2.88)$$

Параметр Γ при этом определяется как

$$\Gamma \gg t_y - (t_y - \Gamma_0) / \Phi(a). \quad (2.89)$$

Решение этого уравнения имеет следующие асимптотики:

$$a = \sqrt{\gamma}^B \text{ при } B \ll 1 ; a = \sqrt{\gamma}^B / 1 \text{ при } B \gg 1. \quad (2.90)$$

Например, при $T_f = 900^\circ \text{C}$ и 3% влажности при данных (2.63) имеем $B=4.73$, и по формуле (2.90) получаем $a = 1.15$, тогда как точное значение $a - 1.18$.

Уравнение (2.82) решается в приближении большой паропроницаемости: $Ku \gg 1$, когда движение пара по порам можно считать стационарным. Интегрирование дает

$$P_3 = \frac{T_f / x}{D^*} \quad \text{при } 0 < x < x_T(l) \quad P_3 = P_{30} \text{ при } x > x_T(0) ;$$

$$A(t, x) = \dots \quad (2.91)$$

Распределение давления определяется как

$$p = p_0 \Delta l \quad (2.92)$$

Функция монотонно возрастает с увеличением x , следовательно максимальное значение давления p_m будет достигаться на границе зоны испарения $x = x_T(z)$, Простые вычисления дают:

$$p_m \sim P_0 \dots \quad (2.93)$$

Формула (2.93) показывает, что на границе зоны испарения давление не только максимально, но и остается постоянным с течением времени. Распределение давления в пористой среде в различные моменты времени показано на рис.2.4.

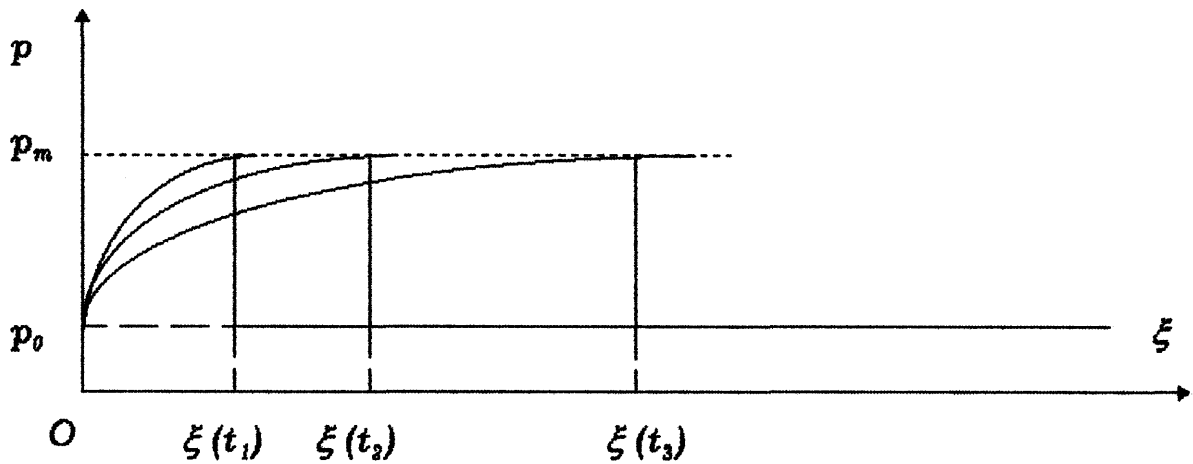


Рис. 2.4. Изменение внутрипорового давления вблизи края пористой пластины с течением времени $t_2 < t_3 < l_3$.

Отметим, что формулы (2.92), (2.93) справедливы при $\frac{p_0}{\rho_0} \gg 1$. Она показывает, что внутрипоровое давление тем больше, чем больше влажность среды и температура окружающей среды T_f и чем меньше паропроницаемость $\kappa \delta$. Численные оценки —5

показывают, что для крупнопористого бетона ($\gamma > 10$ см) внутрипоровое давление при нагреве возрастает не более чем до нескольких атм, что не может привести ко взрывному разрушению, которому подвержены высококачественные мелкопористые бетоны.

Выводы

1. Сформулированная система уравнений (2.34) - (2.38) вместе с замыкающими соотношениями (2.39) -(2.47) представляет собой замкнутую систему, позволяющую рассчитать поле температур в

твердой, жидкой и газовых фазах, а также распределения жидкости, пара и давления пара в порах.

2. Разрешающие уравнения учитывают микроструктуру среды посредством замыкающих соотношений для коэффициентов межфазного теплообмена, источника парообразования, коэффициентов фильтрации, термо- и бародиффузии.

3. Сформулированная задача очень сложна для аналитического исследования. Тем не менее показано, что в случае высокоинтенсивных тепловых потоков она сводится к более простой, так называемой задаче Стефана [61], которая в некоторых простейших случаях, может быть исследована аналитическими методами.

4. Проведено качественное исследование задачи Стефана для полубесконечной области с нагреваемой границей при неподвижном твердом каркасе. Даны оценочные формулы для

- закона движения границы зоны испарения, позволяющего * определить время просушки (формула (2.87));
- распределения поля температур с течением времени (формулы (2.85), (2.86));
- распределения внутрипорового давления (2.93).

5. Далее будет показано, что оценки времени просушки дают погрешность не более 20% по сравнению с реальными процессами, однако для учета характеристик конкретного бетона и особенностей пожара необходимо решать нелинейную задачу тепломассообмена в точной постановке (2.72)-(2.78).

РАЗДЕЛ 3

ЧИСЛЕННЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ОГНЕСТОЙКОСТИ НЕНАПРЯЖЕННЫХ БЕТОННЫХ И СТАЛЕБЕТОННЫХ ПЛИТ

В данном разделе описана численная реализация описанной методики расчета температурно-влажностных полей и внутрипорового давления в бетонных и сталебетонных плитах из мелкопористого бетона. Приводятся результаты численных расчетов и их сравнение с экспериментальными данными, описанными в литературе. На основании полученных результатов проводятся оценки огнестойкости исследуемых конструкций в ненапряженном состоянии. Оценка предела огнестойкости связана с определением времени дегидратации бетона (см. разд. 1.2).

3.1. Методика определения предела огнестойкости ненапряженной бетонной плиты

На основе описанных теплофизических и химических процессов, происходящих в бетоне при огневом воздействии, можно сформулировать следующую схему оценки его огнестойкости.

Экспериментальные исследования огнестойкости бетонных конструкций показывают определяющую роль влажности бетона. Рассмотрим влияние влажности на прочностные свойства бетона, проявляющееся в течение следующих двух процессов прогрева бетона (см. разд.1).

Первый процесс обусловлен испарением свободной воды. Этот процесс происходит при температуре бетона, не превышающей 100°C. На этапе испарения свободной влаги разрушение бетона может произойти за счет высокого внутрипорового давления. Этот

параметр контролируется при расчетах согласно пп. 1-7 (разд. 3.1.2). Согласно [13], растрескивание бетона начинается при выполнении условий

$$d \text{ cm}/dt > [L_3 / Thapa] [(p_{\max} L_1) / D < 4 (\Pi / (1 - \Pi)) / (\max JPO) — ^{bt} i (\$ \bullet !)$$

где $Thapa$ ~ коэффициент динамической вязкости пара.

Второй процесс связан с распадом молекул цементного камня при температурах 100°C - 800°C , его результатом является выделение химически связанной воды. На этом этапе происходит разрушение бетона вследствие изменения его химической структуры. Количественная характеристика процессов распада приведена на рис.1.2. Из него видно, что уже при температуре - 600°C происходит стопроцентная дегидратация CH и дегидратация 80 процентов

■ Таким образом, эту температуру можно считать температурой разрушения бетона, что согласуется с [30]. Для оценки момента разрушения определялось время, за которое половина сечения плиты прогреется до 600°C (как будет показано, треть сечения плиты за это время прогревается до температуры 800°C).

Для применения этой методики необходимо уметь рассчитывать температурно-влажностные поля в плите. Опишем схему этих расчетов.

3.2. Численная реализация расчета температурно-влажностных полей в бетонной плите

Как было показано в разд. 2, поле распределения температур и влажности в сечении бетонной плиты из мелкопористого бетона, испытывающего односторонний нагрев (рис. 3.1), можно описать

параметр контролируется при расчетах согласно пп. 1-7 (разд. 3.1.2). Согласно [13], растрескивание бетона начинается при выполнении условий

$$d \cdot I \cdot l > I \sim P_o \cdot \left[\frac{I}{(1 - \Pi)} \right] \cdot (\tau_{\text{тах}} - \tau_0) > \quad , (3.1)$$

где τ - коэффициент динамической вязкости пара.

Второй процесс связан с распадом молекул бетона при температурах 100°C - 800°C, его результатом является выделение химически связанной воды. На этом этапе происходит разрушение бетона вследствие изменения его химической структуры. Количественная характеристика процессов распада приведена на рис.1.2. Из него видно, что уже при температуре $T^{\wedge}=600^{\circ}\text{C}$ происходит стопроцентная дегидратация CH и дегидратация 80 процентов

Таким образом, эту температуру можно считать температурой разрушения бетона, что согласуется с [30]. Для оценки момента разрушения определялось время, за которое половина сечения плиты прогреется до 600° С (как будет показано, треть сечения плиты за это время прогревается до температуры 800°C).

Для применения этой методики необходимо уметь рассчитывать температурно-влажностные поля в плите. Опишем схему этих расчетов.

3.3. Численная реализация расчета температурно-влажностных полей в бетонной плите

Как было показано в разд 2, поле распределения температур и влажности в сечении бетонной плиты из мелкопористого бетона, испытывающего односторонний нагрев (рис. 3.1), можно описать

следующей краевой задачей ($0 < x <$

$$\frac{\partial T}{\partial x} = -\frac{a}{c} \left(\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial \rho}{\partial x} \right) \quad (3.2)$$

$$\frac{\partial P}{\partial x} = -\frac{a}{c} \left(\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial \rho}{\partial x} \right) \quad (3.3)$$

$$\Gamma < 10^{-7} \text{ м} : \gamma = -\kappa \frac{\partial p}{\partial x} ; \kappa = (8/3) r^2 < JM/2R ;$$

$$\Gamma > 10^{-7} \text{ м} : \gamma = -\kappa \frac{\partial p}{\partial x} ; \kappa = \frac{r^2}{t}$$

$$l = 0 : T = T_0 ; \quad (3.4)$$

$$x = 0 : -L \frac{\partial T}{\partial x} = \rho \frac{\partial p}{\partial x}$$

$$x = e : \frac{\partial T}{\partial x} = a_c (m_o - m) ; \rho = \rho_w ; \quad (3.5)$$

$$* = \frac{\partial T}{\partial x} = \frac{a}{c} \left(\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial \rho}{\partial x} \right) \quad (3.6)$$

$$(3.7)$$

где t - время;

ρ - плотность сухого твердого каркаса;

c - удельная теплоемкость бетона;

L - коэффициент теплопроводности сухого каркаса;

T - температура ($^{\circ}\text{K}$) твердого каркаса вместе с паром;

ρ - плотность пара в микропорах;

p - давление пара в микропорах;

κ - коэффициент фильтрации пара по порам;

J - массовая плотность потока пара по порам;

M - молярная масса воды;

R - газовая постоянная;

r_t - удельная теплота парообразования;

a_f - коэффициент межфазного теплообмена между нагреваемой поверхностью и огневой средой (1.32)41.34);

a_c - коэффициент межфазного теплообмена между ненагреваемой поверхностью и холодной средой (1.32)41*34);

T_u - температура огневой среды.

Преобразовав уравнение (3.3) с учетом (3.7), для ρu получим следующее уравнение:

$$\frac{\partial}{\partial t} \left(\rho u \right) = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) \quad (3.8)$$

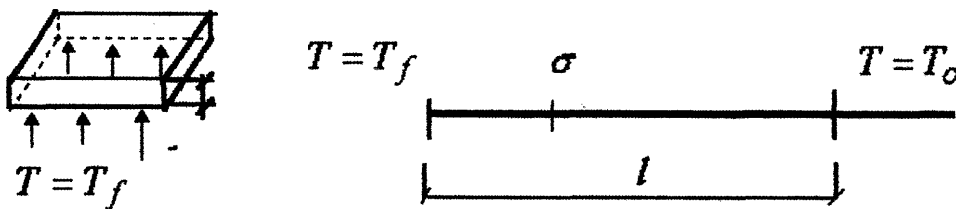


Рис.3.1. Одномерный элемент сечения по толщине бетонной плиты

Как уже было сказано, вода в бетоне, находясь в свободном и связанном состояниях, обуславливает два основных процесса. Первый процесс обусловлен испарением свободной воды и происходит при температуре не выше 100°C . Второй процесс связан с дегидратацией бетона при температурах от 100°C до 800°C .

Расчет поля температур T и плотности ρu осуществляется поэтапно в соответствии с этими двумя процессами.

На нулевом, подготовительном этапе, рассчитывается поле температур в сечении плиты, пока температура нагреваемой поверхности не достигнет 100°C .

С этого момента начинается первый этап расчета - определение поля температур в плите с учетом процессов испарения влаги и диффузии образовавшегося пара по микропорам, а также определение внутривещного давления. Этап завершается, когда граница парообразования достигает ненагреваемой поверхности плиты, т.е. все сечение плиты прогревается не менее чем до 100°C .

На втором этапе рассчитывается нагрев плиты, не содержащей свободной влаги. Для этого решается задача, учитывающая только теплопроводность.

Для численного исследования указанных процессов написана программа на языке ФОРТРАН. Опишем разностную аппроксимацию задачи, реализованную в программе на каждом из указанных этапов расчета.

1. 2.1.Р асчет температурного поля бетонной плиты на нулевом этапе. Поскольку при температуре бетона ниже 100°C не происходит испарения и плотность пара в порах не изменяется, на этом этапе производится только расчет температурного поля в соответствии с уравнением теплопроводности:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad 0 < x < l \quad (3.9)$$

с начальными условиями

$$t = 0 : \quad T(x,0) = T_0 \quad (3.10)$$

и граничными условиями

$$\begin{aligned} x = 0 : -A \partial T / \partial x - a \text{Дту}^{-7}, \\ x = l : A \text{ffT} \partial x - a_c (T_0 - T) \end{aligned} \quad (3.11)$$

Для численного решения задача (3.9)-(3.11) аппроксимируется неявной схемой по времени [62,63].

Выбор неявной схемы вызван следующими соображениями. В процессе решения задачи шаг по пространственной сетке, как будет видно из дальнейшего, уменьшается с течением времени и продвижением границы испарения вглубь плиты. При использовании явной схемы для соблюдения устойчивости итерационного процесса по времени должно соблюдаться определенное соотношение между шагами сетки по времени и пространству [63]. Количественные оценки показали, что величина шага по времени должна при этом иметь порядок 10^{-3} с. Такой малый шаг имеет следующие недостатки: 1) для расчетов требуется слишком большое машинное время; 2) при выполнении огромного количества итераций (реальное время только процесса испарения свободной влаги имеет порядок 50-60 мин.) накапливаются вычислительные погрешности, искажающие результаты.

Неявная же схема устойчива при любом шаге по времени, и его выбор обуславливается только точностью расчетов. Далее будет показано, что шаг 1с. обеспечивает достаточно высокую точность.

Численная реализация решения задачи (3.9)-(3.11) основана на использовании метода прогонки [62].

Для этого осуществляется разностная аппроксимация уравнения (3.9) и краевых условий (3.10), (3.11). Отрезок $0 < x < l$ разбиваем на n участков, каждый из которых содержит узел (рис.3.2).



Рис.3.2. Сеточное разбиение области $0 < x < l$

Во внутренних точках области $0 < x < l$, т.е. $1 < i < n$ разностная аппроксимация уравнения (3.9) выглядит следующим образом:

(3.12)

$$\begin{aligned}
 & L_i \frac{T_i - T_{i-1}}{\Delta x} - \frac{1}{\Delta x} \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)_{i-1/2} \approx \dots \\
 & D_i = c v_f \rho / r + 1 / \Delta t^2 + \dots, \quad c v_f = c r \{ x_M - x_f \} / l; \\
 & \dots \\
 & D_i \Delta x \ln r T^*
 \end{aligned}$$

где T_i - температура твердого каркаса в i - узле на текущем шаге по времени;

T^* - температура твердого каркаса в i - узле на предыдущем шаге по времени (на нулевом шаге по времени $T^* = T_0$);

L_i - коэффициент теплопроводности твердого каркаса в i - узле

$$\begin{aligned}
 & T_{i-1/2}^* \\
 & I;
 \end{aligned}$$

C_i - удельная теплоемкость твердого каркаса в i - узле при

ρ - плотность твердого каркаса;

Δt - шаг разностной схемы по времени

Эти уравнения дополняются уравнениями, аппроксимирующими краевые условия:

$$\begin{aligned}
 x = 0 : & \quad + \quad ; & (3.13) \\
 x = t : & \quad B_{я} \Gamma_{л} + C_{л} T_{я_1} + P_{й} = 0 , \\
 & \quad 4 = -^2 ; \\
 & \quad B \setminus = cv_i / r + l / ^ + ay' ; cv_j = q - X2 \\
 & \quad D \setminus \sim cv \setminus pl T T^* - ap Tf ; \\
 & \quad B_{,,} = ev_{,,} / r + l / r_{,,} + a_c ; cv_n = c_n \cdot (*_{,,} - ж_{я} - i) ; \\
 & \quad C_{я} = - 1 / \Gamma_{я} ; \\
 & \quad D_n \wedge - cv_n plv Tn - a_c T \wedge
 \end{aligned}$$

Таким образом, получена трехдиагональная система уравнений (3.12), (3.13), которая на каждом шаге по времени решается методом прогонки. Процесс осуществляется до тех пор, пока не выполнится условие $7i = \Gamma_k = 100^\circ\text{C}$. Время процесса обозначим через Z_0 , полученное в результате температурное поле обозначим через Γ° . Это температурное поле используется в качестве начального при расчетах на следующем этапе.

2. 2.2. Расчет температур о-в лажностного поля бетонной плиты на первом этапе. На первом этапе решения задачи (3.2)-(3.7) на каждом шаге по времени последовательно определяются поле температур сухого бетона T (совпадающее с температурой пара) и плотность пара p , а также вычисляется внутрипоровое давление p . Это краевая задача с движущейся границей испарения, что обуславливает возникновение

определенных сложностей: решение разностной задачи на переменной пространственной сетке, стыковка решений во влажной и сухой областях на границе испарения.

Изобразим схематически область решения задачи (рис.3.3).

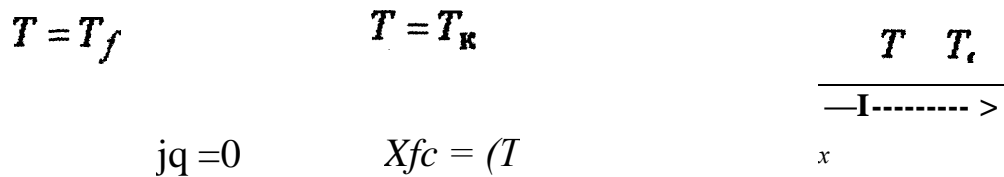


Рис.3.3. Сеточное разбиение области $0 < x < L$,

Процесс решения осуществляется итерационно по времени, по мере движения границы испарения ст.

На нулевом шаге (т.е. в момент времени $t=0$) принимаем следующие значения переменных в узлах сетки:

$$T_i = T_f, \quad \rho_i = \rho_{s0}, \quad P_i = p_{s0}, \quad i = 0, \dots, n-1. \tag{3.14}$$

Пусть на k -й итерации (k -й шаг по времени) рассчитаны в узлах сетки температура и плотность пара ; граница испарения находится в узле x_k ; количество узлов сетки равно n . На $(k + 1)$ -м шаге задача решается следующим образом.

1. Определяется новое положение границы парообразования в соответствии с разностной аппроксимацией граничного условия (3.6):

$$x_k \sim x_k^* + (-T_{fc} / (p_{s0} r_t)) \tag{3.15}$$

Этот узел добавляется к имеющейся сетке следующим образом. Поскольку граница парообразования движется очень медленно ($x^{k+1} - x^k \ll \Delta x$, где Δx - шаг сетки на k -й итерации), то x^k удовлетворяет одному ИЗ двух условий: либо $x^k - x^{k-1} < \Delta x$, либо $x^{k+1} - x^k < \Delta x$. В первом случае узел с координатой становится новым узлом x^{k+1} , номера следующих за ним узлов увеличиваются на 1, общее количество узлов сетки также увеличивается на 1; температура в узле принимается равной температуре кипения: $T^{k+1} = T_k$, температура в узле x^k пересчитывается по линейной интерполяции между точками с координатами x^{k-1} и x^k . Количество узлов увеличивается на 1. Во втором случае полагаем $x^{k+1} = x^k$, $T^{k+1} = T_k$. Таким образом, получено новое сеточное разбиение области, соответствующее новому положению границы испарения.

Примечание. Температура T всюду, где она упоминалась, бралась на k -м шаге по времени. Значок $^{k+1}$ опускался для простоты.

3. Вычисляем температуру огневой среды T_y на текущем шаге по времени. Например, для стандартного пожара [30]

$$T_y = 345 \lg(8jt/60 + 1) + T_o, \quad (3.16)$$

где $t/60$ - время от начала пожара в сек.

4. С использованием метода прогонки рассчитываем на участке $0 < x < x_{gr} = x_{gr}^k$ температурное поле, удовлетворяющее уравнению (3.2) с граничными условиями

$$\begin{aligned} x = 0 : -\lambda \frac{\partial T}{\partial x} &= a (T_y - T), \\ x = x_{gr} : T &= T_k. \end{aligned} \quad (3.17)$$

Во внутренних точках ($1 < i < \kappa+1$) уравнение аппроксимируется разностными уравнениями (3.12). Граничные условия (3.17) аппроксимируются уравнениями :

$$x = 0 : 4\Gamma_2 + 5_1 \Gamma_1 + I = 0 ; \quad (3.18)$$

$$x = \delta \Gamma : B_n T_n + C_n T_{n-1} + D_n = 0 ,$$

$$B_n = c v_n / \Gamma + 1 / \Gamma_2 + \ll ; \quad n q = q - X_i$$

$$D_n = -c v_n / \Gamma + T^* - a f T_f ;$$

$$B_{\text{я}} = c y_{\text{я}} / \Gamma + 1 / \Gamma_{\text{я}} + a_c ; \quad c v_n = c_n (x_n - x_{n-1}) ;$$

$$C_{\text{л}} = -1 / \Gamma_{\text{я}} ;$$

где значение коэффициента теплообмена a_c берется большим

($a_c \ll 10$). Решив трехдиагональную систему линейных алгебраических уравнений (3.12) ($1 < i < \kappa$), (3.18) получим новые значения температур при $1 < i < \kappa+1$.

5. С использованием метода прогонки рассчитываем на участке $0 \leq x \leq \delta$ температурное поле, удовлетворяющее уравнению

$$x = \delta \Gamma : \Gamma = \Gamma_{\kappa} , \quad (3.19)$$

$$x = 0 : \Gamma = \Gamma_0 = a_c (T_0 - T) .$$

На рассматриваемом участке перенумеруем узлы так, чтобы получить сетку U_i ($i = 1, \dots, ns-k$) : $y_x = x_{k+i}$, $y_{n-k} = x_{ns}$.

Соответствующим образом перенумеровываются теплофизические характеристики и температура. Перенумерованные переменные будем обозначать знаком $**$.

Теперь на этом участке уравнение (3.2) аппроксимируем разностными уравнениями (3.12) ($i = 1, \dots, \text{ЛУ} \&$), граничные условия аппроксимируем уравнениями

$$y = 0 : 4f_2 + \dots + D_1 = 0 ; \quad (3.20)$$

$$y = \xi : B_{,,} f_n + C_{n} f_{n-1} + D_{,,} = 0, \quad n = ns-k, \\ A^{\wedge} \setminus jr_2 ;$$

$$B_1 = cv / (\Gamma + 1/\%) + \dots ; \quad cv_i = q - y_2$$

$$D \setminus = -cv \setminus p t - r - i \setminus - a_c T_0 ; \quad m$$

$$B_{,,} = cv_n / T + i l r_n + a f ; \quad cv_n = c_n (y_n - y_{n-1}) ;$$

$$C_n = -l / \gamma_n ;$$

$$D_n = -cv_{,,} p / T - T^* - a_f T_f ,$$

где значение коэффициента теплообмена a у берется большим ($a \approx 10$), a_c - согласно (1.32)-(1.34). Решив трехдиагональную систему линейных алгебраических уравнений (3.12) ($1 < i < ns - k$), (3.20) получим новые значения температур при $1 < i < ns - k$.

Таким образом, выполнив действия, описанные в пунктах 3 и 4, получаем температурное поле на участке $0 < x < l$.

Опишем теперь процедуру расчета плотности пара p и внутрипорового давления p . Для расчета p весь отрезок $0 < x < l$ делим на два ($0 < x < a g$ и $a g < x < l$), как при расчете поля температур.

Подобные действия описаны в п. 5.7.

6. На участке $0 < x < c_2$ аппроксимируем уравнение (3.8) разностной системой ($i = 2, \dots, L$)

$$+ f_{y/f_{y+l}} = -P_i, \quad (3.21)$$

$$A_i = b \frac{\sqrt{T_{i-1}}}{h_i^2}; \quad h_i = x_i - x_{i-1}$$

$$B_i = b \frac{\sqrt{T_{i+1}}}{h_i h_{i+1}};$$

$$C_i = b \left(\frac{\sqrt{T_i}}{h_i h_{i+1}} + \frac{\sqrt{T_i}}{h_i^2} \right) + \frac{1}{\tau};$$

*

Γ_i
 T

$\kappa \delta \Gamma \sim P \sim$
 $з'ряМ'$

Здесь означает, что значение переменной берется с предыдущего (κ - го) шага по времени.

Аппроксимируя граничное условие (3.7) на границе $x=0$, получаем уравнение:

$$\tau \Gamma_i \setminus \quad | \quad = M_{L+2} L_{L+2} \quad + \quad \dots \quad (3.22)$$

или, в более сжатом виде

$$c_k P_{i,k} + s_k P_{\$,k+\} = F_k \quad (3.23)$$

На границе $x = 0$ разностная аппроксимация граничного условия дает

$$A_4 = D. \quad (3-24)$$

Л11

Таким образом, получена трехдиагональная система линейных уравнений для определения плотности пара ($i = + 1$).

7. Для расчета плотности пара на участке $sg < x < \ell$ перенумеруем координаты узлов так, чтобы получить сетку ($i = : L = =$ Аналогично перенумеровываются теплофизические характеристики, температура и плотность пара. Перенумерованные переменные будем обозначать знаком

Теперь на этом участке уравнение (3.8) аппроксимируем разностными уравнениями (3.21) ($i = 1, \dots, A$), граничные условия аппроксимируем уравнениями

$$A_{,1} = F_l > , \quad (3.25)$$

$$P_{\$,n} = F_n > F_n = PM > n = ns \sim k .$$

Решив методом прогонки систему линейных уравнений (3.21), (3.25), получим значения p_z в области $sg < x < \ell$. Тем самым получено распределение плотности пара во всем сечении плиты.

8. Имея значения плотности пара в узлах, рассчитываем значения внутрипорowego давления в соответствии с (3.3).

Итерационный процесс 1-7 продолжается до тех пор, пока граница парообразования не достигнет ненагреваемой грани плиты, т.е. пока не выполнится условие $\tau = \xi$. Полученное температурное поле обозначим через T^i , время расчета (т.е. время испарения свободной влаги) - через τ_i . Выполнение условия означает начало второго процесса - дегидратации бетона. При расчете температурного поля на этом этапе в качестве начального поля берется поле T^i .

9. 2.3. Расчет температурного поля бетонной плиты на втором этапе. Поскольку после окончания процесса испарения свободной воды плотность пара в порах не изменяется, на этом этапе производится только расчет температурного поля в соответствии с уравнением теплопроводности (3.9) с начальными условиями

$$\tau = 0 : T(\xi) = T^i(x) \quad (3.26)$$

и граничными условиями

$$\begin{aligned} x = 0 : -\lambda \frac{\partial T}{\partial x} &= \alpha r f T_f - T \\ x = t : \lambda \frac{\partial T}{\partial x} &= \alpha_{ek} \Gamma_o - T \end{aligned} \quad (3.27)$$

Сеточное разбиение области, разностная аппроксимация задачи и метод решения полученной разностной системы такие же, как на нулевом этапе расчета (разд 3.2.1). Окончание расчетов на этом этапе определяется условием дегидратации бетона, которое будет сформулировано далее.

Таким образом, в разд. 3.2.1 “3.2.3 приведена вычислительная схема для расчета температурно-влажностных полей в сечении бетонной плиты при одностороннем наїреве. В соответствии с приведенной схемой реализована программа (см. Приложение А).

3.4. Тестирование программы

Как показано в разд. 2, для одномерного сечения бетонной плиты, нагреваемой с одной стороны (рис.3.1), задача (3.2)-(3.7) имеет точное (аналитическое) решение (2.84) - (2.86) при следующих предположениях:

- 1) в начальный момент температура плиты равна $T_0 = 100^\circ \text{C}$; температуры пламени T_f и окружающей среды T_0 постоянны;
- 2) давление пара определяется уравнением состояния совершенного газа:

$$p = p_i T(RIM < p_3 \} ; \quad (3.28)$$

- 3) бетон крупнопористый:

$$k_3 P_0 \dot{x} \gg 1 \quad (x = L/cP) ; *3 = \text{const.} \quad (3.29)$$

Наличие точного решения и аналитической формулы для движения границы парообразования для сформулированной модельной задачи позволило, протестировав программу, выбрать значения шагов по пространственной и временной сеткам, достаточные для достижения необходимой точности.

Для тестирования программы рассчитывалось температурное поле в бетонной плите (рис.3.1) со следующими параметрами:

$$\xi = 0.1 \text{ м}; \quad (3.30)$$

$$\rho = 2300 \text{ кг/м}^3; c = 710 \text{ Дж/кг} \cdot \text{°К}; \lambda = 126 \text{ Вт/м} \cdot \text{°К};$$

$$T_0 = 100 \text{ °С} = 373 \text{ °К}; T_y = 900 \text{ °С};$$

$$p_0 = 1 \text{ ат} = 10^5 \text{ Па}; \gamma = 2 \cdot 10^6 \text{ Дж/кг}.$$

При значении шага по времени $\tau = 1$ сек. и при начальном шаге сетки по длине $h_0 - X_{i+1} - X_i = 1/20$ достигнута точность расчета времени испарения 1.4%. Дальнейшее уменьшение τ и h_0 не ведет к увеличению точности.

3.5. Проверка математической модели

Соответствие модели (3.2)-(3.7) реальным процессам проверено на экспериментальных данных, приведенных в [13]. Данные приведены для бетона значениях $\rho = 2300 \text{ кг / м}^3$, влажность 3%; толщина плиты $\delta = 23 \text{ см}$. Кривая зависимости температуры пожара T_f от времени показана на рис.3.4.

На рис. 3.5, 3.6 приведены сравнительные результаты эксперимента и расчетов.

На рис. 3.5 изображены температурные кривые в различные моменты времени на разном расстоянии от огневой стороны.

На рис. 3.6 дана закономерность движения границы испарения вглубь влажной области.

Сравнение экспериментальных и расчетных данных [13] свидетельствует о высокой точности соответствия математической модели описываемым процессам и достоверности получаемых оценок.

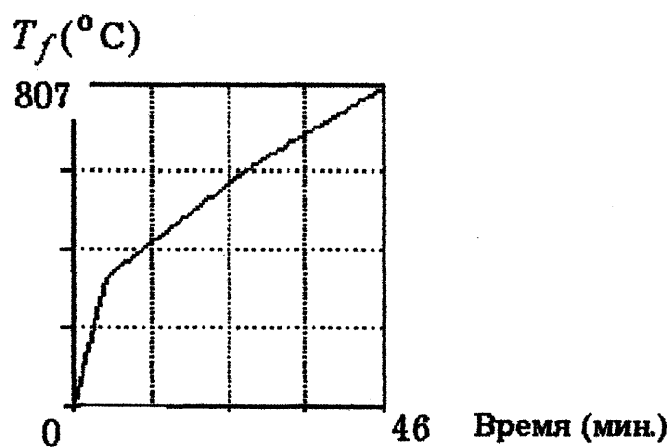


Рис. 3.4. Зависимость T_f от времени в эксперименте [13]

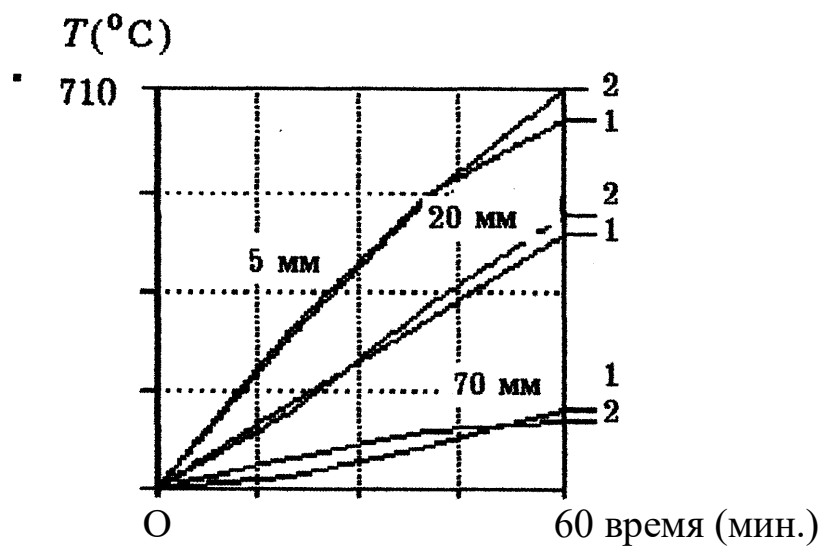


Рис. 3.5. Изменение температуры бетона в различных точках плиты (на указанных расстояниях от обращенной к огню поверхности):

1 - экспериментальные данные, 2 - расчетные

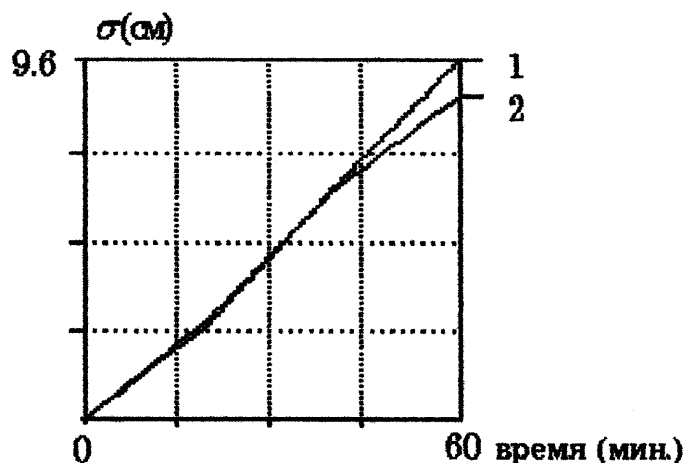


Рис. 3.6. Движение границы области испарения:
1 - экспериментальные данные, 2 - расчетные

Полученные решения для распределения поля температур и уравнение движения границы испарения (2.86) качественно соответствуют также экспериментальным данным [14]. На рис.3.7 представлено распределение температуры в сечении плиты в различные моменты времени при ее одностороннем нагреве по данным [14]. Время движения зоны испарения определяется пересечением кривых с прямой $T = 100^{\circ}\text{C}$. Из рис. 3.7 видно, что при времени прогрева $\tau = 60$ мин. зона прогрева углубилась примерно на 11 см. Согласно оценочной формуле (2.86), при $\tau = 60$ мин. и характерных значениях параметров (3.30) и влажности 3% получаем значение $\sigma \approx 13$ см; расчет нелинейной задачи (см. п.3.2.2) при стандартной температуре пожара показывает, что время просушки плиты толщиной 10 см равно примерно 53 мин. По рис. 3.7 можно получить время около 50 мин., проинтерполировав кривые на интервале между 30 и 60 мин. Сравнение этих данных свидетельствует об удовлетворительном совпадении теоретических и экспериментальных результатов.

Важно подчеркнуть, что совпадение теоретических и экспериментальных данных по температурным полям и времени просушки определяется только начальной влажностью и практически не зависит от характеристик пористости. Распределения же влаги и внутрипорового давления при этом существенно зависят от размеров пор и пористости среды.

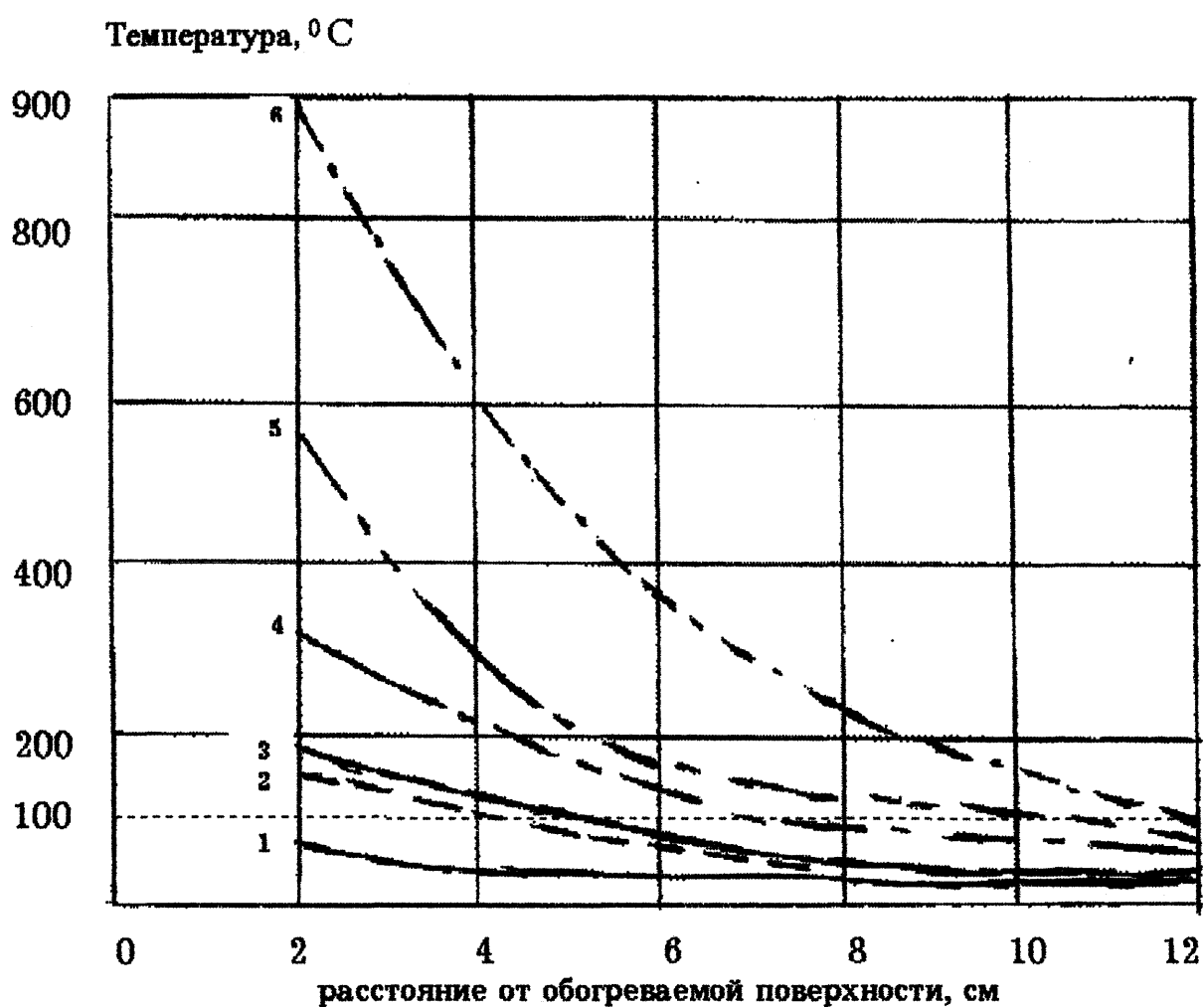


Рис. 3.7. Распределение температуры по толщине бетонной плите по данным [14] при времени прогрева: 1-5 мин., 2-15 мин., 3-20 мин., 4-30 мин., 5-80 мин., 6 - 120 мин.

3.6. Результаты численных расчетов по оценке предела огнестойкости ненапряженных бетонной и сталебетонной плит

3.6.1. Оценка предела огнестойкости бетонной плиты. Методика прогнозирования огнестойкости бетонных конструкций, предложенная в 3.1.1, была апробирована при расчете предела огнестойкости ненапряженной плиты из мелкопористого бетона с заполнителем из силикатных пород, испытывающей одностороннее огневое воздействие (рис.3.1).

При решении задачи использовались следующие характеристики: толщина плиты $l = 0.1$ м, плотность бетона $\rho = 2300$ кг/м³, радиус микропор $r = 10^{-6}$ см, пористость 0.2 и 0.26; $M = 0.018$ кг/моль, $R = 8.3$ Дж/моль град, $T_{\text{ст}}$ - температура стандартного пожара (3.16), зависимости $L(T)$, $\rho_c(T)$, $a_f(T)$, $a_c(T)$ принимались согласно (1.26), (1.28), (1.31)-(1.33); температура холодной среды и начальная температура бетона $T_0 = 20^\circ\text{C}$.

Предварительно было рассчитано температурное поле плиты на момент начала испарения влаги t_0 , т.е. когда $T)_{x=0} = 100^\circ\text{C}$ (см. разд 3.2). Получено значение $t_0 \ll 2$ мин.

Далее исследования проводились, согласно п.3.2, в два этапа.

На первом этапе решается задача об определении поля температуры в плите с учетом процессов испарения влаги и диффузии образовавшегося пара по микропорам, а также находится внутрипоровое давление. При достижении зоной испарения ненагреваемой поверхности процесс испарения свободной влаги заканчивается, что и определяет завершение первого этапа расчета температурного поля в плите.

Расчеты показали, что при указанных выше параметрах процесса время полного испарения свободной влаги $t_{и}$ зависит от влажности бетона; численные значения $t_{и}$ приведены в таблице 3.1.

Полученные данные свидетельствуют о том, что даже при малой влажности 2 % пренебрегать временем процесса испарения свободной влаги в микропорах нельзя.

Таблица 3.1

Зависимость времени испарения свободной воды и максимального внутрипорового давления от влажности бетона

Влажность (%)	2	3	3.5
время $t_{и}$ (мин.)	49.83	58.67	62.63
$t_{\max} (a^T) \gg$ пористость 0.26	54.5	70.8	77.0
$t_{\max} (a^T) >$ пористость 0.20	70.6	91.8	99.9

При этом в зависимости от пористости бетона изменяется максимальное внутрипоровое давление t_{\max} (табл. 3.1), которое уже на этапе испарения свободной влаги может привести к образованию микротрещин вблизи горячей стенки. Это важный параметр, который нужно учитывать при оценке огнестойкости. В данном случае для полученных значений t_{\max} условие растрескивания (3.1) не выполняется либо выполняется на расстоянии не более 4 мм от границы, что не приводит к разрушению плиты в целом. Поэтому предел огнестойкости определяется на втором этапе расчетов.

На втором этапе оценки огнестойкости рассчитывался нагрев плиты после испарения свободной воды (п. 3.2.3).

Как было сказано в п.3.1, в качестве предела огнестойкости принималось время, за которое половина размера сечения плиты ($0 < x < l/2$) прогреется до $T^p = 600^\circ\text{C}$. Это время качественно совпадает с оценками пределов огнестойкости, приведенными в [30]. В таблице 3.2 приведены данные о времени прогрева половины тол »ні»; і плиты до T^p при различных значениях влажности бетона (приведено полное время, включающее Γ_0 и $t_{\text{и}}$). За это время порядка 30% размера сечения ($0 < x < l/3$) прогреется до 800°C , когда полностью распадаются оба основных химических соединения цементного камня..

В таблице 3.3 приведено время постепенного прогрева плиты (от 10 до 40% толщины) до при различной влажности бетона. По этой таблице можно определить степень разрушения бетона в определенный момент времени.

Таблица 3.2

Время прогрева половины толщины плиты до T^p

Влажность (%)	2	3	3.5
время	2ч. 32мин	2ч. 41мин	2ч. 44мин

Таблица 3.3

Время поэтапного прогрева плиты до

Время прогрева участка длины l , мин

\dot{i} .%	10	20	30	40
Влажность 2%	36.3	63.7	96.1	131
Влажность 3%	37	65	98.5	133
Влажность 3.5%	37.3	65.7	99.8	135

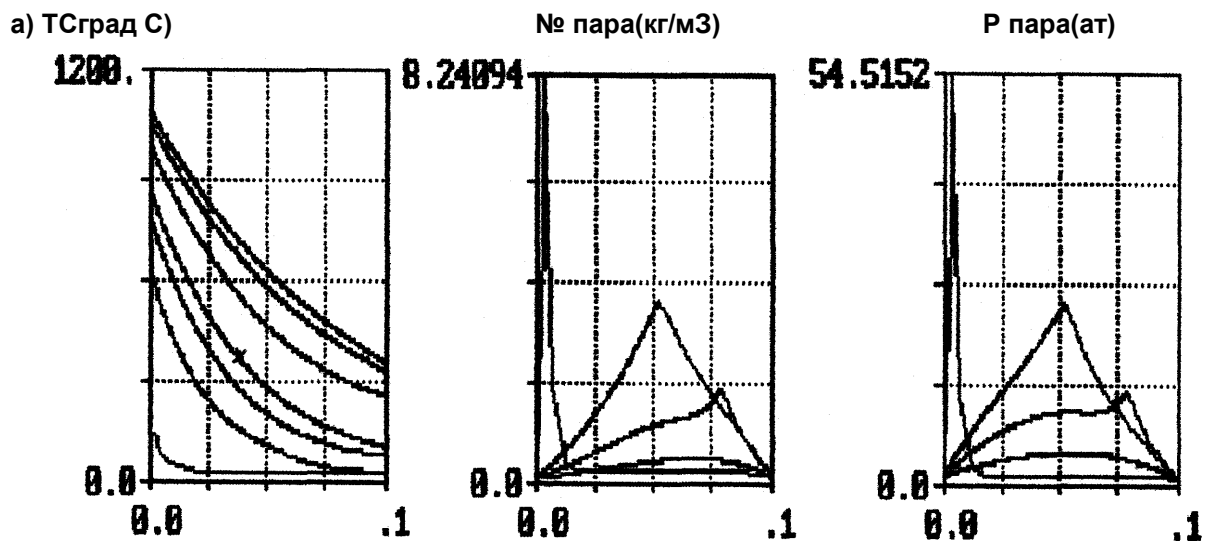
Таким образом, полученный предел огнестойкости ненапряженной бетонной плиты составляет примерно 2.5 часа.

На рис. 3.8, 3.9 показана динамика прогрева плиты: расчетные поля температур, плотности пара, а также внутрипоровое давление в сечении плиты (рис. 3.1) при различных значениях пористости и влажности бетона.

На рис. 3.8 результаты приведены для пористости 0.2. Знаком *х' на графиках отмечены кривые, соответствующие окончанию процесса испарения, т.е. $t_{\text{исп}}$. Показан изменение температурного поля в процессе прогрева плиты в течение 3 час.

На рис. 3.9 результаты приведены для пористости 0.26.

Полученные кривые соответствуют теоретическому положению о продвижении вглубь бетона зоны испарения свободной жидкости. Результаты качественно подтверждаются экспериментами, описанными в [14].



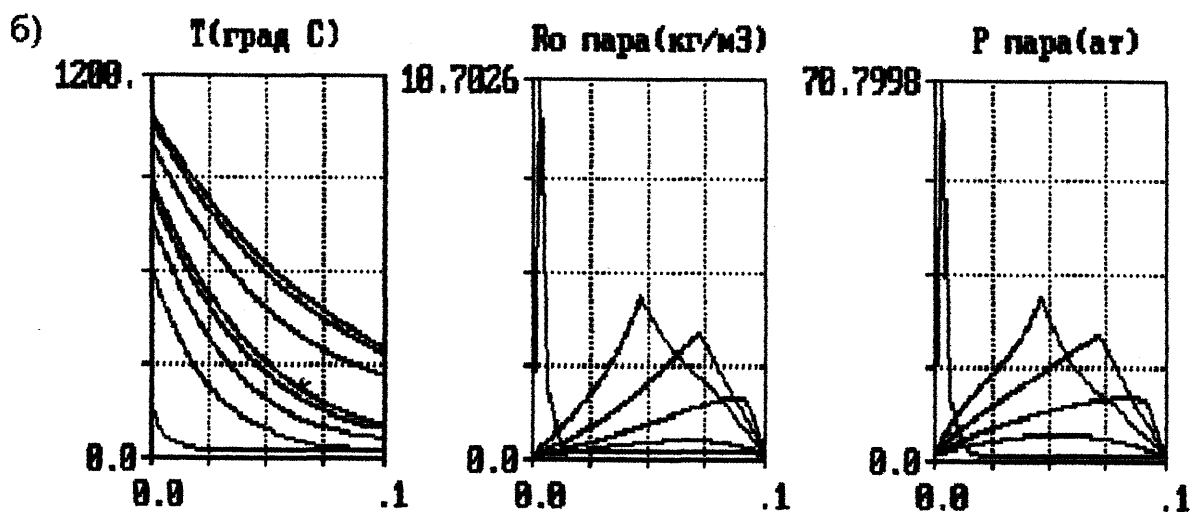
$t_{\perp} = 4.6$ сек. шаг печате = 16.67 мин. $t_{\text{испар.}} = 49.63$ мин.

■ шаг печати после испар. = 58.60 мин. $t_{\text{полное}} = 190.00$ мин.

$P_{\text{вах}} = 54.5$ ат при $x_{\text{в}} = 3.5$ мм

$I_f = 1111$. $T_{\text{иах}} = 1083$. $T_{\text{мп}} = 346$.

ранние капилляра ,1801-05 см
влажность 2.0Z



$t_{\perp} = 4.0$ сек. шаг печате = 16.67 мин. $t_{\text{испар.}} = 58.67$ мин.

■ шаг печати после испар. = 58.00 мин. $t_{\text{полное}} = 179.97$ мин.

$P_{\text{жах}} = 78.8$ ат при $x_{\text{■}} = 2.8$ мм

$I_f = 1111$. $T_{\text{мах}} = 1082$, $I_{\text{ин}} = 344$.

радиус капилляра .1661-05 см
влажность 3.Вх

Рис. 3.8. Процесс прогрева бетонной плиты. Пористость бетона $\Pi=0.2$
Влажность 2% (а) и 3% (б)

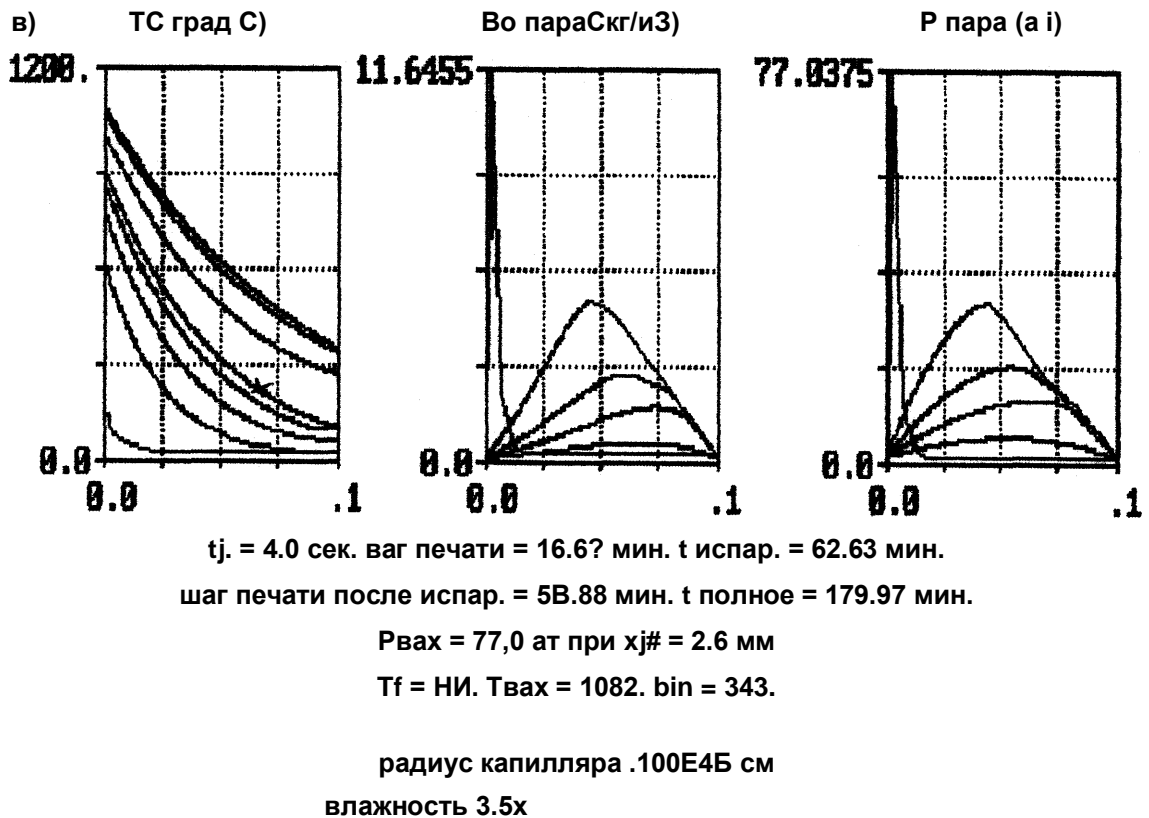


Рис. 3.8. Процесс прогрева бетонной плиты. Пористость бетона $\Pi=0.2$
Влажность 3.5% (в)

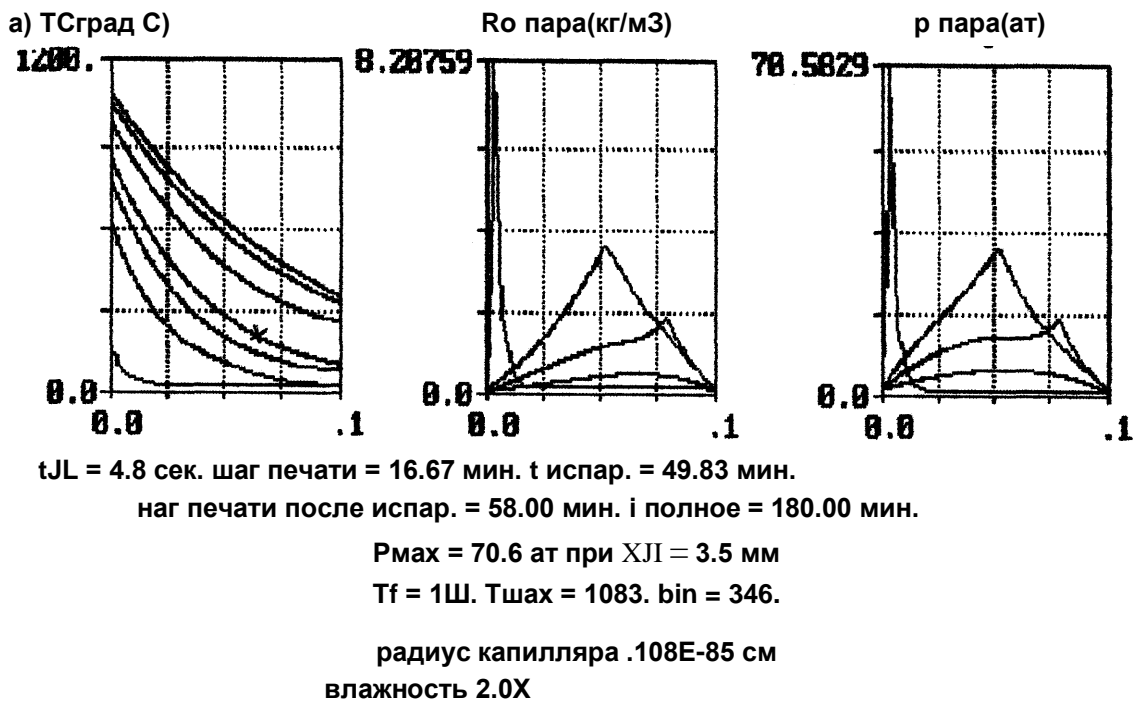
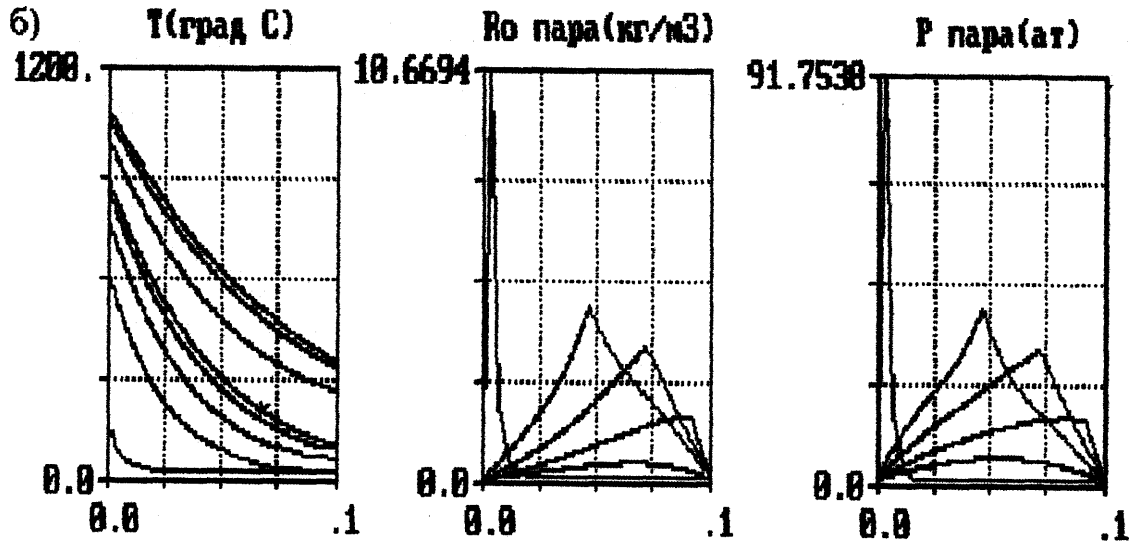


Рис. 3.9. Процесс прогрева бетонной плиты. Пористость бетона $\Pi=0.26$
Влажность 2% (а)



$t_1 = 4.8$ сек. ваг лечат = 16.67 мин. t испар. = 58.6? мм.

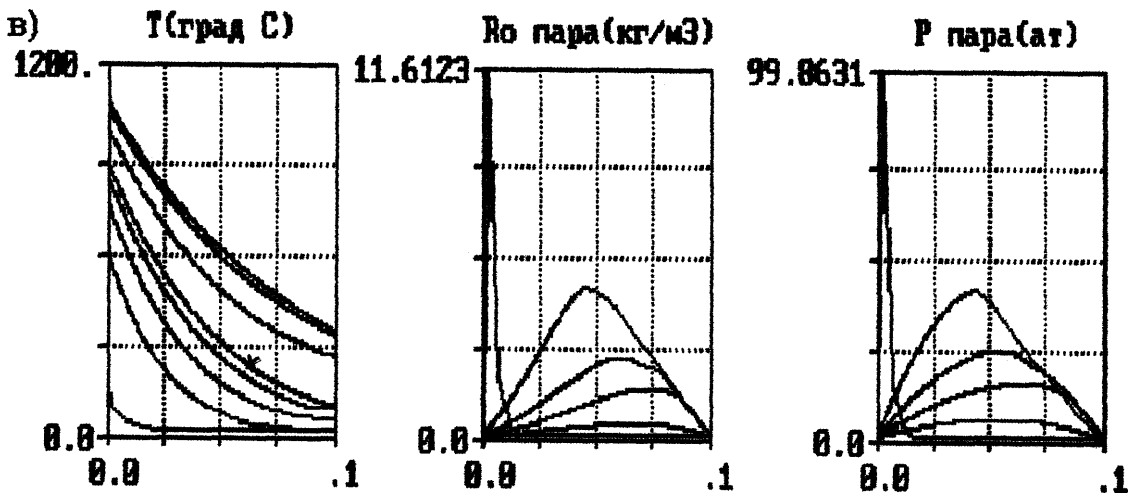
ваг лечат после испар. = 98.88 мин. i полное = 179.97 мм.

$P_{\max} = 91.8$ ат при $x_{\text{п}} = 2.8$ мм

$T_f = 1111$. $T_{\max} = 1882$. $\text{bin} = 344$.

радиус капилляра $.100E-05$ см

влажность 3.5x



$i_1 = 4.0$ сек. наг почат = 16.67 мин. i испар. = 62.63 мин.

наг лечат после испар. = 58.00 мин. i полное = 179.97 мм.

$P_{\max} = 99,9$ ат при $x_{\text{п}} = 2.6$ мм

$T_f = 1111$. $T_{\max} = 1082$. $\text{bin} = 343$.

радиус капилляра $.108E-05$ см

влажность 3.5x

Рис. 3.9. Процесс прогрева бетонной плиты. Пористость бетона $\Pi=0.26$
Влажность 3% (а) и 3.5% (б)

3.6.2. Оценка огнестойкости ненапряженной сталебетонной плиты. Общая методика оценки температурного поля сталебетонной плиты (рис.3.10) такая же, как для бетонной плиты. Различие имеется в реализации этой методики, а именно, в постановке граничного условия на обращенной к огню границе.

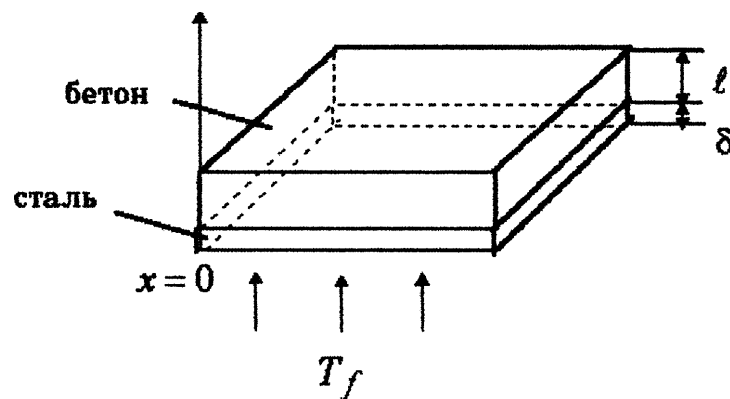


Рис. 3.10. Общая схема сталебетонной плиты при одностороннем нагреве ($\delta \ll l$)

Так как толщина стали δ по сравнению с толщиной бетонной плиты l незначительна: $\delta \ll l$, то предполагаем, что температура стали по толщине листа постоянна и равна T_s .

Выпишем выражения для теплового потока от нагреваемой среды к стальному листу и теплового потока от стального листа к бетону [58,59,60]:

$$Q_{f-st} = \alpha_{cm}(T_f - T_s) + \epsilon_{cm-f} \sigma \left| \left(\frac{T_f}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_s}{100} \right)^4 \right|, \quad (3.31)$$

$$Q_{cm-b} = \frac{\lambda_b}{h_b} (T_s - T_0) + \varepsilon_{cm-b} \sigma \left[\left(\frac{T_s}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_0}{100} \right)^4 \right] \quad (3.32)$$

где α_{cm-f} - коэффициент конвективного теплообмена между сталью и нагреваемой средой;

ε_{cm-f} - приведенная степень черноты системы горячая среда - сталь;

ε_{cm-b} - приведенная степень черноты системы сталь - бетон;

$\sigma^* = 5.67 \text{ Вт/Дм}^2\text{К}^4$ - коэффициент излучения абсолютно черного тела;

- толщина зазора между стальным листом и бетоном;

- коэффициент теплопроводности воздуха или горячего пара в

T_0 - температура бетонной плиты на границе со стальным листом в °К.

В выражении (3.31) первое слагаемое задает конвективный теплообмен между горячей средой и сталью, второе - радиационный; аналогично выражение (3.32) задает конвективный и радиационный теплообмен между стальным листом и бетоном; все температуры берутся в °К.

В случае, если между сталью и бетоном отсутствует воздушный зазор, на границе бетона и стали выполняется условие

$$T_y = T_0 \quad (3.33)$$

Из условия равенства тепловых потоков Q следует

$$\begin{aligned} \varepsilon_{cm-b} \sigma \left[\left(\frac{T_s}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_0}{100} \right)^4 \right] + \frac{\lambda_b}{h_b} (T_s - T_0) = \\ \alpha_{cm} (T_f - T_s) + \varepsilon_{cm-f} \sigma \left[\left(\frac{T_f}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_s}{100} \right)^4 \right] \end{aligned} \quad (3.34)$$

Это выражение является уравнением четвертой степени относительно температуры стали T_s при > 0 . В процессе численной реализации уравнение относительно T_s решается методом половинного деления.

Подставляя найденное решение T_s в (3.32), находим тепловой поток от стали к бетону на границе $x = 0$ и тем самым граничное условие

$$\frac{d}{dx} \quad (3.35)$$

После этого температурно-влажностные поля определяются согласно описанию в разд 3.2.

Отметим, что в отсутствие конвективного теплообмена между средами из (3.34), (3.32) можно получить следующее выражение для Q_{cm-b}

$$Q_{cm-b} = \frac{\varepsilon_{cm-b} + \varepsilon_{cm-f}}{\varepsilon_{cm-b} + \varepsilon_{cm-f} \left[\left(\frac{T_f}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_s}{100} \right)^4 \right]} \cdot \frac{2H}{100} \quad (3.36)$$

Учитывая, что $\varepsilon_{cm-b} \approx \varepsilon_{cm-f} [13,30,60]$, получаем

$\varepsilon_{cm-b} \approx \varepsilon_{cm-f} * 0,5$, то есть стальной лист примерно

вдвое уменьшает радиационный тепловой поток от горячей среды к

бетону. Это существенно сказывается на градиенте температур бетонной плиты вблизи границы вначале пожара. Этот эффект имеет место и в общем случае (для ненулевых конвективных потоков), так как с увеличением температуры среды радиационный поток тепла становится определяющим.

Поэтому максимальное внутрипоровое давление, которое резко возрастает именно на начальном этапе испарения, для сталебетонной плиты значительно ниже (табл. 3.4.), что существенно для высококачественных мелкопористых бетонов и при интенсивных режимах нагрева.

Таблица 3.4

Зависимость максимального внутрипорового давления от влажности бетона при нагреве сталебетонной плиты, $h = 05$ мм.

Влажность (%)	2	3	3.5
$\Delta t_{\text{тах}}^{(aT)}$ пористость 0.26	48.3	63.2	69
$\Delta t_{\text{шах}}^{(aT)} >$ пористость 0.20	62.5	83	89.5

Как видно из таблицы 3.4, при $h = 05$ мм внутрипоровое давление понижается примерно на 10-16% по сравнению с бетонной плитой. Однако время прогрева половины толщины сталебетонной плиты до $T^p = 600^\circ \text{C}$ увеличивается незначительно по сравнению с аналогичным временем для бетонной плиты. Различие составляет порядка 10 мин.

При этом температура на границе плиты возрастает несколько медленнее, чем в отсутствие стального листа (табл. 3.Б). Этот эффект можно использовать для уменьшения интенсивности пожара, то есть

создания условий, при которых реальный пожар действует на конструкцию как несколько менее интенсивный.

Таблица 3.5

Изменение температуры на границе плиты с течением времени,
- 05 мм

Время горения	5 мин. 10 мин 20 мин
Сталобетон, = 0	30Б°С 4Б8°С 634°С
Сталобетон, = 05мм	233°С 375°С БвО°С

Время в таблице ограничено 20 минутами, так как при 23 мин. температура стали достигает 700° С - при этом прочность стали практически теряется. Эти результаты существенно не изменяются при увеличении до 5мм.

С целью такой тепловой защиты плиты можно использовать, например, следующую конструкцию, включающую плоский стальной лист, тонкостенный профилированный лист для образования пустот и слой бетона (рис. 3.11).



Рис. 3.11. Предлагаемая конструкция стальной плиты

1 - стальной лист; 2 - тонкий профилированный лист (для образования пустот); 3 - бетон; 4 - анкерные упоры

При этом дальнейшее увеличение (свыше 10мм) приводит к замедлению теплообмена между сталью и бетоном и, как следствие,

более быстрому нагреванию стального листа: при $L_6=10\text{мм}$ время прогрева стали до 700°C уменьшается с 22.7 мин. до 18.5 мин. Этот факт говорит о том, что чрезмерное увеличение может ухудшить прочностные свойства сталебетонной плиты при нагреве (при температуре 700°C сталь практически теряет прочность).

Выводы

1. Предложена методика оценки огнестойкости ненапряженных бетонных и сталебетонных плит, основанная на оценке степени гидратационного разрушения бетона и величины внутрипорового давления.

2. Составлена программа для расчета температурно-влажностных полей и внутрипорового давления ненапряженной бетонной и сталебетонной плит при огневом воздействии. Получены оценки огнестойкости и внутрипорового давления для бетонной плиты из тяжелого мелкопористого бетона с заполнителем из силикатных пород

3. Численные исследования показали, что применение сталебетонной плиты целесообразно из соображений уменьшения внутрипорового давления в пристеночных областях, когда используется высококачественный мелкопористый бетон и имеет место интенсивный режим нагрева.

4. Численные исследования огнестойкости ненапряженных бетонной и сталебетонной плит на основе портландцемента дают удовлетворительное согласование теории с опытными данными.

РАЗДЕЛ 4

ИССЛЕДОВАНИЕ ОГНЕСТОЙКОСТИ СТАЛЕБЕТОННЫХ ПЛИТ В НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОМ СОСТОЯНИИ

В данном разделе дается вывод уравнений равновесия неравномерно нагретой нагруженной сталебетонной плиты при двухосном изгибе (рис. 4.1). Проводятся численные исследования одноосной деформации нагруженной неравномерно нагретой плиты с учетом образования микротрещин в растянутой зоне бетона.

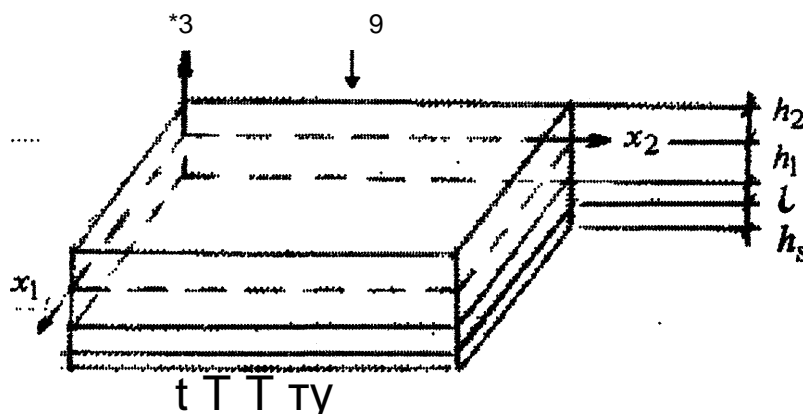


Рис. 4.1. Сталебетонная плита с зоной микротрещин: -
нейтральная поверхность; $L = \frac{1}{\alpha} + \frac{1}{2}$ - толщина неразрушенной (без трещин) зоны бетона; l - толщина зоны трещиноватости; h_s -
та стального листа

4.1. Вывод уравнений термоупругости для сталебетонной плиты с учетом образования микротрещин

В основу теоретических выкладок положим следующие предпосылки теории **** тонких плит****, а также предпосылки, отражающие особенности конструкции плиты [50].

1. Рассматриваются тонкие пластины, прогибы которых малы по сравнению с их толщинами.

2. Нейтральная поверхность пластины, изгибаемой поперечными силами, считается недеформируемой в своей плоскости, т.е. сумма проекций всех усилий, возникающих в поперечном сечении плиты, на горизонтальную плоскость равна нулю.

3. Гипотеза прямых нормалей принимается со сдвижкой, соответствующей относительной деформации сдвига по контакту стального листа с бетоном (рис.4.2).

4. Нормальные напряжения в поперечном к нейтральной поверхности плиты направлении считаются малыми.

5. Соединение составляющих компонентов сталебетонной плиты осуществляется гибкими анкерами, которые расположены симметрично с равным шагом и упруго податливы в плоскости сдвига. Стальной лист обладает малой изгибной жесткостью, поэтому связи считаются абсолютно жесткими в поперечном направлении.

6. Распределение усилий по контакту стального листа с бетоном в случае упруго податливых связей считается в первом приближении тождественным распределению этих же усилий для случая абсолютно жестких связей сдвига.

7. Возможная концентрация усилий в месте сосредоточения не учитывается, то есть усилие, воспринимаемое анкером, считается распределенным (“размазанным”) равномерно на соответствующей этому анкеру площади контакта.

8. Рассматривается случай кратковременного, простого (синхронного) нагружения элементов конструкции, то есть в процессе деформирования соотношение напряжений на главных площадках считается постоянным ($\sigma = \sigma_2 / \sigma_1 = \text{const}$).

Относительно образования, развития и ориентации трещин принимаются следующие предположения [50]:

1а. Трещины образуются по площадкам главных растягивающих напряжений.

2а. Образование трещин не изменяет ориентации главных площадок.

3а. Критерием образования трещин является достижение в растянутых волокнах бетона предельного напряжения R^{\wedge}_t .

Рассмотрим элемент сталебетонной плиты, рассеченный плоскостью трещины (рис.4.2), и выведем для него уравнение состояния

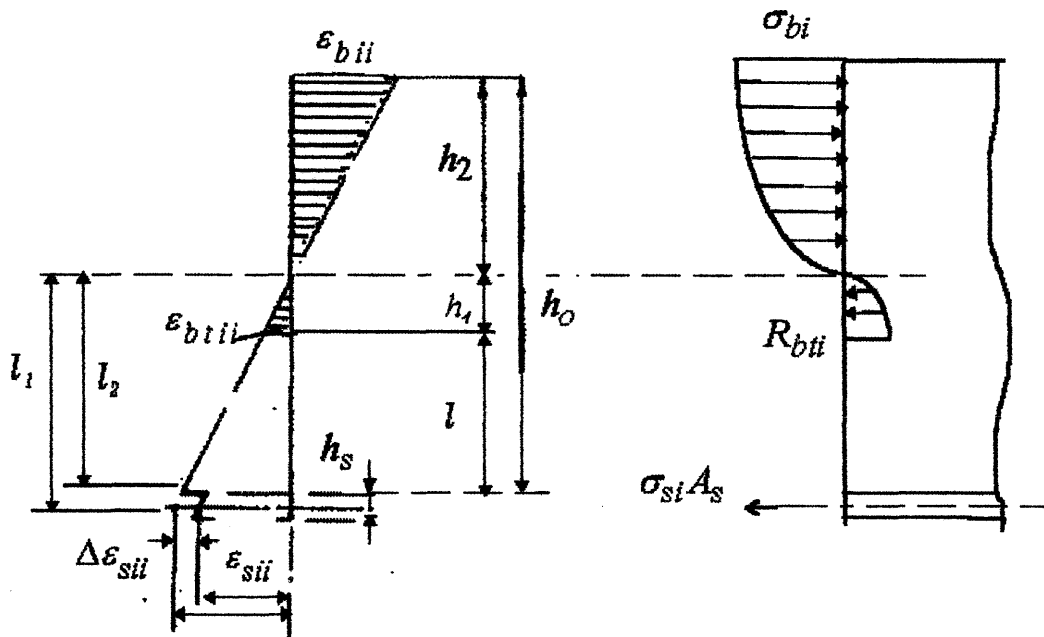


Рис. 4.2. Деформации в сечении сталебетонного элемента

Исходим из уравнения равновесия элемента плиты в виде [64]

$$\frac{\partial M_1}{\partial x_1} + \frac{\partial M_{12}}{\partial x_2} = Q_1, \quad \frac{\partial M_2}{\partial x_2} + \frac{\partial M_{21}}{\partial x_1} = Q_2, \quad (4.1)$$

$$\frac{\partial Q_1}{\partial x_1} + \frac{\partial Q_2}{\partial x_2} + q = 0$$

или

$$\frac{d^2 M_x}{dx^2} + 2 \frac{dM_x}{dx} - M_x = -q \quad (4.2)$$

где q - внешняя нагрузка на единицу площади сталебетонной плиты. Соотношение (4.2) - это уравнение бесконечно малого изгибного элемента, нагруженного поперечной нагрузкой

Здесь

$$M_i = \frac{h^2}{-I_i} \int_{x_3}^{\sim} \sigma_{xx} dx_3 + \frac{\sim^2}{-I_i} \int_{x_3}^{\sim} \sigma_{xx} dx_3, \quad i = 1, 2 \quad (4.3)$$

являются изгибающими моментами;

$$M_i = \frac{L_2}{-I_i} \int_{x_3}^{\sim} \sigma_{xx} dx_3 + \frac{-L_2}{-I_x} \int_{x_3}^{\sim} \sigma_{xx} dx_3 - \quad (4.4)$$

крутящий момент;

$$Q_i = \frac{L_2}{-I_i} \int_{x_3}^{\sim} \sigma_{xz} dx_3 + \frac{-L_2}{-A} \int_{x_3}^{\sim} \sigma_{xz} dx_3, \quad i = 1, 2 \quad (4.5)$$

поперечные силы;

σ_{ij} ($i = 1, 2$), σ_{ij} - компоненты тензора напряжений.

Примечания.

1. Здесь и далее индекс 'b' ('s') означает, что соответствующая характеристика описывает бетон (сталь). Там, где возможно, эти индексы будут опускаться.

2. Интеграл по неразрушенной зоне бетона в пределах представляет собой сумму двух интегралов: по сжатой зоне $[0, y^*]$ и по растянутой зоне. Соответственно характеристики бетона, содержащиеся в подинтегральных выражениях, берутся по сжатой или растянутой зонам.

Согласно основным положениям теории термоупругости [64,65], тензор напряжений в сжатой зоне бетона определяется как

$$\begin{aligned} \sigma_{11} &\sim \sigma_{33} + \sigma_{33} \nu \frac{\sigma_{11}}{\sigma_{33}} \\ \sigma_{22} &= \sigma_{11} + \nu \sigma_{11} + \sigma_{33} (1 + \nu) \\ \sigma_{33} &= \sigma_{11} + \nu \sigma_{11} + \sigma_{33} (1 + \nu) \\ \sigma_{12} &= \sigma_{13} = \sigma_{23} = 0 \end{aligned}$$

Аналогичные выражения имеют место для растянутой зоны бетона :

$$\begin{aligned} \sigma_{11} &\sim \sigma_{33} + \nu \sigma_{33} \frac{\sigma_{11}}{\sigma_{33}} \\ \sigma_{22} &= \sigma_{11} + \nu \sigma_{11} + \sigma_{33} (1 + \nu) \\ \sigma_{33} &= \sigma_{11} + \nu \sigma_{11} + \sigma_{33} (1 + \nu) \\ \sigma_{12} &= \sigma_{13} = \sigma_{23} = 0 \end{aligned}$$

и для стального листа :

$$\sigma_1 = (A_s + 3D_3X;!! + A_s f_{sz} + f_{s33}) - \sigma_s (T - T_0) >$$

$$\sigma_2 = (A_s + 2A_s) f_{s22} + 4s(f_{s11} + S_{s33}) - \sigma_s (T - T_0) >$$

$$\sigma_3 = \Pi^{\circ} + 2D_3 r_{33} + 4s I f_{s11} + S_{s22} \quad \sigma_s (T - T_0) ,$$

$$\sigma_{sifc} \sigma_s f_{sik} , \quad \blacksquare \quad (O)$$

В этих выражениях использованы следующие обозначения:

- коэффициенты Ляме, выражающиеся через модуль Юнга

$$E = E(x_j, \sigma^2, L, D) \text{ и коэффициент Пуассона } \nu = \nu(j, q), \quad (T)$$

приведенной среды [50] по формулам

$$L = E\gamma / (1 + \nu)(1 - 2\gamma); \quad \mu = E/2(1 + \gamma); \quad (4.9)$$

α - коэффициент объемного температурного расширения;

K - модуль сдвига, определяемый как

$$K = E/3(1 - 2\gamma); \quad (4.10)$$

T_0 - начальная температура;

$T = T(x_1, x_2, x_3)$ - известное поле температур в плите.

Влияние податливости контакта стального листа с бетоном учитывается введением параметра β [50] (рис. 4.2):

$$\beta_i = 14 \left(\frac{L - \beta}{K} \right) \sigma_s (T - T_0) \quad \sigma_s (T - T_0) , \quad (4.11)$$

где δ - величина относительного сдвига по контакту стального листа с бетоном;

$k_f(i-1,2)$ - кривизна сечения.

Согласно гипотезе плоских сечений, тензоры деформаций выражаются через функции смещения нейтральной поверхности вдоль оси X следующим образом:

$$\epsilon_{xi} = -z \cdot \kappa_i = -z \cdot \frac{d^2 u_i}{dx^2} \quad (\text{ад})$$

Согласно исходному предположению о малости нормальных напряжений в направлении, поперечном к нейтральной поверхности плиты, имеет место равенство $\sigma_{xi} = 0$. С учетом этого, используя (4.6)-

$$\sigma_{xi} = -z \cdot \kappa_i = -z \cdot \frac{d^2 u_i}{dx^2} = -K \alpha (T - T_0),$$

$$\epsilon_{xi} = z \cdot \kappa_i$$

(413)

Выражения (4.13) распространяются на бетон в сжатой зоне (с индексом "b"); бетон в растянутой зоне (с индексом "bt") и сталь (с индексом "s"). Для стали эти выражения с учетом того, что $\sigma_{si} = \epsilon_{si} \cdot E_s$ (рис. 4.2), записываются следующим образом:

$$O_{il} = \frac{2 U l}{1 - r_s} + \frac{r_s \rho_s \ell_s \gamma_s}{7} \frac{K_s \langle s \rangle (T - T_b) \Gamma}{1 - r_s} \quad (4.14)$$

Подставляя (4.13) в (4.3), (4.4), для моментов с учетом (4.12) получим следующие выражения:

$$M_1 = -D_1 \frac{\partial^2 w}{\partial x_1^2} - D_2 \frac{\partial^2 w}{\partial x_2^2} + M_T \quad , \quad (4.15)$$

$$M_2 = -D_2 \frac{\partial^2 w}{\partial x_1^2} - D_1 \frac{\partial^2 w}{\partial x_2^2} + M_T \quad ,$$

$$M_{12} = -D_{12} \frac{\partial^2 w}{\partial x_1 \partial x_2}$$

Здесь D_1, D_2, D_{12} — суммарные коэффициенты жесткости и температурный изгибающий момент, определяемые как

$$D_i = D^* + D_f, \quad (i = 1, 2), \quad A_T = A_T^* + A_T, \quad J_{W_T} = J_{W_i} + J_{W_f}. \quad (4.16)$$

Коэффициенты $A^* = A^s (* = W) = \int_{-l_1}^{-l_2} \frac{E_s}{1 - \nu_s^2} x_3^2 dx_3$ являются средними коэффициентами жесткости неравномерно нагретых бетонной плиты и стального листа. Они определяются выражениями:

$$D_1^s = \int_{-l_1}^{-l_2} \frac{E_s}{1 - \nu_s^2} x_3^2 dx_3 \quad (4.17)$$

$$rsb \quad 4^{Eb} 2, ni r^2 v_s \wedge s 2 . \quad (4.18)$$

$$\frac{D_2 - f 2 * 3 \wedge * 3}{-Li^1 - \wedge} \quad D_2 - J'' y^3 \wedge 3 \cdot \quad -A^1 - \wedge$$

$$n^* - V Jib 2A n? - \sim f^2 ES 2_A \quad (4.19)$$

$$\frac{\wedge 2 J}{\sim M + 'b} \quad \frac{Jf3 \wedge x_3 \gg D_2 \sim J X3 C1 L3}{-A1 + \wedge s}$$

$$h - h + As, /2 = *2 + l \cdot$$

Температурные изгибающие моменты в бетоне и стальном листе определяются как

$$\bar{M}^? = \sim J \frac{a_b E \wedge (T \sim T_Q)}{-Li \quad 3(1 - \Gamma_L)} \wedge x_3 dx_3, \quad (4.20)$$

$$Mm = - J \frac{\sim i^{2a} s E_s (T - T_S)}{41 \quad 3(1 \sim r_s)} \wedge x_3 dx_3. \quad (4.21)$$

При неравномерном нагреве плиты вдоль продольных направлений $x_i, \%2$ коэффициенты $D[9D2, D^2$ и изгибающий температурный момент Mm являются функциями продольных координат:

при $T = T(x_b \wedge, X_3) : D = Z)/(x_b x_2), i = U; D_2 = \wedge > 12 \ddot{Y} \gg \wedge \ddot{I}$

$$Mm = MT(x\{9X2). \quad (4.22)$$

Подставляя (4.15) в уравнения равновесия (4.1), (4.2) и исключая поперечные силы $Q_i > Q_z \gg$ получим следующее уравнение относительно функции прогиба $w(x_b X_2)$, описывающее двухосный изгиб неравномерно нагретой сталебетонной плиты:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial^2}{\partial x_1^2} \left(D_1 \frac{\partial^2 w}{\partial x_1^2} + D_2 \frac{\partial^2 w}{\partial x_2^2} \right) + \frac{\partial^2}{\partial x_2^2} \left(D_1 \frac{\partial^2 w}{\partial x_1^2} + D_2 \frac{\partial^2 w}{\partial x_2^2} \right) \\ & + \frac{\partial^2}{\partial x_1 \partial x_2} \left(D_{12} \frac{\partial^2 w}{\partial x_1 \partial x_2} \right) + \left(\frac{\partial^2}{\partial x_1^2} + \frac{\partial^2}{\partial x_2^2} \right) M_T = q . \end{aligned} \quad (4.23)$$

К этому уравнению нужно сформулировать граничные условия, определяющиеся типом закрепления концов плиты.

Рассмотрим случай шарнирного закрепления концов при одноосной деформации (рис. 4.3), который потом с соответствующими изменениями обобщается на случай двухосной деформации.

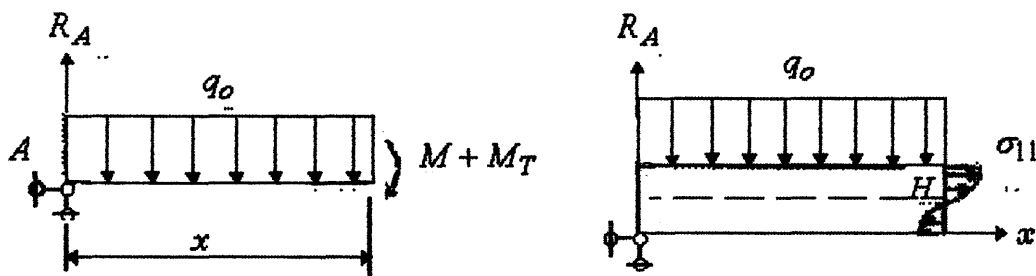


Рис. 4.3. К выводу граничных условий

Из условия неподвижности шарнира A (рис. 4.3,а) имеем

$$\text{в точке } A : w = 0 . \quad (4.24)$$

Рассмотрим теперь равновесие участка плиты длины x (рис. 4.3,б).

Вычисляя сумму моментов относительно точки H (рис. 4.3,б), получим

$$-(M + M/T) + \dots = 0. \quad (4.25)$$

Устремляя в этом равенстве $x \rightarrow 0$, получим следующее граничное условие:

$$\text{в точке } A : M + M/7 = 0, M \sim D\{y''\}. \quad (4.26)$$

Здесь введено обозначение $y'' = d^2w/dx^2$ ($x \in x_j$).

Если длина плиты вдоль оси равна 1, то при шарнирном закреплении концов из (4.23), (4.25) получаем следующие граничные условия:

$$x = 0, x=L : w=0, M + iW^{\wedge} = 0, \dots = \dots. \quad (4.27)$$

В случае одноосного изгиба расстояния $h \setminus /12$ (ширина растянутой и сжатой зон) определяются условиями:

1) равенства нулю суммарных усилий в любом сечении сталебетонной плиты:

$$\begin{matrix} \sim^2 \\ -Li \end{matrix} \quad \begin{matrix} \sim^2 \\ J \int_0^1 dx_3 + J \int_0^1 dx_3 = 0, \\ -i\ddot{w} \end{matrix} \quad \begin{matrix} =/2 + A_s > /2 = \wedge 2 + \wedge ! \\ \end{matrix} \quad (4.28)$$

2) на границе зоны трещиноватости напряжение в бетоне равно критическому напряжению по растяжению :

$$x_3 = -A_i : c_{2m} = \dots = \dots, \% \sigma = A / \dots. \quad (4.29)$$

Ширина зоны трещиноватости бетона / связана с начальной толщиной бетона h_0 соотношением

$$/ = L_0 - (L_1 + L_2). \quad (4.30)$$

В случае двухосной деформации в граничных условиях (4.27) моменты - это моменты относительно оси шарнира, а соотношения (4.28), (4.29) формулируются относительно главных осей.

Замечание. При наличии зоны трещиноватости коэффициенты жесткости являются переменными функциями, как и в случае неоднородного распределения температур.

4.2. Исследование огнестойкости нагруженной сталебетонной плиты при одноосной деформации

В разделе 3 были даны критерии температурного разрушения бетона как материала. Однако при наличии нагрузки разрушение сталебетонных конструкций может произойти раньше, чем разрушится бетон как материал.

В данном разделе исследуем случай одноосной деформации равномерно нагруженной шарнирно опертой сталебетонной плиты при равномерном огневом воздействии со стороны стального листа.

4.2.1. Постановка задачи Рассматривается одноосная деформация сталебетонной плиты (рис. 4.4).

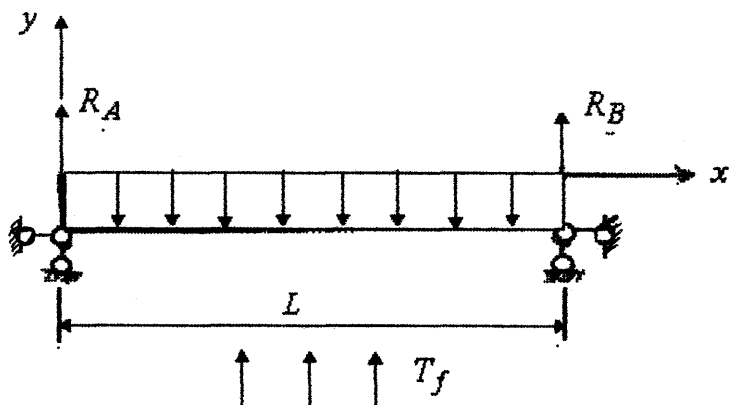


Рис. 4.4. Одноосная деформация равномерно нагруженной сталебетонной плиты при одностороннем нагреве

При одноосной деформации функция прогиба w зависит только от координаты $X/\ell = x$. В этом случае уравнение (4.23) принимает вид

$$-y \frac{d^2 M_T}{dx^2} = \frac{q_0}{J} \quad (4.31)$$

В случае шарнирно опертой плиты граничные условия имеют вид (4.27), а положение нейтральной поверхности и границы зоны трещиноватости определяются условиями (4.23), (4.29).

Будем решать задачу при следующих предположениях:

1. Плита равномерно нагружена: $q = -q_0 = \text{const}$.
2. Температура изменяется только поперек плиты (вдоль оси).
3. При нормальной температуре трещиноватости нет.

Так как температура огневого воздействия T_u увеличивается, начиная с нормальной, с течением времени по некоторому закону (например, по закону стандартного пожара), задачу можно естественным образом решать в два этапа.

На первом этапе температура пожара заключена в пределах $T_N < T_u < T^*$, где T^* - температура T_f при которой появляется

первая трещина ($T^* = T^*(4)$). То есть на этом этапе зона трещиноватости отсутствует. Однако уже на этом этапе возможно разрушение нагруженной плиты за счет снижения ее прочностных свойств.

На втором этапе, при $T_f > T^*$ решается задача о напряженном состоянии плиты при наличии зоны трещиноватости.

4.2.2. Решение задачи о напряженном состоянии нагреваемой плиты. Отметим, что температура T^* и момент времени t^* , при которых в бетоне появляется первая трещина, являются неизвестными и определяются условием (4.29).

В диапазоне температур $T_0 < T_f(t) < T^* = T_f(t^*)$ имеем $D \neq \text{const} = \text{const}$. В этом случае уравнение (4.31) имеет следующее общее решение:

$$w(x) = -\frac{1}{D} \left(C_3 x^3 + C_1 x + C_0 \right) \quad (4.32)$$

Определив константы из граничных условий (4.27), получим следующее решение для функции прогиба:

$$w(x) = \frac{T^*}{D} \left(\frac{1}{2} x^2 + Lx - x^2 \right) - \frac{1}{D} \left(C_3 x^3 + C_1 x + C_0 \right) \quad (4.33)$$

Для второй производной будем иметь

$$w''(x) = \dots \quad (4.34)$$

Отсюда видно, что наибольшая кривизна изгиба будет достигаться на середине плиты при $x = L/2$:

$$\kappa^* = \max w''(x) = w''(L/2) = \frac{9QL^2 M_T}{W_f D_x} \quad (4.35)$$

Используя (4.31), (4.25), легко показать, что это выражение справедливо и в том случае, когда ϵ и M_T являются переменными функциями, то есть когда бетон имеет зону трещиноватости.

Отметим, что коэффициент жесткости $\epsilon > 1$ и температурный момент M_T пока не определены, так как неизвестно положение нейтральной поверхности (расстояние h_x).

Учитывая, что в отсутствие трещин $h_x = h_0 - h \setminus l = 0$, из условия (4.28) получаем следующее уравнение относительно неизвестного расстояния A_f

$$\int_{-h}^{A_f} \epsilon E_b y x_j dx_j + \int_{A_f}^{h} E_s y x_i dx_i = 0. \quad (4.36)$$

Это уравнение с учетом зависимостей

$$\begin{aligned} \epsilon(T) &= \epsilon_s(T) \frac{D(T)}{D_s(T)}, \quad \epsilon_s(T) = \epsilon_s(20^\circ \text{C}) \frac{1 - \nu(T)}{1 - \nu(20^\circ \text{C})}, \\ \nu(T) &= \text{const}, \quad \epsilon_s = \text{const} \end{aligned} \quad (4.37)$$

можно представить в виде

$$\int_{-h}^{A_f} \epsilon(T) y x^3 dx + \int_{A_f}^{h} E_s y x^3 dx = 0, \quad s = \frac{E_s \int_{A_f}^{h} y x^3 dx}{\int_{-h}^{A_f} \epsilon(T) y x^3 dx} \quad \blacksquare \quad (4.38)$$

Учитывая, что $E_b(20^\circ\text{C}) \approx 10^4 \text{ МПа}$, $\epsilon_g(20^\circ\text{C}) \approx 2 \cdot 10^{-5}$ МПа,

$\epsilon \approx 0.45$, $\nu_s \approx 0.3$, получаем, что уравнение (4.38) содержит малый параметр $\epsilon' \approx 1/20 = 0.05 \ll 1$. Следствием этих соотношений является также неравенство $h \ll h_{oi}$ то есть нейтральная поверхность располагается вблизи стального листа. Учитывая это и неравенство $h_s \ll h_o$, уравнение (4.38) можно решать методом возмущений. Разлагая интегралы в (4.38) в ряды, получим с точностью до линейных членов по малому параметру ϵ

$$\epsilon \int_0^L \epsilon' b(T)^x z^3 \dots \sim A(T_z) M_1 = O, (4.39)$$

где T^{Δ} - температура на верхней части плиты, не подвергаемой огневому воздействию.

Окончательно для h получаем выражение:

$$A_1 = \frac{A?}{o} \dots z \dots (4.40)$$

Необходимо иметь в виду, что выражение (4.40) справедливо для не очень высоких температур, когда $D > 0.5$. При высоких температурах, например, $T_f \ll 800^\circ \text{C}$, когда $D_j \ll 0.1$, для определения h необходимо решать интегральное уравнение (4.28).

Перейдем теперь к определению температуры и времени огневого воздействия, когда начнут возникать трещины.

Из условия (4.29) следует, что первые трещины будут образовываться в середине пролета плиты ($x = L/2$). Температура T^*

и момент времени t^* начала трещинообразования будут определяться условием

$$\sigma_M(-A1) = 1 - \nu f \quad \epsilon_{,200_2^C)A(7^*)A_i/\{j) = RM \quad (441)$$

Подставляя сюда $y''\left(\frac{L}{2}\right)$ из (4.35), получим следующее

уравнение для определения T^* , а тем самым и момента времени 4:

$$\frac{\epsilon_{Л(20^{\circ}C), ч q_0 L^2 + 8M_{Г, ч} .}{1 - \nu} = \frac{gK}{\nu u} \quad (4.42)$$

Обратим внимание, что в этом соотношении параметры $h^D M' p$ также являются функциями температуры T^* .

С ростом температуры огневого воздействия возможно разрушение бетона в зоне сжатия за счет уменьшения его прочностных свойств. Условие отсутствия разрушения бетона относительно деформаций сжатия формулируется в виде

$$\langle \text{ЫБЗ} \rangle = \wedge^{(2Q^{\circ}C)} Xiy \{ \wedge \} < Rb(T) = R_b(2VC)r_b(T) \quad (4.43)$$

при $0 < XI < h_o - h$. Это условие в явном виде можно записать как

$$\frac{\epsilon_{Л(20^{\circ}C) \&L + 8Л/Т, .}{i - \nu i} \leftarrow \text{УГ} \wedge (7 - \> 3 < ЛД2(ГСЬ Г) . \quad (4.44)$$

Наконец, нагрев стального листа может привести к его пластической деформации, а значит к потере несущей способности. Условие, при котором стальной лист сохраняет прочностные свойства, имеет вид:

$$\sigma_{\text{ст}} \sqrt{7J} = \frac{(X \cdot \sigma_s(20^\circ\text{C}) \cdot g_0 L^2 + \text{ШТ},.)}{22} \ll \kappa \frac{A_v}{L} < \sigma_{\text{ст}} \sqrt{7J} = \sigma_{\text{ст}} \sqrt{7J} \cdot (4 - \dots)$$

Соотношения (4.38) -(4.45) являются основой для оценки огнестойкости сталебетонных балок.

Огнестойкость строительных конструкций существенно зависит от интенсивности тепловых потоков [5,13]. Наиболее опасными типами пожаров являются быстроразгорающиеся, когда в начале пожара температура T_f уже велика. К таким пожарам близок стандартный, при котором температура T_f после 15 мин. горения равна примерно 740°C . При таком режиме горения, как показали расчеты по методике разд 3, температура стального листа при $h_b = 5\text{мм}$ через 23 мин. достигает 700°C , т.е. согласно таблицам 1.7,1.8, сталь почти полностью теряет прочность. Поэтому использование обычных сталебетонных плит, не защищенных тепловыми экранами или теплоизолирующими покрытиями, нецелесообразно (см. также [13]).

Будем поэтому рассматривать защищенную каким-либо образом сталебетонную плиту с заданной температурой стальной пластины, то есть предположим, что при помощи тепловой защиты смоделирован слабоинтенсивный пожар, так что температура стального листа не превышает 700°C .

4.2.3. Расчет огнестойкости сталебетонных плит при медленно текущем пожаре. В основу расчетов положим следующие табличные значения зависимостей прочностных характеристик бетона и стали от температуры (табл.4.1).

Таблица 4.1

Зависимость $P_b \cdot \gamma_b > \gamma_{bt} P_s > Y_s$ от температуры

Коэффициент	Значение коэффициента при температуре, °С								
	100	200	300	400	500	600	700	750	
P_b	0.8	0.78	0.75	0.6	0.3	0.21	0.1	0	
γ_b	0.9	0.98	1.05	1	0.77	0.67	0.48	0.3	
γ_{bt}	0.53	0.55	0.65	0.7	0.55	0.4	0.2	0	
	0.95	0.9	0.85	0.8	0.7	0.5	0.25	0	
T_s	0.97	0.9	0.8	0.7	0.55	0.4	0.2	0.12	

Коэффициент Пуассона ν_b и коэффициент теплового расширения α_b тяжелого бетона в диапазоне температур 20-500° С можно считать постоянными и примерно равными « 0,2, $\alpha_b \ll 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$. При температуре 700°С коэффициент α_b увеличивается до $15 \cdot 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$. Для стали $\nu_s \ll 0,3$, $\alpha_s \ll 13 \cdot 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$. Численные значения прочностных характеристик при 20° С в зависимости от марки бетона (от В3.5 до В50) изменяются в пределах [48]:

$$E_A(20^\circ\text{C}) = (95+39)10^3 \text{ МПа} ;$$

$$Y^*(20^\circ\text{C}) = (2.1+ 27.5) \text{ МПа} ; A_{fc}(20^\circ\text{C}) = (0.26+ 155) \text{ МПа} . \quad (4.46)$$

Для стали

$$f_s(20^\circ\text{C}) \gg 2 \cdot 10^5 \text{ МПа} ; \sigma_m(20^\circ\text{C}) \gg 235 \text{ МПа} . \quad (4.47)$$

Основой инженерного расчета огнестойкости могут служить формулы (4.40) (определение положения нейтральной оси), (4.42) (критерий начала трещинообразования), (4.44) (критерий разрушения по сжатой зоне бетона), (4.45) (критерий потери прочности стального листа). Пользуясь этими формулами и известным распределением температур, можно определить степень потери прочности плиты при заданной температуре T_f . Распределение температур можно рассчитать по методике разд 3.2 либо пользуясь выражением (2.84), которое, как было показано, является точным решением температурной задачи при постоянной (в нашем случае - медленно меняющейся) температуре пожара. При наличии трещиноватости расстояния k, h_2 определяются из условий (4.28), (4.29) одним из приближенных методов.

По предложенной методике были проведены численные оценки огнестойкости сталебетонной плиты, шарнирно опертой на двух сторонах и бесконечно длинной в перпендикулярном направлении (рис. 4.5), с размерами $h_o = 0.1$ м, $L = 0.5$ м, $h_s = 4$ мм, толщина воздушного зазора между сталью и бетоном = 2.5 мм.

При расчетах использовались температурные поля, полученные по методике разд 3. Разрушение во всех случаях произошло по сжатой зоне бетона. Результаты оценок приведены в таблицах 4.2, 4.3 (для наименее и наиболее прочной марок обычных тяжелых бетонов: В3.5 и В50).

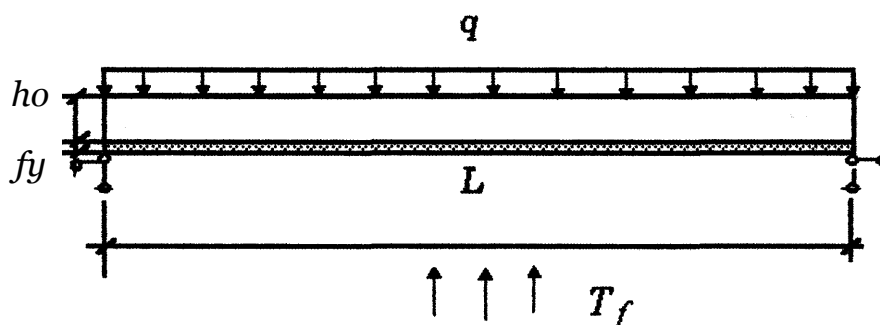


Рис. 4.5. Сталебетонная плита

Таблица 4.2

Остаточная прочность по сжатию нагруженной сталебетонной плиты при $f_{yk}(20^{\circ}\text{C})=2,1\text{МПа}$, $f_{yk}(20^{\circ}\text{C}) = 0^6\text{МПа}$, $f_{yk}(20^{\circ}\text{C}) = 9500\text{МПа}$

Остаточная прочность при температуре стали, °С				
нагрузка	200° С	300°С	400° С	500° С
Бт/м ²	31.1%	13.7%	-	-
3 т/м ²	44.7%	27.3%	1.83%	-
2.5Т/М ²	48.1%	30.7%	5.26%	-

Из таблицы видно, что для данной марки бетона при нагреве стали до 400° С плита практически не выдерживает нагрузки выше 2.5 т/м².

Результаты расчетов для более прочного бетона приведены в таблице 4.3. Плита из такого бетона выдерживает 200Т/М² при нагреве до 500°С. Однако даже при наличии воздушного зазора 2.5мм между стальным листом и бетоном разрушение плиты наступает довольно быстро: температура стального листа 700° С достигается примерно через 23 мин после начала пожара, что намного меньше возможной огнестойкости бетона как материала. Это еще раз подтверждает

необходимость применения дополнительной тепловой защиты сталебетонных плит.

Таблица 4.3

Остаточная прочность по сжатию нагруженной сталебетонной плиты при $f_{c,20} = 27 \text{ МПа}$, $f_{t,20} = 1,5 \text{ МПа}$, $E_s = 200000 \text{ МПа}$

Остаточная прочность при температуре стали, °С

нагрузка	200° С	300° С	400° С	500° С	600°С	700°С
50 т/м ²	96.4%	82.1%	76.7%	69.1%	54.9%	40.0%
100 т/м ²	62.4%	61.4%	58.7%	51.1%	36.9%	6.29%
200 т/м ²	26.7%	25.7%	22.6%	15.0%	0.73%	-

Выводы

1. Дан вывод уравнений равновесия неравномерно нагретой нагруженной сталебетонной плиты при двухосном изгибе с учетом трещиноватости.
2. Проведены аналитические исследования одноосной деформации нагруженной неравномерно нагретой плиты с учетом образования микротрещин в растянутой зоне бетона.
3. Для равномерно нагруженной сталебетонной плиты приведена оценочная формула ширины зоны трещинообразования.
4. Проведены численные исследования одноосной деформации сталебетонной равномерно нагруженной плиты при нагревании. Показано, что для рационального использования запаса прочности бетона как материала необходимо применять тепловые экраны либо защитные покрытия стального листа.

ВЫВОДЫ

1. На основе обзора литературы дан анализ влияния на физико-химические, теплофизические и прочностные свойства бетона высоких температур, приводящих к его разрушению в условиях огневой среды.
2. На основе обзора экспериментальных исследований сделан вывод о том, что для расчета поля температур необходимо учитывать процессы фазовых переходов при испарении влаги во внутрипоровом пространстве, что становится возможным при рассмотрении бетона как пористой многофазной среды с различными температурами фаз.
3. Сформулирована система уравнений, учитывающая микроструктуру среды и позволяющая рассчитать поле температур в твердой, жидкой и газовых фазах бетона, а также распределения пара и давления пара в порах.
4. Показано, что в случае высокоинтенсивных тепловых потоков сформулированная задача сводится к более простой, так называемой задаче Стефана [61]. Проведено качественное исследование задачи Стефана для полубесконечной области с нагреваемой границей при неподвижном твердом каркасе. Даны оценочные формулы для закона движения границы зоны испарения, позволяющего определить время просушки (формула (2.87)); распределения поля температур с течением времени (формулы (2.85), (2.86)); распределения внутрипорового давления (2.93).
5. Составлена программа для расчета температурно-влажностных полей и внутрипорового давления ненапряженной бетонной и сталебетонной плит при огневом воздействии в точной (нелинейной) постановке. Правильность работы программы проверена на точном решении задачи Стефана. Оценки, полученные при помощи этой

программы, показали высокую степень соответствия предложенной математической модели реальным процессам.

6. Предложена методика оценки предела огнестойкости ненапряженных бетонных и сталебетонных плит, основанная на оценке степени гидратационного разрушения бетона и величины внутриводякового давления.
7. Получены оценки предела огнестойкости и внутриводякового давления для бетонной плиты из тяжелого мелкопористого бетона с заполнителем из силикатных пород и сталебетонной плиты.
8. Численные исследования показали, что применение сталебетонной плиты целесообразно из следующих соображений с точки зрения уменьшения внутриводякового давления в пристеночных областях, когда используется высококачественный мелкопористый бетон и имеет место интенсивный режим нагрева.
9. Дан вывод уравнений равновесия неравномерно нагретой нагруженной сталебетонной плиты при двухосном изгибе с учетом трещиноватости
10. Проведены аналитические исследования одноосной деформации нагруженной неравномерно нагретой плиты с учетом образования микротрещин в растянутой зоне бетона.
11. Проведены численные исследования одноосной деформации сталебетонной равномерно нагруженной плиты при нагревании. Показано, что для рационального использования запаса прочности бетона как материала необходимо применять тепловые экраны либо защитные покрытия стального листа.
12. Методика расчета температурно-влажностных полей бетонных и сталебетонных плит внедрена в проектных институтах “Укргідропроєкт” и “Харьковтрансмашпроект”.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Державний стандарт України. Система стандартів безпеки праці. Пожежна безпека. Терміни та визначення. ДСТУ 2272-93. - Київ: Держстандарт України.
2. СТ СЭВ 446-77. Противопожарные нормы строительного проектирования. Методики определения расчетной пожарной нагрузки.
3. Милованов А.Ф. Жаростойкий бетон. - М.:Госстройиздат, 1963. - 235с.
4. Милованов А.Ф. Влияние температуры на бетон // Бетон и железобетон. - 1996. - №4. -С. 9-13.
5. Милованов А.Ф. Огнестойкость железобетонных конструкций. -М.:Стройиздат, 1986. - 225с.
6. Кричевский А.П. Расчет железобетонных инженерных сооружений на температурные воздействия. - М.:Стройиздат, 1984. - 248с.
7. Кричевский А.П. О расчетном определении температурно-усадочных деформаций бетона при повышенных температурах // Исследование надежности и качества железобетонных конструкций. - Куйбышев:Куйбышев. ун-т, 1978. - с. 43-54.
8. Кричевский А.П. Определение деформаций ползучести бетона при повышенных температурах // Бетон и железобетон. -1982. - №11. - С.18-20.
9. Кричевский А.П. Деформации сжатия тяжелого бетона при нагреве // Тр. НИИЖБ “Поведение бетонов и элементов железобетонных конструкций при нагреве”. - М.:Стройиздат, 1982. - С.21-29.
10. Жаростойкие бетоны / Под ред. К.Д. Некрасова. - М.: Изд-во л-ры по строительству, 1964.-292с.
11. Некрасов К.Д., Жуков В.З., Гуляева В.Ф. Тяжелый бетон в условиях повышенных температур. - М.:Стройиздат, 1972. - 128с.
12. Некрасов К.Д., Жуков В.З., Коростышевский Я.Д. Влияние нагрева на физико-механические свойства тяжелого бетона // Тепломонтажные и изоляционные работы. - 1967. -В.1/ЦБТИ. - С.12-16.
13. Бартелеми Б., Крюппа Ж. Огнестойкость строительных конструкций; Пер. с франц. - М.:Стройиздат, 1985. - 216с.
14. Фомин С.Л. Работа железобетонных конструкций при воздействии климатической, технологической и пожарной среды. Дис... доктора техн, наук: 05.23.01, 05.26.03. - Харьков, 1997.-515с.

15. Огнестойкость зданий/Бушев В.П., Пчелинцев В.А., Федоренко В.С., Яковлев А.И. / Подред. Пчелинцева В.А. - М.:Изд-во л-ры по строительству, 1970. - 261с.
16. Лыков А.В. Теория сушки. - М:Энергия, 1968.471с.
17. Ребиндер ПА и др. Физико-химические основы пищевых производств. М., 1952.
18. Ройтман В.М., Апостолов А.Т., Симонова Т.С. Результаты исследований тепло- и влагопереноса в строительных конструкциях, испытывающих интенсивное тепловое воздействие / Сб.тр. "Огнестойкость строительных конструкций". - М.: ВНИИПО, вып.1,1973.-С. 130-143.
19. Ройтман В.М., Зырина Т.Н. Решение теплотехнической задачи огнестойкости конструкций с учетом процессов влагопереноса на ЭВМ по конечно-разностной схеме / Сб.тр.. "Огнестойкость строительных конструкций". - М..ВНИИПО, 1974. - С. 58-71.
20. Ковалев С.А., Соловьев С.Л. Испарение и конденсация в тепловых трубах. - М.: Наука, 1981.-111 с.
21. Нигматуллин Р.И. Основы механики гетерогенных сред. - М.: Физматгиз, 1979. - 336с.
22. Жакин А.И.. Механика сплошных сред. Лекции по дополнительным главам. - Харьков: Изд-во Харьковского го университета, 1993. -187 с.
23. Рамачандран В., Фельдман Р., Бодуэн Дж. Наука о бетоне: Пер. с англ. - М.:Стройиздат, 1986. - 278с.
24. Шейкин А.Е., Чеховский Ю.В., Бруссер М.И. Структура и свойства цементных бетонов. - М.:Стройиздат, 1979. - 344с.
25. Чеховский Ю.В., Рейтлингер С.А. Механизм переноса газов и жидкостей через бетон и методы исследования структуры пор бетона. -М.:ВНИИСТ, 1961. - 65с.
26. Ли Ф.М. Химия цемента и бетона: Пер. с англ. - М.Госстройиздат, 1961.- 645с.
27. Чиркин В.С. Теплофизические свойства веществ. - М.:Физматгиз, 1959. - 359с.
28. Франчук А.У. Таблицы теплофизических показателей строительных материалов. - М.:Отд. Информ.-изд. и патентно-лиценз. работы, 1969. - 142с.
29. Цилосани З.Н. Усадка и ползучесть бетона. - Тбилиси:Мецниереба, 1979. - 230с.
30. Рекомендации по расчету пределов огнестойкости бетонных и железобетонных конструкций / НИИЖБ. - М.:Стройиздат, 1986. - 22с.
31. Стольников В.В., Лавринович Е.В. Седиментационные процессы в бетонной смеси и их влияние на формирование структуры бетона и его водонепроницаемость *И Труды ВНИИГ.-Л., 1952,-№47.*

32. Горчаков Г.И., Баженов Ю.М. Строительные материалы. - М.: Стройиздат, 1986. - 688с.
33. Беркман А.С., Мельникова И.Г. Структура и морозостойкость стеновых материалов. - Л.-М.:Госстройиздат, 1962. - 166с.
34. Ступаченко П.П. Влияние структурной пористости гидротехнического бетона на его свойства и долговечность *N* Защита строительных конструкций от коррозии. - М., 1966.-С. 67-84.
35. Дубинин М.М., Жук Г.С., Зверина Є.Д. Исследование пористой структуры твердых тел сорбционными методами //Журнал физической химии. -1957. - т.31, №7.
36. Кондо Р., Даймон М. Фазовый состав затвердевшего цементного теста // Шестой Международный конгресс по химии цемента. - М., 1974.
37. Подвальный А.М. Влияние температурных воздействий на долговечность пластбетона // Бетон и железобетон. - 1962. - №7.
38. Пауэрс Т.К. Физическая структура портландцементного теста // Химия цемента: Пер. с англ.-М., 1969.-С.300-319.
39. Циросани З.Н., Чиковани Х.С. К исследованию дисперсной структуры цементного камня // Коллоидный журнал. -1963. - Т. 25, №1. - С. 97-104.
40. Бутт Ю.М. Изучение скорости гидратации портландцементных материалов // ЖПХ .- 1949.-Т. 22, №3.-С. 223-235.
41. Горяйнов К.Э. Исследование дегидратации при нагревании для определения характера новообразований гидратированных минералов портландцемента // ДАН СССР. -1955 - Т. 104, №3. - С. 452-456.
42. S. Brunauer, S.A. Greenberg. The hydration of iricalcium silicate and D-dicalcium silicate at room temperature // Chemistry of cement, proceeding, 4th international syposium. - Monograph 43, vol. 1. - Washington D.C., U.SANational Bureau of Standards . - 1960.
43. Вербецкий Г.П. Прочность и долговечность бетона в водной среде. - М.: Стройиздат, 1976.-127с.
44. Милованов А.Ф. Расчет жаростойких железобетонных конструкций. -М.:Стройиздат, 1975.-232с.
45. Бушуев Н.С. Прочность и деформативность бетона на гранитном щебне при высоких температурах // Сб.тр. - М.:ВНИИПО, 1981С.127-132.

46. Зайцев Ю.В. Моделирование деформаций и прочности бетона методами механики разрушения. - М.:Стройиздат, 1982. - 196с.
47. Карпенко Н.И. Общие модели механики железобетона. - МлСтройиздат, 1996. - 416с.
48. СНиП 2.03.04-84. Бетонные и железобетонные конструкции, предназначенные для работы в условиях воздействия повышенных и высоких температур. - М.:ГК СССР по делам строительства, 1986. - 53с.
49. Шагин А.Л. Об оценке работы бетона в условиях сложного напряженного состояния // Тез. докл. обл. конфер. "Реализация региональной комплексной научно-технической целевой программы "Бетон" ". - Харьков, 1983. - С. 28-30.
50. Чихладзе Э.Д., Арсланханов А.Д. Теория деформирования сталебетонных плит // Межвуз.сб.научн.тр. - Харьков:ХарГАЖТ,1996. - Выл. 27. - С.4-39. :=•
51. Чихладзе Э.Д., Арсланханов А.Д. Напряженно-деформированные состояния сталебетонных плит // Строительная механика и расчет сооружений. - 1990. - №2. - С. 22-26.
52. Чихладзе Э.Д., Арсланханов А.Д. Несущая способность сталебетонных плит // Бетон и железобетон. -1990. - №10. - С.30-31.
53. Рекомендации по защите бетонных и железобетонных конструкций от хрупкого разрушения при пожаре. - М.: Стройиздат, 1979. - 21с.
54. Кауфман Б.Н. Теплопроводность строительных материалов. -М.:Гос.изд.лит. по строительству и архитектуре, 1966. - 159с.
55. Методы определения теплопроводности и температуропроводности. Под ред. А.В. Лыкова. - М.:Энергия, 1973. - 336с.
56. Теплофизические свойства веществ / Под ред. Варгафтика Н.Б. -М.-Л.:ГЭИ. - 1966. - 367с.
57. Брицке Э.В. Термические константы неорганических веществ. М.: Изд-во АН СССР. - 1949.
58. Зигель Р., Хауэлл Дж. Теплообмен излучением: Пер. с англ. - М.:Мир, 1975. - 934с.
59. Исаченко В.П., Осипов В.А., Сукомел А.С. Теплопередача. - М.: Энергоиздат, 1981. - 417с. Е
60. Невский А.С. Лучистый теплообмен в печах и топках. - М.:Металлургия, 1971. - 440с.
61. Тихонов А.Н., Самарский А.А. Уравнения математической физики. - М.:Наука, 1972. - 735с.

62. Дульнев Г.Н., Парфенов В.Г., Сигалов А.В. Применение ЭВМ для решения задач теплообмена. - М.:Высшая школа, 1990. - 207с.
63. Самарский АА Теория разностных схем. - М.Яука, 1989. - 616с.
64. Амен-Заде Ю А Теория упругости. - М.: Высшая школа, 1971. - 288с.
65. Тимошенко С.П., Гудьер Дж. Теория упругости: Пер. с англ.-М.гНаука,1975.- 576с.

Приложение А

Пакет программ для расчета температурно-влажностных полей в
сталебетонной плите
при одностороннем огневом воздействии

А.1. Описание работы программы

Для работы программы нужно запустить на выполнение пакетный файл *pole.bat*, содержащий 2 выполняемых файла:

pole0.exe

pole_l-2.exe.

Программа *pole0.exe* реализует расчет температурного поля на 0-м этапе (см. разд. 3.2). Для работы этой программы необходимо создать файл исходных данных *poZe0.dat*, содержащий следующие данные:

I - толщина бетонной плиты (м);

B
 C - коэффициенты для расчета $A(T)_i c(T)_{yi}(T) = A^T - \sum B_i c(T) = C - T - i - D$;

D

ρ_b - плотность бетона (кг/м³);

h_b - толщина воздушного зазора между стальным листом и бетоном (м).

В результате работы программы формируется файл *poleQ rez*. Этот файл используется программой *pole l-2.exe*, которая реализует расчет температурного поля на 1-м и 2-м этапах (см. разд. 3.2). Для

работы этой программы необходимо создать файл исходных данных *pole_1-2.dat*, содержащий следующие данные:

nsh - на этапе испарения печать результатов и построение графиков осуществляется на каждом *nsh* - м шаге по времени;
nsh2 - после испарения печать результатов и построение графиков осуществляется на каждом *nsh 2-м* шаге по времени;
tkon - общее время расчета на 1-2 этапах (мин.);
m - шаг по времени (сек.);
г - радиус капилляров в бетоне (м);
vlag - влажность бетона (в долях);
П - пористость бетона (в долях).

Итак, для работы программы необходимо создать 2 файла:

pole0.dat

pole1-2.dat.

Результаты расчетов частично отображаются на экране и частично записываются в файл *pole_1-2.rez*.

На экране строятся графики температуры T , плотности пара p и внутрипорового давления p . Кроме этого, указывается время процесса испарения; полное время расчета; максимальное внутрипоровое давление и точка, в которой оно достигается; температура окружающей среды, температура стали, максимальная и минимальная температуры в бетоне.

В файл *pole 1-2.rez* записываются с заданным шагом по времени текущее количество узлов сетки nx , общее время процесса, сеточное разбиение области x и значения в T , p , p в узлах сетки

А.2. Описание программы *pole_l-2*

Программа написана на языке ФОРТРАН. Программа имеет модульную структуру и состоит из основной программы и следующих подпрограмм:

PROG - решение задачи теплопроводности методом прогонки;

PROG p - метод прогонки для определения поля p ;

pull - расчет коэф-та теплоотдачи на границе с холодной средой;

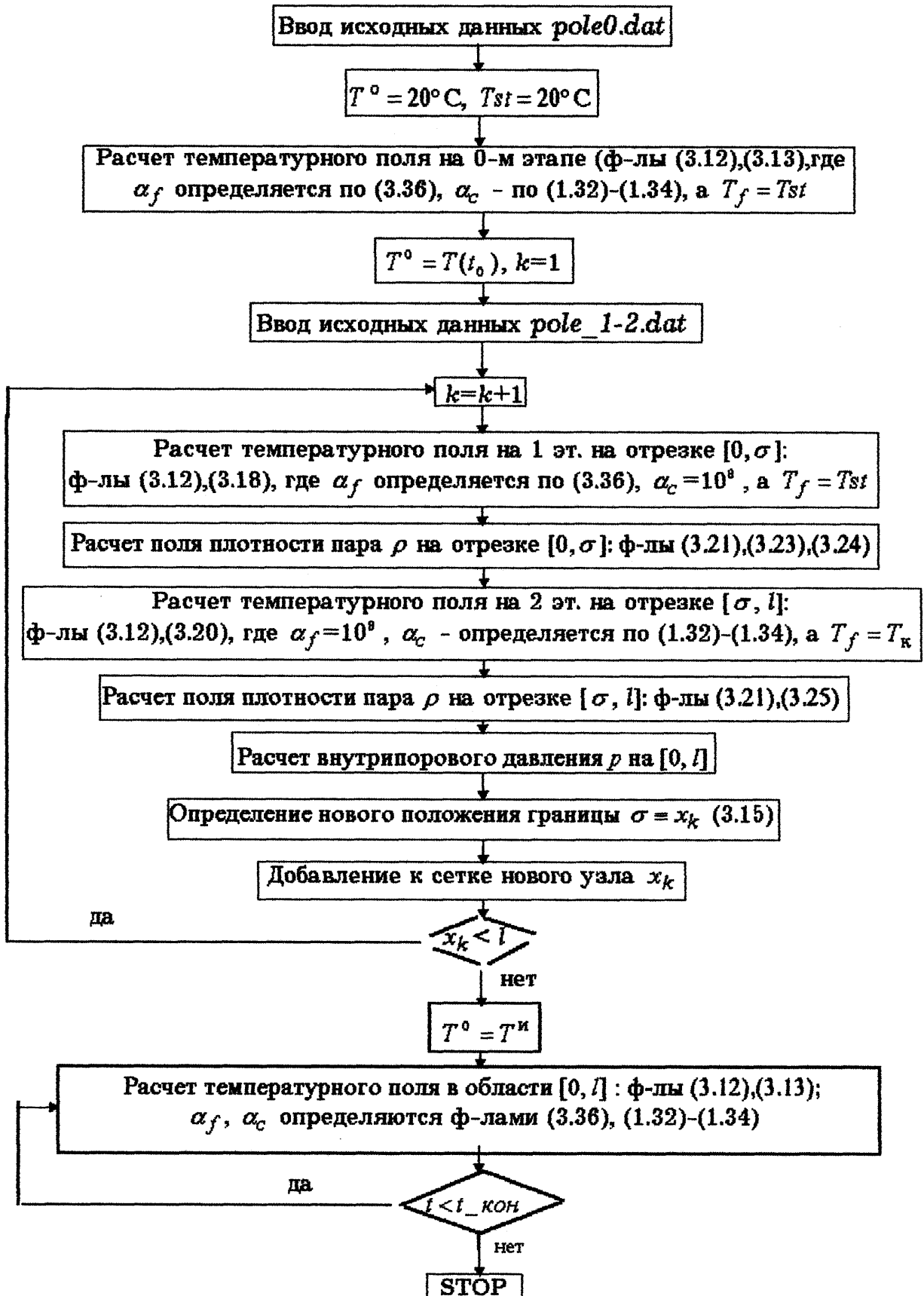
NU - расчет коэф-та теплоотдачи на границе с горячей средой;

resh - решение уравнения 4-й степени относительно температуры стали;

zlc - расчет теплофизических характеристик бетона при текущей температуре T ;

GRAF - построение графиков.

А.3. Блок - схема работы пакета программ



А4. Пример расчета

Приведем пример создания файлов исходных данных и результат расчета в один момент времени.

Файл *pole0.dat*:

```

0.Ю0е I
0.120el A
-0.350e-3 B
0.7Юе3 C
0.830e0 D
0.230e4 Rob
5.000e-3 hb

```

Файл *pole l-2.dat*:

```

500 nsh
1500 nsh2
140.0 tkon
0.100e+01 tay
1.0e-8 r3
0.020 vlag
0.20 por

```

Файл *pole l-2.rez*:

```

tkon = 140.0
tay = .100E+01
1 = .1
A = 1.20
B = -.00035
C = 710.0
D = .83
Rob = 2300.0
r3 = .1E-07
vlag = .020
por = .20
hb = .5E-02

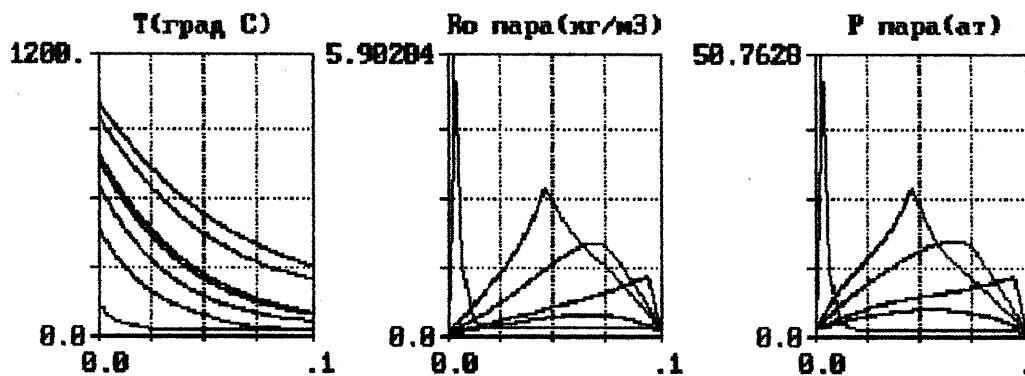
```

их, 1(мин) 24 .428E+01

X	.0000000E+00	.1700951E-02	.2132511E-02	.2564072E-02
X	.7142857E-02	.1190476E-01	.1666667E-01	.2142857E-01
X	.2619048E-01	.3095238E-01	.3571429E-01	.4047619E-01
X	.4523810E-01	.5000000E-01	.5476191E-01	.5952381E-01
X	.6428572E-01	.6904782E-01	.7380953E-01	.7857143E-01
X	.8333334E-01	.8809524E-01	.9285714E-01	.1000010E+00

T	.1154645E+03	.1117819E+03	.1108476E+03	.1000000E+03
T	.7099464E+02	.5129409E+02	.3855326E+02	.3060915E+02
T	.2584143E+02	.2308933E+02	.2157120E+02	.2076632E+02
T	.2036317E+02	.2016174E+02	.2007079E+02	.2003032E+02
T	.2001016E+02	.2000016E+02	.2000000E+02	.2000000E+02
T	.2000000E+02	.2000000E+02	.2000000E+02	.2000000E+02
го	.1116537E+00	.2610841E+01	.4068178E+01	.5935985E+01
го	.6402962E+00	.1745908E+00	.1423335E+00	.1430623E+00
го	.1451309E+00	.1464726E+00	.1472330E+00	.1476406E+00
го	.1478462E+00	.1479492E+00	.1479959E+00	.1480168E+00
го	.1480271E+00	.1480322E+00	.1480323E+00	.1480317E+00
го	.1480224E+00	.1478965E+00	.1461940E+00	.1116537E+00
P	.1000000E+01	.2316171E+02	.3600264E+02	.5104782E+02
P	.5078181E+01	.1305377E+01	.1022386E+01	.1001419E+01
P	.9999455E+00	.9998959E+00	.9999336E+00	.9999619E+00
P	.9999804E+00	.9999894E+00	.9999952E+00	.9999980E+00
P	.9999990E+00	.9999990E+00	.9999996E+00	.9999951E+00
P	.9999322E+00	.9990818E+00	.9875813E+00	.7542515E+00

При этом на экране в конце расчетов отображаются следующие



$t_{\perp} = 4.32$ мин. мег печати = 16.67 мин. i испар. = 55.33 «мн.
 ■ аг печати после испар. = 58.80 мин. t полное - 144.25 мин.
 $P_{\text{вах}} = 58.8$ ат при $x_j = 3.6$ мм
 $T_f = 1076$. $1st = 1044$. $T_{\text{вах}} = 1081$. $T_{\text{elit}} = 297$.

радиус капилляра .ЮТЕ-05 см
 влажность 2.0У.
 пористость .28

Рис. А4.1. Результат расчета примера

АКТЫ ВНЕДРЕНИЯ

“Утверждаю”



М. технического директора
“Укргідропроєкта”

Волков Н.П.

_____ апреля _____ 1998 г.

АКТ

о внедрении диссертационной работы
Веревичевой М.А. на тему
“ Исследование процесса разрушения
бетонных и сталебетонных конструкций
при интенсивных температурных воздействиях”

Настоящим актом подтверждается, что предложенная методика расчета температурно-влажностных полей в сталебетонных плитах, разработанная Веревичевой М.А., принята к использованию при расчете огнестойкости и проектировании сооружений,

1, Форма внедрения: пакет программ расчета температурно-влажностных полей в сталебетонных плитах.

Пакет программ предназначен для расчета температурно-влажностных полей в сечении сталебетонной плиты при равномерном одностороннем нагреве.

Температурно-влажностное поле рассчитывается поэтапно:

- на нулевом этапе рассчитывается температурное поле до момента начала испарения свободной влаги в бетоне, т.е. до момента, когда на нагреваемой границе $T = 100^{\circ}\text{C}$;

- на первом этапе рассчитываются поля температуры T , плотности пара p и распределение внутрипорового p давления с учетом процесса испарения свободной влаги;

- на втором этапе рассчитываются поля температуры T , плотности пара p и распределение внутрипорового давления p после испарения свободной влаги с учетом только теплопроводности.

Для работы пакета нужно запустить на выполнение пакетный файл *pole.bat*, содержащий 2 выполняемых файла:

poleo.exe - расчет на нулевом этапе;

pole_l-2.exe - расчет на первом и втором этапах.

Для работы программы *poleo.exe* необходимо создать файл исходных данных *poleo.dat*, содержащий следующие данные:

I - толщина бетонной плиты (м);

A

B

C ^-коэффициенты для расчета $A(T), c(T): L(T) = A - T + B, c(T) = C - T + D$;

ρ_b - плотность бетона (кг/м³);

h_b - толщина воздушного зазора между стальным листом и бетоном (м).

В результате работы программы формируется файл *poleO.rez*. Этот файл используется программой *pole_l~2.exe*, Для работы этой программы необходимо создать файл исходных данных *pole_l-2.dat*, содержащий следующие данные:

nsh - на этапе испарения печать результатов и построение

графиков осуществляется на каждом *nsh* - м шаге по времени;

nsh2 - после испарения печать результатов и построение графиков

осуществляется на каждом *nsh2-M* шаге по времени;

tkon - общее время расчета на 1-2 этапах (мин.);

τ - шаг по времени (сек.);

r - радиус капилляров в бетоне (м);

wlag - влажность бетона (в долях);

P - пористость бетона (в долях).

Итак, для работы программы необходимо создать 2 файла:

poleo.dat

pole_l-2.dat.

Результаты расчетов частично отображаются на экране и частично записываются в файл *pole_l-2.rez*.

На экране строятся графики температуры T , плотности пара p и внутрипорового давления p . Кроме этого, указывается время процесса испарения; полное время расчета; максимальное внутрипоровое давление и точка, в которой оно достигается; температура окружающей среды, температура стали, максимальная и минимальная температуры в бетоне.

В файл *role 1-2.rez* записываются с заданным шагом по времени текущее количество узлов сетки nx_f общее время процесса, сеточное разбиение области x и значения в T, p_j, p в узлах сетки.

2. Новизна результатов: методика позволяет оценить температуро-влажностные поля в сталебетонных плитах с учетом микроструктуры бетона, его многокомпонентности и процессов испарения при нагревании.
3. Научно-технический эффект: рациональное проектирование зданий и сооружений с обеспечением заданных пределов огнестойкости.

Зав. кафедрой
строительной механики
и гидравлики р.ХАЖТ
длн., проф.
Чихладзе Э.Д/



Веревичева М.А.

Гл. инженер проекта
к.т.н. Ландау Ю.А.





“Утверждаю”

Директор института

“Харьковтрансмашпроект”

Бондарев Е.И.

“ оН “

.л.я _____ 1998 г.

АКТ

о внедрении диссертационной работы
Веревичевой М.А. на тему
“ Исследование процесса разрушения
бетонных и сталебетонных конструкций
при интенсивных температурных воздействиях”

Настоящим актом подтверждается, что предложенная методика расчета температурно-влажностных полей в сталебетонных плитах, разработанная Веревичевой М.А., принята к использованию при расчете огнестойкости и проектировании сооружений.

1. Форма внедрения: пакет программ расчета температурно - влажностных полей в сталебетонных плитах.

Пакет программ предназначен для расчета температурно - влажностных полей в сечении сталебетонной плиты при равномерном одностороннем нагреве.

Температурно-влажностное поле рассчитывается поэтапно:

- на нулевом этапе рассчитывается температурное поле до момента начала испарения свободной влаги в бетоне, т.е. до момента, когда на нагреваемой границе $T = 100^{\circ}\text{C}$;

- на первом этапе рассчитываются поля температуры T , плотности пара p и распределение внутрипорового p давления с учетом процесса испарения свободной влаги;

- на втором этапе рассчитываются поля температуры T , плотности пара p и распределение внутрипорового давления p после испарения свободной влаги с учетом только теплопроводности.

Для работы пакета нужно запустить на выполнение пакетный файл *pole.bat*, содержащий 2 выполняемых файла:
poleo.exe - расчет на нулевом этапе;
pole_l-2.exe ~ расчет на первом и втором этапах.

Для работы программы *poleo.exe* необходимо создать файл исходных данных *poleo.dat*, содержащий следующие данные:

I - толщина бетонной плиты (м);

L

B
 c * -коэффициенты для расчета

D

ρ_b - плотность бетона (кг/м³);

h_b - толщина воздушного зазора между стальным листом и бетоном (м).

В результате работы программы формируется файл *poleO rez*. Этот файл используется программой *pole_l-2.exe*. Для работы этой программы необходимо создать файл исходных данных *pole_l-2.dat*, содержащий следующие данные:

nsh - на этапе испарения печать результатов и построение

графиков осуществляется на каждом *nsh* - м шаге по времени;

nsh2 - после испарения печать результатов и построение графиков осуществляется на каждом *nsh2-M* шаге по времени;

tkon - общее время расчета на 1-2 этапах (мин.);

τ - шаг по времени (сек.);

m - радиус капилляров в бетоне (м);

vlag - влажность бетона (в долях);

I - пористость бетона (в долях).

Итак, для работы программы необходимо создать 2 файла:
poleo.dat
pole_l-2.dat.

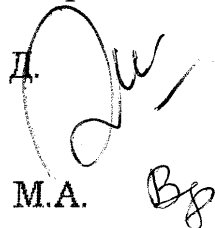
Результаты расчетов частично отображаются на экране и частично записываются в файл *pole_l-2 rez*.

На экране строятся графики температуры T , плотности пара p и внутрипорового давления p . Кроме этого, указывается время процесса испарения; полное время расчета; максимальное внутрипоровое давление и точка, в которой оно достигается; температура окружающей среды, температура стали, максимальная и минимальная температуры в бетоне.

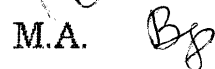
В файл *pole_l-2.rez* записываются с заданным шагом по времени текущее количество узлов сетки n_x , общее время процесса, сеточное разбиение области x и значения в Γ , p , p в узлах сетки.

2. Новизна результатов: методика позволяет оценить температуро-влажностные поля в сталебетонных плитах с учетом микроструктуры бетона, его многокомпонентности и процессов испарения при нагревании.
3. Научно-технический эффект: рациональное проектирование зданий и сооружений с обеспечением заданных пределов огнестойкости.

Зав. кафедрой
строительной механики
и гидравлики ХарГАЖТ
д.т.н., проф.
Чихладзе Э. Д.



Веревичева М.А.



Начальник
строительного отдела
А.И. Лосев

