

И.С. Молчадский

**ПОЖАР
В
ПОМЕЩЕНИИ**

Москва 2005

УДК 614.841

Молчадский И.С. **Пожар в помещении.** – М.: ВНИИПО, 2005. – 456 с.

В книге изложены результаты исследований динамики пожара в помещениях различного назначения. Они анализируются применительно к возможностям практического использования в системе гибкого нормирования. Книга может служить в качестве пособия при разработке технических условий, компенсирующих противопожарных мероприятий, оценке уровня пожарной безопасности объектов и решении других задач пассивной противопожарной защиты как на стадии проектирования, так и в условиях эксплуатации этих объектов.

Издание предназначено для научных сотрудников, инженерно-технического персонала научно-исследовательских, проектных и строительных организаций, органов надзора и контроля за пожарной безопасностью зданий и сооружений различного назначения.

© ФГУ ВНИИПО МЧС России, 2005

Оглавление

Предисловие	5
Условные обозначения	7
Глава 1. Основные направления моделирования теплового и температурного режимов пожара в помещениях	10
1.1. Общая характеристика методов и практические области их применения	10
1.2. Моделирование пожара в помещении применительно к нормативным задачам.....	22
1.2.1. Общие принципы моделирования.....	22
1.2.2. Область применения конструктивного метода расчета	36
Глава 2. Классификация пожаров в помещении, определение вида возможного пожара	42
2.1. Классификация пожаров.....	42
2.2. Локальные пожары, начальная стадия пожара	48
2.2.1. Результаты исследования продолжительности НСП в помещениях с конструкциями пожарной опасности класса К0	51
2.2.2. Начальная стадия пожара в помещениях с конструкциями пожарной опасности классов К1– К3.....	69
2.3. Объемные пожары	102
2.3.1. Определение вида объемного пожара.....	102
2.3.2. Скорость выгорания (тепловыделения) при пожарах	107
Глава 3. Состав продуктов горения материалов, используемых в строительных конструкциях	131
3.1. Состав продуктов горения пенопластов, используемых в стеновых панелях.....	131
3.2. Продукты горения пенополистирола в системах “Пластбау”	140
3.3. Продукты сгорания древесины	175
3.3.1. Состав продуктов сгорания древесины	176

3.3.2. Термодинамические свойства продуктов сгорания.....	189
3.3.3. Свойства переноса продуктов сгорания	197
Глава 4. Теплообмен очага пожара со строительными конструкциями.....	210
4.1. Теплообмен строительных конструкций в условиях начальной стадии пожара и при локальных пожарах	212
4.2. Сложный теплообмен в условиях объемных пожаров.....	230
4.3. Тепловое воздействие пожара на стены наружные с внешней стороны.....	242
4.4. Результат моделирования температурного и теплового режимов пожара в помещениях.....	259
Глава 5. Распространение огня по поверхности строительных конструкций в условиях пожара	291
5.1. Математическая модель процесса распространения огня.....	291
5.2. Температура газовой среды в коридоре этажа пожара	302
5.3. Снижение распространения огня (пожарной опасности конструкций).....	314
Глава 6. Огнестойкость и пожарная опасность строительных конструкций.....	340
6.1. Термины и определения	340
6.2. Предел огнестойкости строительных конструкций.....	345
6.3. Огнестойкость строительных конструкций в условиях “реальных” пожаров. Эквивалентная продолжительность пожара	375
6.4. Пожарная опасность строительных конструкций.....	409
Литература.....	452

Предисловие

Для правильного принятия решения в любой деятельности человека, в том числе в области пожарной безопасности, необходимы серьезные исследования. Степень познания объекта исследования во многом определяет успех принятия решения. Это особенно актуально при переходе к гибкому нормированию, основы которого заложены в СНиП 21.01.97* “Пожарная безопасность зданий и сооружений”. В данном случае объектом исследования является пожар как термогазодинамическое явление. В издании приведены результаты исследований в этой области, по мнению автора, наиболее применимые для практических целей обеспечения пожарной безопасности объектов, в том числе и в области нормирования. Поэтому в работе нет анализа “полевых” методов моделирования, несмотря на то, что автор считает их весьма перспективными.

Тем не менее книга посвящена “одноточечному” моделированию (этот метод еще называют “интегральным”), как в настоящее время достаточно полно исследованному, и результаты, полученные с помощью этого метода, максимально готовы для использования в нормативных документах. В работе обсуждаются критерии и методы их определения, по которым оценивается качество принимаемых решений.

Возможность прогнозирования динамики пожара в помещениях зданий различного назначения позволяет вывести исследование пожарной опасности объектов на качественно новый этап развития, обеспечить переход от сравнительных методов к прогнозным, учитывающим условия эксплуатации объектов. Это можно считать еще одним шагом на пути решения проблемы обеспечения пожарной безопасности.

В указанном направлении работает большое число ученых как за рубежом, так и в Российской Федерации.

Автор приносит огромную благодарность всем сотрудникам, с которыми он совместно изучал данную проблему. Особенно благодарен он будет тем специалистам, которые заинтересуются этим изданием. Настоящая книга не лишена недостатков, поэтому автор с признательностью примет замечания и пожелания, которые смогут улучшить дальнейшую работу.

Условные обозначения

- T_f – температура факела, К;
 T_b – средняя температура газов в очаге, соответствующая моменту окончания начальной стадии пожара (НСП), К;
 T_∞ – температура газовой среды на внешней границе пограничного слоя, за пределами очага пожара и за конвективной колонкой, К;
 T_m – температура на внешней границе пристенного пограничного слоя при струйном течении, К;
 T_0 – начальное значение температуры, температура набегающего потока, К;
 T_x – локальное значение температуры, К;
 T_w – температура поверхности строительных конструкций, К;
 U_0 – средняя скорость распространения пламени в НСП, скорость набегающего потока, $\text{м} \cdot \text{с}^{-1}$;
 U_f – скорость газовой среды на оси факела, $\text{м} \cdot \text{с}^{-1}$;
 U_m – скорость газового потока на внешней границе пристенного пограничного слоя при струйном течении, $\text{м} \cdot \text{с}^{-1}$;
 U_* – максимальная скорость на внешней границе пограничного слоя, $\text{м} \cdot \text{с}^{-1}$;

$$\bar{U}_m = \frac{U_m}{U_*}, \bar{U}_* = \frac{U_*}{U_0} \text{ – безразмерная скорость;}$$

- Q_H^p – низшая теплота сгорания материала пожарной нагрузки, $\text{кДж} \cdot \text{кг}^{-1}$;
 Q_{HT}^p – низшая теплота сгорания топлива, $\text{кДж} \cdot \text{кг}^{-1}$;
 t – время, с;
 $t_{\text{НСП}}$ – продолжительность начальной стадии пожара, с;
 $t_{\text{экв}}$ – эквивалентная продолжительность пожара, ч;
 ψ_0 – средняя скорость выгорания в НСП, $\text{кг} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{с}^{-1}$;
 M_H – скорость выгорания материала пожарной нагрузки, $\text{кг} \cdot \text{с}^{-1}$;

- R_{\max} – максимальная скорость выгорания для пожара, регулируемого вентиляцией (ПРВ), $\text{кг} \cdot \text{с}^{-1}$;
 F – площадь помещения, м^2 ;
 F_f – суммарная свободная поверхность материала пожарной нагрузки, м^2 ;
 F_n – площадь, на которой размещена пожарная нагрузка, м^2 ;
 V – объем помещения, м^3 ;
 F_T – поверхность пожарной нагрузки, не участвующей в процессе горения, м^2 ;
 F_0 – площадь проемов, м^2 ;
 H – высота помещения, м;
 h_0 – высота проема, м;
 L_ϕ – высота факела пламени, м;
 D – диаметр очага, м;
 l – характерный размер поверхности горения, м;
 r – расстояние от оси факела, м;
 r_x – расстояние от факела, где скорость на внешней границе пограничного слоя принимает максимальное значение, м;
 $\bar{y} = \frac{y}{y_{\max}}$ – безразмерное расстояние от зеркала горения;
 y_{\max} – ордината точки, в которой температура пламени максимальна, м;
 δ – толщина гидродинамического пограничного слоя, глубина прогрева материала, м;
 δ_t – толщина теплового пограничного слоя, м;
 B – ширина струи, м;
 G – общее количество пожарной нагрузки, кг;
 g^* – удельная плотность размещения пожарной нагрузки (общее количество пожарной нагрузки, отнесенное к площади ее размещения), $\text{кг} \cdot \text{м}^{-2}$ ($\text{МДж} \cdot \text{м}^{-2}$);
 g – пожарная нагрузка (общее количество, отнесенное к площади пола), $\text{кг} \cdot \text{м}^{-2}$ ($\text{МДж} \cdot \text{м}^{-2}$);
 Q – количество тепла, $\text{Дж} \cdot \text{м}^{-2}$;
 q_R – плотность падающего лучистого теплового потока, $\text{кВт} \cdot \text{м}^{-2}$;

- $q_{пR}$ – плотность поглощенного (эффективного лучистого теплового потока), кВт · м⁻²;
 q_k – плотность конвективного теплового потока, кВт · м⁻²;
 q – плотность суммарного теплового потока, кВт · м⁻²;
 α – коэффициент теплоотдачи, Вт · м⁻² · К⁻¹;
 α_R – коэффициент лучистой теплоотдачи, Вт · м⁻² · К⁻¹;
 α_k – коэффициент конвективной теплоотдачи, Вт · м⁻² · К⁻¹;
 ε_ϕ – степень черноты факела;
 κ – коэффициент поглощения среды, м⁻¹;
 κ_δ – коэффициент поглощения среды пограничного слоя, м⁻¹;

$\sigma = 5,76 \cdot 10^{-8}$ – константа излучения, Вт · м⁻² · К⁻⁴;

$Pr_t = \frac{\nu_t}{a_t}$ – турбулентное число Прандтля;

$Re_* = \frac{U_* r_*}{\nu}$ – число Рейнольдса при струйном течении;

$Nu_k = \frac{\alpha_k x}{\lambda}$ – конвективное число Нуссельта;

$Nu_R = \frac{\alpha_R x}{\lambda}$ – радиационное число Нуссельта;

$Nu = Nu_k + Nu_R$ – число Нуссельта;

$N = \frac{16n^2\sigma T^3}{3\kappa_\delta\lambda}$ – радиационно-кондуктивное число;

$N_\tau = \frac{16n^2\sigma T^3}{3\kappa_\delta\lambda_\tau}$ – турбулентное радиационно-кондуктивное число;

$Bu = \kappa l = 1,8\kappa_\delta\delta_t$ – число Бугера;

$B\Gamma_x = \frac{\lambda_f^{\varepsilon_\phi} b Nu^{1/2}}{\lambda_s x (1 + N_\tau)}$ – число Брюна.

ГЛАВА 1

ОСНОВНЫЕ НАПРАВЛЕНИЯ МОДЕЛИРОВАНИЯ ТЕПЛОВОГО И ТЕМПЕРАТУРНОГО РЕЖИМОВ ПОЖАРА В ПОМЕЩЕНИЯХ

1.1. Общая характеристика методов и практические области их применения

Моделирование пожара в помещениях основано на представлении пожара как физического явления передачи тепла и массы в соответствующих условиях его развития. Условия развития пожара характеризуются видом пожарной нагрузки и конструктивно-планировочными характеристиками здания (помещения). В зависимости от того, каким образом описывается изменение параметров состояния при пожаре в помещениях, различают два основных принципа математического моделирования пожаров.

Моделирование на уровне усредненных характеристик или, как встречается в литературе, “интегральное” моделирование, применяют при описании пожара среднеобъемными параметрами состояния (важнейшими из которых являются: плотность среды, давление, температура и концентрация компонентов газовой среды).

С помощью уравнений развития пожара, которые выведены из основных законов физики – закона сохранения массы и первого закона термодинамики, определяется изменение среднеобъемных параметров состояния во времени. Система дифференциальных уравнений, описывающая развитие пожара, включает следующие уравнения:

уравнение материального баланса

$$\frac{d(\rho_m V)}{dt} = G_B M_H - G_\Gamma; \quad (1.1)$$

уравнение кислородного баланса

$$\frac{d}{dt}(\rho_m x_1 V) = G_B x_{1B} - G_\Gamma n_1 x_1 - M_H \eta L_1; \quad (1.2)$$

уравнение баланса продуктов горения

$$\frac{d}{dt}(\rho_m x_2 V) = M_H L_2 + x_{2B} G_B - n_2 x_2 G_\Gamma; \quad (1.3)$$

уравнение баланса инертного газа

$$\frac{d}{dt}(\rho_m x_3 V) = x_{3B} G_B - x_3 n_3 G_\Gamma; \quad (1.4)$$

уравнение энергии

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} \left(\frac{P_m V}{\kappa - 1} \right) = \\ = M_H \eta Q_H^p + c_{pB} T_\infty G_B + I_\Pi M_H - m c_{pM} T G_\Gamma - q_w - q_R; \end{aligned} \quad (1.5)$$

уравнение состояния

$$P_m = \rho_m R_m T; \quad (1.6)$$

уравнение теплопроводности

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho c_p T) = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q_H; \quad (1.7)$$

начальные условия

$$P_m = P_{m_0}, \rho_m = \rho_{m_0}, T = T_0, x_1 = x_{10}, x_2 = x_{20}, x_3 = x_{30}; \quad (1.8)$$

функциональные зависимости

$x_i, G_B, G_G, \alpha_i, M_H = f(t)$ – краевые условия для соотношения (1.7); (1.9)

P_m, ρ_m, T, R_m – среднеобъемное давление, плотность, температура и средняя газовая постоянная;

x_1, x_2, x_3 – среднеобъемные концентрации кислорода, продукта сгорания, инертного газа;

G_B – расход поступающего воздуха; G_G – расход уходящих газов; M_H – скорость выгорания материала; α_i – коэффициент теплоотдачи на i -й поверхности; t – текущее время.

Совокупность уравнений (1.1)–(1.7) совместно с начальными условиями (1.8) и функциональными зависимостями параметров пожара (1.9) составляют замкнутую систему уравнений развития пожара на уровне его интегральных характеристик. Вывод уравнений (1.1)–(1.7) подробно рассмотрен в работе [1].

При развитии пожара в помещениях зданий различного назначения, имеющих свободный газообмен с окружающей средой через различные проемы, давление в помещении изменяется незначительно. По данным проведенной серии экспериментов на фрагментах зданий размером $6 \times 6 \times 3 \text{ м}^3$ и $6 \times 6 \times 3 \text{ м}^3$, в диапазонах изменения отношения площади проемов к площади пола 4,5–25 % и пожарной нагрузки из древесины разных пород 50–175 $\text{кг} \cdot \text{м}^{-2}$ максимальные значения локальных избыточных давлений (локального разрежения) не превышали 40 Па. Значение среднеобъемного давления не превышало нескольких паскалей.

Для решения задач, связанных с исследованием опасных факторов пожара, когда среднее давление изменяется в небольших пределах, с достаточной степенью точности можно принять левую часть уравнения (1.5) равной нулю.

В ряде случаев при решении практических задач системе уравнений (1.1)–(1.7) можно упростить. В зависимости от конечных целей решаемые задачи можно подразделять на два вида, характеризующиеся существенными отличительными признаками, связанными с характером учета теплообмена очага пожара с ограждающими строительными конструкциями.

Если задачей исследования является получение (прогнозирование) термодинамических характеристик очага пожара, то такие задачи будем называть *внешними*. При решении *внешних задач* допускается использование различных эмпирических зависимостей, описывающих теплообмен очага пожара со строительными конструкциями.

К разряду внешних задач относятся конструктивные расчеты температурного режима пожара в помещениях. Целью конструктивных расчетов является получение характера изменения среднеобъемной температуры в виде функции температура – время. Функциональная зависимость $T = f(t)$ является характеристикой помещения и ошибочно используется для исследования теплового воздействия очага пожара со строительными конструкциями в целях определения эквивалентной продолжительности пожара и анализа устойчивости проверяемых конструкций в условиях пожара.

При решении внешних задач используется система уравнений (1.1)–(1.6) без уравнения теплопроводности, и при выполнении конструктивных расчетов по методу внешних задач достаточно использовать уравнения (1.1) и (1.5) для помещений, имеющих свободный газообмен с окружающей средой, а уравнения (1.1), (1.2) и (1.5) – для помещений со стесненным газообменом.

Результаты конструктивного расчета, полученные из решения внешней задачи, могут быть использованы для анализа

теплового воздействия очага на строительные конструкции, удовлетворяющие условию сопряжения $B_r < B_{r_k}$. Расчетные соотношения для определения числа Брюна для конструкций и результаты численных экспериментов по определению граничных значений B_{r_k} для конструкций из различных строительных материалов приведены в разд. 1.2.2.

Если целью исследований является определение теплового воздействия очага пожара на строительные конструкции и оценка их устойчивости в условиях пожара, применяются так называемые *внутренние* или *сопряженные задачи*. При решении внутренних задач используется система уравнений (1.1), (1.5) и (1.7) – для помещений с естественным газообменом с окружающей средой, и с использованием дополнительно уравнений (1.2) и (1.6) – для помещений с ухудшенным газообменом (герметичные помещения).

Определяющим для решения внутренних задач является правильный учет законов теплообмена очага пожара с конструкциями. Внутренние задачи подразделяются в зависимости от конечных целей на конструктивные и поверочные расчеты. Как было сказано выше, конструктивные расчеты используются для получения температурно-временной характеристики помещения.

При использовании внутренней задачи в конструктивных расчетах в качестве ограждающих конструкций можно использовать любые, удовлетворяющие условию $B_r < B_{r_k}$. При проведении поверочных расчетов или расчетов температурно-временных характеристик с учетом конструкций, удовлетворяющих условию $B_r < B_{r_k}$, должны использоваться характеристики конструкций, для которых были получены расчетные температурно-временные параметры.

Практически важные результаты моделирование пожаров на уровне усредненных характеристик может дать

в том случае, когда газовую среду с достаточной степенью достоверности можно считать однородной.

Данное условие, ограничивающее применение “интегрального” метода моделирования, означает, что этот метод можно использовать, когда при пожаре в помещении наблюдается хорошее перемешивание продуктов горения и поступающего воздуха, а горение происходит во всем объеме помещения. Такое состояние характерно для объемных пожаров в условиях горения распределенной пожарной нагрузки. Классификация пожаров рассмотрена в гл. 2.

Наиболее эффективно “интегральный” метод моделирования используется для прогнозирования поведения строительных конструкций в условиях пожара, поскольку прогрев конструкций в большинстве случаев наиболее интенсивен в развитой стадии пожара. Проведенные исследования локальных пожаров и НСП позволили определить границы применения “интегрального” моделирования для решения практических задач пожарной профилактики и, в частности, для исследования огнестойкости строительных конструкций в условиях пожара.

Необходимые и достаточные условия практического использования “интегрального” метода моделирования можно выразить следующими неравенствами:

$$F_{\text{п}} > \pi (U_0 t_{\text{НСП}}); \quad (1.10)$$

$$G > \pi \psi_0 U_0^2 t_{\text{НСП}}^3, \quad (1.11)$$

где G – общее количество пожарной нагрузки в кг, выраженное в “стандартной” древесине с $Q_{\text{н}}^{\text{р}} = 13,8 \text{ МДж} \cdot \text{кг}^{-1}$.

При условии невыполнения неравенства (1.10) пожар будет носить локальный характер, а при невыполнении условия (1.11) количество пожарной нагрузки будет недостаточно для перехода *локального пожара в объемный* –

то и другое приводит к существенным отличиям локальных значений термодинамических параметров пожара от их интегральных значений.

Весьма важными являются исследования, связанные с расширением области практического применения “интегрального” метода моделирования.

Расширить область применения “интегрального” метода моделирования позволяют *зональные* методы.

Исследуемый объем разбивается на зоны, для которых можно использовать “интегральные” модели. Зоны выбираются таким образом, чтобы в пределах каждой из них газовую среду в очаге пожара можно было достоверно описать усредненными параметрами. Для каждой из зон составляют в зависимости от характера решаемой задачи (внешняя или сопряженная) систему уравнений (1.1)–(1.7).

В условиях локальных пожаров используется разбиение на зоны горизонтальными плоскостями: разделяют область, занимаемую продуктами горения, и область с воздушной средой, поступающей в зону горения. При решении сопряженной задачи, в условиях локальных пожаров (начальной стадии пожара), используются закономерности теплового взаимодействия струйного течения со строительными конструкциями. Строительные конструкции разбиваются на зоны, соответствующие характеру струйного течения (область ускоренного течения, переходная область, область автомодельного течения). Отдельно рассматривается критическая точка, которая определяет в количественном отношении устойчивость конструкций. Вопросы теплообмена очага пожара со строительными конструкциями рассмотрены в гл. 2.

В условиях развитой стадии и при локальных пожарах, когда пожарная нагрузка занимает площадь $\pi(U_0 t_{НСП})^2 < F_{п} < F$,

объем разбивается на зоны вертикальными плоскостями: зона восходящего потока газовой струи, ограниченная площадью расположения пожарной нагрузки, и зоны, находящиеся за пределами расположения пожарной нагрузки. Количество зон определяется задачами исследования и размещением пожарной нагрузки в помещении.

При использовании зонального метода, с разбиением объема помещения вертикальными поверхностями, распределение температуры (газовой среды и поверхностей конструкций) по длине помещения находится в виде полинома i -й степени. Степень полинома зависит от числа зон n и определяется соотношением $i = n + 1$. Коэффициенты полинома определяются из граничных условий и уравнений вида

$$\frac{1}{\Delta x_i} \int_{l_{i-1}}^{l_i} T(x) dx = T_i, \quad (1.12)$$

где T_i – средняя температура в объеме части помещения, ограниченного вертикальными плоскостями с координатами l_{i-1} и l_i , определяется из решения системы уравнений (1.1)–(1.7).

Наиболее точно и подробно развитие пожара описывается с помощью дифференциального моделирования. Основой для этого метода являются фундаментальные законы сохранения количества движения, энергии и массы, записанные для элементарных объемов, на которые разбивается рассматриваемая область пространства.

Определяющая система дифференциальных уравнений, которая описывает динамику пожара в помещении, имеет вид:

уравнение движения

$$\rho \frac{D\vec{U}}{Dt} = -\text{grad}p + \nabla(\mu \nabla \vec{U}) + \rho g; \quad (1.13)$$

уравнение неразрывности

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \operatorname{div}(\rho \bar{U}) = 0; \quad (1.14)$$

уравнение сохранения энергии

$$\rho \frac{Dh}{Dt} = \nabla(\rho \alpha \nabla h) + QW + \nabla \bar{q}_R; \quad (1.15)$$

уравнение сохранения компонентов

$$\rho \frac{Dm_i}{Dt} = \nabla(\rho D_i \nabla m_i) + V_i W; \quad (1.16)$$

уравнение состояния

$$P = \rho RT; \quad (1.17)$$

уравнение теплопроводности

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \nabla^2 T. \quad (1.18)$$

Для замыкания системы уравнений (1.13)–(1.18) к ним необходимо добавить уравнения, описывающие процесс горения для определения теплового эффекта реакции Q , скорости химических реакций W , состава продуктов горения m_i , дифференциально-интегральное уравнение лучистого переноса тепла и соответствующие условия однозначности.

В общем случае решение системы уравнений (1.13)–(1.18) сопряжено с рядом трудностей, главными из которых являются следующие:

необходимость учета сжимаемости среды, что ведет к большим затратам машинного времени;

явление турбулентности;

сложность определения условий однозначности для реальных процессов.

Дифференциальное моделирование позволяет получать наиболее исчерпывающую информацию о величинах скоростей, температур, концентраций окислителя и продук-

тов горения, тепловых потоков в каждой точке пространства и времени. Однако чрезвычайная сложность его практической реализации, связанная с трудностями организации самого численного эксперимента, включающими в себя технические и научные проблемы, вопросы горения и турбулентности, не позволяет в настоящее время полностью использовать потенциальные возможности, в том числе и в нормативных вопросах, заложенные в самом методе. Основной отличительной чертой дифференциального метода моделирования является то, что он позволяет получать локальные значения термодинамических параметров пожара.

Основной областью практического использования дифференциального метода моделирования могут являться локальные пожары и начальная стадия пожара. В зависимости от характера решаемых вопросов, как и при “интегральном” методе моделирования, различают *внешние и внутренние задачи*. Внешние задачи, в зависимости от характера описания исследуемого процесса, делятся на два вида. Первый – дифференциальная математическая модель с учетом процесса горения – впервые о которой в нашей стране сказано в работах [2–5]. Эта модель применяется, если возможно описать процесс горения в реальных условиях, и может быть использована особенно успешно при описании критической для человека стадии пожара. Однако применение этой наиболее полной математической модели ограничено из-за отсутствия адекватной модели процессов горения пожарной нагрузки.

В дифференциальной модели без учета процесса горения [6, 7] источниковые члены в уравнениях (1.15) и (1.16) описываются с помощью экспериментальных данных, а не математических моделей горения. При моделировании

источниковых членов используются как граничные условия II рода, так и граничные условия I рода.

Этот метод моделирования может быть наиболее полно реализован при решении вопросов, связанных с применением средств автоматической пожарной сигнализации и пожарной защиты.

Для решения задач второго вида – о тепловом воздействии очага пожара на конструкции и различные объекты, расположенные в исследуемом помещении, – может использоваться внутренняя задача [8, 9].

Поскольку основной целью внутренней задачи является исследование теплового воздействия на различные конструкции, может быть применена дифференциальная модель без уравнения сохранения компонентов. Источниковый член в уравнении (1.15) в этом случае описывается либо при помощи математической модели горения, либо с использованием экспериментальных данных. При описании лучистой составляющей теплового потока в уравнении (1.15) могут быть использованы различные модели, упрощающие процесс вычисления лучистого теплообмена. Причем модели оптически тонкого и оптически толстого слоев позволяют решать уравнение (1.15) без дополнительного уравнения лучистого теплообмена. Применение модели оптически тонкого или оптически толстого слоев зависит от величины критерия Bu в каждом элементарном объеме пространственной сетки. При значении $Bu = \kappa(t)\Delta_i < 1$ используется модель оптически тонкого пограничного слоя, при $Bu > 1$ – модель оптически толстого пограничного слоя. Обычно величина $\kappa(T)$ для данного вида пожарной нагрузки определяется экспериментально, а величина Δ_i соответствует шагу по пространственной координате, реализуемому при численном эксперименте.

Важнейшим направлением исследования тепло- и массообмена при пожаре был и остается физический эксперимент, который позволяет получать необходимую информацию об исследуемом процессе и проверять достоверность разрабатываемых моделей.

Развитие методов математического моделирования пожара ставит новые задачи перед физическим экспериментом.

По характеру основных решаемых задач экспериментальные методы исследований могут быть разделены на три основные группы.

Натурные испытания проводятся на реальных объектах. Учитывая их большую трудоемкость и высокую стоимость, основными задачами при их выполнении должны быть проверка уже отработанных моделей и получение экспериментальных данных для дальнейшего развития моделирования.

Полигонные испытания проводятся на различных специально оборудованных фрагментах, имеющих размеры, близкие к реальным. Эти испытания позволяют производить полное или частичное моделирование процессов тепло- и массообмена при пожарах. Они главным образом должны использоваться для отработки различных моделей, получения функциональных зависимостей для термогазодинамических параметров, в том числе и для получения их вероятностных характеристик.

Лабораторные методы исследования применяются в целях изучения закономерностей изменения различных параметров, с использованием методов частичного моделирования. Эти методы должны обладать высокой степенью точности измерений и повторяемостью процессов исследования. С помощью методов частичного подобия, сходимость которых должна быть проверена при лабораторных

и полигонных испытаниях, на лабораторных установках возможно получать значения различных величин (скорость выгорания, коэффициент недожога, коэффициент теплообмена и т. д.), используемые в том числе для последующего численного эксперимента.

1.2. Моделирование пожара в помещении применительно к нормативным задачам

1.2.1. Общие принципы моделирования

Метод моделирования пожара, использующий систему уравнений (1.1)–(1.7), является задачей типа Коши. Для таких задач важным является правильное определение необходимых функциональных зависимостей, что приводит к достоверности конечных результатов.

Расчет температурного режима при пожаре в помещении состоит из следующих основных этапов:

- анализа конструктивно-планировочных характеристик помещений и определения вида, количества и размещения пожарной нагрузки;
- определения вида возможного пожара;
- выбора определяющих характеристик пожара;
- выбора метода и проведения расчета;
- определения эквивалентной продолжительности пожара;
- расчета вероятных характеристик пожара;
- решения практических задач пожарной профилактики.

На рис. 1.1 приведена блок-схема расчета температурного режима в помещениях различного назначения.

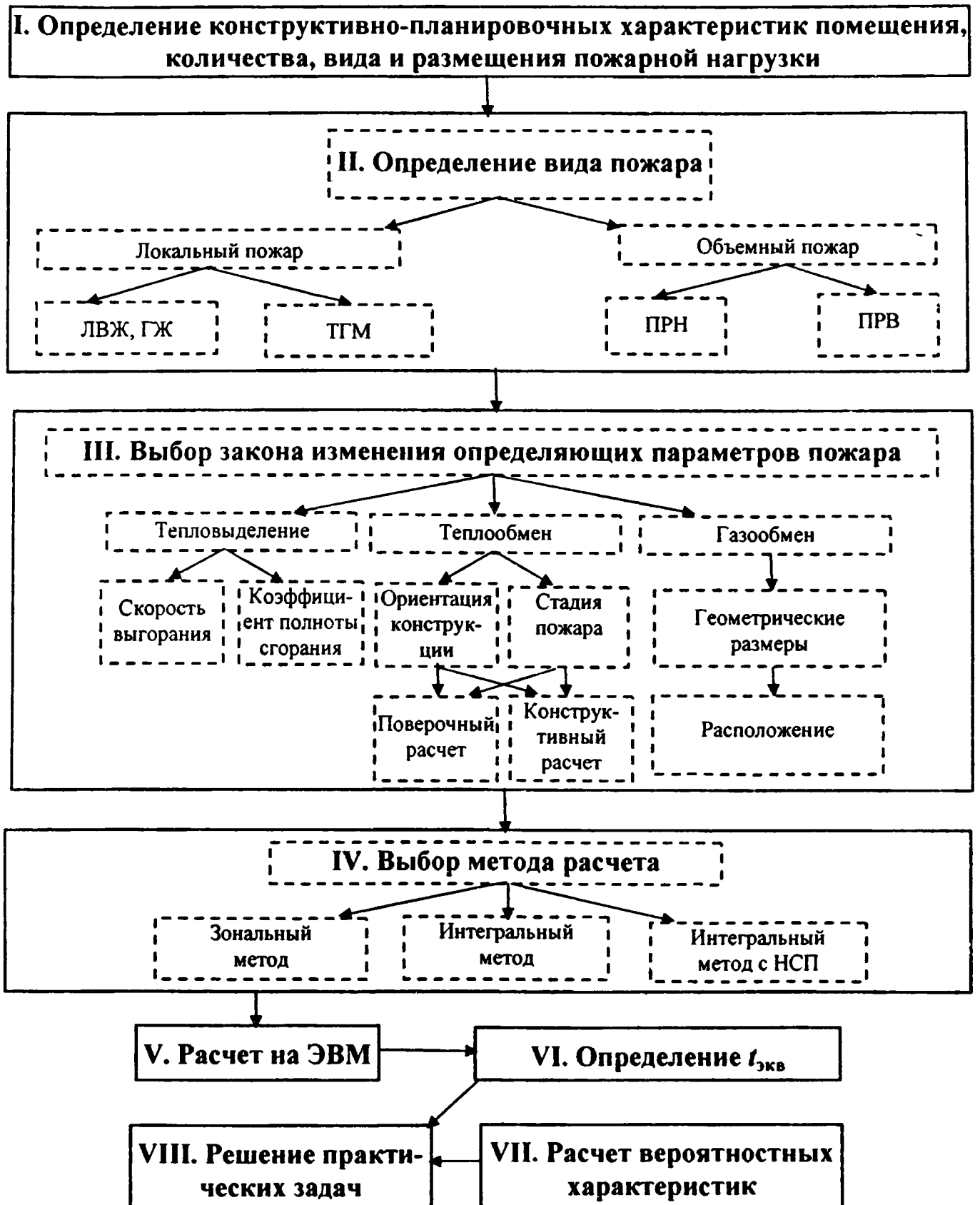


Рис. 1.1. Блок-схема расчета температурного режима пожара

Необходимые данные о помещении берутся из проектной документации для строящихся и проектируемых объектов и на основании натурного обследования – для эксплуатируемых объектов. В результате обследования определяются конструктивно-планировочные характеристики помещения, в том числе характеристики строительных конструкций: объем помещения, его высота и площадь, количество и размещение проемов, их площадь и высота, конструктивные характеристики строительных конструкций, с указанием их функционального назначения и теплофизических характеристик материалов, из которых они изготовлены. В соответствии с функциональным назначением помещения рассчитывают количество пожарной нагрузки, указывают ее вид и размещение. По данным обследования помещения определяется возможный вид пожара в нем, в соответствии с изложенным в гл. 2.

На основании вида пожара выбирается соответствующий ему закон изменения скорости выгорания (тепловыделения). Результаты исследования скорости выгорания при объемных пожарах приведены в гл. 2.

При горении древесины максимальную скорость выгорания пожарной нагрузки R_{\max} при ПРВ находят из выражения (2.46).

Скорость выгорания в момент времени t вычисляют из уравнения, приведенного в работе [1]:

$$M = \eta_T(t_{\text{п}})R_{\max}. \quad (1.19)$$

Коэффициент интенсивности тепловыделения η_T является функцией от времени $t_{\text{п}}$. Это время условно в литературе называют продолжительностью пожара, оно характеризует интервал времени от начала развитой стадии пожара (объемного пожара) до момента его развития, когда скорость выгорания пожарной нагрузки начинает уменьшаться.

Практически это время совпадает с началом затухающей стадии пожара.

Время t_n определяют из соотношения

$$t_n = \frac{gFQ_n^p}{6285F_0h^{0,5}} \frac{R_{\max \partial p}}{R_{\max}}, \text{ ч.} \quad (1.20)$$

Зависимость коэффициента интенсивности тепловыделения от времени t_n в виде номограмм приведена в работе [1] и в виде кусочных функций, удобных для программирования, – в разд. 2.3.2.

Тепловыделение при пожаре находят из выражения

$$Q = \eta_{\tau}(t_n) Q_n^p R_{\max} \eta. \quad (1.21)$$

При пожаре, регулируемом нагрузкой (ПРН), скорость выгорания пожарной нагрузки, состоящей из твердых горючих и трудногорючих материалов, определяется из эмпирических выражений (2.42)–(2.47).

Тепловыделение при ПРН находится как

$$Q = M\eta Q_n^p. \quad (1.22)$$

Выбор закона теплообмена очага пожара со строительными конструкциями в условиях объемного пожара зависит от ориентации строительных конструкций относительно очага и от стадий объемного пожара. При расчете огнестойкости конструкций выделяют две ориентации основных строительных конструкций: горизонтальные и вертикальные несущие и ненесущие конструкции. От ориентации строительных конструкций зависит характер теплового и гидродинамического взаимодействия их с очагом пожара, а характер теплообмена, в свою очередь, зависит от оптических характеристик газовой среды, определяющей процесс переноса лучистой энергии.

Процесс сложного теплообмена в оптически прозрачной и оптически плотной газовых средах в условиях пожара

рассмотрен в гл. 3 и подробно в работе [10]. Основной областью применения моделирования на уровне усредненных параметров являются практические задачи, характерные для развитой стадии объемных пожаров. Процесс переноса тепла для объемных пожаров можно охарактеризовать как сложный теплообмен в оптически плотных газовых средах. Такой процесс характерен для газовых сред со значением критерия $Bu > 1$, что соответствует определенным значениям температур в очаге пожара $T \geq T_{Bu=1}$. При значении $Bu < 1$, что соответствует значениям температур $T < T_{Bu=1}$, процесс сложного теплообмена является аддитивным относительно лучистой и конвективной составляющих. Поскольку расчет температурного режима пожара начинается с нормальных условий, когда $T < T_{Bu=1}$, то в начальные моменты времени основные законы сложного теплообмена для оптически плотных сред можно не применять.

В начальной стадии пожара, ограниченной временем $0 < t \leq t_{НСП}$, принимается модель оптически прозрачного газа, и в развитой стадии пожара используется модель оптически плотного газа при значениях $T > T_{Bu=1}$. Между этими двумя режимами теплоотдачи существует переходная область, связанная с конечными скоростями перехода режимов теплоотдачи из одного в другой. По значению среднеобъемной температуры переходная область лежит в диапазоне значений температур $T_{НСП} < T < T_{Bu=1}$.

Используя линейную экстраполяцию изменения коэффициента теплоотдачи в переходной области горения, его можно определить как

$$\alpha_{II} = \alpha_I + (\alpha_{III} - \alpha_I) \left(\frac{T - T_{НСП}}{T_{Bu=1} - T_{НСП}} \right), \quad (1.23)$$

где α_I , α_{II} , α_{III} – коэффициенты теплоотдачи очага пожара с конструкциями различной ориентации соответственно

в начальной стадии пожара, переходном режиме и в развитых стадиях пожара, $\text{Вт} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{К}^{-1}$.

При использовании “интегрального” метода расчета температурного режима пожара и определении устойчивости строительных конструкций в развитых стадиях пожара (железобетонные конструкции, огнезащитные металлические конструкции и т. д.) коэффициенты теплоотдачи находят из следующих соотношений.

Конструкции стен и пола:

$$\alpha_I = \kappa \left[\frac{g\beta_l(T_{\text{НСП}} - T_w)H^3}{\nu^2} \text{Pr} \right]^{\frac{1}{3}} \frac{\lambda}{H} + \frac{\varepsilon_{\text{пр}} \sigma \left[\left(\frac{T_{\text{НСП}}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_w}{100} \right)^4 \right]}{T_{\text{НСП}} - T_w}. \quad (1.24)$$

Для конструкций стен принимается $\kappa = 0,135$; для конструкций пола при $T_w > T_{\text{НСП}}$ $\kappa = 0,176$ и при $T_w < T_{\text{НСП}}$ $\kappa = 0,09$.

Значения коэффициента теплоотдачи α_{III} для конструкций стен определяют по соотношению

$$\alpha_{\text{III}} = 0,2(\text{Gr}_x \text{Pr})^{\frac{1}{3}} \left[\frac{\text{Pr}^{\frac{2}{3}}}{2,14(1 + N_T) + \text{Pr}^{\frac{2}{3}}} \right]^{\frac{1}{3}} (1 + N_T) \frac{\lambda}{H}, \quad (1.25)$$

где соответствующие числа подобия определяются при значении $T = T_{\text{Бу}=1}$.

Коэффициент α_I для конструкций потолка рассчитывают при помощи уравнения

$$\alpha_I = 0,835 \text{Re}_*^{0,5} \text{Pr}^{\frac{1}{3}} \frac{\lambda}{r_*} + \frac{q_{\text{пR}}}{T_0 - T_w}. \quad (1.26)$$

Радиационная составляющая сложного теплового потока $q_{\text{пR}}$ для перекрытия с безразмерной высотой $\bar{h} = (h/y_{\text{max}}) \leq 2,3$ определяется из уравнения

$$q_{\text{пR}} = \varepsilon_w (0,88 \varepsilon_{\text{ф}} \sigma T_{0y}^4 \bar{h}^{0,69} - \sigma T_w^4),$$

при значении $\bar{h} > 2,3$

$$q_{пR} = \varepsilon_w(0,786\varepsilon_\phi\sigma T_{\max}^4 \bar{h}^{-1,65} - \sigma T_w^4).$$

Коэффициент α_{III} для конструкций потолка находят из уравнения

$$\alpha_{III} = 1,4\text{Re}_*^{0,5} \text{Pr}^{1/3} \frac{\lambda}{r_*} + 13,3 \frac{\varepsilon_w \sigma T_w^3}{\text{Bu}}. \quad (1.27)$$

Вычисление величин, входящих в соотношения (1.26) и (1.27), рассмотрено в гл. 3.

При вычислении значений тепловыделения Q низшая теплотворная способность материала пожарной нагрузки берется в джоулях и скорость выгорания в $\text{кг} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{с}^{-1}$.

При использовании “интегрального” метода с учетом начальной стадии пожара радиационный коэффициент теплоотдачи в конструкции стен, пола и части поверхности перекрытия, находящейся за пределами проекции очага пожара на ее поверхность, определяется из соотношения

$$\alpha_{IR} = \frac{\varepsilon_{пр} c_0 \left[\left(\frac{T}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_w}{100} \right)^4 \right]}{T - T_w} \Psi_{i(1,2)}, \quad (1.28)$$

где $T = 0,91 T_{\max}$.

Диффузионные средние по поверхности коэффициенты облученности факела пламени на строительные конструкции находят из соотношения

$$\Psi_{i(1,2)} = \frac{H_i}{L_\phi D}, \quad (1.29)$$

где $i = 1-4$; L_ϕ – высота факела, м; D – приведенный диаметр очага пожара, м; H_i – взаимная излучающая поверхность i -й системы.

Выражения, позволяющие определить взаимную излучающую поверхность для различных систем, приведенных на рис. 1.2, полученные с использованием метода суперпозиций [11], имеют следующий вид.

Взаимная излучающая поверхность системы “факел – пол” (рис. 1.2, а) находится из соотношения

$$H_I = \frac{1}{2}(H_{1'2'-12} + H_{1'3'-13} - H_{2'-2} - H_{3'-3}). \quad (1.30)$$

Взаимная излучающая поверхность системы “факел – боковая поверхность” (рис. 1.2, б) определяется как

$$H_{II(III)} = \frac{1}{2}(H_{1'2'3'4'-12} + H_{3'-2} + H_{1'4'-1}) - \frac{1}{2}(H_{3'4'-12} + H_{2'3'-2} + H_{4'-1}). \quad (1.31)$$

Индекс “II(III)” означает, что в замкнутой системе “факел – строительные конструкции” необходимо определять взаимную излучающую поверхность для двух боковых стен.

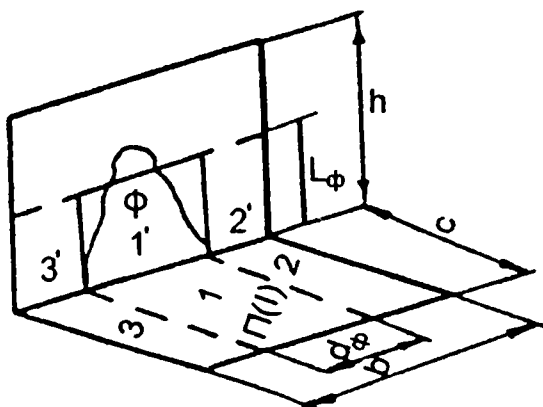
Взаимная излучающая поверхность системы “факел – потолок” (рис. 1.2, в) рассчитывается следующим образом:

$$H_{IV} = \frac{1}{2}(H_{2'1'1'2'-21} + H_{2''-2} + H_{1'3'1'3''-13} + H_{3''-3}) - \frac{1}{2}(H_{2'2''-2} + H_{1''2''-12} + H_{3'3'-3} + H_{1''3''-13}). \quad (1.32)$$

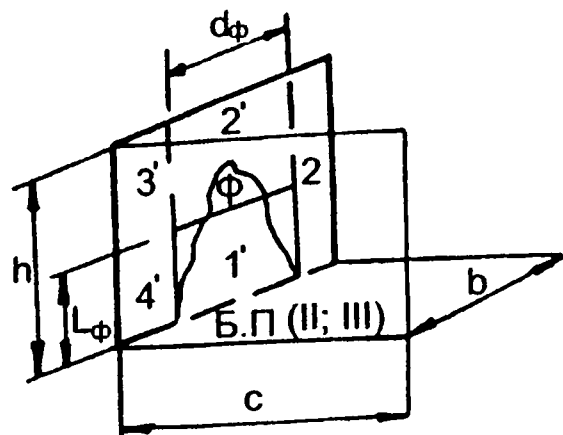
Диффузионный средний угловой коэффициент системы “факел – фронтальная стена” (рис. 1.2, г) вычисляют из соотношения

$$\Psi_{\phi-v} = 1 - \sum_1^{IV} \Psi_i. \quad (1.33)$$

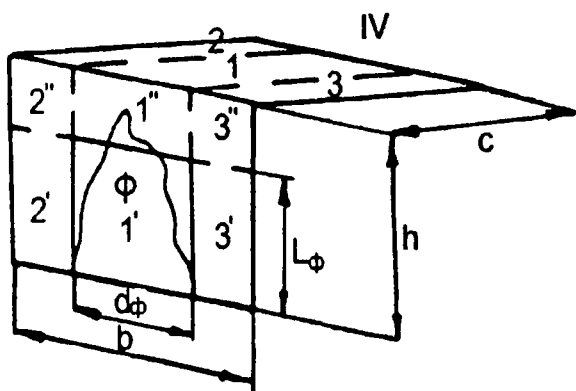
a



б



в



г

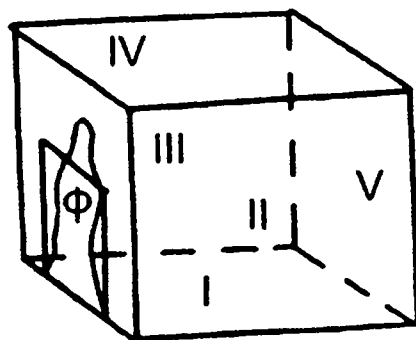


Рис. 1.2. Взаимные излучающие системы при пожаре в помещении:
 а – взаимная излучающая система “факел – пол”; б – взаимная излучающая система “факел – боковая поверхность”; в – взаимная излучающая система “факел – потолок”; г – общая взаимная излучающая система;

L_ϕ – высота факела; d_ϕ – ширина факела; h – высота помещения; b – ширина помещения; c – расстояние от факела до фронтальной стены; Φ – факел

По известной скорости выгорания пожарной нагрузки при локальных пожарах и в НСП высота факела рассчитывается из соотношений, приведенных в работе [1]. На затухающей стадии пожара для конструкций потолка, пола и стен используется выражение (1.25). Для конструкций перекрытия при условии, когда $T_w > T$, и для конструкций пола при $T_w < T$ выражение (1.25) принимает вид

$$\alpha = 0,2(\text{Gr}_h \text{Pr})^{1/3} \left[\frac{\text{Pr}^{2/3}}{2,14(1 + N_T) + \text{Pr}^{2/3}} \right]^{1/3} (0,7 + N_T) \frac{\lambda}{H}. \quad (1.34)$$

Для конструкций перекрытия при $T_w < T$ и конструкции пола при $T_w > T$

$$\alpha = 0,2(\text{Gr}_h \text{Pr})^{1/3} \left[\frac{\text{Pr}^{2/3}}{2,14(1 + N_T) + \text{Pr}^{2/3}} \right]^{1/3} (1,3 + N_T) \frac{\lambda}{H}. \quad (1.35)$$

Выражения для коэффициента теплоотдачи (1.25), (1.34) и (1.35) применяются на затухающей стадии пожара в диапазоне изменения среднеобъемной температуры $T_{\text{Bu}=1} < T < T_{\text{max}}$. Обычно в этом диапазоне изменения значений среднеобъемной температуры решаются практические вопросы устойчивости строительных конструкций, огнестойкость которых определяется температурой прогрева защитного слоя (изгибаемые железобетонные конструкции перекрытия, огнезащитные металлические конструкции).

Для несущих железобетонных колонн и несущих стен, а также для статнеопределимых конструкций, устойчивость которых должна определяться до полного их остывания, расчет температурного режима пожара ведется до значения $T = T_0$. В этом случае в диапазоне изменения $T_0 < T < T_{\text{Bu}=1}$ расчет ведется по уравнению (1.23), где коэффициент теплоотдачи α_{III} находят по формулам (1.25), (1.34) или (1.35) в зависимости от ориентации конструкции. Коэффициент α_I для конструкций стен, пола и перекрытия определяется по уравнению (1.24). Для конструкций стен $\kappa = 0,135$, для перекрытия, если $T_w > T$, и для пола, когда $T_w < T$, $\kappa = 0,09$. Если для перекрытия $T_w < T$ и для пола $T_w > T$, то $\kappa = 0,176$.

Способ расчета количества тепла, воспринимаемого строительными конструкциями при пожаре, зависит от характера выполняемого расчета (проверочного или конструктивного). При проведении конструктивных расчетов количество тепла, воспринимаемого строительными конструкциями, можно найти из уравнения

$$Q_{w_i} = \int_t^{t+\Delta t} q_i(t) dt F_{w_i}, \quad (1.36)$$

где q_i – известная зависимость плотности теплового потока в i -ю строительную конструкцию.

Если используется конструктивный расчет (или проверочный – при отсутствии зависимости плотности теплового потока от времени пожара) для определения количества тепла, воспринимаемого строительными конструкциями, необходимо в каждый момент времени знать температуру их обогреваемой поверхности. Поскольку температура этих поверхностей зависит не только от внешних условий теплообмена, но и от теплофизических свойств материала конструкций, ее находят, решая уравнение теплопроводности (1.7) при граничных условиях III рода. Для условий пожара граничные условия несимметричны относительно рассматриваемой конструкции. Характер изменения коэффициента теплоотдачи на обогреваемых поверхностях приведен выше.

Коэффициент теплоотдачи от необогреваемой поверхности в окружающую среду вычисляется по формуле

$$\alpha = \frac{\text{Nu}\lambda(T)}{x} + \frac{\varepsilon_{\text{пр}} c_0 \left[\left(\frac{T_w}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_\infty}{100} \right)^4 \right] \psi_{1,2}}{T_w - T_\infty}. \quad (1.37)$$

Массовый расход уходящих газов G_{Γ} и входящего воздуха $G_{\text{в}}$ зависит от размеров, расположения и ориентации проемов [1].

Разность полных энтальпий выходящего и входящего через проемы газа находят из выражения

$$Q_{\Gamma} = G_{\text{в}} c_{p_{\infty}} T_{\infty} - m G_{\Gamma} c_{p_{\Gamma}} T, \quad (1.38)$$

где коэффициент m характеризует отличие температуры уходящих газов от среднеобъемной температуры газов в очаге пожара. В соответствии с данными экспериментальных исследований при расположении проема на двух уровнях $m = 1,1$, при расположении проемов на одном уровне $m = 0,8$. Величина лучистого теплового потока через проемы определяется из уравнения

$$q_R = F_0 \varepsilon_{\Gamma} c_0 \left[\left(\frac{mT}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_{\infty}}{100} \right)^4 \right]. \quad (1.39)$$

Выбор метода расчета температурного режима зависит от цели расчета и исходных характеристик пожарной нагрузки и помещения. Зональный метод расчета, использующий закономерности струйного течения, применяется для определения теплового воздействия очага пожара на строительные конструкции при горении ЛВЖ, ГЖ и сосредоточенно размещенной пожарной нагрузки из твердых горючих и трудногорючих материалов.

Зональный метод, использующий интегральные уравнения пожара (1.1)–(1.7) для характерных зон помещения, может применяться для зальных помещений с сосредоточенной пожарной нагрузкой (локальные пожары) и при расположении пожарной нагрузки на площади $\pi(U_0 t_{\text{НСП}})^2 < F_{\text{п}} < 0,5F$. Расчетные методы прогнозирования развития пожара и его последствий в рассмотренной выше детерминированной

постановке являются замкнутой научной задачей, позволяющей оценить динамику пожара и его воздействие на различные объекты, на некотором наперед заданном уровне исходных параметров. Как правило, для разработки соответствующих профилактических мероприятий рассматривается ситуация, наиболее опасная из возможных, т. е. производится оценка по верхнему пределу.

На реальном объекте прогноз динамики пожара усложняется неопределенностью начальных условий, при которых возможно возникновение пожара, а следовательно, динамика пожара носит вероятностный характер. Очевидно, что результат детерминированного расчета, на любом уровне исходных параметров, в практике может быть реализован с определенной степенью вероятности. Поэтому для оценки нормативных мероприятий на уровне их технико-экономического обоснования расчет конкретных вариантов пожара должен быть дополнен с учетом оценки вероятности, которую можно ожидать на практике. Таким образом, возникает задача: исходя из известных вероятностных характеристик входных факторов, и на основе разработанных детерминированных методов определить вероятностные характеристики выходных параметров пожара.

Оценка возможных в реальных условиях случайных разбросов входных факторов, анализ модели на чувствительность выходных параметров от входных факторов и опыт численных экспериментов позволили определить следующие основные входные факторы: количество и вид пожарной нагрузки; величину проемов в помещении и их состояние (до вскрытия и после вскрытия); характер вскрытия проемов.

Количество варьируемых факторов определяет объем численных расчетов на детерминированном уровне. Возможные комбинации разных значений трех варьируемых факторов дает значение таких расчетов, равное $3^3 \approx 30$. Результаты этих расчетов могут приниматься как базовый модуль.

Наличие базового модуля позволяет восстанавливать выходные параметры необходимого объема для пожаров с промежуточными значениями входных факторов. Каждая стадия пожара восстанавливается отдельно.

Блок-схема возможного имитатора должна учитывать следующие положения:

- пожар определяется начальной пожарной нагрузкой (g_k , МДж \cdot м⁻²), величиной проемности (F_0 , м²), начальной проемностью ($F_0^{от}$, м²);

- входные величины g_k , F_0 – случайные, и законы распределения их известны;

- температура вскрытия проемов считается постоянной, или известен закон распределения вскрытия проемов.

При исследовании вероятностных характеристик пожара в помещениях жилых зданий, результаты которого приведены в гл. 3, было рассчитано 36 720 пожаров.

Для определения эквивалентной продолжительности пожара записываются данные о прогреве строительных конструкций в условиях стандартного испытания, для изгибаемых железобетонных и металлических огнезащищенных конструкций. Для несущих железобетонных конструкций записываются данные о потере их несущей способности в условиях стандартного испытания.

Работа имитатора осуществляется следующим образом. Разыгрываются случайные значения входных параметров g_k , F_0 , $F_0^{от}$, и из набора данных считывается информация о пожарах с ближайшими к разыгранным значениями параметров. После этого происходит вычисление запро-

шенной величины (время пожара, эквивалентная продолжительность пожара и т. д.). Пожар прослеживается до тех пор, пока запрошенная величина не достигает требуемого значения. Полученное значение запоминается. Далее происходит проверка точности моделирования. Моделирование заканчивается после достижения заданной точности. Затем для выходных величин производится вычисление статистических характеристик (средние, дисперсия и др.), а также по заданному критерию согласия может подбираться закон распределения.

Расчет температурного режима пожара на вероятностном уровне позволяет определить степень риска, выраженную произведением вероятностей события (например, вероятности эквивалентной продолжительности пожара) и вероятности возникновения пожара, которая может быть определена из статистических данных. Учет степени риска и соответствующие технико-экономические исследования позволяют выйти на нормирование противопожарных мероприятий на уровне их экономической целесообразности.

1.2.2. Область применения конструктивного метода расчета

Как было указано выше, конструктивные расчеты выполняются в целях определения температурно-временной характеристики пожара в помещении, для последующего анализа его теплового воздействия на различные строительные конструкции. Эти расчеты могут выполняться с использованием эмпирических зависимостей для плотностей теплового потока или с использованием модельной конструкции, состоящей, например, из монолитного материала с известными теплотехническими характеристиками.

По характеру сопряжения, который определяется числом Бюна, для всех конструкций должно выполняться неравенство $Br_i < Br_{кр}$.

Температурно-временная зависимость, полученная с помощью конструктивного расчета, с учетом изложенных условий будет иметь один и тот же характер для любых конструктивных элементов, удовлетворяющих условию $Br_i < Br_{кр}$. Определенная температурно-временная зависимость будет являться пожароопасной характеристикой данного помещения и наряду с соответствующими законами теплообмена может быть использована для расчета прогрева строительных элементов различных конструкций. Для конструкций, имеющих значение числа Бюна для условий пожара $Br_i < Br_{кр}$, использовать температурно-временную зависимость, определенную по методу конструктивного расчета, нельзя. Для таких конструкций выполняется поверочный расчет.

Выражения для критерия Br определяются из граничных условий IV рода, которые записываются при условии диффузионного приближения для лучистой составляющей сложного теплообмена и отсутствия источника тепла на поверхности строительных конструкций (негорючие конструкции) в следующем виде:

$$\lambda_f^{\text{эф}} \left(\frac{\partial T}{\partial y} \right)_w = \lambda_s \left(\frac{\partial T_s}{\partial y} \right)_w, \quad (1.40)$$

где $\lambda_f^{\text{эф}} = \lambda_f + 5,33 \frac{n^2 \sigma T^3}{\kappa_\delta}$ – эффективный коэффициент

теплопроводности газовой среды; λ_s – коэффициент теплопроводности материала конструкции.

В конечно-разностном виде преобразованное соотношение (1.40) выражено уравнением

$$\frac{\Delta T_s}{\Delta T} = \frac{\lambda_f^{\text{эф}}}{\lambda_s} \frac{b}{\delta_t}, \quad (1.41)$$

где b – толщина конструкции; δ_t – толщина теплового пограничного слоя.

Соотношение (1.41) справедливо для случая линейного распределения температуры по толщине конструкции. В случае нелинейного распределения относительный перепад температур определяется из соотношения [12]

$$\Delta \theta = \frac{\Delta T_s}{\Delta T} = \varepsilon \frac{\lambda_f^{\text{эф}}}{\lambda_s} \frac{b}{l} \frac{l}{\delta_t}, \quad (1.42)$$

где ε – поправочный коэффициент, учитывающий отклонение профиля температуры от линейного закона; l – определяющий размер.

Для вертикальных строительных конструкций в развитой стадии пожара отношение высоты конструкций и толщины теплового пограничного слоя определяется из выражения

$$\frac{l}{\delta_t} = 0,34(G_T \text{Pr})^{1/6} \left\{ \frac{\text{Pr}^{2/3}}{(1+N_T)^3 [2,14(1+N_T) + \text{Pr}^{2/3}]} \right\}^{1/6} (1+N_T)^{-1/2}. \quad (1.43)$$

Используя уравнение для эффективного числа Нуссельта, получим выражение для величины l/δ_t в следующем виде:

$$\frac{l}{\delta_t} = 0,76 \frac{\text{Nu}^{1/2}}{(1+N_T)}, \quad (1.44)$$

это позволяет записать уравнение для относительного перепада температур следующим образом:

$$\Delta\theta = 0,76\varepsilon \frac{\lambda_f^{\text{эф}} b}{\lambda_s l} \frac{\text{Nu}}{1 + N_T}. \quad (1.45)$$

Таким образом, относительный перепад температур является функцией безразмерного комплекса, который для вертикальных строительных конструкций в условиях объемных пожаров будет являться выражением числа Брюна

$$\text{Br}_B = \frac{\lambda_f^{\text{эф}} b}{\lambda_s l} \frac{\text{Nu}^{1/2}}{1 + N_T}. \quad (1.46)$$

Для горизонтальных строительных конструкций уравнение (1.42) примет вид

$$\Delta\theta = \varepsilon \frac{\lambda_f^{\text{эф}} b r_*}{\lambda_s r_* \delta_l}, \quad (1.47)$$

где величина r_* является характерным размером для горизонтальной конструкции покрытия или перекрытия и определяется из соотношений, приведенных в гл. 3.

Выражение для толщины теплового пограничного слоя δ_l , образовавшегося при взаимодействии очага пожара с горизонтальными конструкциями, было получено в гл. 3, для критической точки $\bar{r} = 0$ оно имеет вид

$$\frac{\delta_l}{r_*} = \frac{1,8(1 + N)}{\text{Re}^{0,5} \text{Pr}^{1/3}}. \quad (1.48)$$

Подставив выражение (1.48) в (1.47), получим следующее выражение для относительного перепада температур:

$$\Delta\theta = 0,4\varepsilon \frac{\lambda_f^{\text{эф}} b}{\lambda_s r_*} \frac{\text{Nu}_*}{1 + N}, \quad (1.49)$$

где безразмерное число Нуссельта определяется при значении $\bar{r} = 0$.

Таким образом, для горизонтальных конструкций перекрытий и покрытий, в условиях развитой стадии объемного пожара $B_{г}$ определяется из выражения

$$B_{г} = \frac{\lambda_f^{\text{эф}}}{\lambda_s} \frac{b}{r_*} \frac{Nu_*}{1 + N}. \quad (1.50)$$

Значения $B_{гкр}$ определялись с помощью численного эксперимента. Для заданного помещения с определенным количеством пожарной нагрузки производились расчеты температурного режима пожара в соответствии с общими принципами, изложенными в настоящей главе.

Расчеты проводились для различных материалов строительных конструкций с разными их толщинами. Определялась толщина строительной конструкции, при которой она перестает оказывать влияние на температурный режим пожара. Соответствующее этому значению число Бюна принималось равным $B_{гкр}$. Полученные с помощью численного эксперимента значения $B_{гкр}$ представлены в виде зависимости от безразмерного параметра $\kappa = \lambda_s/\lambda_f$ (рис. 1.3). В качестве знаменателя этого параметра берется истинное значение коэффициента теплопроводности продуктов горения при соответствующих температурах, что упрощает его использование для практических целей.

Для основных видов бетонов, применяемых в строительстве, и значений температур газовой среды от 500 до 1200 °С безразмерный параметр $\bar{\kappa}$ изменяется в диапазоне от 2,4 до 11. В этом интервале изменения числа $\bar{\kappa}$ критическое число Бюна можно представить линейной зависимостью

$$B_{гкр} = 724 - 49,9 \bar{\kappa}. \quad (1.51)$$

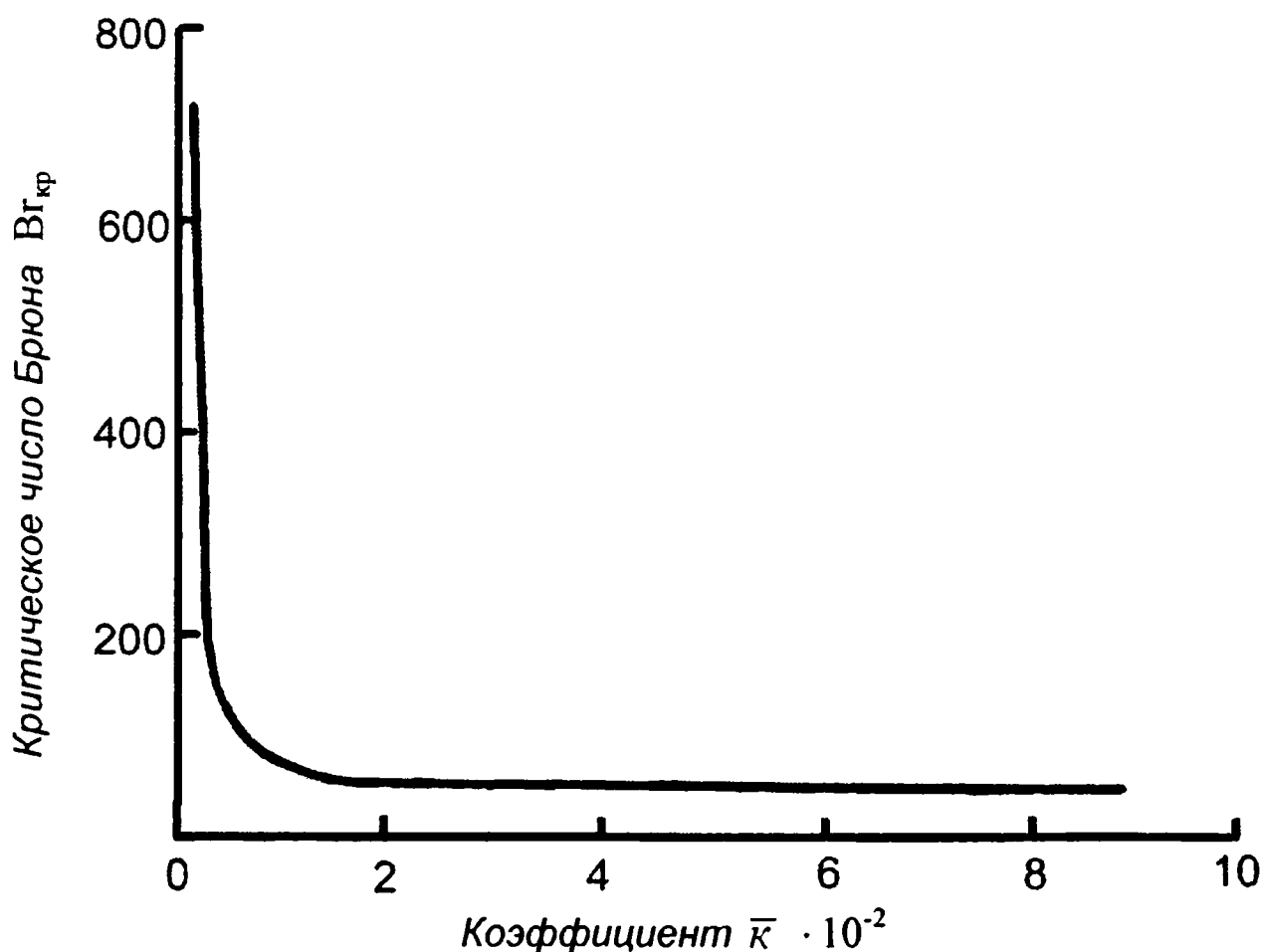


Рис. 1.3. Зависимость критического числа Бруна от коэффициента \bar{k} :

— кривая, построенная с учетом уравнений (1.51) и (1.52)

Начиная со значения $\bar{k} = 200$ с точностью до 5 % $Gr_{кр}$ можно принять постоянным и равным 25. Для основных металлов, применяемых в строительстве, таких, как сталь, алюминий и др., \bar{k} изменяется в интервале значений $776 \leq \bar{k} < 4900$. При значениях $10 \leq \bar{k} < 200$ зависимость $Gr_{кр}$ от \bar{k} можно описать полиномом второго порядка:

$$Gr_{кр} = 0,1 \bar{k}^2 - 20,7 \bar{k} + 391. \quad (1.52)$$

ГЛАВА 2

КЛАССИФИКАЦИЯ ПОЖАРОВ В ПОМЕЩЕНИИ, ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВИДА ВОЗМОЖНОГО ПОЖАРА

2.1. Классификация пожаров

Развитие пожара и характер его воздействия на различные объекты является сложным физическим процессом, который в общем случае описывается полной системой уравнений Навье–Стокса, уравнением энергии (включающим в себя перенос энергии за счет конвективных процессов, теплопроводности, излучения, диффузии, химических реакций горения пожарной нагрузки), уравнениями неразрывности, диффузии, состояния и теплообмена.

В связи с неопределенностью ряда граничных условий процесса развития пожара и трудностью учета всех влияющих на процесс развития пожара факторов, в том числе и процессов турбулентности, точное решение данной системы уравнений в настоящее время является сложнейшей научной проблемой, особенно в свете практических задач.

С этой точки зрения целесообразно на основе анализа определяющих критериев для решаемых практических задач разбить пожары, как физическое явление, на классы.

Это позволяет в пределах каждого класса существенно упростить модель пожара, применив соответствующие методы исследования.

Перенос тепла от очага горения к ограждающим конструкциям в общем случае происходит за счет конвективных потоков продуктов сгорания, излучения, теплопроводности и непосредственного воздействия пламени (в том числе и пламени сгорающего материала) на конструкции.

Механизм теплового взаимодействия между очагом горения и конструкциями зависит от взаимного расположения и геометрических размеров факела и самих конструкций. Характеристики горючей нагрузки, свойства продуктов сгорания, теплотехнические характеристики конструкций, а также характер газообмена влияют на величину теплового взаимодействия очага с конструкциями.

В связи с этим целесообразно рассматривать два класса пожаров: *локальные* и *объемные*.

Отличительной особенностью *локальных* пожаров является наличие ярко выраженного струйного течения над очагом горения и четкой зоны раздела горячих газов, состоящих из продуктов горения и “холодного” воздуха окружающей среды. По характеру развития струйного течения локальные пожары подразделяются на пожары с постоянной и переменной площадью горения.

Локальные пожары с постоянной площадью горения характерны при горении жидкостей с ограниченным зеркалом разлива. Пожары с переменной площадью горения – при горении жидкого топлива с изменяющимся зеркалом горения и при горении твердых горючих материалов в условиях сосредоточенной пожарной нагрузки.

Параметры, характеризующие условия развития пожара в помещении (температура, давление, состав газовой среды, массовые и тепловые потоки), в условиях локальных пожаров существенно неравномерны в объеме очага пожара. Их усредненные значения сильно отличаются от локальных значений.

Важной отличительной чертой *объемных* пожаров является отсутствие значительных градиентов термодинамических параметров (в связи с сильной степенью перемешивания), что приводит к практически незначительному отличию локальных характеристик от среднеинтегральных (среднеобъемных). Эта важная характеристика объемных пожаров позволяет описывать их развитие интегральными параметрами и использовать сравнительно простой метод “интегрального” математического моделирования.

По условиям горения пожарной нагрузки объемные пожары подразделяются на ПРН и ПРВ.

В условиях ПРН горение происходит при достаточном количестве воздуха (окислителя) и скорость выгорания (тепловыделения) пожарной нагрузки главным образом зависит от вида, расположения и количества пожарной нагрузки, в меньшей степени – от характера газообмена очага пожара с окружающей средой, и пропорциональна площади горения. При ПРН горение происходит преимущественно в объеме помещения. Горение пожарной нагрузки в условиях ПРВ происходит при недостатке воздуха, а скорость выгорания пропорциональна количеству поступающего в объем помещения окислителя. При недостатке окислителя в очаге пожара возможно догорание продуктов горения за пределами помещения.

Каждый из рассмотренных видов пожаров в своем развитии по времени проходит четыре основные стадии (рис. 2.1).

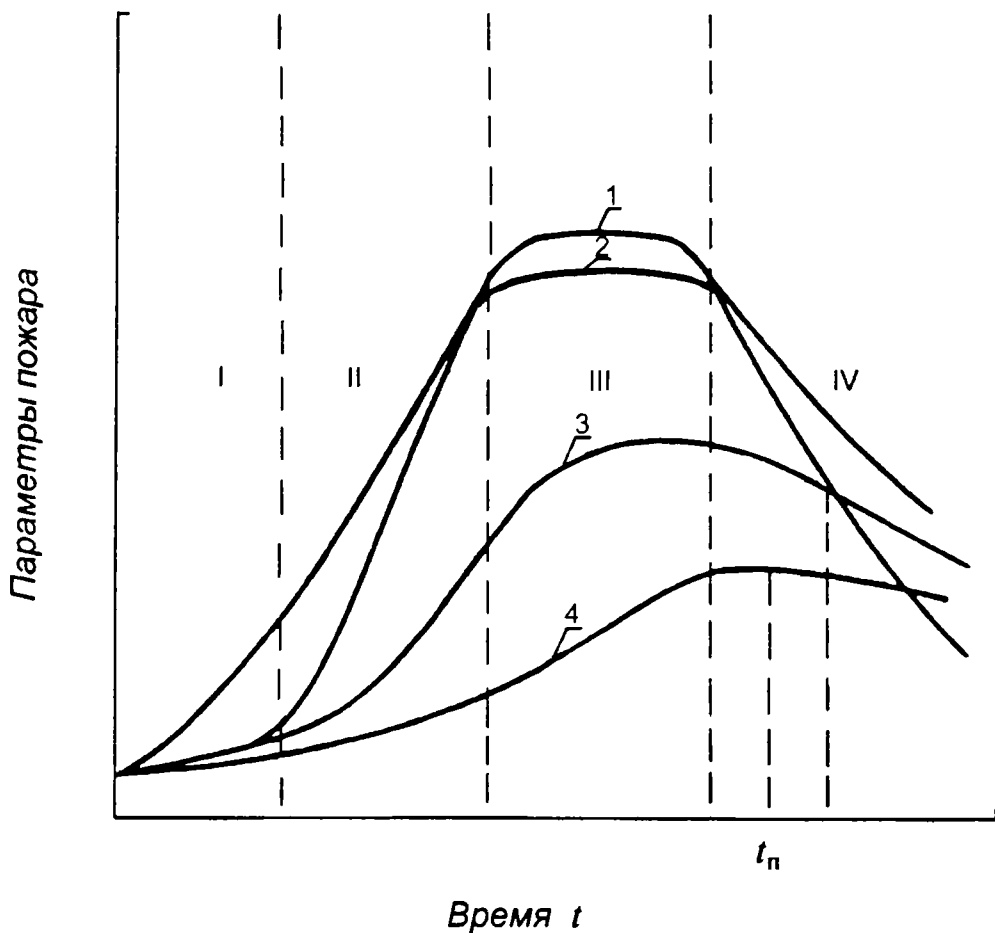


Рис. 2.1. Характер изменения параметров пожара в помещении:

- 1 — среднеобъемная температура; 2 — скорость выгорания; 3 — температура поверхности строительной конструкции; 4 — теплотехнический параметр, определяющий огнестойкость строительной конструкции (температура прогрева защитного слоя); t_n — продолжительность пожара; I — начальная стадия пожара; II — развивающаяся стадия пожара; III — развитая стадия пожара; IV — затухающая стадия пожара

Начальная стадия пожара. Включает в себя время от возникновения горения до полного охвата пламенем (горением) поверхности горючей нагрузки. Продолжительность этой стадии зависит от вида и количества горючей нагрузки, мощности источника зажигания, конструк-

тивно-планировочных характеристик помещения и может меняться в широких пределах. Температура в помещении характеризуется сильной неоднородностью, однако среднее значение ее и темп изменения невелики. Эта стадия очень важна для оценки характера последующего развития пожара, разработки мероприятий по обеспечению безопасной эвакуации людей при пожаре, обнаружению и тушению пожара. По характеру тепло- и массообменных процессов НСП аналогична локальным пожарам с переменной площадью горения.

Развивающаяся стадия пожара. Включает в себя период от полного охвата пламенем поверхности пожарной нагрузки до достижения постоянной скорости выгорания материалов пожарной нагрузки.

Эта стадия характеризуется резким увеличением скорости тепловыделения и интенсивным изменением температуры в помещении. В развивающейся стадии пожара строительные конструкции подвергаются быстро нарастающему интенсивному тепловому воздействию.

Развитая стадия пожара. В развитой стадии пожар достигает наибольшей возможной интенсивности, все параметры, характеризующие развитие пожара (скорость выгорания, газообмен, концентрация продуктов сгорания, температура, тепловые потоки), имеют максимальные и практически постоянные значения.

Затухающая стадия пожара. Затухающая стадия пожара начинается с момента уменьшения скорости выгорания пожарной нагрузки и заканчивается моментом достижения исходного значения среднеобъемной температуры.

Тепловыделение и средняя температура газовой среды в очаге пожара уменьшаются, однако в начале этой стадии

остаются еще достаточно высокими и оказывают значительное тепловое воздействие на конструкции.

Очевидно, что пожарная нагрузка в условиях реальной эксплуатации зданий (функциональная пожарная опасность) состоит из огромного количества горючих материалов и изделий. При решении частных вопросов все это многообразие по возможности необходимо учитывать.

Для решения общих вопросов целесообразно выбрать базовый материал, который, не изменяя главную физическую картину исследуемого процесса, позволит избежать практической неопределенности при анализе реальной пожарной нагрузки.

Статистический анализ, выполненный во ВНИИПО в конце XX столетия, показывает следующее.

Значительное число пожаров характеризуется тем, что горючими материалами являются древесина и ткани, особенно в жилом секторе, где в 70,09 % случаев древесина была основным горючим материалом, а число погибших от общего числа погибших при пожаре составило 92 %.

По ущербу влияние горючего материала распределилось следующим образом: древесина – 68,98 %; шерсть, хлопок и т. п. – 11,3 %; фураж, сено, солома – 4,88 %; синтетические волокна и изделия из них – 1,81 %, ЛВЖ, ГЖ – 1,8 %; резина и резинотехнические изделия – 1,97 %. Ущерб от пожара при горении этих материалов составляет 90,3 % всей величины ущерба.

Приведенная статистика убедительно показывает, что за базовый материал следует принимать древесину и изделия из нее.

2.2. Локальные пожары, начальная стадия пожара

Локальные пожары возникают в помещениях с сосредоточенной пожарной нагрузкой, расположенной на ограниченной площади. Практически такого вида пожары возникают при проливе жидкого топлива, когда площадь пролива ограничена, при возникновении аварийной ситуации в различных емкостях с жидким топливом и др. Возможность такой ситуации определяется из анализа проектной документации или условий эксплуатации объектов различного назначения.

Большую группу пожаров составляют локальные пожары с изменяющейся площадью горения, главным образом при наличии в помещении пожарной нагрузки из твердых материалов. Если для случая сосредоточенно расположенной пожарной нагрузки определение вида пожара очевидно, то в условиях распределенной пожарной нагрузки необходимо определить продолжительность НСП, в пределах которой развитие пожара подчиняется закономерностям локальных пожаров.

Переход начальной стадии пожара в развивающуюся (локального пожара в объемный) происходит при значении среднеобъемной температуры в очаге пожара, равной T_v и являющейся характеристикой пожарной нагрузки и условий газообмена. В зависимости от условий развития пожара (величин объема помещения, площади помещения и площади занимаемой пожарной нагрузкой, состояния проемов) переход от НСП к развивающейся может сопровождаться явлением “общей вспышки”, связанным с резким увеличением давления в очаге пожара и, как следствие, с дальнейшим вскрытием проемов. Следует отметить, что в ряде случаев

вскрытие проемов может служить причиной “общей вспышки”.

Переход НСП в объемный пожар возможен в случае, если пламя распространяется на всю поверхность пожарной нагрузки при значении среднеобъемной температуры, не превышающем T_v .

В этом случае при круговом развитии пожара продолжительность НСП $t_{\text{НСП}}$ определяется из соотношения

$$t_{\text{НСП}} = \left(\frac{F_{\text{п}}}{\pi U_0^2} \right)^{1/2} \quad (2.1)$$

и явление “общей вспышки” не наступит.

Для определения продолжительности начальной стадии пожара в других случаях необходимо найти время, при котором среднеобъемная температура достигает значения T_v . Определять это время возможно, рассмотрев уравнение теплового баланса помещения при пожаре за промежуток времени Δt , равный времени НСП:

$$\Delta Q_1 = \Delta Q_2 + \Delta Q_3 + \Delta Q_4 + \Delta Q_5 + \Delta Q_6, \quad (2.2)$$

где ΔQ_1 – количество тепла, выделяемое в объеме помещения при горении; ΔQ_2 – количество тепла, расходуемое на повышение теплосодержания газовой среды в объеме помещения; ΔQ_3 – количество тепла, удаляемого из помещения с уходящими газами; ΔQ_4 – количество тепла, идущее на увеличение теплосодержания конструкций; ΔQ_5 – количество тепла, идущее на нагрев горючей нагрузки, не участвующей в процессе горения; ΔQ_6 – количество тепла, теряемое через проемы с тепловым излучением.

Рассмотрим составляющие уравнения (2.2) применительно к условиям начальной стадии пожара, которые отли-

чаются сравнительно медленным линейным ростом температур, как для среднеобъемной температуры, так и для температур поверхностей конструкций и горючей нагрузки. Сравнительно небольшой абсолютный рост температур в этой стадии пожара позволяет принять все теплотехнические свойства, необходимые для расчета, постоянными и равными их интегральным значениям в диапазоне изменения температур от T_0 до T_B .

Сформулированные допущения позволяют получить соотношение для определения продолжительности НСП. При условии распространения пламени в одной плоскости это соотношение имеет следующий вид:

$$\begin{aligned} & \frac{1}{3} \pi \psi_0 \eta Q_H^p U_0^2 t_{\text{НСП}}^3 = c_p \rho_0 \xi_H^{\text{cp}} F_0 (2gh)^{1/2} (T_B - T_0) t_{\text{НСП}} \times \\ & \times \left\{ \frac{\left(2 + \frac{T_0}{T_B - T_0} \right) \left(1 + \frac{T_0}{T_B - T_0} \right)^{1/2}}{4} + \frac{1}{8} \left(\frac{T_0}{T_B - T_0} \right)^2 \times \right. \\ & \left. \times \ln \left[\frac{\frac{T_0}{T_B - T_0}}{2 \left(1 + \frac{T_0}{T_B - T_0} \right)^{1/2} + 2 + \frac{T_0}{T_B - T_0}} \right] \right\} + \\ & + c_p \psi_0 \pi U_0^2 t_{\text{НСП}}^3 \left[\frac{1}{3} T_0 + \frac{1}{4} (T_B - T_0) \right] - \\ & - c_p \frac{VP}{R} \ln \frac{T_0}{T_B} - c_p \rho_0 \xi_H^{\text{cp}} F_0 (2gh)^{1/2} t_{\text{НСП}} \left[1 + \frac{T_0}{T_B - T_0} \ln \frac{T_0}{T_B} \right] T_0 + \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& + \frac{4}{3} t_{\text{НСП}}^{1/2} \sum_{i=1}^n \frac{F_{w_i} \lambda_i (T_{\text{в}} - T_0)}{\sqrt{\pi a_{w_i}}} + \\
& + \left[\frac{4 \lambda_{\tau} (T_{\text{вг}} - T_0)}{\sqrt{\pi a_{\tau}}} t_{\text{НСП}}^{1/2} \left(\frac{1}{3} F_{\tau} - \frac{1}{7} \pi U_0^2 t_{\text{НСП}}^2 \right) \right]. \quad (2.3)
\end{aligned}$$

Для условий распространения пламени в двух плоскостях левая часть уравнения, второй член в правой части уравнения и второй член в круглых скобках шестого комплекса в правой части умножаются на выражение $(1 + U_1/U_0)$.

Состояние проемов в момент возникновения и развития НСП является случайным параметром и в сильной степени влияет на продолжительность НСП. Поэтому целесообразно для решения нормативных вопросов пожарной профилактики использовать идеализированные условия возникновения и развития НСП, считая, что все проемы находятся в закрытом состоянии. В этом случае первый и четвертый члены правой части уравнения приравниваются к нулю, а продолжительность НСП $t_{\text{НСП}}$ принимает минимальное значение для исследуемого объекта.

2.2.1. Результаты исследования продолжительности НСП в помещениях с конструкциями пожарной опасности класса КО

Наличие экспериментальных данных по пожароопасным свойствам материалов пожарной нагрузки позволяет упростить уравнение (2.3). Для древесины, на основании проведенных экспериментальных исследований, можно получить следующее выражение:

$$0,61 t_{\text{НСП}}^3 = 7,5 \cdot 10^5 \xi_{\text{н}}^{\text{ср}} F_0 h^{1/2} t_{\text{НСП}} + 2 \cdot 10^5 V +$$

$$\begin{aligned}
& + 1,1 \cdot 10^5 (F_T - 0,38 \cdot 10^{-5} t_{\text{НСП}}^2) t_{\text{НСП}}^{1/2} + \left[97,8 \frac{F_c \lambda_c}{\alpha_c^{0,5}} + 150,5 \frac{F_p \lambda_p}{\alpha_p^{0,5}} + \right. \\
& \left. + 60,1 \frac{(F_{\text{пол}} - F_T) \lambda_{\text{пол}}}{\alpha_{\text{пол}}^{0,5}} \right] t_{\text{НСП}}^{1/2}. \quad (2.4)
\end{aligned}$$

Расчетное уравнение для определения продолжительности НСП при горении в помещении полиметилметакрилата имеет вид

$$\begin{aligned}
& 0,61 t_{\text{НСП}}^3 = 13,2 \cdot 10^5 \xi_{\text{н}}^{\text{ср}} F_0 h^{0,5} t_{\text{НСП}} + 1 \cdot 10^5 V + 0,71 \cdot 10^5 \times \\
& \times (F_T - 0,61 \cdot 10^{-5} t_{\text{НСП}}^2) + \left[33,8 \frac{F_c \lambda_c}{\alpha_c^{0,5}} + 60,2 \frac{F_p \lambda_p}{\alpha_p^{0,5}} + \right. \\
& \left. + 20,3 \frac{(F_{\text{пол}} - F_T) \lambda_{\text{пол}}}{\alpha_{\text{пол}}^{0,5}} \right] t_{\text{НСП}}^{0,5}. \quad (2.5)
\end{aligned}$$

Уравнения (2.4) и (2.5) получены с учетом данных экспериментальных исследований и справедливы для помещений со строительными конструкциями, выполненными из негорючих теплоизоляционных материалов (К0) со степенью черноты поверхности 0,7–0,9.

Уравнение (2.3) и его частные варианты (2.4) и (2.5) могут решаться на ЭВМ или графическим методом.

На рис. 2.2 приведена зависимость продолжительности НСП для фрагмента жилого помещения от коэффициента расхода воздуха ξ . Расчетные параметры помещения, данные для которого приведены на рис. 2.2, имеют следующие значения: объем – 216 м³, площадь поверхности стен – 135 м², площадь потолка – 36 м², площадь пола, занятая равномерно распределенной нагрузкой, – 23 м², площадь пола, свободная от пожарной нагрузки, – 13 м², общая площадь проемов – 4,5 м². Коэффициент расхода воздуха в раз-

витой стадии пожара принят равным 0,64. В начальной стадии пожара он меняется от 0 до 0,64.

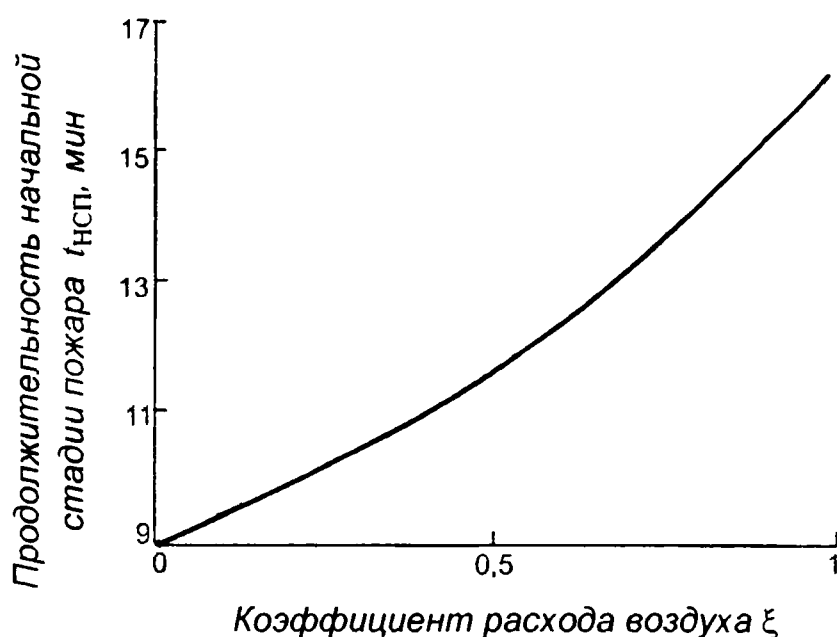


Рис. 2.2. Зависимость $t_{НСП}$ от коэффициента расхода воздуха для здания с параметрами:
 $V = 216 \text{ м}^3$; $H = 6 \text{ м}$; $F_0 = 4,5 \text{ м}^2$

Если принять зависимость ξ от времени линейной, то среднее значение $\xi_{н}^{ср} = \frac{1}{2} \xi = 0,32$. Серия экспериментов на фрагменте здания с $F_T = 19,8\text{--}23 \text{ м}^2$ и удельной нагрузкой из древесины от 50 до 150 $\text{кг} \cdot \text{м}^{-2}$ показала, что продолжительность начальной стадии пожара до $T_b = 250 \text{ }^\circ\text{C}$ изменяется в пределах от 10 до 14 мин. Продолжительность этой стадии, определенная расчетным путем при значении $\xi_{н}^{ср} = \frac{1}{2} \xi$, составляет 11,5 мин, среднее экспериментальное значение этого времени составляет 12,0 мин. Учитывая в известной мере случайный характер развития НСП в экспериментах на фрагменте (зависимость от условий поджигания, метеорологических условий и др.), следует признать хорошее совпадение расчетных и экспериментальных значений продолжительности НСП.

Зависимость минимальной продолжительности НСП от объема помещения и его высоты, характерной для жилых и административно-хозяйственных помещений, при значении пожарной нагрузки, приведенной к “стандартной” древесине, $g = 50 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$, $\psi_0 = 0,02 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{с}^{-1}$ и $U_0 = 1,65 \cdot 10^{-3} \text{ м} \cdot \text{с}^{-1}$ показана на рис. 2.3.

На рис. 2.4 приведены результаты расчета минимальной продолжительности НСП для помещений с геометрическими параметрами, характерными для помещений промышленных предприятий и зальных помещений общественных зданий при указанных выше параметрах пожарной нагрузки. При наличии в помещении пожарной нагрузки, отличной по своим параметрам от использованных при составлении номограмм на рис. 2.3 и 2.4 ($Q_{\text{н}}^{\text{р}} = 13,8 \text{ МДж} \cdot \text{кг}^{-1}$, $\psi_0 = 0,02 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{с}^{-1}$, $U_0 = 1,65 \cdot 10^{-3} \text{ м} \cdot \text{с}^{-1}$) и аналогичных условий эксплуатации помещения, продолжительность НСП можно определить с использованием данных номограмм по соотношению

$$t_{\text{НСП}_i} = t_{\text{НСП}_\text{м}} \left(\frac{\psi_{0_\text{м}} Q_{\text{н}_\text{м}}^{\text{р}} U_{0_\text{м}}^2}{\psi_{0_i} Q_{\text{н}_i}^{\text{р}} U_{0_i}^2} \right)^{1/3}, \quad (2.6)$$

где индекс “м” означает, что данные берутся для “модельной” пожарной нагрузки, а значение $t_{\text{НСП}_\text{м}}$ – из соответствующих номограмм. Таким образом, найденное значение продолжительности НСП для данного помещения позволяет определить тот промежуток времени, в течение которого пожар в помещении будет развиваться, подчиняясь закономерностям локального пожара.

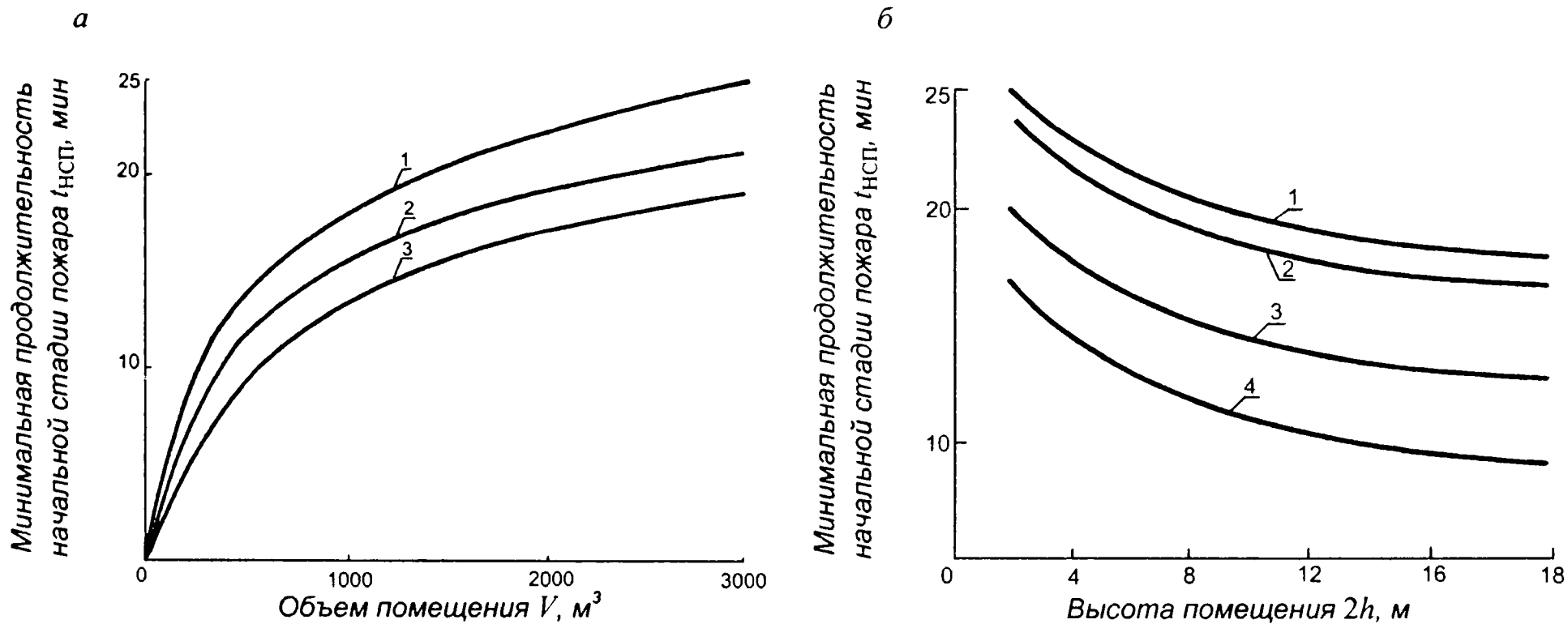


Рис. 2.3. Зависимость минимальной продолжительности НСП от объема и высоты помещения:

а – при высоте H : 1 – 3 м; 2 – 6 м; 3 – 12 м;
 б – при объеме V : 1 – 3000 m^3 ; 2 – 2000 m^3 ; 3 – 1000 m^3 ; 4 – 500 m^3

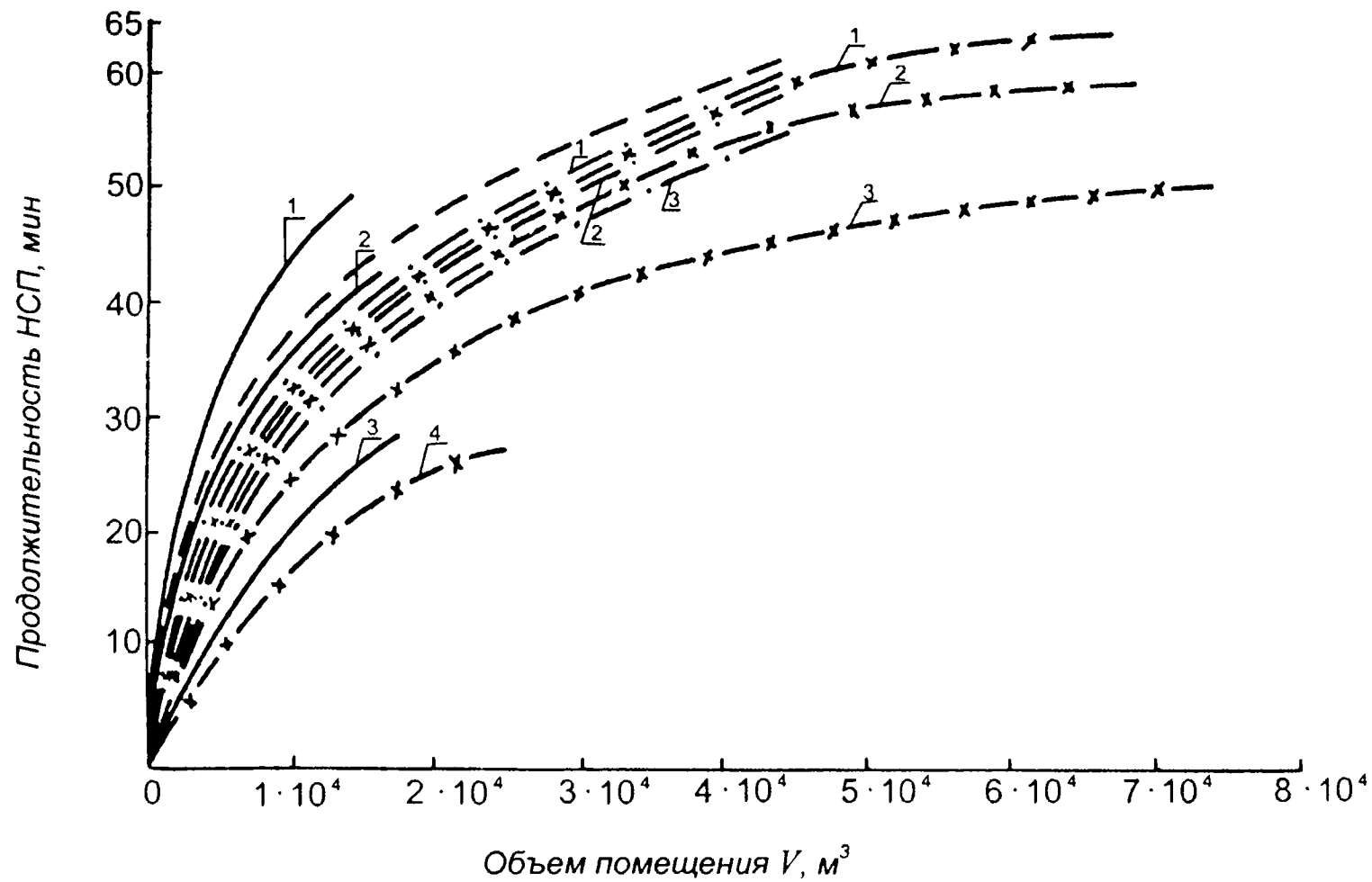


Рис. 2.4. Минимальная продолжительность НСП:

- - - - - $H = 4,8$ м; $g = 68-70$ кг \cdot м $^{-2}$; — — — — — $H = 6,6$ м; $1-g = 2,4-14$ кг \cdot м $^{-2}$;
 2 - $g = 67-119$ кг \cdot м $^{-2}$; 3 - $g = 640$ кг \cdot м $^{-2}$; - - $H = 7,2$ м; $1-g = 60-66$ кг \cdot м $^{-2}$;
 2 - $g = 82-155$ кг \cdot м $^{-2}$; 3 - $g = 200$ кг \cdot м $^{-2}$; - x - x - $H = 8,2-9,1$ м; $1-g = 60$ кг \cdot м $^{-2}$;
 2 - $g = 140-160$ кг \cdot м $^{-2}$; 3 - $g = 210-250$ кг \cdot м $^{-2}$; 4 - $g = 500-550$ кг \cdot м $^{-2}$

Решение уравнения (2.3) относительно t отвечает времени $t_{\text{НСП}}$, необходимому для создания условий вспышки, а отсутствие корней уравнения указывает на невозможность вспышки. Объем помещения, скорость распространения пламени, скорость выгорания и другие характеристики рассматриваются как параметры уравнения. Анализ уравнения (2.3) позволяет разделить пространство параметров на две области: “область вспышки” и область, в которой вспышка невозможна.

На рис. 2.5 приведены результаты решения уравнения (2.3) для помещения объемом 4470 м^3 , площадью 497 м^2 и общей площадью проемов $39,5 \text{ м}^2$, характерного для помещения зрительного зала на 800 мест. Скорость распространения пламени принята $3,5 \cdot 10^{-3} \text{ м} \cdot \text{с}^{-1}$ и скорость выгорания $0,015 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{с}^{-1}$.

Предполагалось, что площадь пожара беспрепятственно увеличивается во всех направлениях с заданной скоростью (центральный пожар) до охвата всей пожарной нагрузки пламенем. На рис. 2.5 вертикаль указывает время, необходимое для охвата всей площади горючей нагрузки без вспышки, горизонталь – количество тепла, выделяемое при полном сгорании кислорода, запасенного в объеме. Таким образом, вспышка может уменьшить продолжительность НСП в несколько раз. Данные, приведенные на рис. 2.5, являются типичными для зальных помещений и иллюстрируют общие закономерности и порядок определения продолжительности НСП. Пересечение кривой 1, отражающей изменение выделившегося тепла при пожаре, с кривыми 2 и 3, отражающими соответственно тепло, необходимое для вспышки при открытых проемах и закрытых, определяет продолжительность НСП. Следует отметить, что явление вспышки при закрытых проемах возможно, если точка пересечения соответствующих кривых

лежит ниже значения тепла, которое выделяется при полном сгорании кислорода, находящегося в объеме помещения. В противном случае явление вспышки невозможно и следует ожидать, что произойдет самотушение, которое может перейти во вспышку при вскрытии проемов.

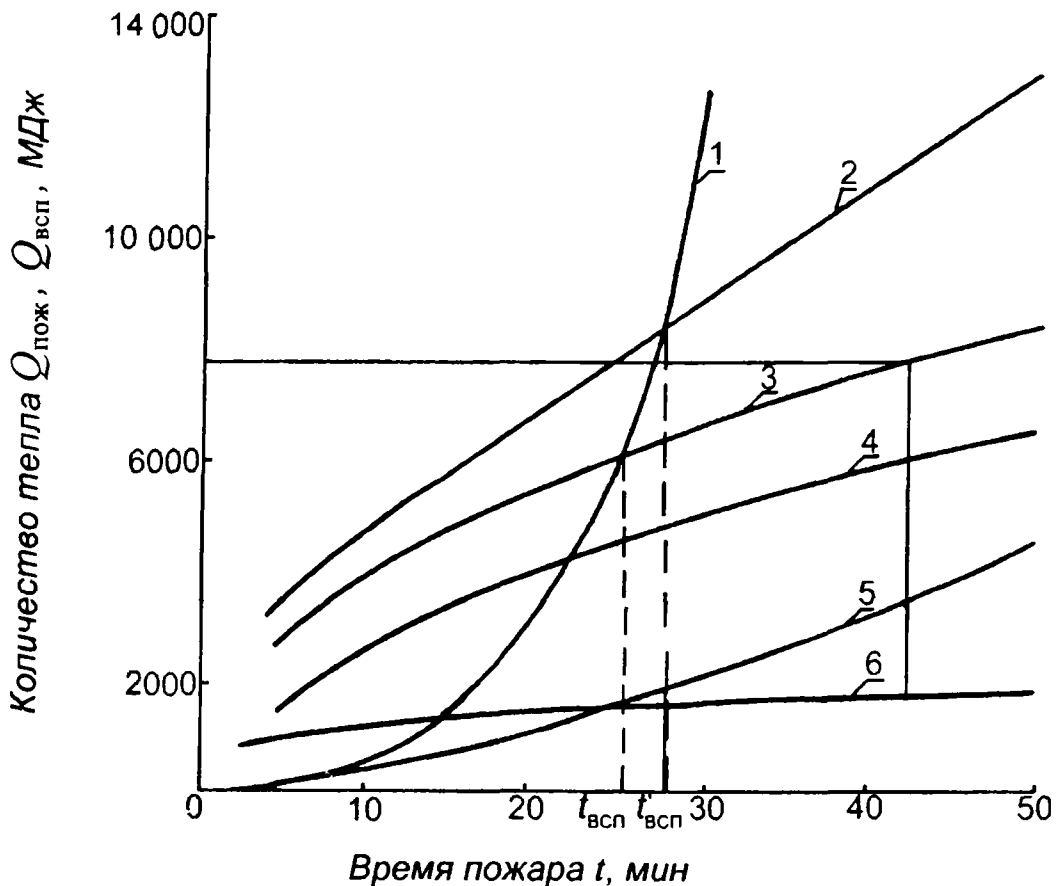


Рис. 2.5. Результаты расчета $t_{\text{НСП}}$ для помещения с параметрами:
 $V = 4470 \text{ м}^3$; $F_0 = 39,5 \text{ м}^2$; $U_0 = 3,5 \cdot 10^{-3} \text{ м} \cdot \text{с}^{-1}$; $\psi_0 = 0,015 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$.

Количество тепла:

1 — выделившееся при горении; 2 — необходимое для вспышки при открытых проемах; 3 — необходимое для вспышки при закрытых проемах; 4 — на прогрев конструкций и горючей нагрузки; 5 — уносимое через проемы; 6 — на прогрев газов в объеме помещения

Анализ данных, приведенных на рис. 2.6, показывает, что за период развития НСП при закрытых проемах 72 % выделенного тепла идет на нагрев строительных конструкций и не участвующей в горении пожарной нагрузки. При открытых проемах (для данных рис. 2.5 отношение площади проемов к площади пола составляет 7,9 %) доля тепла, иду-

щего на нагрев конструкций и топлива, составляет 58 %. На рис. 2.6 приведена зависимость продолжительности НСП от скорости распространения пламени и скорости выгорания для данного помещения при $T_v = 568$ К. Выше пунктирной кривой вспышка невозможна.

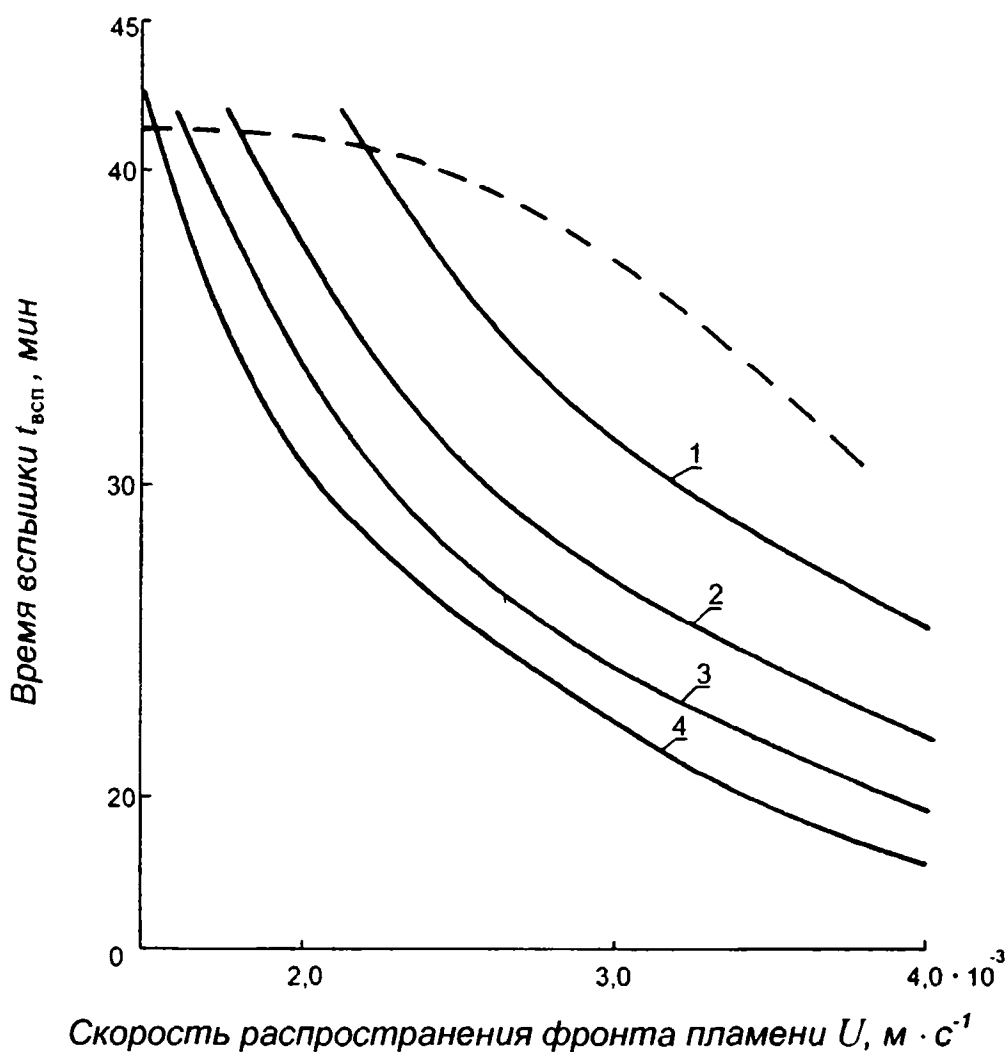


Рис. 2.6. Зависимость $t_{НСП}$ до наступления “общей вспышки” $t_{всп}$ от приведенной скорости выгорания и скорости распространения фронта пламени для помещения:

$$V = 4470 \text{ м}^3; F_0 = 39,5 \text{ м}^2 \text{ и } T_{всп} = 568 \text{ К};$$

$$1 - \psi_0 = 0,010 \text{ кг} \cdot \text{с}^{-1}; 2 - \psi_0 = 0,015 \text{ кг} \cdot \text{с}^{-1};$$

$$3 - \psi_0 = 0,020 \text{ кг} \cdot \text{с}^{-1}; 4 - \psi_0 = 0,025 \text{ кг} \cdot \text{с}^{-1}$$

На рис. 2.7 приведено изменение площади пожара при размещении нагрузки в форме прямоугольника при различном соотношении длины и ширины его сторон. Кривая 1 со-

ответствует центральному пожару, 5 – “почти линейному” пожару. Кривые 2–5 отвечают математическому ожиданию площади пожара в предположении, что очаг пожара с одинаковой вероятностью может возникнуть в любой точке прямоугольника. Таким образом, влияние места возникновения пожара при $l/U_{отНСП} \leq 2$ (где l – характерный размер площади, занятой нагрузкой) по эффекту может быть равнозначен уменьшению скорости выгорания в несколько раз.

Зависимость времени наступления вспышки, определяемой видом пожарной нагрузки при различных значениях T_v , приведена на рис. 2.8.

Оценка влияния газообмена через проемы на продолжительность НСП проводилась численным экспериментом, где совместно с изменением среднеобъемной температуры и скорости выгорания рассматривался баланс масс для воздуха и дымовых газов. На рис. 2.9 в качестве примера показан расход газов и уносимое им с помощью конвекции тепло по мере развития пожара при различных вариантах открытых проемов. Следует отметить как важный результат расчетов, что температурное расширение воздуха в помещении и выделяющиеся дымовые газы при площади открытого проема менее 0,5 % от площади пола “запирают” объем. При этом проем работает практически “на выход” и притоком холодного воздуха в объем можно пренебречь.

Физическая модель, позволяющая определять продолжительность НСП, основана на использовании в уравнении теплового баланса (2.2) средних величин скорости распространения пламени, скорости выгорания пожарной нагрузки и значений температур среды, топлива, поверхностей строительных конструкций. Все эти параметры носят вероятностный характер, особенно в НСП. Существенно вероятностный характер имеет сам процесс развития НСП и характер ее окончания.

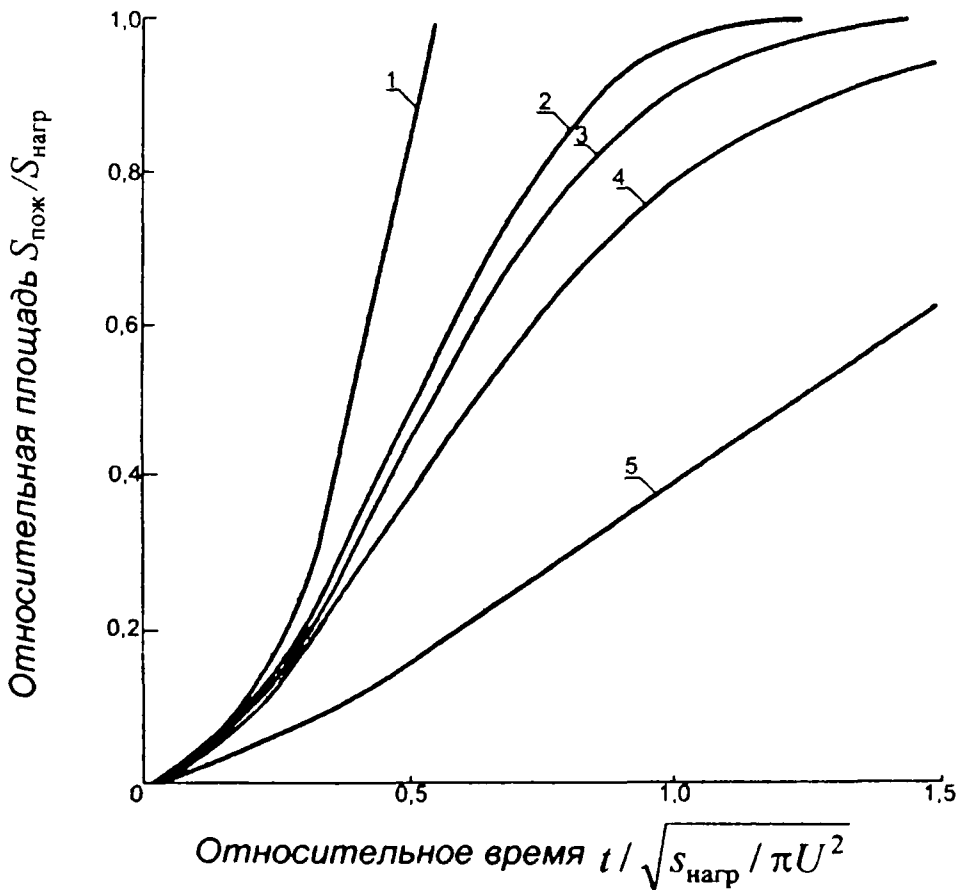


Рис. 2.7. Зависимость изменения площади пожара от характера размещения пожарной нагрузки (отношение длины к ширине размещения a):

*1 – центральный пожар; 2 – $a = 1$;
3 – $a = 2$; 4 – $a = 3$; 5 – $a = 5$*

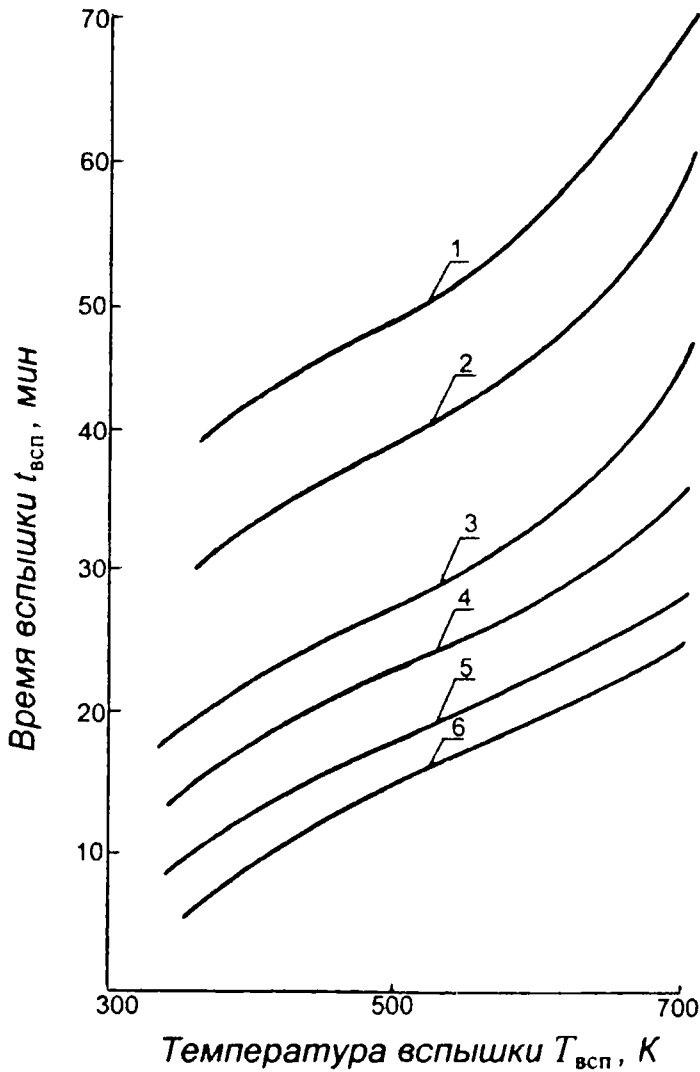


Рис. 2.8. Зависимость времени наступления
 "общей вспышки" от объема помещения V
 и температуры вспышки $T_{всп}$:

1 - $V = 4 \cdot 10^4$; 2 - $V = 2 \cdot 10^4$; 3 - $V = 8 \cdot 10^3$;
 4 - $V = 4,77 \cdot 10^3$; 5 - $V = 1,93 \cdot 10^3$; 6 - $V = 1 \cdot 10^3$

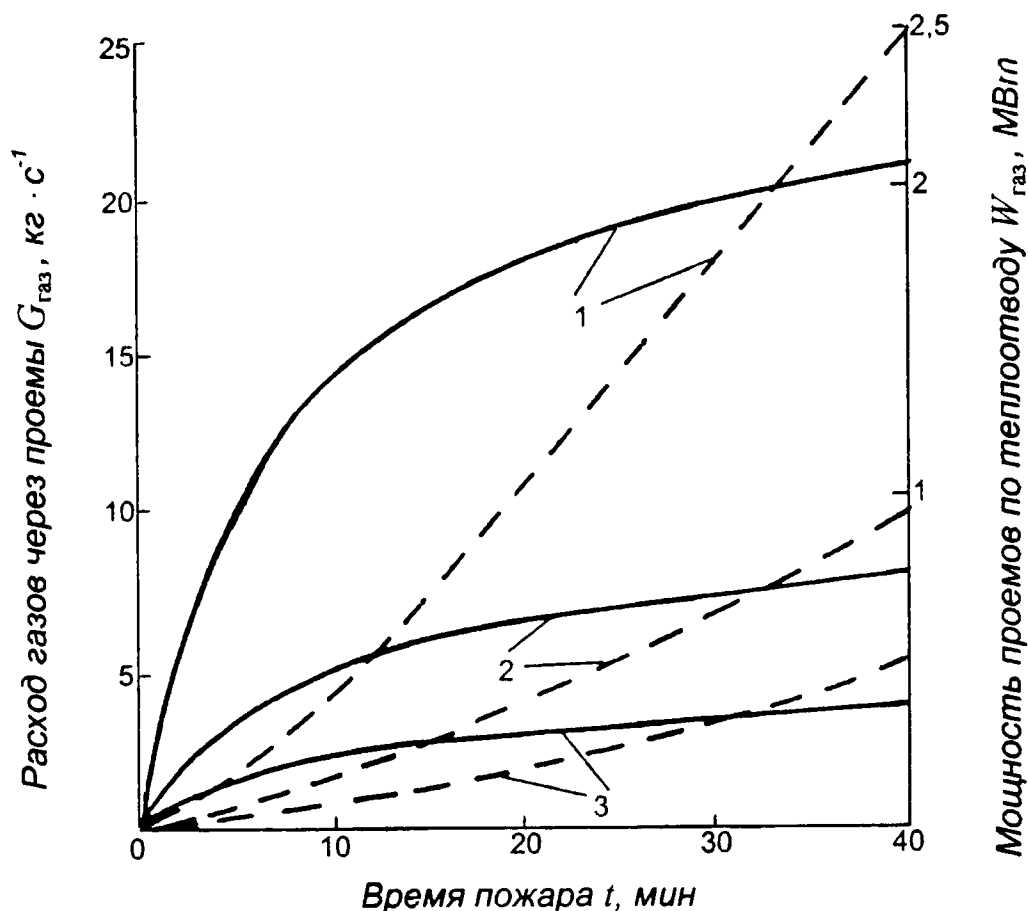


Рис. 2.9. Расход газов через проемы и уносимое им тепло в зависимости от времени развития пожара ($V = 4470 \text{ м}^3$; $F_0 = 39,5 \text{ м}^2$):

— — расход газов через проемы; - - - - - тепло, уносимое с газами;
 1 — все проемы открыты; 2 — открыты проемы, ведущие на улицу;
 3 — открыта одна дверь

В результате обработки экспериментальных данных ВНИИПО были получены коэффициенты вариации для характерных параметров в НСП, значения которых приведены в табл. 2.1.

Анализ эмпирических данных показывает, что с вероятностью 0,985 значения U_0 как для древесины, так и для органического стекла, находятся в интервале $\bar{U}_0 \pm 2\sigma$, поэтому для расчета случайных значений U_0 использован интервал

$$(\bar{U}_0 - 2\nu_U \bar{U}_0) - (\bar{U}_0 + 2\nu_U \bar{U}_0).$$

Аналогичный интервал получен также и для температур поверхностей и газовой среды:

$$(\bar{T}_i - 2v_T \bar{T}_i) - (\bar{T}_i + 2v_T T_i).$$

Для скорости выгорания горючих материалов определено, что с вероятностью 0,95 значения ψ_0 будут находиться в интервале $\bar{\psi}_0 \pm 3,5\sigma$, поэтому случайные значения ψ_0 берутся в интервале

$$(\bar{\psi}_0 - 3,5v_\psi \bar{\psi}_0) - (\bar{\psi}_0 + 3,5v_\psi \bar{\psi}_0).$$

Т а б л и ц а 2.1

Коэффициенты вариации характерных параметров в НСП

Параметр	Коэффициенты вариации для материала пожарной нагрузки v , %	
	Древесина	Органическое стекло
Средняя скорость распространения пламени U_0	24	20
Средняя скорость выгорания ψ_0	7	13
Значения температур в конце НСП:		
температура поверхности пола $T_{пол}$	22	22
температура поверхности потолка T_n	25	25
температура поверхности стен T_c	45	45
температура поверхности топлива T_T	29	29
среднеобъемная температура T	36	36

Вероятностная модель времени развития НСП использовалась для исследования влияния площадей поверхности горючей нагрузки и проемов на вероятность и время возникновения “общей вспышки”, как при отсутствии притока воздуха, так и при наличии газообмена в помещении с очагом пожара.

На рис. 2.10 в качестве примера приведены данные расчета продолжительности НСП для 150 вариантов со следующими параметрами: средний коэффициент расхода проема $\xi = 0,4$; отношение площади, занятой пожарной нагрузкой,

к площади пола 0,25 и отношение площади проемов, открытых к моменту возникновения пожара, к площади пола 0,01.

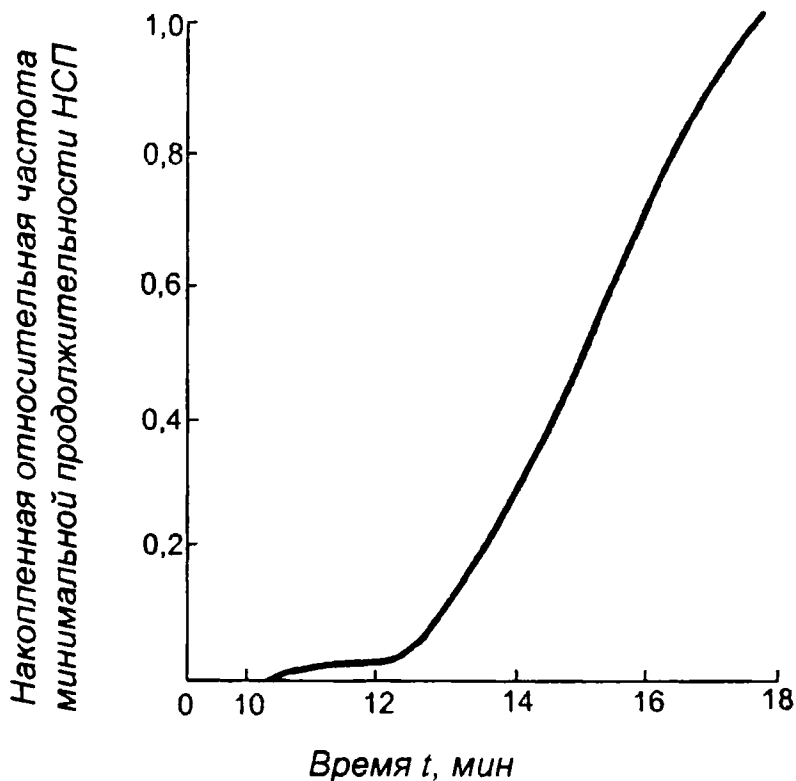


Рис. 2.10. Зависимость относительной частоты минимальной продолжительности НСП от времени развития пожара t

Сопоставление минимальной продолжительности НСП со временем начала его тушения позволяет прогнозировать вероятный размер пожара, результаты борьбы с ним, в том числе и размер ущерба от пожара.

На основе разработанной вероятностной модели НСП были проведены численные эксперименты методом Монте-Карло и получены вероятностные характеристики основных показателей НСП. Основные параметры помещений и вероятностные характеристики входных параметров приведены в табл. 2.2 и 2.3.

Таблица 2.2

Геометрические характеристики помещений

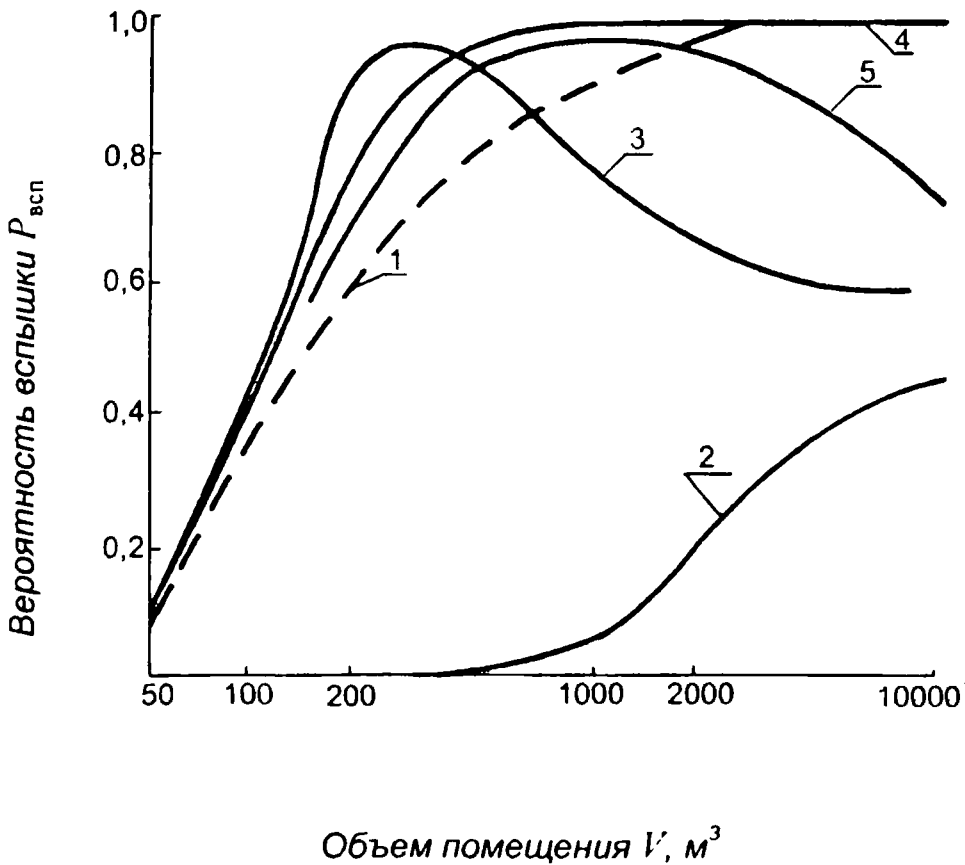
Объем помещения, м ³	Площадь, м ²		Материал конструкций		Характеристика проемов			
	помещения	пожарной нагрузки	перекрытия	стены	Площадь, м ²	Высота, м	Уровень нижней кромки, м	Соседние помещения (улица)
8000 (зрительный зал кинотеатра)	792	413	Бетон (подвесной потолок из плитки акмигран)	Силикатный кирпич	15	2,5	0	Улица
					6,25	2,5	0	Коридор
					3,75	2,5	2,2	Улица
					6,25	2,5	4,2	Коридор
4470 (зрительный зал кинотеатра)	497	413	То же	То же	12	2,5	1,4	Улица
					10	2,5	0	Фойе
					17,5	2,5	4,06	Коридор
1930 (зрительный зал кинотеатра)	288	120	– " –	– " –	10	2,5	0	Улица
					5	2,5	0	Коридор
					5	2,5	4,2	Фойе
					13	1,8	1,1	Улица
214 (кабинет истории общеобразовательной школы)	70,5	36	Бетон	– " –	2,1	2,1	0	Коридор

**Вероятностные характеристики входных параметров,
определяющих развитие пожара**

Входной параметр	Тип помещения	
	Зрительный зал кинотеатра	Классная комната общеобразовательной школы
Приведенная пожарная нагрузка, $\text{кг} \cdot \text{м}^{-2}$	20	50 ± 15
Возможность места возникновения очага пожара	Равновероятно по площади нагрузки	Равномерно по площади нагрузки
Скорость распространения, $\text{м} \cdot \text{с}^{-1}$	$(3,5 \pm 0,4) 10^{-3}$	$(2,5 \pm 0,3) 10^{-3}$
Скорость выгорания, $\text{кг} \cdot \text{с}^{-1}$	$0,0155 \pm 0,001$	$0,025 \pm 0,001$
Температура вспышки, К	568 ± 30	568 ± 30

На рис. 2.11 показана вероятность вспышки в зависимости от объема помещения и фактора проемности. Кривые 1–2 соответствуют пожарам в закрытых негерметичных помещениях (без тепло- и массообмена через проемы). При этом кривая 2 учитывает выгорание кислорода в замкнутом объеме помещения. Кривые 3–5 соответствуют изменению вероятности появления вспышки при наличии в помещении открытых проемов в моменты возникновения пожара.

На рис. 2.12–2.15 приведены данные численного эксперимента, основанного на вероятностной модели, позволяющие оценить вероятную площадь пожара в закрытых негерметичных помещениях при горении пожарной нагрузки, состоящей из твердых горючих материалов на основе древесины.



*Рис. 2.11. Вероятность возникновения вспышки
в зависимости от объема помещения
и фактора проемности:*

1 – избыток окислителя (без отвода тепла через проемы);

2 – $F_0\sqrt{h} = 0$; 3 – $F_0\sqrt{h} = 5$; 4 – $F_0\sqrt{h} = 10$;

5 – $F_0\sqrt{h} = 20$

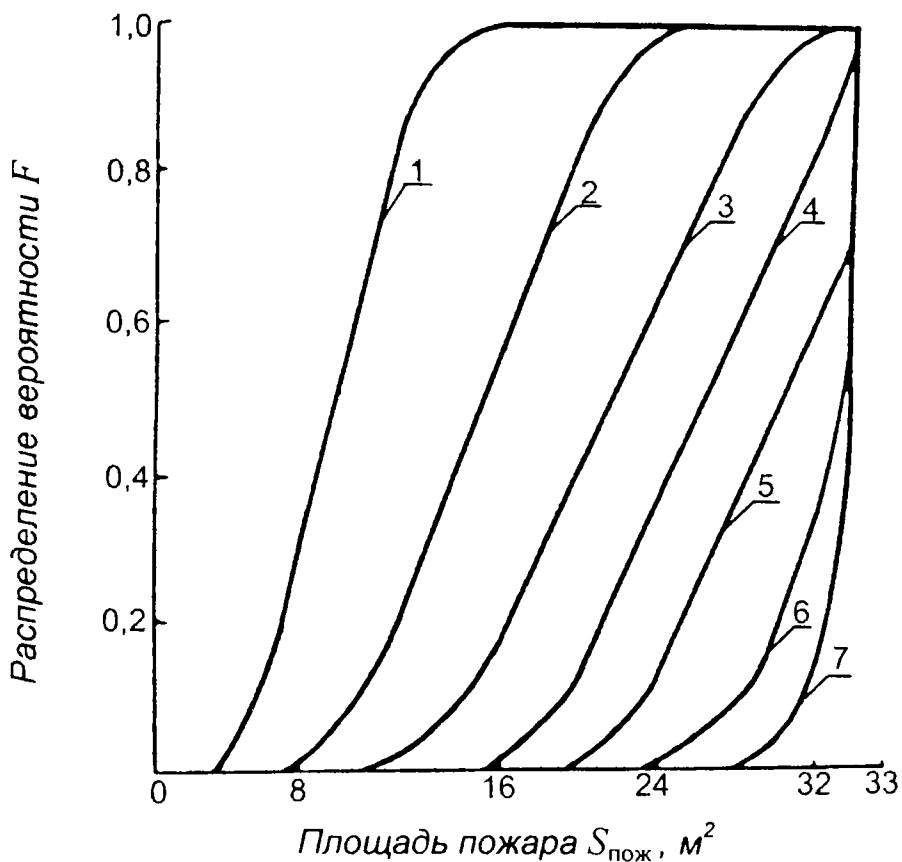


Рис. 2.12. Распределение вероятности площади пожара F к моменту времени t для помещения объемом $V = 214 \text{ м}^3$:

- 1 – $t = 10$ мин; 2 – $t = 15$ мин; 3 – $t = 20$ мин;
 4 – $t = 25$ мин; 5 – $t = 30$ мин; 6 – $t = 35$ мин;
 7 – $t = 40$ мин

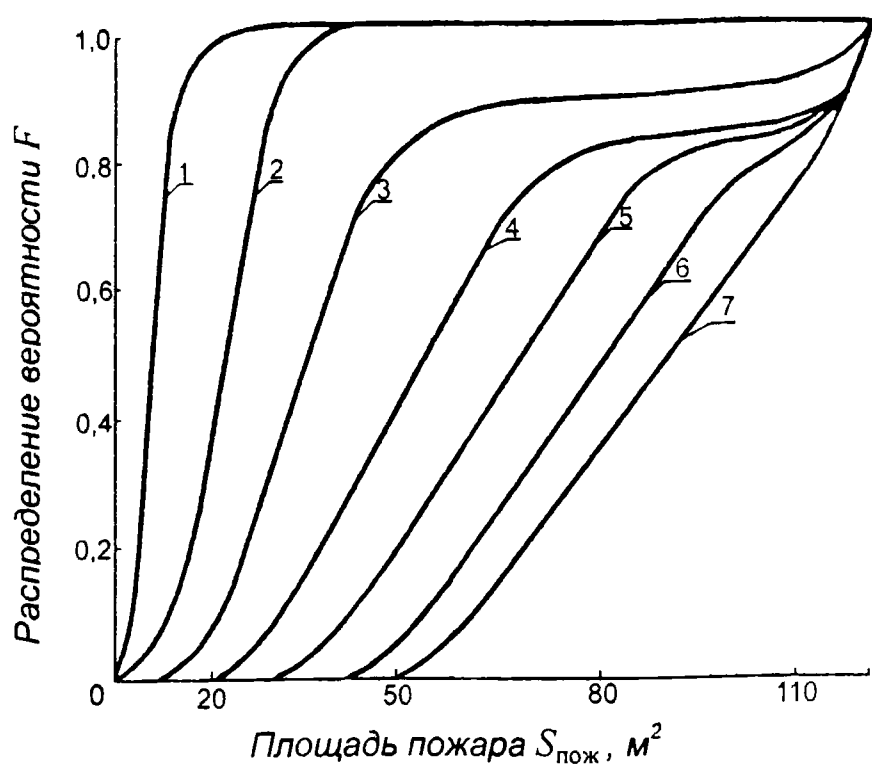


Рис. 2.13. Распределение вероятности площади пожара F к моменту времени t для помещения объемом $V = 1930 \text{ м}^3$:

1 – $t = 10$ мин;

2 – $t = 15$ мин;

3 – $t = 20$ мин;

4 – $t = 25$ мин;

5 – $t = 30$ мин;

6 – $t = 35$ мин;

7 – $t = 40$ мин

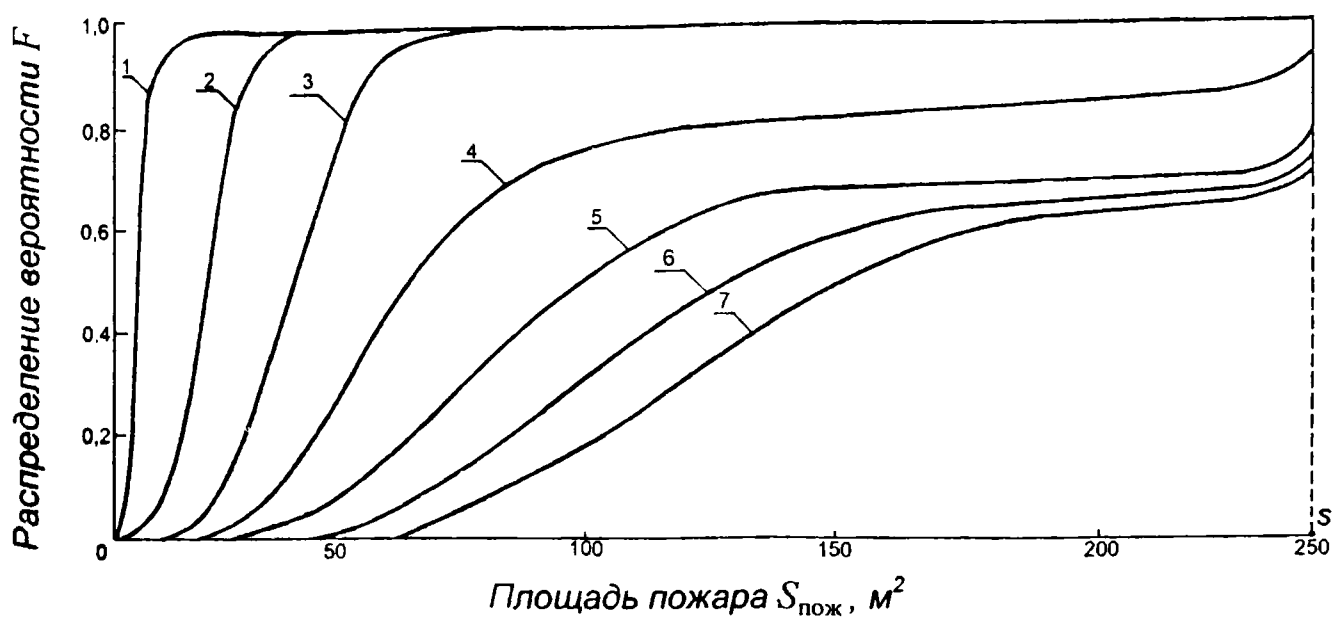


Рис. 2.14. Распределение вероятности площади пожара F к моменту времени t для помещения объемом $V = 4770 \text{ м}^3$:

1 – $t = 10$ мин; 2 – $t = 15$ мин; 3 – $t = 20$ мин; 4 – $t = 25$ мин;

5 – $t = 30$ мин; 6 – $t = 35$ мин; 7 – $t = 40$ мин

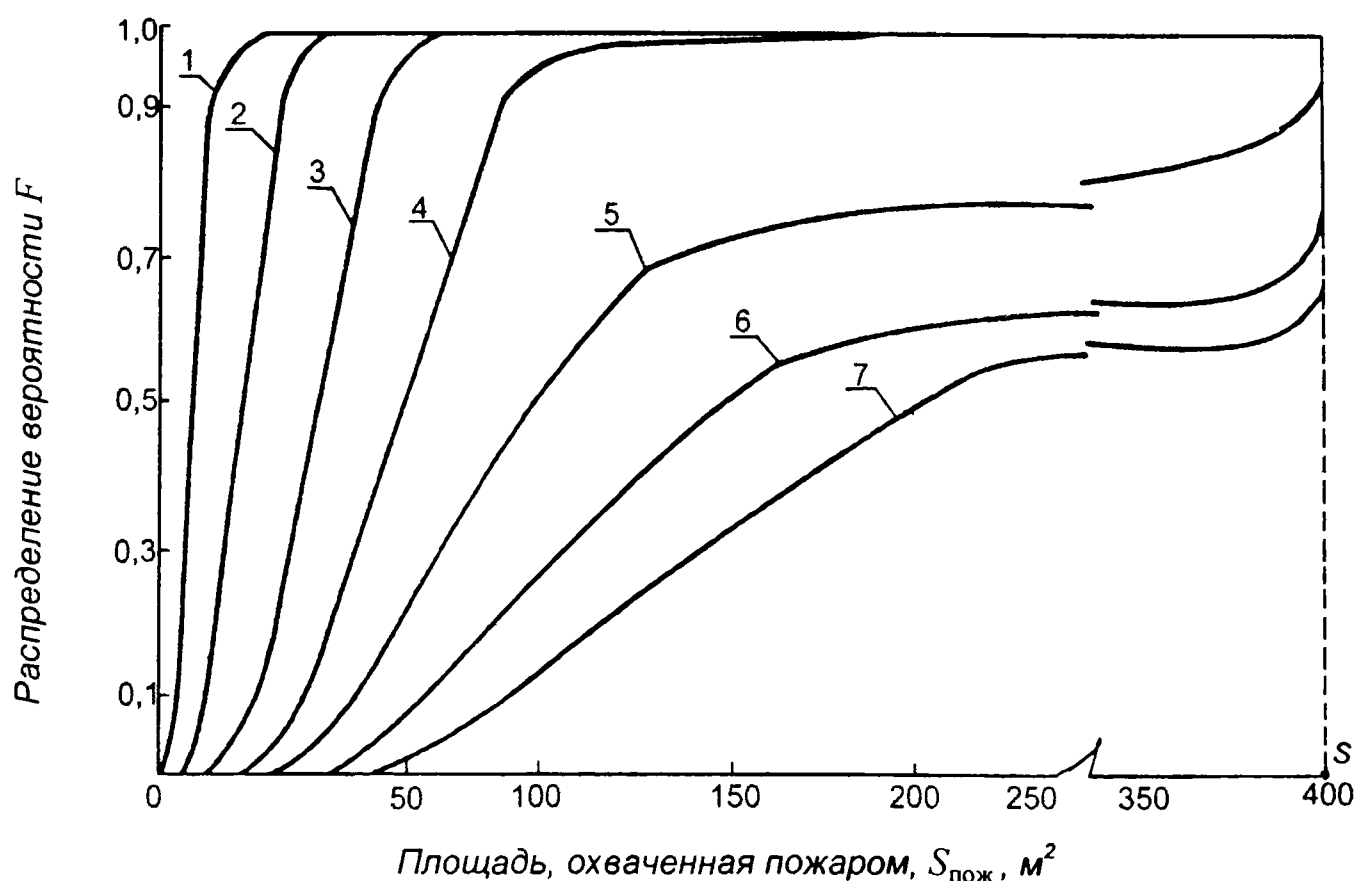


Рис. 2.15. Распределение вероятности площади пожара F к моменту времени t для помещения объемом $V = 8000 \text{ м}^3$:

1 – $t = 10$ мин; 2 – $t = 15$ мин; 3 – $t = 20$ мин; 4 – $t = 25$ мин;
5 – $t = 30$ мин; 6 – $t = 35$ мин; 7 – $t = 40$ мин

2.2.2. Начальная стадия пожара в помещениях с конструкциями пожарной опасности классов К1–К3

Одним из недостатков конструкций со сгораемыми утеплителями, ограничивающим область их применения, является их высокая пожарная опасность. Горение полимерного утеплителя непосредственно влияет на температурный режим пожара и на процесс развития пожара по помещению и зданию. Влияние сгораемого утеплителя на температурный и тепловой режим пожара в помещении в сторону их интенсификации начинается с момента воспламенения материала утеплителя, а вклад его в массообменные процессы – с момента начала его термического раз-

ложения. Поэтому представляет практический интерес определение времени воспламенения (начала термического разложения) сгораемого утеплителя в конструкциях при “реальных” пожарах, необходимого при решении таких задач пожарной безопасности, как определение продолжительности начальной стадии пожара, расчет необходимого времени эвакуации людей, применение систем АПЗ в зданиях из ЛМК, и ряда других.

Рассмотренный ниже метод определения времени возможного воспламенения (начала термического разложения) основан на анализе теплового воздействия очага пожара на строительные конструкции с учетом результатов огневых испытаний конструкций по стандартному температурному режиму. При этом считается, что количество аккумулированного на поверхности конструкции тепла в момент воспламенения является одинаковым как при стандартных огневых испытаниях, так и в реальных условиях пожара (т. е. в пределах рассматриваемых процессов слабо зависит от темпа нагрева).

Таким образом, поставленная задача разбивается на три задачи, которые могут быть сформулированы следующим образом: определение зависимости количества тепла, подводимого к конструкции во время стандартных испытаний, от времени испытаний; определение зависимостей количества тепла, подводимого к конструкции в условиях “реальных” пожаров; сравнение результатов и определение времени возможного воспламенения, в том числе выраженного в единицах стандартного режима (эквивалентная продолжительность пожара).

Рассмотрим метод определения количества тепла, воспринимаемого строительной конструкцией в условиях стандартных огневых испытаний.

Известно, что изменение температурного режима в условиях стандартных испытаний происходит следующим образом:

$$T = 345 \lg(8t + 1) + T_0 \quad (2.7)$$

или

$$T/273 = 0,54 \ln(8t + 1) + 1. \quad (2.8)$$

Преобразуем последнее выражение к виду

$$(T/273)^4 = (x + 1)^4 = 1 + 4x + 6x^2 + 4x^3 + x^4, \quad (2.9)$$

где $x = 0,54 \ln(8t + 1)$.

Соотношение (2.9) позволяет получить выражение для плотности падающего лучистого теплового потока в условиях стандартных огневых испытаний

$$q_R = 315 \varepsilon_{\phi} \{ 1 + 2,16 \ln(8t + 1) + 1,75 [\ln(8t + 1)]^2 + 0,63 [\ln(8t + 1)]^3 + 0,085 [\ln(8t + 1)]^4 \}. \quad (2.10)$$

Интегрируя последнее выражение во временном интервале, получаем:

$$Q_R(t) = 315 \varepsilon_{\phi} \{ (0,133t + 1) [3 \ln(0,133t + 1)] + 6,55 [\ln(0,133t + 1)]^2 + 2,18 [\ln(0,133t + 1)]^3 + 0,64 [\ln(0,133t + 1)]^4 + 2,75 + 13,2 \}, \quad (2.11)$$

где t – время теплового воздействия, с.

Конвективная составляющая суммарного теплового потока в условиях стандартных испытаний составляет на 3-й мин испытаний около $5 \text{ кВт} \cdot \text{м}^{-2}$, что позволяет определить суммарное количество падающего тепла

$$Q_{\Sigma} = Q_R + Q_k \cong 1,3 Q_R.$$

Количество тепла, воспринимаемого строительными конструкциями в условиях “реальных” пожаров, определя-

ем применительно к конструкциям покрытий, как наиболее теплонапряженным в условиях пожара.

Плотность падающего лучистого теплового потока для конструкций покрытий при значении $\bar{h} = H / y_{\max} \leq 2,3$ можно определить из выражения

$$q_R = \varepsilon_{\phi} \sigma_0 \left\{ T_{\max} \left[0,3 + 2,35 \left(\frac{H}{\kappa D} \right)^{1,12} e^{-1,21 \left(\frac{H}{\kappa D} \right)} \right] \right\}^4 0,88 \left(\frac{H}{\kappa D} \right)^{0,63}, \quad (2.12)$$

где T_{\max} – максимальная температура пламени, К; $y_{\max} = 1,1D$ – координата в факеле пламени по его оси, где реализуется максимальная температура, м; $D \cong \sqrt{F_{\text{п}}}$ – приведенный диаметр очага пожара, м; H – высота помещения, м; $\kappa = 1,1$ – эмпирический коэффициент.

Принимая круговую форму развития пожара, как наиболее жесткую для динамики пожара, приведенный диаметр очага можно определить из выражения

$$D = 2vt, \quad (2.13)$$

где $v = \text{const}$ – линейная скорость распространения пламени, м · с⁻¹.

С учетом выражения (2.13) преобразуем уравнение к виду

$$q_R = 0,0713 \varepsilon_{\phi} \sigma_0 T_{\max}^4 \left(\frac{a}{t} \right)^{0,63} \left[1 + 7,83 \left(\frac{a}{t} \right)^{1,12} e^{-1,21 \left(\frac{a}{t} \right)} \right]^4. \quad (2.14)$$

После несложных преобразований с учетом уравнения (2.9) получим выражение для плотности лучистого падающего теплового потока в виде, удобном для интегрирования:

$$\begin{aligned}
q_R = & 0,0071 \varepsilon_{\phi} \sigma_0 T_{\max}^4 \left[\left(\frac{a}{t} \right)^{0,63} + 31,32 \left(\frac{a}{t} \right)^{1,75} e^{-1,21 \left(\frac{a}{t} \right)} + \right. \\
& + 367,85 \left(\frac{a}{t} \right)^{2,87} e^{-2,42 \left(\frac{a}{t} \right)} + 1920,2 \left(\frac{a}{t} \right)^{3,99} e^{-3,63 \left(\frac{a}{t} \right)} + \\
& \left. + 3758,8 \left(\frac{a}{t} \right)^{5,11} e^{-4,84 \left(\frac{a}{t} \right)} \right]. \quad (2.15)
\end{aligned}$$

Интегрируя уравнение (2.15) во временном интервале, определяем количество тепла, аккумулируемое на поверхности конструкции за счет лучистой составляющей суммарного теплового потока при $\bar{h} \leq 2,3$:

$$\begin{aligned}
Q_R(t) = & 0,0071 \varepsilon_{\phi} \sigma_0 T_{\max}^4 a \left[\frac{1}{0,37} \left(\frac{t}{a} \right)^{0,37} + 27,15 \Gamma \left(0,75; \frac{1,21a}{t} \right) + \right. \\
& + 70,46 \Gamma \left(1,87; \frac{2,42a}{t} \right) + 40,67 \Gamma \left(2,99; \frac{3,63a}{t} \right) + \\
& \left. + 5,67 \Gamma \left(4,11; \frac{4,84a}{t} \right) \right], \quad (2.16)
\end{aligned}$$

где $a = \frac{H}{2\kappa\nu}$ – размерный комплекс, с; $\Gamma(\alpha; x) = \int_x^{\infty} e^{-t} t^{\alpha-1} dt$ –

неполная гамма-функция, определяемая с помощью таблиц работы [13].

В том случае, если $D = \text{const}$, интегрирование уравнения (2.15) приведет к более простому выражению:

$$Q_R(t) = \varepsilon_{\phi} \sigma_0 \left\{ T_{\max} \left[0,3 + 2,35 \left(\frac{H}{\kappa D} \right)^{1,12} e^{-1,2 \left(\frac{H}{\kappa D} \right)} \right] \right\}^4 0,88 \left(\frac{H}{\kappa D} \right)^{0,63} t. \quad (2.17)$$

В случае, если $\bar{h} > 2,3$, плотность падающего теплового потока определяется следующим образом:

$$q_R = 0,786 \varepsilon_{\phi} \sigma_0 T_{\max}^4 \left(\frac{H}{y_{\max}} \right)^{-1,65}. \quad (2.18)$$

Интегрируя уравнение (2.18), с учетом выражения (2.13) получаем:

$$Q_R(t) = 0,297 \varepsilon_{\phi} \sigma_0 T_{\max}^4 a^{-1,65} t^{2,65}. \quad (2.19)$$

Для случая, когда $D = \text{const}$, после интегрирования уравнения (2.18) имеем

$$Q_R(t) = 0,786 \varepsilon_{\phi} \sigma_0 T_{\max}^4 \left(\frac{H}{\kappa D} \right)^{-1,65} t. \quad (2.20)$$

Анализ результатов исследований теплообмена очага пожара с горизонтальными конструкциями покрытий [10] показывает, что плотность конвективного теплового потока составляет около 15 % от плотности падающего лучистого теплового потока. В этом случае плотность суммарного падающего теплового потока может быть представлена в виде

$$q = 1,15 q_R, \quad (2.21)$$

где q_R определяется из соответствующего соотношения (2.12) или (2.18).

Суммарное количество тепла, подводимого к поверхности конструкции, определяется как

$$Q_{\Sigma}(t) = 1,15 \int_0^t q(t) dt = 1,15 Q_R, \quad (2.22)$$

где Q_R определяется из уравнений (2.16), (2.17), (2.19), (2.20).

Таким образом, процедура определения времени воспламенения состоит в следующем: по данным стандартных

испытаний определяется время воспламенения конструкций; по соотношению (2.11) определяется критическое количество тепла $Q_{кр}$, приводящее конструкцию к воспламенению в момент времени t ; по соотношениям (2.16) и (2.19) при горении твердых сгораемых материалов и соотношению (2.17) или (2.20) при горении ЛВЖ и ГЖ строится зависимость $Q = f(t)$ для реальных условий развития пожара; по найденной зависимости $Q = f(t)$ определяется время воспламенения t_3 , соответствующее значению $Q = Q_{кр}$.

Используемое условие равенства количеств тепла в стандартных испытаниях и в реальных условиях пожара является необходимым, но не достаточным для определения времени воспламенения.

Вторым условием, определяющим возможное воспламенение конструкции, является либо достижение пороговой плотности теплового потока от очага пожара и дальнейшее его увеличение, либо достижение критического значения температуры набегающего потока и дальнейшее ее увеличение.

Оба условия однозначно связаны с характерными размерами очага, высотой размещения конструкции и видом материала пожарной нагрузки.

На рис. 2.16 приведены зависимости, позволяющие определить критическое значение диаметра очага пожара при горении ЛВЖ и ГЖ по соотношению

$$D_{кр} = \frac{H}{1,1x}, \quad (2.23)$$

где H – высота помещения, м; x – параметр, определяемый из рис. 2.16 по значениям температуры воспламенения сгораемого утеплителя T_v и максимальной температуры в пламени T_{max} .

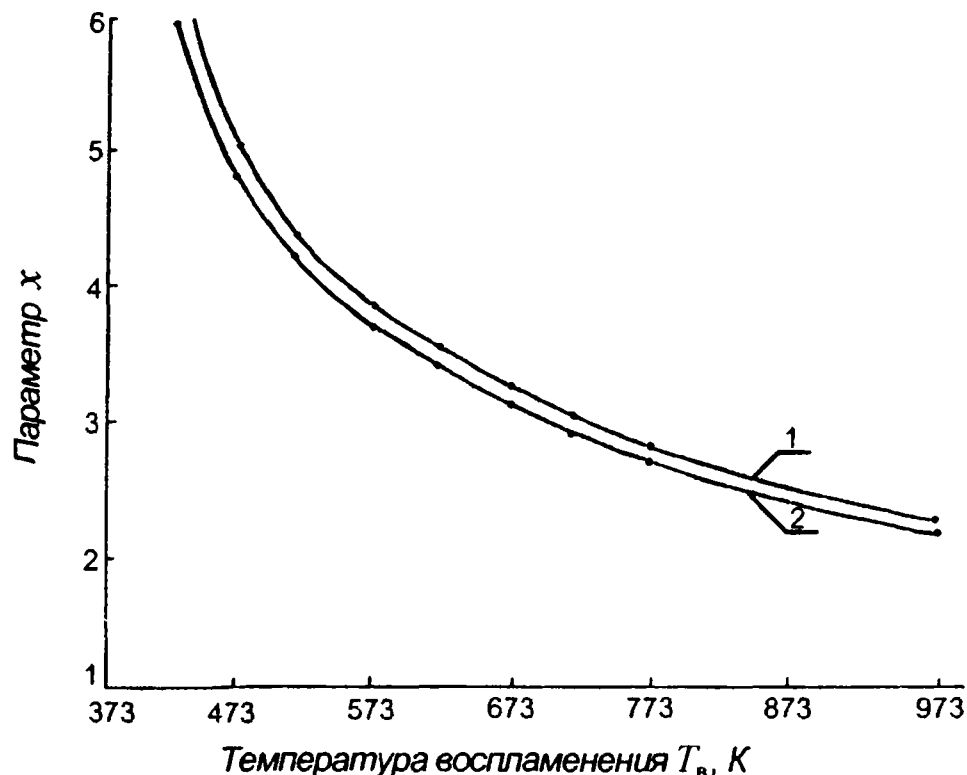


Рис. 2.16. Зависимость параметра x от температуры воспламенения для определения диаметра пожара при горении ЛВЖ и ГЖ:

$$1 - T_{max} = 1420 \text{ K}; 2 - T_{max} = 1380 \text{ K}$$

На рис. 2.17 приведены аналогичные рис. 2.16 зависимости для случая горения пожарной нагрузки из горючих твердых материалов, по которым распространяется огонь со скоростью u .

В этом случае значение критического диаметра определяется по соотношению

$$D_{кр} = \pi(ut)^2. \quad (2.24)$$

Время развития пожара до критического диаметра очага определяется как

$$t = \frac{y}{u}(0,9H)^{1/2}, \quad (2.25)$$

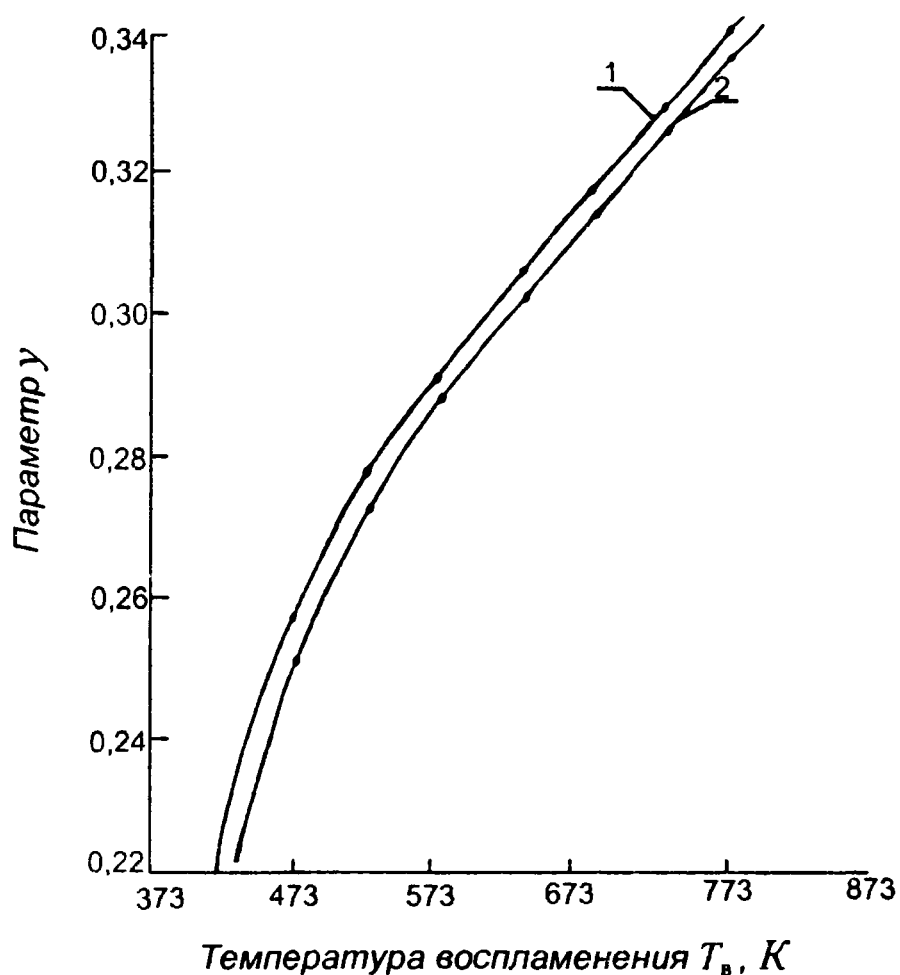
где y – параметр, определяемый по данным рис. 2.17.

Кривые, приведенные на рис. 2.16 и 2.17, получены при условии, что температура набегающего потока равна температуре воспламенения материала сгораемого утеплителя, и таким образом определяют, что воспламенение утеплителя возможно при значениях диаметра очага из ЛВЖ

или ГЖ больших, чем определенные по уравнению (2.23), и для горючих твердых материалов, больших, чем определенные по уравнению (2.24).

Рис. 2.17. Зависимость параметра u от температуры воспламенения для определения диаметра пожара при горении твердых материалов:

1 - $T_{max} = 1380 \text{ K}$;
2 - $T_{max} = 1420 \text{ K}$



Приведем пример расчета возможного времени воспламенения по данным огневых испытаний фрагмента овощехранилища из легких металлических конструкций (ЛМК).

Дано: высота помещения $H = 6 \text{ м}$; пожарная нагрузка – древесина в штабелях; линейная скорость распространения пламени $v_{пл} = 0,4 \text{ м} \cdot \text{мин}^{-1} = 0,00666 \text{ м} \cdot \text{с}^{-1}$; $\epsilon_{\phi} = 0,8$; $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ Вт} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{К}^{-4}$.

Ограждающая конструкция со сгораемым утеплителем из пенополиуретана (ППУ).

1. По результатам стандартных огневых испытаний ЛМК с утеплителем из пенополиуретана определяем, что время воспламенения утеплителя в конструкции 4 мин.

2. Определяем суммарное количество тепла, аккумулируемого поверхностью конструкции в условиях стандартных испытаний по уравнению

$$Q_{\Sigma} = Q_R + Q_k.$$

Количество тепла, аккумулируемого за счет лучистой составляющей падающего теплового потока, рассчитываем по выражению (2.11) на момент времени $t = 4$ мин (240 с):

$$Q_R \Big|_{t=240 \text{ с}} = 0,8 \cdot 315 \left\{ (0,133 \cdot 240 + 1) [3 \ln(0,133 \cdot 240 + 1) + 6,55 [\ln(0,133 \cdot 240 + 1)]^2 + 2,18 [\ln(0,133 \cdot 240 + 1)]^3 + 0,64 [\ln(0,133 \cdot 240 + 1)]^4 + 2,75 \cdot 240 + 13,2] \right\} = 2,5 \text{ МДж} \cdot \text{м}^{-2}$$

Количество тепла, попадающего на поверхность конструкции за счет конвективной составляющей суммарной плотности теплового потока на момент времени $t = 4$ мин $Q_R \Big|_{t=240 \text{ с}} = 0,75 \text{ МДж} \cdot \text{м}^{-2}$ (30 % от Q_R).

Зная значение $Q_k \Big|_{t=4 \text{ мин}}$ и $Q_R \Big|_{t=4 \text{ мин}}$, определяем суммарное количество тепла, аккумулируемого конструкцией на момент воспламенения в условиях стандартных испытаний:

$$Q_{\Sigma} \Big|_{t=4 \text{ мин}} = 2,5 + 0,75 = 3,25, \text{ МДж} \cdot \text{м}^{-2}.$$

3. Для расчета количества тепла, воспринимаемого конструкцией в условиях “реального” пожара, определяем размерный комплекс, включающий известные исходные данные:

$$a = \frac{H}{2\kappa \cdot v_{\text{п}}} = \frac{6}{2 \cdot 1,1 \cdot 0,00666} = 409 \text{ с},$$

где H – высота помещения, определяемая по проектным данным или натурным обследованиям, м; $v_{\text{п}}$ – линейная скорость распространения пламени, определяемая по ГОСТ 12.1004-85 или другим справочным данным, $\text{м} \cdot \text{с}^{-1}$; $\kappa = 1,1$ – эмпирический коэффициент.

4. Определяем момент времени t^* , при котором безразмерный параметр

$$\bar{h} = \frac{H}{y_{\max}} = 2,3 = \frac{a}{t^*}.$$

Откуда $t^* = a/2,3 = 409/2,3 = 178 \text{ с} = 2,96 \text{ мин}$.

Таким образом, при $t^* \leq 2,96 \text{ мин}$ значения безразмерного параметра $h > 2,3$ и, следовательно, расчет необходимо вести по формуле (2.19).

При $t^* \geq 2,96 \text{ мин}$ значение $h \leq 2,3$ и расчет количества тепла ведется по выражению (2.16).

5. Определяем количество тепла, аккумулируемого поверхностью конструкции в реальных условиях пожара на момент времени t^* , по уравнению (2.19). Если полученное значение Q_{Σ}^* в реальных условиях пожара больше, чем $Q_{\Sigma}^{\text{ст}}$ в стандартных условиях, то последующий расчет ведется только по формуле (2.19). При этом следующий момент времени определяется как $t_1 = t^*/2$.

В том случае, если $Q_{\Sigma}^* < Q_{\Sigma}^{\text{ст}}$, расчет ведется как по выражению (2.19), так и по (2.16). Причем при расчете по уравнению (2.16) момент времени выбирается следующим образом: $t_2 = 2t^*$, $t_3 = 4t^*$ и т. д., до тех пор пока $Q_{\Sigma}^{\text{расч}} \geq Q_{\Sigma}^{\text{ст}}$.

Определим количество тепла, воспринимаемого конструкцией, в условиях “реального” пожара на момент времени t^* по уравнению (2.19):

$$Q_R \Big|_{t^*=178 \text{ с}} = 0,297 \cdot 0,8 \cdot 5,67 \left(\frac{1380}{100} \right)^4 (409)^{-1,65} \cdot 178^{2,65} =$$

$$= 1,47 \text{ МДж} \cdot \text{м}^{-2}$$

или

$$Q_{\Sigma} \Big|_{t^*=178 \text{ с}} = 1,15 \cdot 1,47 = 1,7 \text{ МДж} \cdot \text{м}^{-2};$$

таким образом,

$$Q_{\Sigma}^{\text{расч}} \geq Q_{\Sigma}^{\text{ст}}.$$

Следовательно, дальнейший расчет ведется по выражению (2.16), для расчетного момента времени $t_1 = 2t^*$.

6. Количество тепла, воспринимаемого конструкцией на момент времени $t_2 = 2t^*$, находим из выражения (2.16), предварительно определив значения неполных гамма-функций, входящих в уравнение (2.16), следующим образом:

$$\Gamma(\alpha; \bar{x}) = \Gamma\left(0,75; \frac{1,21a}{t}\right) = \Gamma(0,75)Q(x^2/\nu).$$

Для $t_1 = 5,0$ мин

$$\alpha = 0,75;$$

$$\nu = 2\alpha = 2 \cdot 0,75 = 1,5;$$

$$\bar{x} = 1,21a/t;$$

$$x^2 = 2\bar{x} = 2 \frac{1,21 \cdot 409}{300} = 3,3.$$

По таблицам работы [13] определяем значение функции $Q(x^2/\nu)$:

$$Q(3,3/1,5) = 0,125.$$

В соответствии с работой [13] значение гамма-функции равно

$$\Gamma(0,75) = 1,2254.$$

Таким образом, окончательно имеем:

$$\Gamma\left(0,75; \frac{1,21a}{t}\right) \Big|_{t=300 \text{ с}} = 1,2254 \cdot 0,125 = 0,15.$$

Аналогично находим

$$\Gamma\left(1,87; \frac{2,42a}{t}\right) \Big|_{t=300 \text{ с}} = 0,116.$$

Значение неполной гамма-функции $\Gamma\left(2,99; \frac{3,63a}{t}\right)$ (т. е. во всех случаях при $\alpha > 2$) определим, используя следующее рекуррентное соотношение:

$$\Gamma(z + 1) = z\Gamma(z),$$

где $\alpha = z + 1$; $\Gamma(z)$ – определяется по таблице работы [13].

$$\text{Тогда } \Gamma(2,99; \frac{3,63a}{t}) = \Gamma(2,99)Q(x^2/v),$$

где величина $Q(x^2/v)$ определяется по методике, приведенной выше.

$$Q(9,9/5,98) = 0,124.$$

Значение гамма-функции представим в соответствии с рекуррентным соотношением

$$\Gamma(2,99) = \Gamma(1,99 + 1) = 1,99\Gamma(1,99) = 1,99 \cdot 0,9958 = 1,982.$$

Таким образом,

$$\Gamma(2,99; \frac{3,63a}{t}) \Big|_{t=300 \text{ с}} = 1,982 \cdot 0,124 = 0,246.$$

Аналогичным образом определяем

$$\Gamma(4,11; 4,84 \frac{a}{t}) \Big|_{t=300 \text{ с}} = 0,69.$$

Определив значения неполных гамма-функций, по выражению (2.16) находим количество тепла, воспринимаемого конструкцией в момент времени $t_1 = 5$ мин за счет лучистой составляющей суммарной плотности теплового потока

$$Q_R \Big|_{t=300 \text{ с}} = 0,0071 \cdot 409 \cdot 0,8 \cdot 5,67 \left(\frac{1380}{100} \right)^4 \times \\ \times \left[\frac{1}{0,37} \left(\frac{300}{409} \right)^{0,37} + 27,15 \cdot 0,15 + 70,46 \cdot 0,116 + 40,67 \cdot 0,246 + \right. \\ \left. + 5,76 \cdot 0,69 \right] = 13,89 \text{ МДж} \cdot \text{м}^{-2}.$$

В соответствии с выражением (2.22)

$$Q_\Sigma \Big|_{t=300 \text{ с}} = 1,15 \cdot Q_R = 1,15 \cdot 13,89 = 16 \text{ МДж} \cdot \text{м}^{-2}.$$

Для получения зависимости $Q_{\Sigma} = f(t)$ по уравнению (2.16) необходимо получить еще одно расчетное значение Q_{Σ} на момент времени

$$t_2 = \frac{t^* + 2t^*}{2} \cong 4 \text{ мин.}$$

Выполняя расчет аналогичным образом для данного момента времени t_2 , получаем

$$Q_{\Sigma} \Big|_{t=240 \text{ с}} = 8,4 \text{ МДж} \cdot \text{м}^{-2}.$$

Сравнивая полученное количество тепла при $t_1 = 5$ мин с его расчетным значением в условиях стандартных испытаний на момент времени t^* , получаем

$$Q_{\Sigma}^{\text{расч}} \geq Q_{\Sigma}^{\text{ст}},$$

таким образом, дальнейший расчет прекращаем.

7. Строим зависимость $Q_{\Sigma} = f(t)$ (рис. 2.18, кривая 4) в соответствии с данными пункта 6.

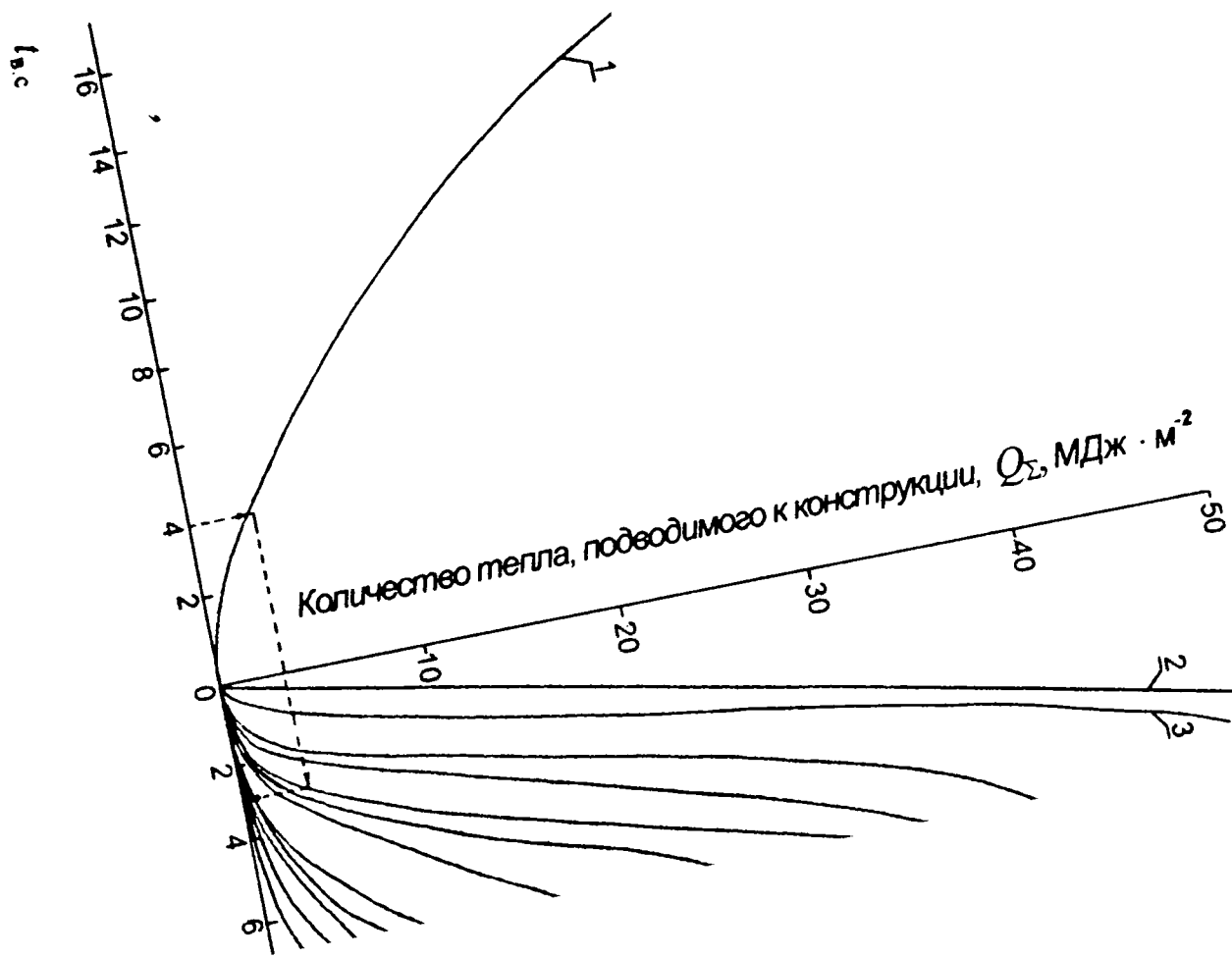
8. По графику $Q_{\Sigma} = f(t)$, исходя из условия равенства количеств тепла, аккумулируемого конструкцией в условиях стандартных испытаний (п. 2) и в условиях “реального” пожара, определяем время возможного воспламенения ЛМК с утеплителем из пенополиуретана.

Для данного случая

$$t_3 = 3 \text{ мин.}$$

Экспериментально установленное время воспламенения горизонтального перекрытия овощехранилища составляет 4 мин. Таким образом, ошибка в данном случае не превышает 25 %, что является вполне удовлетворительным. На основе приведенных выше решений были составлены номограммы по определению времени возможной задержки воспламенения ЛМК со сгораемым утеплителем (рис. 2.18) в реальных условиях пожара, для следующего диапазона изменений размерного параметра a :

$$a = H/2k_{\text{вп}} = 0,284 - 40,9 \text{ мин.}$$



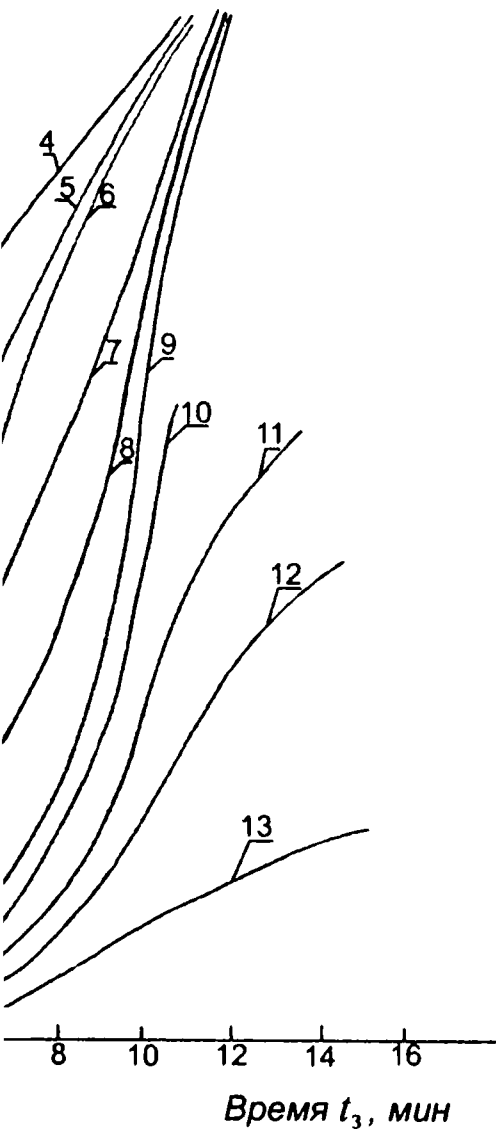


Рис. 2.18. Определение времени задержки воспламенения горизонтальных покрытий (перекрытий) со сгораемым утеплителем конструкций К1–К3 с учетом времени воспламенения при стандартных испытаниях $t_{в.с.}$: зависимость количества тепла, воспринимаемого конструкцией, от времени:

в условиях стандартных испытаний – 1;

в условиях “реального” пожара при различных значениях размерного параметра a :

- 2 – при $a = 0,283$ мин;
- 3 – при $a = 1$ мин;
- 4 – при $a = 3,64$ мин;
- 5 – при $a = 5$ мин;
- 6 – при $a = 6,82$ мин;
- 7 – при $a = 8$ мин;
- 8 – при $a = 10$ мин;
- 9 – при $a = 13,77$ мин;
- 10 – при $a = 20$ мин;
- 11 – при $a = 30$ мин;
- 12 – при $a = 35$ мин;
- 13 – при $a = 40,9$ мин

Данные, приведенные в номограмме, позволяют, не снижая точности, без проведения сравнительно сложных вычислений, но значительно быстрее определить время возможного воспламенения ЛМК со сгораемым утеплителем в реальных условиях пожара, при использовании данных стандартных огневых испытаний.

Продолжительность начальной стадии пожара после возможного воспламенения строительных конструкций

Теоретические основы определения продолжительности начальной стадии пожара, базирующиеся на определении достижения характерной температуры в объеме помещения, и практические приложения результатов для определения минимальной продолжительности начальной стадии пожара для помещений с несгораемыми строительными конструкциями изложены в настоящей главе и научная сторона вопроса в работе [14].

Характерной особенностью развития пожара в начальной стадии в помещениях с горючими ограждающими конструкциями является то, что сами конструкции, вовлекаясь в процесс горения, становятся одной из причин распространения пламени и выделения тепла в объем помещения. Это приводит к существенному уменьшению времени НСП в такого рода помещениях по сравнению с помещениями из негорючих строительных конструкций. Таким образом, задача по определению времени НСП после воспламенения конструкций в помещениях сводится к определению степени влияния процессов распространения пламени и тепловыделения горючими конструкциями на продолжительность НСП после воспламенения конструкций $t_{\text{в}}$.

Значение тепловыделения в момент времени $t_{\text{в}}$ можно определить по формуле, вытекающей из уравнения сохранения энергии в объеме помещения:

$$Q = \pi \psi_0 \eta Q_H^p U_0^2 t_B^2 + (\pi \psi_K U_K^2 Q_{HK}^p - q_K U_K^2) t_B^2 + P(\eta_K Q_{HK}^p \psi_K U_K - q_K U_K) t_B, \quad (2.26)$$

где ψ_0 – средняя удельная скорость выгорания временной пожарной нагрузки; η – коэффициент недожога; ψ_K – средняя удельная скорость выгорания постоянной пожарной нагрузки в конструкции; U_K – средняя скорость распространения пламени по конструкции; q_K – плотность теплового потока, возвращаемого при горении в конструкцию; P – периметр горючих конструкций.

Второй член в выражении (2.26) характеризует тепловыделение в результате горения перекрытия, по которому предполагается круговое распространение пламени. Третий член определяет тепловыделение при горении конструкций стен помещения, по которым предполагается линейное распространение пламени.

С учетом принятых допущений для нахождения количества тепла, воспринимаемого строительными конструкциями и материалами пожарной нагрузки, не участвующими в горении, воспользуемся решением для полуограниченной пластины при нестационарных граничных условиях первого рода с линейным законом изменения температуры поверхности [15]:

$$T(x, t) = T_0 + bt \left\{ \left[1 + 2 \left(\frac{x}{2\sqrt{at}} \right)^2 \right] \operatorname{erfc} \left(\frac{x}{2\sqrt{at}} \right) - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \left(\frac{x}{2\sqrt{at}} \right) \exp \left[- \left(\frac{x}{2\sqrt{at}} \right)^2 \right] \right\}. \quad (2.27)$$

Количество тепла, поступающего в негорящую часть конструкций за единицу времени, определяется из соотношения

$$Q_1 = -\lambda \frac{dT(x,t)}{dx} \Big|_{x=0} S, \quad (2.28)$$

где S – определяется из выражения

$$S = F_{\Pi} - \pi U_{\kappa}^2 t_{\text{в}}^2 + \sum F_{\text{ст}} - P U_{\kappa} t_{\text{в}}; \quad (2.29)$$

F_{Π} – площадь перекрытия; $\sum F_{\text{ст}}$ – суммарная площадь горячих конструкций стен.

После дифференцирования уравнения (2.28) с учетом выражения (2.27) получим соотношения для расчета теплопотерь в негорящие части ограждающих конструкций в момент времени $t_{\text{в}}$:

$$Q_1 = \frac{2\lambda_{\kappa}(T_w - T_0)}{\sqrt{\pi a_{\kappa}}} \left[(F_{\Pi} - \pi U_{\kappa}^2 t_{\text{в}}^2) + (\sum F_{\text{ст}} - P U_{\kappa} t_{\text{в}}) \right] t_{\text{в}}^{-1/2}. \quad (2.30)$$

Аналогично получаем соотношения для определения теплопотерь, передаваемых в негорящие материалы переменной пожарной нагрузки:

$$Q_2 = \frac{2\lambda_{\text{н}}(T_{\text{н}} - T_0)}{\sqrt{\pi a_{\text{н}}}} (F_{\text{н}} - \pi U_{\text{о}}^2 t_{\text{в}}^2) t_{\text{в}}^{-1/2}. \quad (2.31)$$

Общее количество тепла, поглощаемое негорящими частями конструкций и пожарной нагрузкой Q_w , определяется суммированием выражений (2.30) и (2.31).

Выражения (2.26), (2.30) и (2.31) с учетом принятых допущений позволяют определить продолжительность НСП при конструкциях, отличных от К0, в следующем виде:

$$\left[(\eta Q_{\text{н}}^{\text{р}} - c_{\rho_{\Gamma}} T_{\text{в}}) \pi U_{\text{о}}^2 \psi_{\text{о}} + (\eta_{\kappa} \psi_{\kappa} Q_{\text{н}_{\kappa}}^{\text{р}} - q_{\kappa}) \pi U_{\kappa}^2 \right] t_{\text{в}}^3 + \\ + P U_{\kappa} (\eta_{\kappa} Q_{\text{н}_{\kappa}}^{\text{р}} \psi_{\kappa} - q_{\kappa}) t_{\text{в}}^2 = c_{\rho_{\Gamma}} V \rho_0 T_0 \frac{(T_{\text{в}} - T_0)}{T_{\text{в}}} +$$

$$\begin{aligned}
& + \frac{2\lambda_k(T_w - T_0)}{\sqrt{\pi a_k}} \left[(F_{\text{п}} - \pi U_k^2 t_{\text{в}}^2) + \sum F_{\text{ст}} - P U_k t_{\text{в}} \right] t_{\text{в}}^{1/2} + \\
& + \frac{2\lambda_{\text{н}}(T_{\text{н}} - T_0)}{\sqrt{\pi a_{\text{н}}}} (F_{\text{н}} - \pi U_0^2 t_{\text{в}}^2) t_{\text{в}}^{1/2}. \quad (2.32)
\end{aligned}$$

Если при расчетах продолжительности НСП после воспламенения конструкций выполняется неравенство

$$\pi U_0^2 t_{\text{в}} \geq F_{\text{н}}, \quad (2.33)$$

то во всех случаях значение $t_{\text{в}}$ оценивается по формуле

$$t_{\text{в}} = (F_{\text{н}} / \pi U_0^2)^{1/2}.$$

Приведенный выше метод расчета продолжительности НСП позволяет определять время $t_{\text{в}}$ при условии одновременного воспламенения пожарной нагрузки и конструкций. Общее значение продолжительности НСП будет лежать в интервале $t_{\text{в}} < t_{\text{НСП}} < t_{\text{НСП}}^*$ и оценивается по формуле

$$t_{\text{НСП}} = t_{\text{в}} + t_3, \quad (2.34)$$

где t_3 – время от начала пожара до момента воспламенения (время возможного воспламенения), которое определяется согласно изложенному в настоящей главе. Значение времени $t_{\text{НСП}}^*$ является минимальной продолжительностью НСП без учета распространения горения по конструкциям (негорючие конструкции К0).

В целях изучения влияния процессов горения строительных конструкций на продолжительность НСП и $t_{\text{в}}$ результаты численных экспериментов обрабатывались в виде зависимостей относительной продолжительности НСП $\kappa_t = t_{\text{НСП}}^* / t_{\text{в}}$ от характеристик помещения и свойств горючих ограждающих конструкций.

На рис. 2.19 приведены расчетные зависимости k_t от объема и высоты помещения при различных скоростях распространения пламени по поверхности конструкций. Как видно из рис. 2.19, в широком диапазоне изменения высоты ($H = 4-7$ м) и объема помещения $V > 1 \cdot 10^3$ м³ их влияние на величину k_t незначительно. Поэтому для исследованного диапазона параметров можно считать, что значение коэффициента k_t слабо зависит от геометрических характеристик помещения.

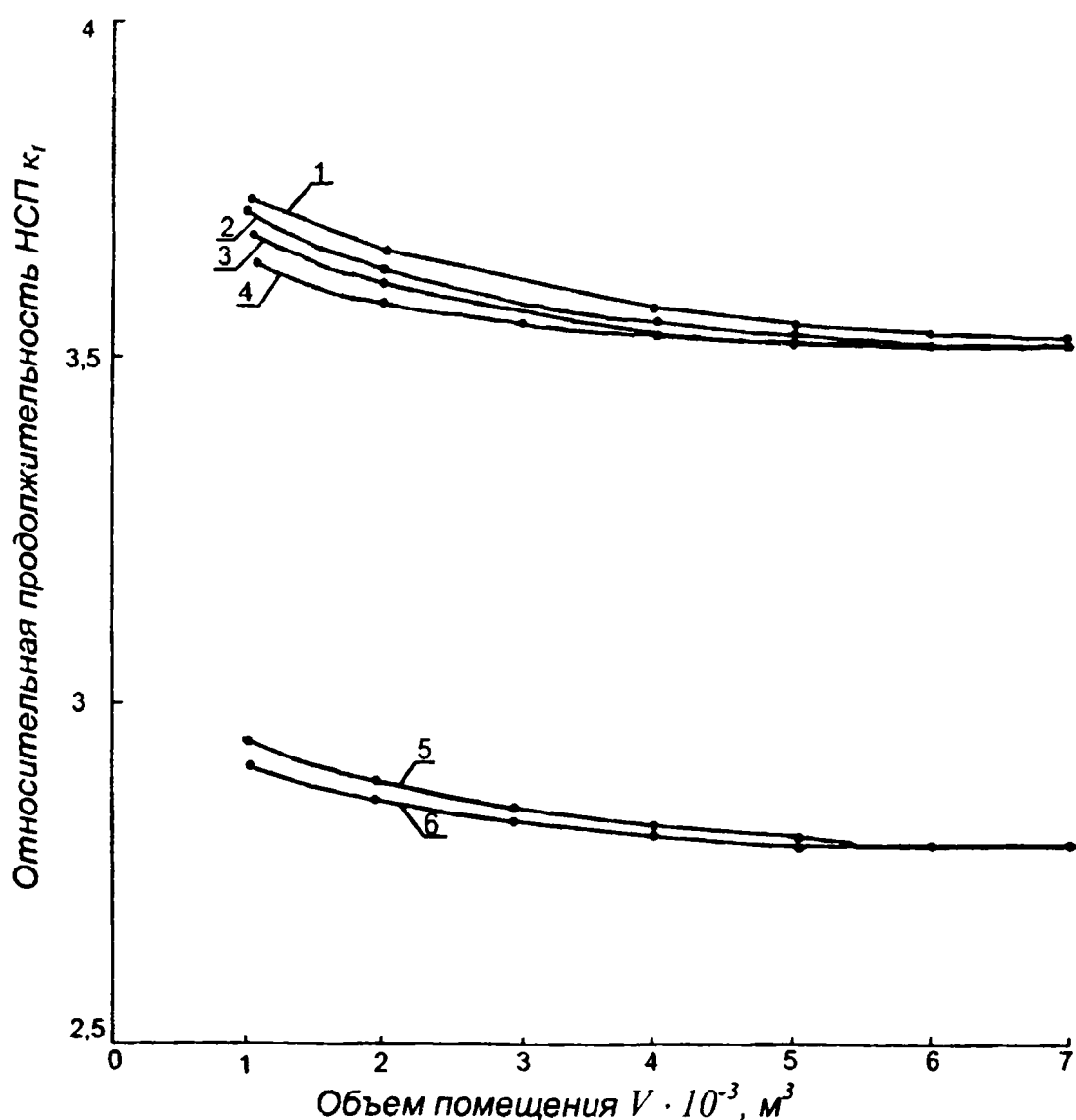


Рис. 2.19. Зависимость относительной продолжительности НСП от объема и высоты помещения:

при скорости распространения пламени по конструкции $U_k = 1,09$ м·мин⁻¹:

1 — $H = 4$ м; 2 — $H = 5$ м; 3 — $H = 6$ м; 4 — $H = 7$ м;

при скорости распространения пламени по конструкции $U_k = 1,34$ м·мин⁻¹:

5 — $H = 5$ м; 6 — $H = 6$ м

Анализ уравнения (2.32) показывает, что безразмерными комплексами (критериями), определяющими продолжительность НСП, являются комплексы $\kappa_1 = \frac{\eta \psi_{\kappa} Q_{\text{н.к}}^{\text{р}} - q_{\kappa}}{c_{\text{p}0} T_0 \psi_0}$

и $\kappa_2 = U_{\kappa}/U_0$. Эти параметры включают в себя все принятые в рамках рассмотренной модели пожароопасные свойства материалов ограждающих конструкций. Зависимости относительной продолжительности НСП после воспламенения конструкции от параметров κ_1 и κ_2 приведены на номограмме рис. 2.20.

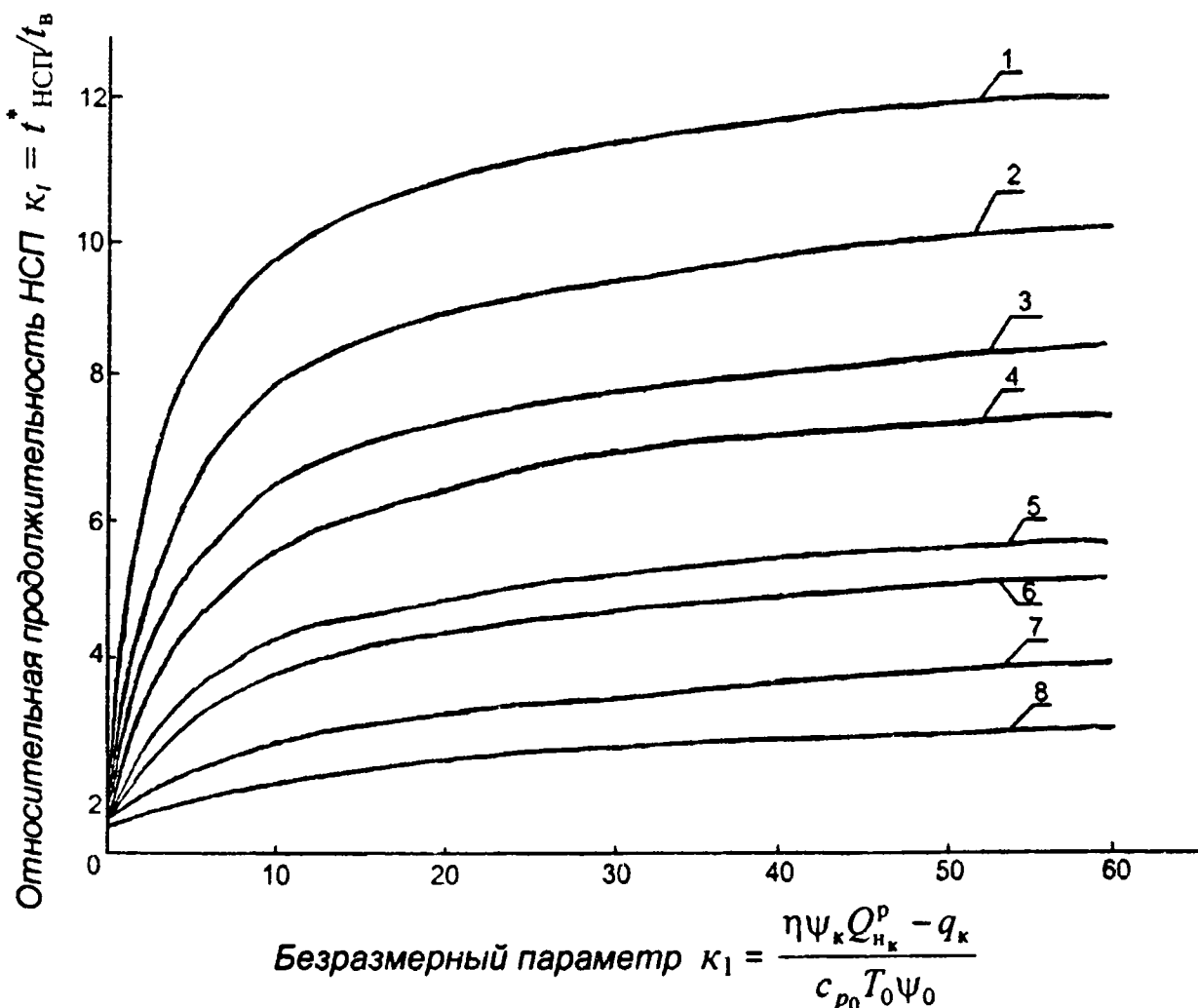


Рис. 2.20. Номограмма для определения относительной продолжительности начальной стадии пожара НСП:

$$1 - \kappa_2 = U_{\kappa}/U_0 = 20; 2 - \kappa_2 = 16; 3 - \kappa_2 = 10; \\ 4 - \kappa_2 = 8; 5 - \kappa_2 = 5; 6 - \kappa_2 = 4; 7 - \kappa_2 = 2; 8 - \kappa_2 = 1$$

В качестве примера и для оценки сходимости разработанной модели определим минимальную продолжительность НСП для помещения огневого отсека фрагмента здания овощехранилища [16].

Согласно данным экспериментальных исследований [16], для расчета приняты следующие значения параметров:

$$\psi_k = 0,385 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{мин}^{-1}; \quad U_k = 1,097 \text{ м} \cdot \text{мин}^{-1}; \quad Q_{\text{н}_k}^p = 24,1 \text{ МДж} \cdot \text{кг}^{-1}; \quad \eta = 0,7; \quad U_0 = 0,4 \text{ м} \cdot \text{мин}^{-1}; \quad \psi_0 = 1 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{мин}^{-1}.$$

Результаты исследований, изложенных в работе [10] и в гл. 3, позволяют принять $q_k = 30 \text{ кВт} \cdot \text{м}^{-2}$.

Определяем значения коэффициентов κ_1 и κ_2 :

$$\kappa_1 = \frac{0,7 \cdot 6,4 \cdot 10^{-3} \cdot 24,1 \cdot 10^3 - 30}{1 \cdot 300 \cdot 2 \cdot 10^{-2}} = 13;$$

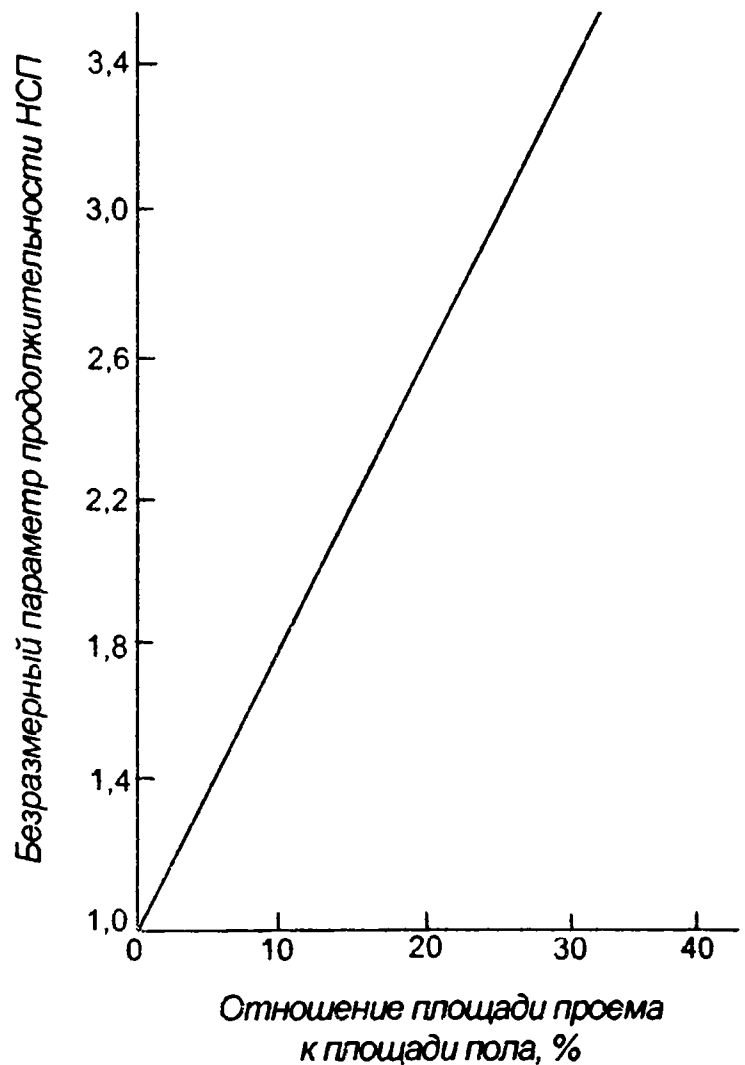
$$\kappa_2 = \frac{1,097}{0,4} = 2,7.$$

Общий порядок определения НСП приведен ниже.

По найденным значениям κ_1 и κ_2 и данным рис. 2.20 находим величину отношения продолжительности НСП в помещении без сгораемых конструкций к продолжительности НСП в помещениях со сгораемыми конструкциями $\kappa_t = 3,2$.

По данным настоящей главы определим минимальную продолжительность НСП для условий проведенных испытаний ($U_0 = 0,4 \text{ м} \cdot \text{мин}^{-1}$) в помещении фрагмента с конструкциями из несгораемых материалов. В этом случае продолжительность НСП составит, по данным работы [16], $t_{\text{НСП}}^* = 4,8 \text{ мин}$. Поскольку огневые испытания на фрагменте проводились с открытым проемом, отношение площади которого к площади пола составляло 7 %, то продолжительность НСП в этих условиях с учетом данных рис. 2.21 составит $t_{\text{НСП}}^* = 4,8 \cdot 1,62 = 7,8 \text{ мин}$. Данные рис. 2.21 получены по результатам работы [14].

Рис. 2.21. Зависимость отношения продолжительности НСП к минимальной продолжительности НСП $\bar{t}_{\text{НСП}}$ от отношения площади проема к площади пола \bar{F} для помещения объемом $V = 1,3 \cdot 10^3 \text{ м}^3$ и высотой $H = 6 \text{ м}$



Для фрагмента здания [18] со сгораемыми конструкциями минимальная продолжительность НСП с момента воспламенения конструкций составит $t_{\text{в}} = 4,8/3,2 = 1,5$ мин и продолжительность НСП для условий испытаний $t_{\text{в}} = 7,8/3,2 = 2,4$ мин.

По данным огневых испытаний, время возможного воспламенения конструкции составило 3 мин.

Таким образом, расчетная продолжительность НСП для условий огневого испытания составила:

$$t_{\text{НСП}} = t_{\text{в}} + t_3 = 2,4 + 3 = 5,4 \text{ мин.}$$

По данным огневых испытаний [16], средняя продолжительность НСП составила 6 мин. Расчетная продолжительность НСП отличается от полученной экспериментально на 10 %.

Время воспламенения конструкции, полученное по методу, изложенному в настоящей главе, составило 2,6 мин, что дает значение продолжительности НСП, определенное полностью расчетом, $t_{\text{НСП}} = 2,6 + 2,4 = 5$ мин, которое отличается от экспериментального значения на 17 %.

Сравнение результатов определения продолжительности НСП, полученных расчетным и экспериментальным путем, говорит об их удовлетворительной сходимости.

Для условий проведения огневых испытаний применение сгораемых конструкций уменьшило продолжительность НСП по сравнению с несгораемыми конструкциями на 2,8 мин, или на 36 %. Учитывая, что характерным временем, определяющим целесообразность применения систем АПЗ для зданий со сгораемыми конструкциями, по мнению автора, может являться момент возможного воспламенения конструкций, разница во времени воспламенения и продолжительность НСП в том же помещении с несгораемыми конструкциями составила 5,2 мин, или 67 %.

Ниже изложен общий порядок определения времени возможного воспламенения горизонтальных конструкций и покрытий со сгораемым утеплителем в условиях “реальных” пожаров с учетом данных стандартных испытаний.

По данным стандартных огневых испытаний или результатам расчетов для условий стандартных испытаний определяется время возможного воспламенения $t_{\text{в.с}}$ конструкции (время достижения на поверхности материала сгораемого утеплителя температуры воспламенения). Возможно находить и другие параметры: время плавления, время начала термического разложения и т. д.

Определяется размерный комплекс $a = H/2,2U$, мин, по заданным значениям входящих в него параметров (H , м; U , м · мин⁻¹).

По найденным значениям $t_{в.с}$ и a с помощью номограммы рис. 2.18 определяется время возможного воспламенения t_3 . Порядок определения времени возможного воспламенения показан на рис. 2.18 пунктирной линией. В случае, если найденное значение a не соответствует приведенным на рис. 2.18, кривая, соответствующая значению a , определяется методом линейной экстраполяции.

Пример 1. Определить время воспламенения конструкций со сгораемым утеплителем из пенополиуретана в помещении овощехранилища (характеристики помещения приведены в разд. 1.1.1).

1. Время воспламенения утеплителя по данным стандартных испытаний равно 4 мин.

2. Определяем размерный комплекс (параметры взяты из примера расчета):

$$a = 6 / (2,2 \cdot 0,4) = 6,8 \text{ мин.}$$

3. По рис. 2.18 (процедура определения показана стрелками) находим, что

$$t_3 = 3 \text{ мин.}$$

Экспериментально установленное время воспламенения составляет 4 мин. Таким образом, ошибка, как и при расчете, не превышает 25 %.

Пример 2. Определить время воспламенения для различных видов конструкций с эффективным утеплителем (перлитопластбетон).

1. Стеновая панель с защитой со стороны теплового воздействия алюминиевой фольгой.

Время воспламенения в условиях стандартных испытаний составляет $t_{в.с} = 6,8$ мин. Время воспламенения в условиях “реального” пожара, определенное по рис. 2.18, для данных, взятых из примера расчета, составляет:

$$T_3 = 3,8 \text{ мин.}$$

2. Стеновая панель с защитой из слоя стеклоткани со стороны теплового воздействия

$$t_{в.с} = 7,5 \text{ мин};$$

$$t_3 = 4,1 \text{ мин.}$$

3. Стеновая панель с защитой из металлического профилированного листа $\delta = 1 \text{ мм}$.

$$t_{в.с} = 6 \text{ мин};$$

$$t_3 = 3,6 \text{ мин.}$$

Порядок определения продолжительности начальной стадии пожара $t_{НСП}$ для помещений из ЛМК с конструкциями со сгораемым утеплителем

Определяем безразмерный параметр k_1 по соотношению:

$$k_1 = \frac{0,7\psi_k Q_H^p - 30}{293\psi_0},$$

где ψ_k – средняя скорость выгорания материала сгораемого утеплителя в НСП, $\text{кг} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{с}^{-1}$; ψ_0 – средняя скорость выгорания материала временной пожарной нагрузки, $\text{кг} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{с}^{-1}$; Q_H^p – низшая теплотворная способность материала сгораемого утеплителя, $\text{кДж} \cdot \text{кг}$.

Определяем безразмерный параметр k_2 по соотношению

$$k_2 = U_k / U_0,$$

где U_k – средняя скорость распространения огня по поверхности сгораемых конструкций в НСП, $\text{м} \cdot \text{мин}^{-1}$; U_0 – средняя скорость распространения огня по поверхности временной пожарной нагрузки в НСП, $\text{м} \cdot \text{мин}^{-1}$.

По данным рис. 2.20 и найденным значениям k_1 и k_2 определяем величину k_t , равную отношению минимальных продолжительностей НСП в помещениях без сгораемых и со сгораемыми конструкциями.

Определяем минимальную продолжительность части НСП в помещениях со сгораемыми конструкциями с момента воспламенения сгораемого утеплителя по соотношению

$$t_{\text{в}} = t_{\text{НСП}}^* / \kappa_t,$$

где $t_{\text{НСП}}^*$ – минимальная продолжительность НСП, определяемая по данным работы [16].

Определяем время возможного воспламенения t_3 , в соответствии с вышеизложенным.

Определяем минимальную продолжительность НСП по выражению

$$t_{\text{НСП}} = t_3 + t_{\text{в}}.$$

При развитии НСП с открытым проемом ориентировочное значение продолжительностей НСП определяем по выражению

$$t_{\text{НСП}} = t_3 + \kappa t_{\text{в}},$$

где κ – безразмерный параметр продолжительности НСП, определяемый по данным рис. 2.21.

Рассмотрим пример определения минимальной продолжительности НСП и ориентировочного значения продолжительности НСП при возникновении пожара в помещении с отношением открытых проемов к площади пола 0,2. Объем помещения $2 \cdot 10^4 \text{ м}^3$, высота помещения 6,6 м. Удельное количество пожарной нагрузки из древесины $14 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$, скорость распространения огня по поверхности временной пожарной нагрузки $0,1 \text{ м} \cdot \text{мин}^{-1}$, скорость выгорания материала временной пожарной нагрузки $1 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{мин}^{-1}$. Здание выполнено из ЛМК с пределом огнестойкости $\Pi = 0,25 \text{ ч}$ со сгораемым утеплителем из пенополиуретана. Скорость выгорания ППУ в конструкции $0,385 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{мин}^{-1}$, скорость распространения огня по поверхности сгораемых конструкций $1,1 \text{ м} \cdot \text{мин}^{-1}$, низшая теплопроводная способность мате-

риала сгораемого утеплителя $24,1 \text{ МДж} \cdot \text{кг}^{-1}$. Время достижения на поверхности ППУ температуры воспламенения, определенное по результатам стандартных испытаний конструкций, 5 мин.

1. Определяем безразмерный параметр κ_1

$$\kappa_1 = \frac{0,7 \cdot 0,385 \cdot 1/60 \cdot 24100 - 30}{293 \cdot 1 \cdot 1/60} = 16.$$

2. Определяем безразмерный параметр κ_2

$$\kappa_2 = 1,1/0,1 = 11.$$

3. По данным рис. 2.20 и найденным значениям коэффициентов κ_1 и κ_2 определим величину κ_t

$$\kappa_t = 7,4.$$

4. Определяем минимальную продолжительность части НСП, для чего предварительно по ГОСТ 12.1.004-91* “Пожарная безопасность. Общие требования” определяем минимальную продолжительность НСП для помещения с параметрами, приведенными в условиях примера с конструкциями из несгораемых неметаллических материалов $t_{\text{НСП}}^* = 51,7$ мин,

$$t_{\text{в}} = 51,7/7,4 = 7 \text{ мин.}$$

5. Определяем время возможного воспламенения:

5.1. Определяем размерный комплекс a

$$a = 6,6/(2,2 \cdot 0,1) = 300 \text{ мин.}$$

5.2. По данным рис. 2.19 и значениям $t_{\text{в.с}} = 5$ мин и $a = 300$ мин определяем значение $t_3 = 7$ мин.

6. Определяем минимальную продолжительность НСП

$$t_{\text{НСП}} = 7 + 7 = 14 \text{ мин.}$$

7. Определяем продолжительность НСП при возникновении пожара с открытыми проемами в помещении, для чего предварительно по данным рис. 2.21 определяем безразмерный параметр продолжительности НСП для значений отношений открытых проемов к площади пола 20 % $\kappa = 2,6$.

8. Определяем продолжительность начальной стадии пожара в условиях развития пожара при открытых проемах

$$t_{\text{нсп}} = 7 + 2,6 \cdot 7 = 25 \text{ мин.}$$

В табл. 2.4–2.6 приведены данные, которые могут быть использованы для решения задач, изложенных в этой главе, и ряда других задач пожарной профилактики.

Таблица 2.4

Удельная массовая скорость выгорания
и низшая теплота сгорания веществ и материалов

Наименование веществ и материалов	Удельная массовая скорость выгорания $\psi \cdot 10^3, \text{ кг} \cdot \text{ м}^{-2} \cdot \text{ с}^{-1}$	Низшая теплота сгорания $Q, \text{ кДж} \cdot \text{ кг}^{-1}$
Бензин	61,7	41 870
Ацетон	44,0	28 890
Диэтиловый эфир	60,0	33 500
Бензол	73,3	38 520
Дизельное топливо	42,0	48 870
Керосин	48,3	43 540
Мазут	34,7	39 770
Нефть	28,3	41 870
Этиловый спирт	33,0	27 200
Турбинное масло (ТП-22)	30,0	41 870
Изопропиловый спирт	31,3	30 145
Изопентан	10,3	45 220
Толуол	48,3	41 030
Натрий металлический	17,5	10 900
Древесина (бруски), $W = 13,7 \%$	39,3	13 800
Древесина (мебель в жилых зданиях, $W = 8-10 \%$)	14,0	13 800
Бумага разрыхленная	8,0	13 400
Бумага (книги, журналы)	4,2	13 400
Книги на деревянных стеллажах	16,7	13 400
Кинопленка триацетатная	9,0	18 800
Карболитовые изделия	9,5	26 900
Каучук натуральный	19,0	44 725
Каучук СКС	13,0	43 890

Наименование веществ и материалов	Удельная массовая скорость выгорания $\psi \cdot 10^3, \text{кг} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{с}^{-1}$	Низшая теплота сгорания $Q, \text{кДж} \cdot \text{кг}^{-1}$
Органическое стекло	16,1	27670
Полистирол	14,4	39000
Резина	11,2	33520
Текстолит	6,7	20900
Пенополиуретан	2,8	24300
Волокно штапельное	6,7	13800
Штапельное волокно в кипах 40×40×40 см	22,5	13800
Полиэтилен	10,3	47140
Полипропилен	14,5	45670
Хлопок в тюках, $\rho = 190 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-3}$	2,4	16750
Хлопок разрыхленный	21,3	15700
Лен разрыхленный	21,3	15700
Хлопок + капрон (3:1)	12,5	16200

Таблица 2.5

**Линейная скорость распространения пламени
по поверхности материалов**

Материал	Средняя линейная скорость распространения пламени по поверхности $U_0 \cdot 10^2, \text{м} \cdot \text{с}^{-1}$
Угары текстильного производства в разрыхленном состоянии	10
Корд	1,7
Хлопок разрыхленный	4,2
Лен разрыхленный	5
Хлопок + капрон (3:1)	2,8
Древесина в штабелях при влажности, %:	
8–12	6,7
16–18	3,8
20–30	2
Более 30	1,7
Подвешенные ворсистые ткани	6,7–10

Окончание табл. 2.5

Материал	Средняя линейная скорость распространения пламени по поверхности $U_0 \cdot 10^2, \text{ м} \cdot \text{ с}^{-1}$
Текстильные изделия в закрытом складе при загрузке $100 \text{ кг} \cdot \text{ м}^{-2}$	0,6
Бумага в рулонах в закрытом складе при загрузке $140 \text{ кг} \cdot \text{ м}^{-2}$	0,5
Синтетический каучук в закрытом складе при загрузке свыше $290 \text{ кг} \cdot \text{ м}^{-2}$	0,7
Деревянные покрытия цехов большой площади, деревянные стены, отделанные древесно-волокнистыми плитами	2,8–5,3
Легкие ограждающие конструкции с утеплителем из заливочного ППУ	7,5–10
Соломенные и камышитовые изделия	6,7
Ткани (холст, байка, бязь): по горизонтали по вертикали в направлении, нормальном к поверхности ткани, при расстоянии между ними 0,2 м	1,3 30 4
Листовой ППУ	5
Резинотехнические изделия в штабелях	1,7
Синтетическое покрытие "Спортан" при $T = 180 \text{ }^\circ\text{C}$	0,07
Торфоплиты в штабелях	1,7
Кабели ААШ _в 1×120; АПВГЭ 33×35+1×25; АВВГ 3×35 + 1×25: в горизонтальном тоннеле сверху вниз при расстоянии между полками 0,2 м в горизонтальном направлении в вертикальном тоннеле в горизонтальном направлении при расстоянии между рядами 0,2–0,4 м	0,3 0,33 0,083

Температура воспламенения $T_{в\omega}$ и самовоспламенения $T_{св\omega}$
сгораемых материалов, °С

Материал	$T_{в\omega}$	$T_{св\omega}$
Древесно-волоконистая плита изоляционная, ГОСТ 4598-53	220	315
Текстолит марки А, ГОСТ 2910-54	358	500
Гетинакс марки В, ГОСТ 2710-54	285	480
Линкруст масляный, ГОСТ 7251-54	290	425
Нитролинолеум марки НЛ-5	175	370
Нитролинолеум марки НЛ-13	208	380
Линолеум резиновый (релин), ТУ 36-13-61-62	308	410
Линолеум хлорвиниловый, ГОСТ 7251-54	330	410
Пенопласт ПХВ-1, ТУ 4332-54	426	501
Пенопласт ФС-7, СТУ 76-1717-64	580	580
Пенопласт ФФ, СТУ 419-63	490	580
Мипора, ТУ МХП 3252-52	397	540
Плита асбодревесная	240	320
Плита асбобонитовая	285	396
Плита минераловатная с содержанием битума 19 %	300	420
Поропласт полиуретановый эластичный, ТУ 35-ХИ 395-62	440	480
Поропласт полиуретановый эластичный марки "самозатухающий", ВТУ 35-ХИ 392-61	500	560
Пенопласт ПСБ	310	470
Антрацит	-	500
Борулин	350	450
Винипласт	580	580
Войлок строительный	287	370
Волокно:		
анид	355	435
ацетатное	320	445
вискозное	390	460
капрон	390	440
лавсан	390	440
Капролактам	-	400
Картон гофрированный	258	427
Картон кровельный	227	365
Каучук натуральный	129	-
Каучук силикатный СКС-30А-БС	220	400
Мука пшеничная	250	310

Окончание табл. 2.6

Материал	$T_{в,м}$	$T_{св,м}$
Нафталин	-	530
Опилки сосновые	230	230
Парафин	158–195	310
Плита торфяная ($W = 4-6\%$)	165	299
Рубероид марки РМ-350	303	400
Сажа ламповая	180	210
Севин	196	561
Сено ($W = 7,8\%$)	204	204
Солома пшеничная	200	212
Стекло органическое	280	460
Табак неферментированный ($W = 5,85\%$)	222	-
Табак ферментированный ($W = 5,9\%$)	224	-
Торф фрезерный	-	225
Уголь бурый	-	150–250
Фенол	-	595
Фосфор красный	-	210–240
Фосфор сернистый	-	92
Хлопок ($W = 4,5\%$)	210	-
Целлулоид	100	141
Шевелин	260	-
Древесина и материалы на ее основе	238–255	360–427 (258–305)

П р и м е ч а н и е. Значения температуры самовоспламенения для древесины и материалов на ее основе, приведенные в скобках, соответствуют температуре самовоспламенения древесины в режиме тления.

Скорость распространения пламени U_0 является очень важной величиной, определяющей характер изменения площади пожара, и зависит от большого числа факторов, имеющих физический характер (теплотехнические и пожароопасные свойства материалов, условия теплового взаимодействия очага пожара с материалом пожарной нагрузки) и случайный (взаимное расположение материалов пожарной нагрузки к моменту возникновения пожара, состояние оконных и дверных проемов, сила и направление ветра, атмосферные явления).

Некоторые расчетные методы определения скорости распространения пламени приведены в разд. 5.1.

В табл. 2.5 приведены значения линейных скоростей распространения пламени $U_0 \cdot 10^2$ по поверхности ряда материалов пожарной нагрузки, которые в известной степени носят приближенный характер, так как получены для конкретных условий развития пожара, $\text{м} \cdot \text{с}^{-1}$.

Изменение температуры вспышки для различных твердых сгораемых материалов может находиться в области значений от близких к $T_{\text{вн}}$, до значений, близких к $T_{\text{свн}}$. Значения температур $T_{\text{вн}}$ и $T_{\text{свн}}$ для некоторых сгораемых материалов приведены в табл. 2.6.

2.3. Объемные пожары

2.3.1. Определение вида объемного пожара

Для определенного типа помещения, имеющего свои значения объема и проемности, то количество пожарной нагрузки, которое является границей перехода от пожара, регулируемого нагрузкой, к пожару, регулируемому вентиляцией, будем называть критическим ($g_{\text{кр}}$). Совокупность значений критического количества пожарной нагрузки, объема помещения и его проемности, для которых эта нагрузка определена, назовем критическими параметрами.

Различными авторами установлен параметр, который позволяет определить вид возможного пожара в помещении. Таким параметром является отношение коэффициента вентиляции $\Phi = \rho g F \sqrt{h}$ к площади поверхности горючего A_f , участвующего в процессе горения. Критическая величина Φ/A_f , определяющая границу перехода от одного режима пожара к другому, равна $0,253 < \Phi/A_f < 0,29$. Этот интервал и границы перехода были установлены как в результате ла-

бораторных, так и крупномасштабных исследований, и подтверждены в том числе исследованиями автора. Однако использование этого параметра для практических целей затруднено и в ряде случаев в условиях реальных пожарных нагрузок невозможно из-за сложностей в определении поверхностей горючего. Далее представлены критерии в виде, удобном для практического их использования. Одним из таких критериев является кратность воздухообмена. Под кратностью воздухообмена будем понимать отношение теоретически необходимого количества воздуха для полного сгорания пожарной нагрузки к количеству воздуха, заполняющего данный объем помещения. Теоретическое количество воздуха, необходимое для полного сгорания пожарной нагрузки, V_{0i} зависит от вида и количества материала, составляющего пожарную нагрузку. Величину V_{0i} можно приближенно определить по соотношению

$$V_{0i} = 0,263 \frac{Q_{нi}^p}{1000}, \text{ нм}^3 \cdot \text{кг}^{-1},$$

где $Q_{нi}^p$ – низшая теплопроводная способность i -го элемента пожарной нагрузки, $\text{кДж} \cdot \text{м}^{-1}$.

Количество воздуха, заполняющего объем помещения, определяется как

$$V_v = V \cdot \beta, \tag{2.36}$$

где V – объем помещения, м^3 ; $\beta = 1 - (V_n/V)$ – коэффициент стеснения помещения; V_n – объем помещения, занятый оборудованием, м^3 .

На рис. 2.22 приведены результаты экспериментального исследования влияния количества пожарной нагрузки, состоящей из древесины, на вид объемного пожара, в помещении объемом 216 м^3 и с отношением площади проемов к площади пола $25\text{--}4,5 \%$.

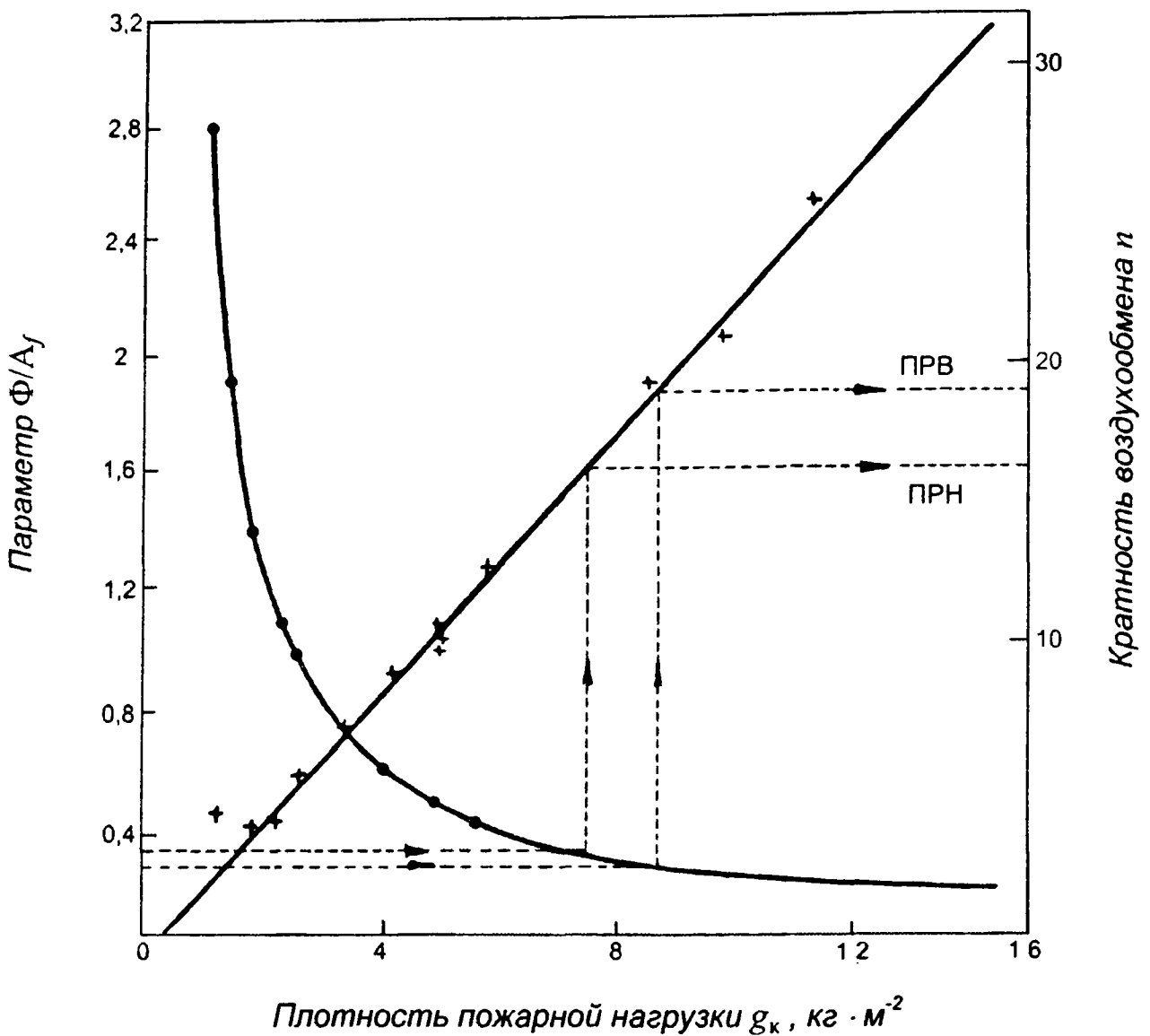


Рис. 2.22. Зависимость вида объемного пожара от количества пожарной нагрузки из древесины:

- \bullet , $+$ – экспериментальные значения соответственно параметров Φ/A_f и n ;
- — обобщающие кривые для соответствующих параметров;
- \rightarrow – границы, разделяющие объемные пожары на ПРН и ПРВ по признаку значения $0,263 < \Phi/A_f < 0,29$

Данные рис. 2.22 позволяют сделать вывод о том, что ПРН возможны при кратности воздухообмена до 15, при значениях этого параметра от 15 до 20 – переходный режим пожара, а при кратности воздухообмена более 20, в помещении будет развиваться ПРВ. Кратность воздухообмена позволяет прогнозировать возможный характер объемного пожара, избегая ряда неопределенностей, заложенных при практическом определении значения A_f .

Определение критических параметров проведено с помощью машинного эксперимента с использованием экспериментальных данных по изменению максимальной среднеобъемной температуры в зависимости от удельной пожарной нагрузки.

Порядок нахождения критических параметров заключается в следующем. Определяется зависимость максимальной среднеобъемной температуры от величины пожарной нагрузки для соответствующего типа помещения при ПРН.

Производится расчет температурного режима для данного помещения в соответствии с алгоритмом [17] при произвольно выбранном значении пожарной нагрузки и проемности для ПРВ. Полученное в результате численного эксперимента значение максимальной среднеобъемной температуры сравнивается со значением максимальной среднеобъемной температуры, соответствующей такой же величине пожарной нагрузки, но для ПРН. Если максимальная температура для ПРВ выше максимальной температуры для ПРН, то расчет повторяется с меньшим значением проемности, и наоборот – с большей проемностью, если выше максимальная температура для ПРН. Фиксируя величину пожарной нагрузки и меняя величину проемности, добиваемся совпадения максимальных температур для ПРВ и ПРН. Значения пожарной нагрузки и проемности, полученные при равенстве максимальных среднеобъемных температур для ПРН и ПРВ в фиксированном объеме помещения определяют критические значения параметров.

Удельное критическое количество i -й пожарной нагрузки для кубического помещения можно определить из выражения

$$g_{\text{к.кр}i} = \frac{4500 \Pi^3}{1 + 500 \Pi^3} + \frac{V^{1/3}}{6V_{0i}}, \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}, \quad (2.37)$$

где $\Pi = \frac{F_0 \sqrt{h}}{F}$ – проемность помещения; V – объем кубического помещения, м^3 ; V_{0i} – количество воздуха, необходимое для сгорания 1 кг материала i -й пожарной нагрузки, $\text{нм}^3 \cdot \text{кг}^{-1}$.

Удельное критическое количество пожарной нагрузки для помещения произвольной формы (шириной – a , длиной – b , высотой – c и с площадью проемов F_0) при условии равенства количества пожарной нагрузки в приведенном кубическом помещении V и помещении произвольной формы V^p , равной $V = V^p$, определяется из соотношения

$$g_{\text{к.кр}i}^p = g_{\text{к.кр}i} \frac{V^{2/3}(6 - \Pi)}{2(ab + bc + ac) - F_0}, \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}. \quad (2.38)$$

Определение вида возможного пожара с использованием критического параметра $g_{\text{кр}}$ практически состоит в следующем.

Для исследуемого помещения по данным проектной документации или натурного обследования определяется его объем V^p , площадь проемов F_0 , общее количество $G_{\text{н}i}$ и вид материала пожарной нагрузки.

Определяется удельное количество i -й пожарной нагрузки для кубического помещения объемом, равным объему помещения,

$$g_{\text{к}i} = \frac{G_{\text{н}i}}{6(V^p)^{2/3} - F_0}, \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$$

и значение проемности для кубического помещения $V = V^p$, $\Pi = \frac{F_0 \sqrt{h}}{(V^p)^{2/3}}$.

По найденному значению проемности Π из соотношения (2.37) определяется величина $g_{к.кр_i}$, для чего в соотношение (2.37) подставляем $V = V^p$ и V_{0_i} , соответствующее данному виду пожарной нагрузки. При наличии n видов материалов пожарной нагрузки $V_{0_n} = 1 \sum_1^n V_{0_i}$.

Если значение $g_{к_i} > g_{к.кр_i}$, определенного по формуле (2.37), то в помещении будет ПРН, если значение $g_{к_i} > g_{к.кр_i}$, то в помещении будет ПРВ.

Следует иметь в виду, что в данных соотношениях удельное количество пожарной нагрузки определяется как отношение общего количества пожарной нагрузки к общей поверхности всех тепловоспринимающих конструкций.

2.3.2. Скорость выгорания (тепловыделения) при пожарах

Скорость выгорания веществ не является физико-химической константой. Это важная характеристика горючего вещества зависит от его природы и в сильной степени от условий развития процесса горения при пожаре. Характер скорости выгорания (функции процесса и состояния) описывается уравнениями сохранения энергии и массы [10].

В качестве параметра, характеризующего пожарную опасность материала пожарной нагрузки, может служить значение его адиабатической скорости выгорания при стехиометрическом горении. Адиабатическая скорость выгорания в условиях стехиометрического горения является физико-химической константой материала и может служить сравнительным параметром пожарной опасности материалов. Если в уравнении сохранения энергии [10] приравнять к нулю все составляющие теплового потока, обуслови-

вающие теплообмен очага пожара с окружающей средой, и в качестве очага пожара рассматривать систему “К-фаза” – газообразные продукты пиролиза, то уравнение, описывающее адиабатическую скорость выгорания, будет иметь следующий вид [17]:

$$M_{\text{мад}} = \frac{Q_{\text{гад}} - c_{pв} G_{в} T_{в}}{Q_{н}^p + I_{п} - c_p T_{г}} \approx \frac{Q_{\text{гад}}}{Q_{н}^p}. \quad (2.39)$$

Тепловой поток, поступающий от продуктов гомогенного горения к “К-фазе” топлива, приближенно можно определить из соотношения

$$Q_{\text{гад}} = \varepsilon_{\text{пр}} \sigma \left[\left(\frac{T_{\text{ад}}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_{\text{пир}}}{100} \right)^4 \right] \psi F_{п} + \frac{\text{Nu} \lambda}{x} (T_{\text{ад}} - T_{\text{пир}}) F_{п}. \quad (2.40)$$

Критерий Нуссельта определяется из соответствующих уравнений пограничного слоя с химическими реакциями и зависит от ориентации образца. Конвективный теплообмен конструкции при наличии горения в пограничном слое рассмотрен в гл. 4.

Ниже приведены результаты экспериментальных исследований скорости выгорания пожарной нагрузки, состоящей из древесины различных пород, которые проводились на фрагментах зданий размерами 6×6×3 м, 6×6×6 м, 4×5×3 м. Целью исследований было получение закономерностей изменения скорости выгорания в зависимости от параметров, которые достаточно просто можно контролировать в реальных условиях (удельная пожарная нагрузка, объем помещения и отношение площади проемов к площади пола), в экспериментах не проводился строгий контроль характера укладки древесины, размеров элементов, породы и влажности. Большое количество проведенных экспериментов, обработка их в виде усредненных величин позволили учесть влияние этих величин как случайных. Было проведено и обрабо-

тано 48 огневых испытаний в диапазоне изменения основных параметров:

удельная пожарная нагрузка – $0,8-14,4 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$;

отношение площади проемов к площади пола – $2,4-25 \%$.

На рис. 2.23 приведена зависимость безразмерной скорости выгорания центральной зоны площадью равномерно расположенной пожарной нагрузки $1,2 \text{ м}^2$ от безразмерного времени для ПРН.

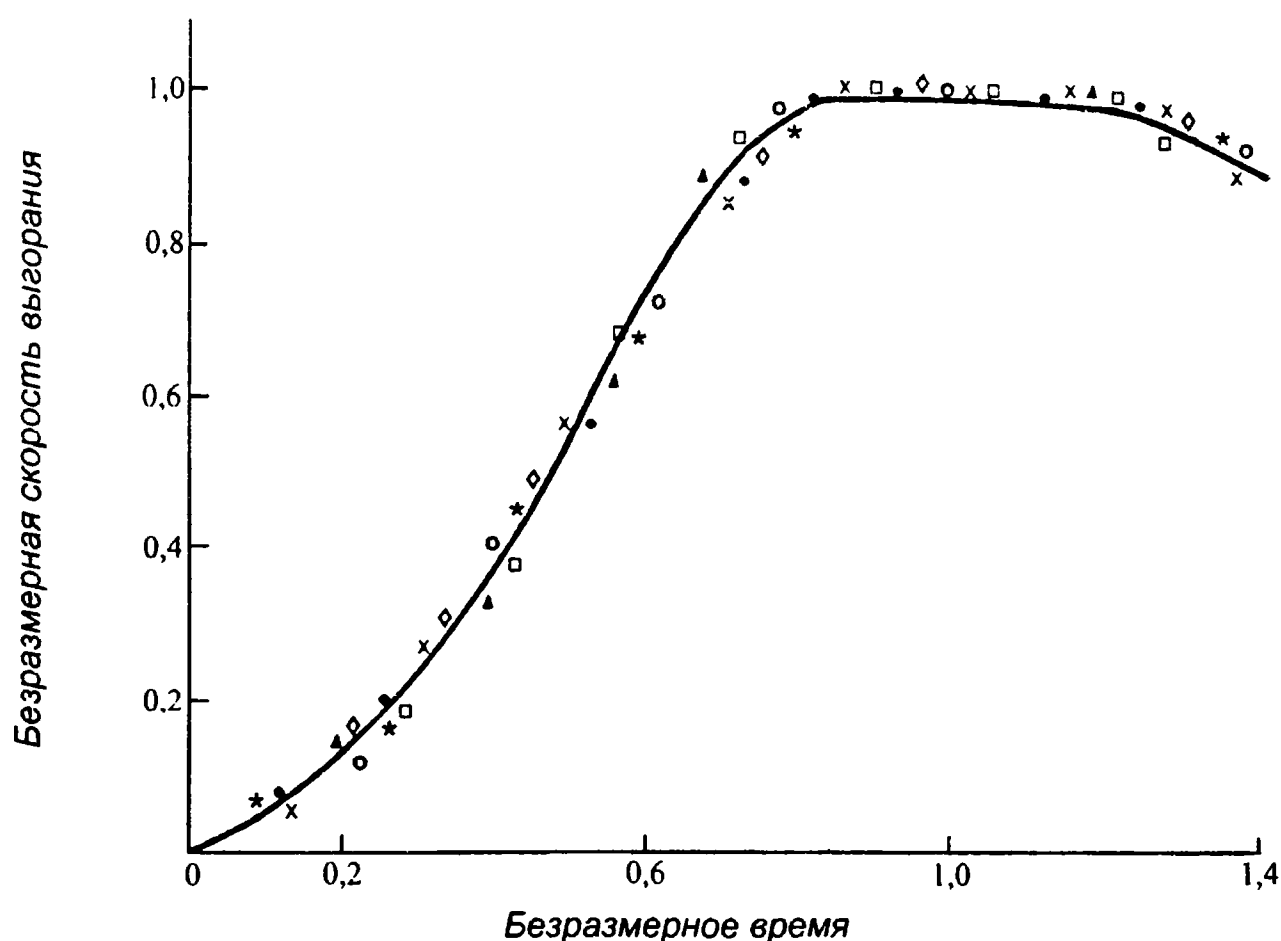


Рис. 2.23. Зависимость безразмерной скорости выгорания от безразмерного времени:

- – $3,2 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; x – $3,9 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; ○ – $4,87 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; ◇ – $6,4 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$;
- – $6 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; * – $6,4 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; ▲ – $6,8 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$;
- — кривая, построенная по формуле (2.41)

Приведенная на рис. 2.23 зависимость удовлетворительно описывается следующими соотношениями:

$$\begin{aligned} \frac{M}{M_{\max}} &= 66 \left(\frac{t}{t^*} \right)^{3,6} e^{-4,5(t/t^*)}, & \frac{t}{t^*} < 0,8; \\ \frac{M}{M_{\max}} &= 1, & 0,8 \leq \frac{t}{t^*} \leq 1,2; \\ \frac{M}{M_{\max}} &= 34,5 \left(\frac{t}{t^*} \right)^{4,32} e^{-3,6(t/t^*)}, & \frac{t}{t^*} > 1,2, \end{aligned} \quad (2.41)$$

где t – текущее время, мин; $t^* = \frac{t_1 + t_2}{2}$ – среднее время достижения максимального значения скорости выгорания, мин; t_1 – время начала развитой стадии пожара, мин; t_2 – время окончания развитой стадии пожара, мин; M – скорость выгорания в момент времени t , $\text{кг} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{мин}^{-1}$; M_{\max} – максимальная скорость в центре очага пожара, $\text{кг} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{мин}^{-1}$.

Зависимость максимальной скорости выгорания в центре очага пожара от удельной горючей нагрузки при ПРН

может быть описана соотношением
$$\frac{M_{\max} \cdot F_{\text{п}}}{R_{\max}} = \kappa \left(\frac{g_{\text{к}}}{g_{\text{к.кр}}} \right),$$

где R_{\max} – характерная для ПРВ скорость выгорания, определяется как $R_{\max} = 5,5F_0\sqrt{h}$, и $g_{\text{к.кр}}$ – критическая плотность пожарной нагрузки, определяется по уравнениям (2.37) и (2.38).

Зависимость коэффициента пропорциональности κ от безразмерной площади горения описывается соотношением

$$\kappa = -198 \left(\frac{F_{\text{п}}}{F} \right)^3 + 27,4 \left(\frac{F_{\text{п}}}{F} \right)^2 - 2,93 \left(\frac{F_{\text{п}}}{F} \right) + 2,29. \quad (2.42)$$

Выражение (2.42) получено в диапазоне изменения отношения площади размещения пожарной нагрузки $F_{\text{п}}$ и пола F ($F_{\text{п}}/F$) = 0,1–0,64.

Зависимость времени достижения максимальной скорости выгорания t^* от плотности пожарной нагрузки описывается следующим соотношением:

$$\frac{t^*}{t_{кр}} = -2,3 \left(\frac{g_k}{g_{к.кр}} \right)^4 + 1,67 \left(\frac{g_k}{g_{к.кр}} \right)^3 + 2,78 \left(\frac{g_k}{g_{к.кр}} \right)^2 - 2,3 \left(\frac{g_k}{g_{к.кр}} \right) + 1,16, \quad (2.43)$$

где значение $t_{кр}$ соответствует времени достижения максимальной скорости выгорания при ПРВ с плотностью пожарной нагрузки, равной критическому значению для данного помещения:

$$t_{кр} = \frac{Q_{н,г}^p g_{к.кр} (F_w - F_0)}{6285 F_0 \sqrt{h}} \frac{R_{\max_{др}}}{R_{\max}}. \quad (2.44)$$

Соотношение (2.43) получено в диапазоне изменения параметра $(g_k/g_{к.кр}) = 0,1-1$. Соотношения (2.41) фактически отражают изменение скорости выгорания по центральной зоне равномерно расположенной пожарной нагрузки. Эти закономерности хорошо описывают изменение средней по поверхности скорости выгорания при относительной площади, занимаемой пожарной нагрузкой, равной или меньше 0,04. В диапазоне изменения площади горения от 0,04 до 0,5 связь между средней по площади максимальной скоростью выгорания и максимальной скоростью выгорания в центральной зоне очага пожара выражается соотношением (рис. 2.24)

$$M_{срм} = M_{\max} 1,07 e^{-1,8\bar{F}}. \quad (2.45)$$

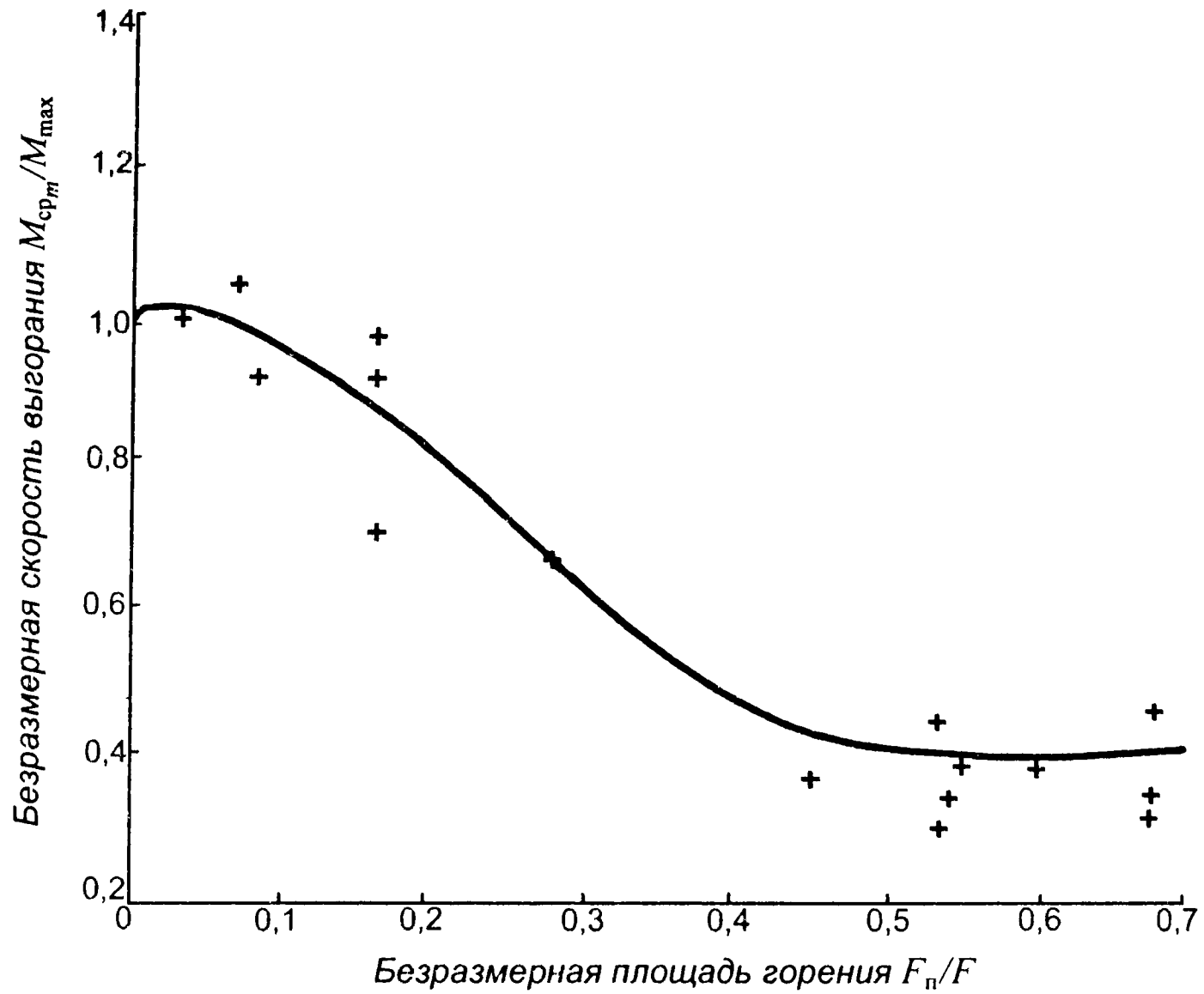


Рис. 2.24. Зависимость максимальной средней скорости выгорания от площади горения при ПРН:

+ – экспериментальные данные; — — кривая, построенная с учетом формулы (2.45)

При площади расположения пожарной нагрузки $\bar{F} = \frac{F_{\text{п}}}{F} > 0,5$ $M_{\text{ср}m} = 0,43 M_{\text{max}}$. Таким образом, при расчете температурного режима объемного пожара при пожаре, регулируемом нагрузкой, должны учитываться законы выгорания соответственно выражению (2.41), где при $0,04 < \bar{F} \leq 0,5$ вместо значения M_{max} ставится значение $M_{\text{ср}m}$ по формуле (2.45) и при $\bar{F} > 0,5$ принимается $M_{\text{ср}m} = 0,43 M_{\text{max}}$. Соответственно время t^* для относительной площади горения до 0,04 определяется по соотношению (2.43), при площади $0,04 < \bar{F} \leq 0,5$ время t^* , найденное из выражения (2.43), умножается на величину $(1,1 e^{-1,8\bar{F}})^{-1}$. При значениях относительной площади \bar{F} , превышающих 0,5, значение времени $t_{\text{ср}}^* = 2,5t^*$, где t^* – время, определенное по уравнению (2.43).

Многочисленные исследования скорости выгорания пожарной нагрузки при ПРВ, в том числе и исследования автора, показывают, что максимальная скорость выгорания хорошо описывается соотношением

$$F_{\text{п}}R_{\text{max}} = \kappa F_0 \sqrt{h}, \quad (2.46)$$

где $F_0 \sqrt{h}$ – величина, характеризующая геометрические параметры проема, $\text{м}^{5/2}$; κ – коэффициент, характеризующий состояние пожарной нагрузки, $\text{кг} \cdot \text{м}^{5/2} \cdot \text{мин}$. В литературе для расчета обычно берется среднее значение $\kappa = 5,5$, которое соответствует расположению проемов на одном уровне. На основании проведенных экспериментальных исследований была проанализирована зависимость максимальной скорости выгорания для ПРВ от количества удельной пожарной нагрузки и получена зависимость топливного коэф-

коэффициента k от количества пожарной нагрузки и величины проемности

$$k = 2,3 \left(\frac{g_k}{g_k^*} \right)^2 + 3,2 \left(\frac{g_k}{g_k^*} \right) \quad (2.47)$$

в диапазоне изменения $g_k = 2-14 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$ и $\Pi = 4,5-25 \%$. Зависимость приведенной плотности пожарной нагрузки от величины проемности описывается соотношением

$$g_k^* = 63 \Pi^{0,73}. \quad (2.48)$$

Динамика изменения скорости выгорания (тепловыделения) при ПРВ хорошо описывается номограммами, приведенными в работе [1].

Ниже приведены значения интенсивности тепловыделения для ПРВ, удобные для проведения численных экспериментов.

Время пожара $t_n = 0,15 \text{ ч}$:

$\eta_T = 0,173t$	$t \leq 5,78 \text{ мин}$
$\eta_T = 1$	$5,78 < t \leq 7,05 \text{ мин}$
$\eta_T = 0,5 + 0,08488(12,94 - t)$	$7,05 < t \leq 12,94 \text{ мин}$
$\eta_T = 0,2 + 0,0319(22,35 - t)$	$12,94 < t \leq 22,35 \text{ мин}$
$\eta_T = 0,00405(71,76 - t)$	$22,35 < t \leq 71,76 \text{ мин}$

Время пожара $t_n = 0,3 \text{ ч}$:

$\eta_T = 0,173t$	$t \leq 5,78 \text{ мин}$
$\eta_T = 1$	$5,78 < t \leq 16,1 \text{ мин}$
$\eta_T = 0,5 + 0,0455(27 - t)$	$16,1 < t \leq 27 \text{ мин}$
$\eta_T = 0,2 + 0,02(42 - t)$	$27 < t \leq 42 \text{ мин}$
$\eta_T = 0,00416(90 - t)$	$42 < t \leq 90 \text{ мин}$

Время пожара $t_n = 0,5$ ч:

$\eta_T = 0,173t$	$t \leq 3,45$ мин
$\eta_T = 0,6 + 0,053(t - 3,45)$	$3,45 < t \leq 7,8$ мин
$\eta_T = 0,63 + 0,028(t - 7,8)$	$7,8 < t \leq 13,8$ мин
$\eta_T = 1$	$13,8 < t \leq 27$ мин
$\eta_T = 0,5 + 0,033(42 - t)$	$27 < t \leq 42$ мин
$\eta_T = 0,2 + 0,01(72 - t)$	$42 < t \leq 72$ мин
$\eta_T = 0,03(138 - t)$	$72 < t \leq 138$ мин

Время пожара $t_n = 0,75$ ч:

$\eta_T = 0,173t$	$t \leq 3,45$ мин
$\eta_T = 0,6 + 0,053(t - 3,45)$	$3,45 < t \leq 7,8$ мин
$\eta_T = 0,83 + 0,028(t - 7,8)$	$7,8 < t \leq 13,8$ мин
$\eta_T = 1$	$13,8 < t \leq 42$ мин
$\eta_T = 0,5 + 0,024(63 - t)$	$42 < t \leq 63$ мин
$\eta_T = 0,02 + 0,007(102 - t)$	$63 < t \leq 102$ мин
$\eta_T = 0,002(222 - t)$	$t > 102$ мин

Время пожара $t_n = 1$ ч:

$\eta_T = 0,173t$	$t \leq 3,45$ мин
$\eta_T = 0,6 + 0,053(t - 3,45)$	$3,45 < t \leq 7,8$ мин
$\eta_T = 0,83 + 0,028(t - 7,8)$	$7,8 < t \leq 13,8$ мин
$\eta_T = 1$	$13,8 < t \leq 49,8$ мин
$\eta_T = 0,5 + 0,014(85,2 - t)$	$49,8 < t \leq 85,2$ мин
$\eta_T = 0,2 + 0,0056(138 - t)$	$85,2 < t \leq 138$ мин
$\eta_T = 0,0017(251 - t)$	$138 < t \leq 251$ мин

Время пожара $t_n = 1,2$ ч:

$\eta_T = 0,173t$	$t \leq 3,45$ мин
$\eta_T = 0,6 + 0,053(t - 3,45)$	$3,45 < t \leq 7,8$ мин
$\eta_T = 0,83 + 0,028(t - 7,8)$	$7,8 < t \leq 13,8$ мин
$\eta_T = 1$	$13,8 < t \leq 60$ мин
$\eta_T = 0,5 + 0,0106(107 - t)$	$60 < t \leq 107$ мин
$\eta_T = 0,2 + 0,00579(158,8 - t)$	$107 < t \leq 158,8$ мин
$\eta_T = 0,0018(270 - t)$	$158,8 < t \leq 270$ мин

Таким образом, изменение скорости выгорания при ПРВ зависит от времени пожара t_n и через интенсивность тепловыделения η_T вычисляется как

$$M = \eta_T R_{\max}, \quad (2.49)$$

где R_{\max} определяется из выражения (2.46).

Время пожара $t_{\text{п}}$ является характерным временем развития ПРВ и определяет момент окончания развитой стадии пожара:

$$t_{\text{п}} = \frac{Q_{\text{н}}^{\text{р}} G}{6285 F_0 \sqrt{h}},$$

где $Q_{\text{н}}^{\text{р}}$ – низшая теплотворная способность материала пожарной нагрузки, МДж · кг⁻¹; G – общее количество пожарной нагрузки, кг; $F_0 \sqrt{h}$ – характеристика проемов в помещении, м^{5/2}; F_0 – площадь проема, м²; h – высота проема, м.

На рис 2.25 и 2.26 приведены данные огневых экспериментальных исследований скоростей выгорания различных материалов пожарной нагрузки в безразмерном виде $M/M_{\text{max}} = f(t/t_{\text{max}})$.

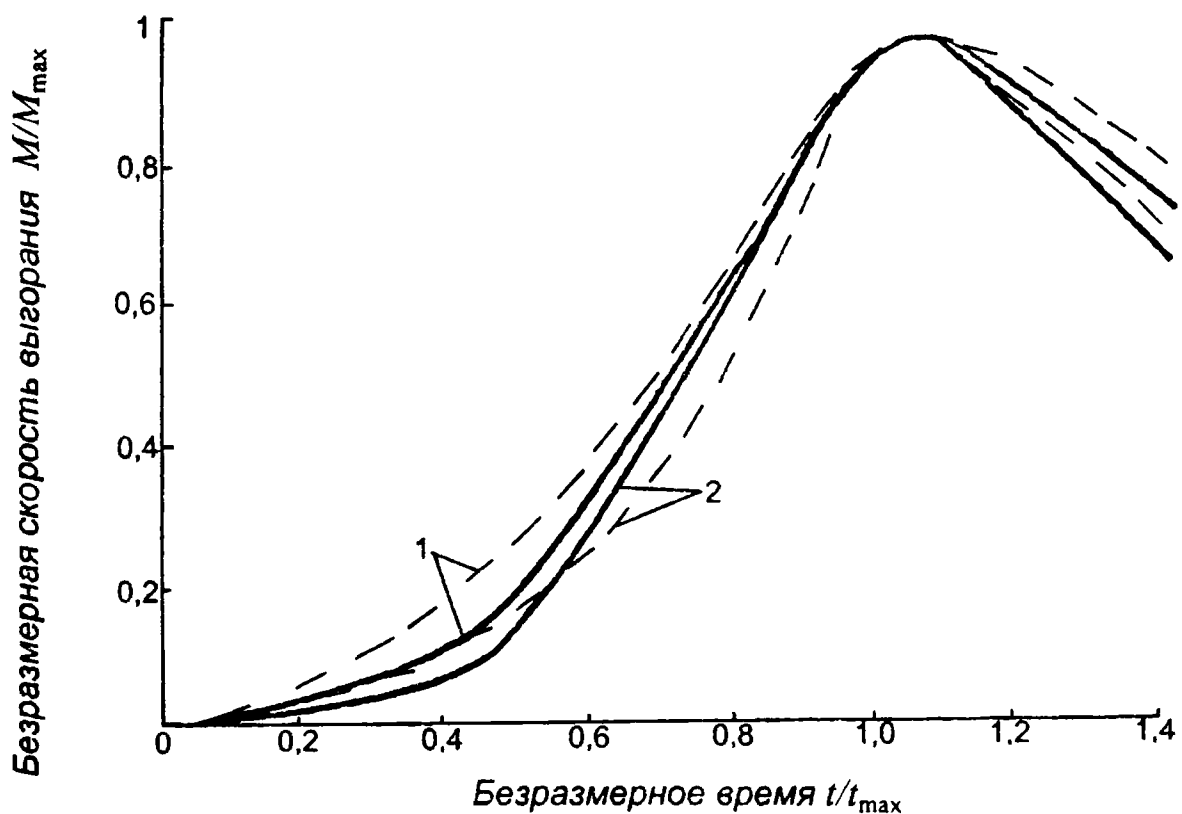


Рис. 2.25. Зависимость безразмерной скорости выгорания от безразмерного времени при горении древесины и органического стекла:

1 – изменение скорости выгорания для древесины; 2 – изменение скорости выгорания для органического стекла; - - - - - результаты испытаний на установке размером 1,2х1,2х1,2 м; — — — — — результаты испытаний на установке размером 6х6х6 м

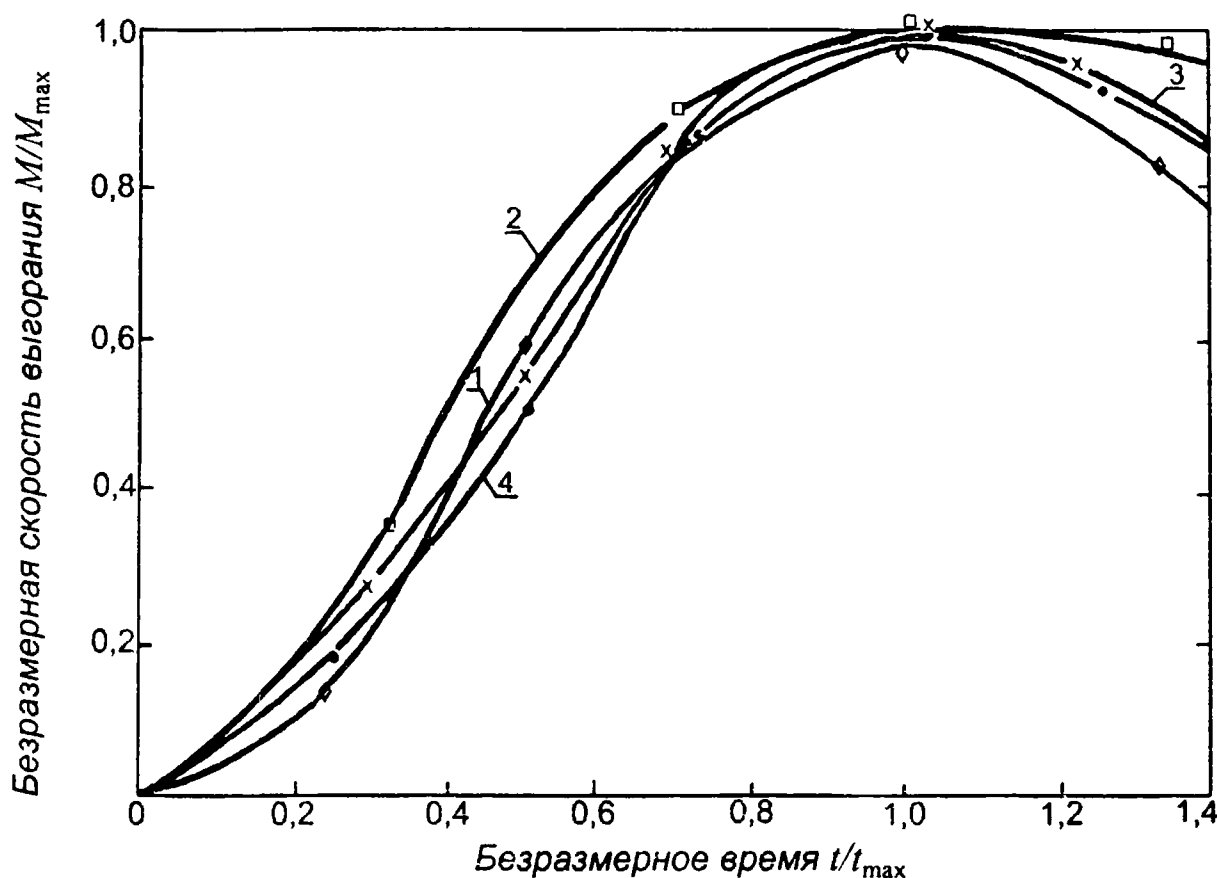


Рис. 2.26. Зависимость безразмерной скорости выгорания от безразмерного времени для фрагмента помещения размером 3,7×2,7×3,2 м:

1 – оргстекло; 2 – древесина; 3 – текстолит; 4 – синтетический каучук

Результаты, приведенные на этих рисунках, позволяют утверждать, что скорость выгорания, представленная в безразмерном виде, слабо зависит от вида материала пожарной нагрузки и объема помещения, где развивается пожар.

Тепловыделение при горении пожарной нагрузки определяется как

$$Q = \eta(f_i)M(t)Q_H^p. \quad (2.50)$$

Для определения тепловыделения в условиях пожара традиционно используются экспериментальные методы, моделирующие с известной степенью сходимости условия “реального” пожара. Используя установку “камера-весы”, можно исследовать экспериментальным путем динамику тепловыделения при горении пожарной нагрузки в различ-

ных условиях развития пожара. Принципиально различаются два способа определения этой величины. Наиболее известен способ измерения составляющих уравнения теплового баланса, описывающего динамику пожара [17]. Как правило, при проведении экспериментальных исследований не измеряется тепло, возвращающееся из очага пожара в “К-фазу” или жидкую фазу пожарной нагрузки. В общем случае при проведении экспериментальных исследований в целях определения динамики тепловыделения необходимо измерять: увеличение внутренней энергии газовой среды очага пожара; количество тепла, поступающего в строительные конструкции и технологическое оборудование; количество тепла, уходящего с продуктами горения из очага пожара; количество тепла, уходящего из помещения через проемы с радиацией; количество тепла, поступающего в очаг с входящими газами. Большое число измеряемых параметров и очевидная сложность в практическом их измерении, трудоемкость проведения экспериментальных исследований ограничивают масштабы использования этого метода исследования.

Разработанный метод математического моделирования пожаров на уровне интегральных характеристик его параметров позволил создать теоретически-экспериментальный метод определения динамики тепловыделения при пожаре. По своей сути он аналогичен экспериментальному методу исследования. Отличие заключается в том, что составляющие уравнения теплового баланса [10], необходимые для определения тепловыделения, определяются не экспериментальным, а аналитическими методами, что позволяет избежать сложных экспериментальных исследований. Это особенно важно при проведении разовых огневых испытаний на различных объектах, которые не предназначены для проведения таких испытаний, и, следовательно, нецелесо-

образно, а в ряде случаев не имеется возможности создавать большую экспериментальную базу.

В таких случаях достаточно провести измерение динамики среднеобъемной температуры в соответствии с методикой, приведенной в работе [17]. Получение экспериментальных значений среднеобъемной температуры не представляется технически сложным. Используя разработанный метод расчета температурного режима пожара и решая с его помощью обратную задачу, по известному характеру изменения среднеобъемной температуры определяется зависимость скорости тепловыделения от времени развития пожара. На рис. 2.27 приведены зависимости тепловыделения от времени пожара, полученные расчетным путем для помещения размером $6 \times 6 \times 6 \text{ м}^3$ и проемностью 25 %. В качестве пожарной нагрузки использовались древесные отходы. Следует отметить сходственный характер изменения тепловыделения (в отличие от скорости выгорания) с характером изменения среднеобъемной температуры и тепловыми потоками в ограждающие конструкции.

На рис. 2.28 приведен интервал изменения коэффициента полноты сгорания от времени пожара в случае горения древесных отходов при изменении плотности пожарной нагрузки в диапазоне $0,8\text{--}14 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$ в помещении размером $6 \times 6 \times 6 \text{ м}^3$ и при изменении проемности от 4,5 до 25 %.

Данные, приведенные на рис. 2.28, позволяют сделать вывод о том, что в развитой стадии пожара коэффициент полноты сгорания изменяется незначительно как для ПРН, так и для ПРВ. Наибольшее значение коэффициент полноты сгорания принимает при переходе начальной стадии в развивающуюся через явление “общей вспышки”, что соответствует характеру гомогенного горения продуктов пиролиза материала пожарной нагрузки. В результате интенсивного

перемешивания, сопровождающего процесс “общей вспышки”, и большой скорости распространения огня по гомогенной системе происходит значительное выделение тепла в небольшой интервал времени.

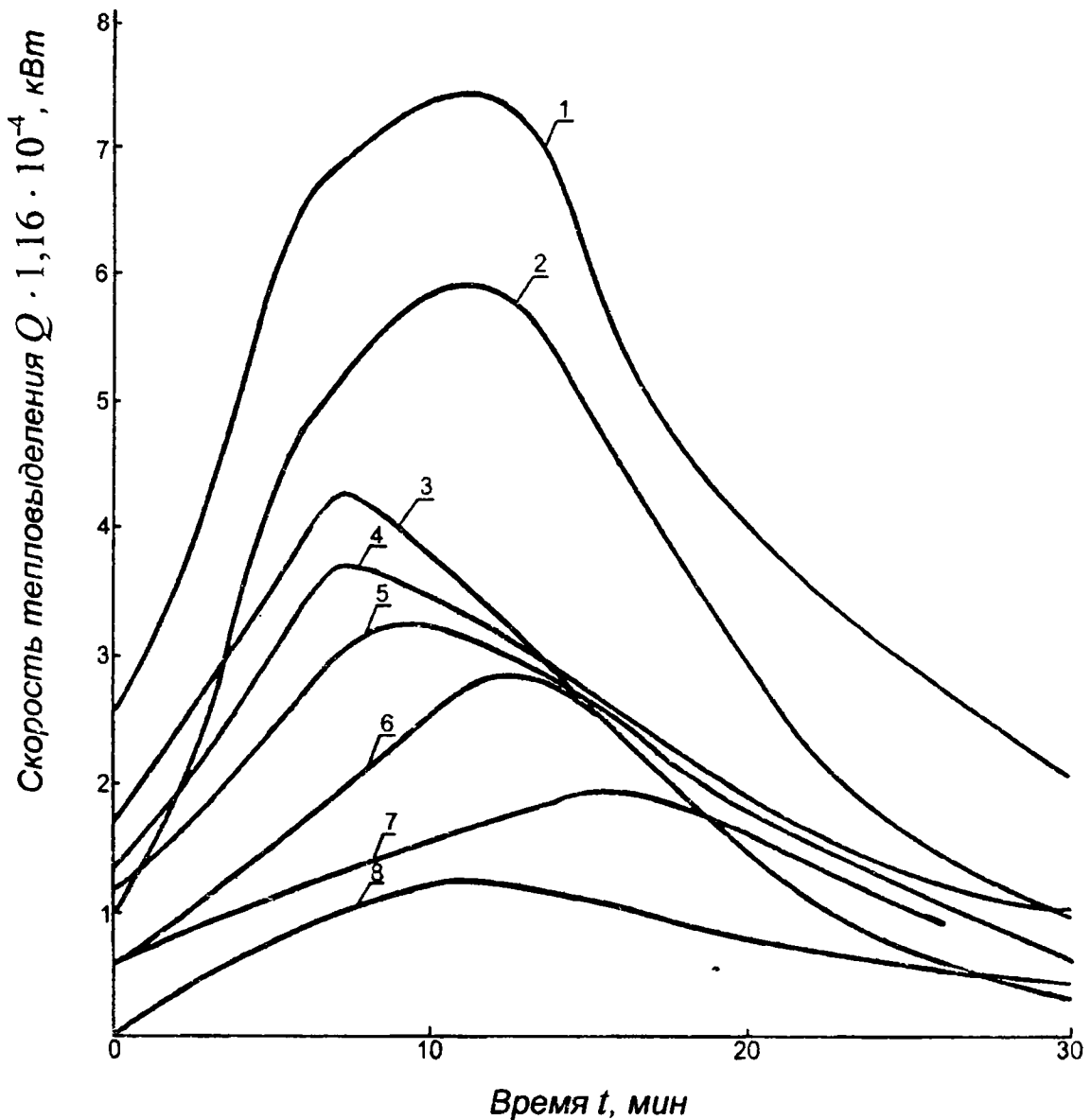


Рис. 2.27. Зависимость тепловыделения от времени пожара:

- 1 — $g_k = 8,4 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; $F_n = 3,3 \text{ м}^2$; 2 — $g_k = 4,8 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; $F_n = 6,6 \text{ м}^2$;
 3 — $g_k = 2,4 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; $F_n = 3,3 \text{ м}^2$; 4 — $g_k = 3,2 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; $F_n = 6,6 \text{ м}^2$;
 5 — $g_k = 2,4 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; $F_n = 6,6 \text{ м}^2$; 6 — $g_k = 2,0 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; $F_n = 3,3 \text{ м}^2$;
 7 — $g_k = 1,6 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; $F_n = 6,6 \text{ м}^2$; 8 — $g_k = 0,8 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; $F_n = 3,3 \text{ м}^2$

В развивающейся стадии пожара происходит снижение коэффициента полноты сгорания за счет разбавления поступающего в очаг горения воздуха продуктами сгорания

до примерно постоянной величины, характерной для развитой стадии пожара. Для ПРВ диапазон изменения $\eta = 0,62-0,88$, а для ПРН $\eta = 0,57-0,8$.

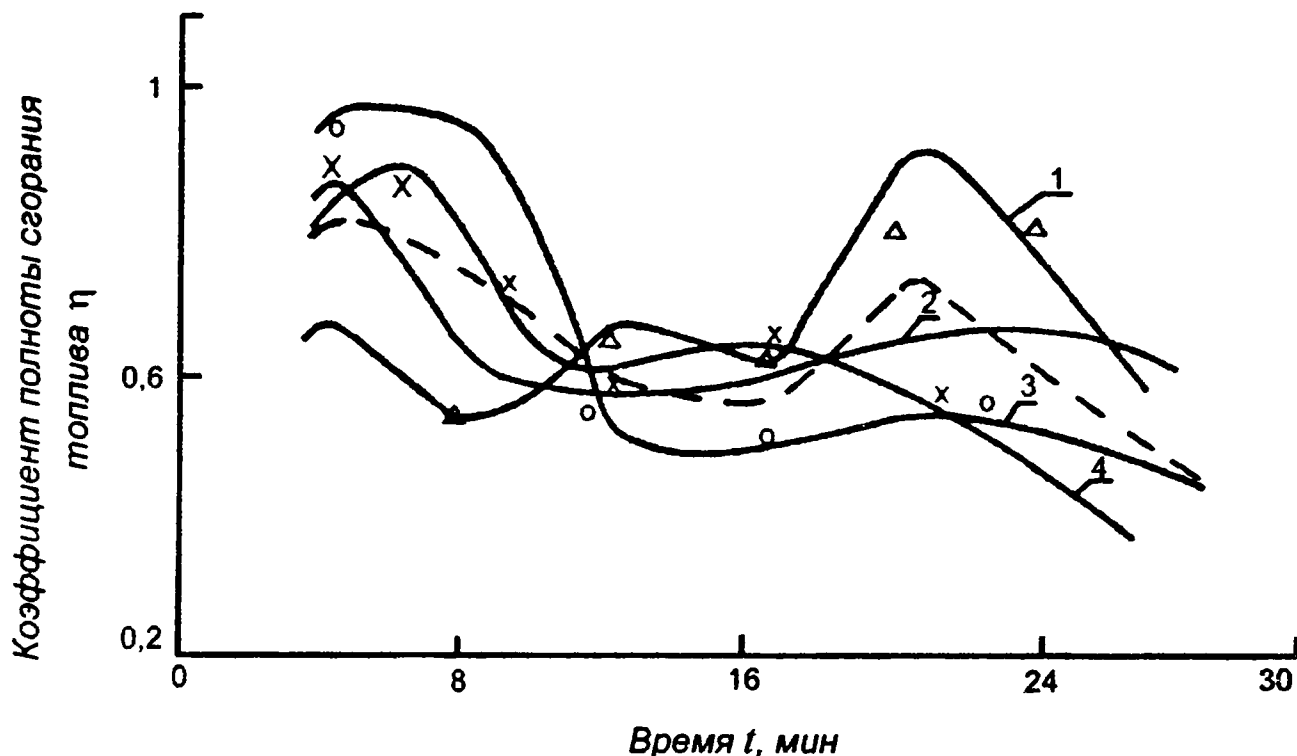


Рис. 2.28. Зависимость коэффициента полноты сгорания от времени пожара:

- 1 — $g_k = 2,0 \text{ кг} \cdot \text{м}^2$, $F_n = 3,3 \text{ м}^2$; 2 — $g_k = 2,4 \text{ кг} \cdot \text{м}^2$, $F_n = 6,6 \text{ м}^2$;
 3 — $g_k = 3,2 \text{ кг} \cdot \text{м}^2$, $F_n = 6,6 \text{ м}^2$; 4 — $g_k = 4,8 \text{ кг} \cdot \text{м}^2$, $F_n = 6,6 \text{ м}^2$;
 - - - - - среднее значение коэффициента полноты сгорания;
 Δ; O; X — значения коэффициента полноты сгорания, определенные в огневых экспериментах;
 — — — — — экстраполяция экспериментальных данных

Как показали огневые испытания на фрагментах зданий и лабораторные экспериментальные исследования на моделях, безразмерное тепловыделение при горении

пожарной нагрузки из твердых материалов $\frac{\eta M Q_H^P}{(\eta M Q_H^P)_{\max}} =$

$= f\left(\frac{t}{t_{\max}}\right)$ в развитой стадии пожара одинаково для всех

испытанных материалов. Изменяются значения максимально выделяемого тепла и время, при котором реализуется это максимальное значение для различных видов нагрузок. Причем если не учитывать начальную стадию пожара и испытания проводить в идентичных условиях, то эти параметры будут отражать отличие в пожароопасных характеристиках различных материалов. Если за эталон принять пожарную нагрузку из древесины, то можно записать изменение тепловыделения при горении пожарной нагрузки из i -го материала через древесину:

$$(\eta_i M_i Q_{H_i}^P)_t = (\eta_{др} M_{др} Q_{H_{др}}^P)_t \frac{(\eta_i M_i Q_{H_i}^P)_{\max}}{(\eta_{др} M_{др} Q_{H_{др}}^P)_{\max}}. \quad (2.51)$$

Таким образом, для перехода от тепловыделения i -й нагрузки к тепловыделению, характерному для древесины, можно использовать результаты лабораторных исследований, построенных на сравнительном эксперименте. Обязательным условием проведения таких экспериментов является соблюдение идентичности условий испытания. Причем особенно жестких условий по созданию экспериментальной установки в целях определения скоростей выгорания можно не накладывать. Целесообразнее всего такую установку выполнять в виде замкнутого объема с проемами, аналогично установке “камера-весы” [18]. Единственным требованием по размерам является условие создания турбулентного пламени, которое выполняется при высоте не менее 1 м. Для исключения влияния ограждающих конструкций на температурный режим их необходимо выполнять из негорючих теплоизоляционных материалов. Толщину ограждающих конструкций выбирают из условия сопряжения

$Br < Br_{кр}$. Порядок расчета критерия Br и величина $Br_{кр}$ приведены в разд. 1.2.2. По величине объема и проемности установки в соответствии с методом, изложенным в разд. 1.2.2, определяется величина пожарной нагрузки $g_{к1}$, соответствующая ПРВ, и $g_{к2}$ – ПРН. Площадь укладки пожарной нагрузки выбирается из условия, что она больше площади, характерной для локальных пожаров, $F_{п} > \pi(U_0 t_{НСП})^2$. После определения количества пожарной нагрузки и площади ее расположения проводятся испытания и определяется зависимость скорости выгорания от времени пожара для ПРВ и ПРН. Выбранные величины пожарной нагрузки из древесины, вид ее размещения и величины скоростей выгорания являются характеристиками экспериментальной установки. Испытания с i -й пожарной нагрузкой проводятся при условии равенства теплонапряжений i -й пожарной нагрузки и контрольного количества пожарной нагрузки из древесины:

$$(g_{к1} Q_{н}^p)_{др} = (g_{кi} Q_{н}^p)_i, \quad (g_{к2} Q_{н}^p)_{др} = (g_{к} Q_{н}^p)_i; \quad (2.52)$$

равенства площадей размещения пожарных нагрузок

$$F_{др} = F_i \quad (2.53)$$

и одинаковой их пористости укладки

$$(V\rho/gF)_{др} = (V\rho/gF)_i. \quad (2.54)$$

Условия (2.52)–(2.54) записаны в общем виде и являются необходимыми и достаточными при проведении экспериментальных исследований по определению скоростей выгорания пожарной нагрузки, состоящей из твердых горючих материалов. Численные значения критериев могут изменяться, так как они зависят от геометрических характеристик экспериментальной установки.

Для проверки разработанного метода перехода от горения i -й пожарной нагрузки к модели горения пожарной нагрузки из древесины была создана экспериментальная установка “камера-весы”, которая геометрически подобна фрагменту здания размером $6 \times 6 \times 6$ м и выполнена в масштабе 1:5.

На установке “камера-весы” были выполнены экспериментальные исследования скорости выгорания пожарной нагрузки из древесины и органического стекла с учетом изложенных требований по моделированию скорости выгорания. Сравнение экспериментальных данных по скорости выгорания древесины и органического стекла, полученных на установке “камера-весы” и на фрагменте здания размером $6 \times 6 \times 6$ м, дано на рис. 2.25. Выраженная в безразмерных координатах скорость выгорания практически является автомобильной.

Определим степень полноты горения как отношение реального импульса давления к теоретически возможному при фиксированных условиях, что будет соответствовать полноте сгорания [19]

$$\eta = I_p/I_{\text{теор}} = \frac{P_p F_{\text{пр}} M_{T_{\text{теор}}}}{P_T F_{\text{пт}} M_{T_p}}. \quad (2.55)$$

Давление в открытых системах при горении меняется слабо $P_p \cong P_T$ и для фиксированных площадей горения

$$\eta = M_{T_{\text{теор}}}/M_{T_p}. \quad (2.56)$$

Рассмотрим равновесный квазистационарный режим горения материала пожарной нагрузки с коэффициентом избытка окислителя α , проходящий при адиабатических условиях.

При этих условиях тепло, выделяемое за счет реакций горения, будет возвращаться в “К-фазу” материала пожарной нагрузки

$$q_{\text{Тад}} = M_{\text{Тад}} Q_{\text{нт}}^p. \quad (2.57)$$

Согласно выражению (2.56) адиабатический расход топлива связан с реальным расходом при соответствующих значениях α и T соотношением $M_{\text{тад}} = \eta M_{\text{тр}}$, в свою очередь, расход топлива связан с расходом материала пожарной нагрузки (скоростью выгорания) $M_{\text{тр}} = m M_{\text{н}}$, где m – безразмерная масса продуктов горения, зависящая от коэффициента избытка окислителя и равная отношению массы топлива к массе горючего. Учитывая связь между теплотой сгорания топлива и материала пожарной нагрузки $Q_{\text{нт}}^{\text{р}} = Q_{\text{нт}}^{\text{р}} / m$, выражение (2.57) можно переписать в виде

$$q_{\text{тад}} = \eta M_{\text{н}} Q_{\text{н}}^{\text{р}}. \quad (2.58)$$

Соотношение (2.58) целиком совпадает с выражением (2.39), поскольку $M_{\text{над}} = \eta M_{\text{н}}$. Таким образом, скорость тепловыделения при пожаре равна адиабатическому потоку тепла к поверхности материала пожарной нагрузки, который описывается соотношением (2.40).

Выражение (2.58) однозначно связывает скорость выделения тепла с плотностью падающего потока и строго справедливо для материалов пожарной нагрузки, горение которых происходит только в газовой фазе (горючие жидкости и некоторые синтетические материалы). Для таких материалов использование выражения (2.58), совместно с (2.40) или (2.60), позволяет создавать замкнутую систему уравнений сохранения [10]. Термодинамические параметры продуктов сгорания таких материалов позволяют однозначно связать скорость тепловыделения с коэффициентом избытка окислителя через адиабатическую плотность теплового потока.

Для переугливающих материалов (целлюлозных и др.) окислительные процессы, происходящие в поверхностном слое угля, обеспечивают достаточный приток тепла на пиролиз непереугленных слоев материала. Поэтому для таких материалов процесс горения зависит не только от плотности падающих на поверхность тепловых потоков, но и от окислительных процессов в переугленном слое.

Это не позволяет создавать аналогичные замкнутые системы для таких материалов без привлечения дополнительных данных о поверхностных процессах окисления в виде экспериментальных данных по скорости выгорания или математических моделей окислительных процессов.

В табл. 2.7 приведены результаты расчета удельной скорости выгорания материала пожарной нагрузки из древесины, выполненного по соотношению

$$M = q_{\text{Тад}} / \eta Q_{\text{Н}}^{\text{Р}}, \quad (2.59)$$

где $q_{\text{Тад}}$ – плотность теплового потока при адиабатическом процессе горения.

Таблица 2.7

Результаты расчета удельной скорости выгорания древесины по соотношению (2.59)

Размеры экспериментальной установки	Проемность П, %	Удельная пожарная нагрузка g , кг · м ⁻²	Температура T , К	Коэффициент избытка окислителя	Коэффициент недожога	Удельная скорость выгорания, кг · м ⁻² мин ⁻¹		Относительная погрешность, %
						$M_{\text{экс}}$	$M_{\text{р}}$ (2.59)	
6×6×6 м	25	3,2	648	0,35	0,62	3,7	3,8	2,6
То же	25	3,2	428	0,33	0,83	2,7	2,83	4,8
1,2×1,2×1,2 м	4,5	1.16	1000	0,81	0,75	1,4	1,2	14
То же	18	1,2	820	0,1	0,96	2,67	2,44	6,5
– “ –	4,5	4,1	760	0,1	0,8	0,959	0,993	3,4

Плотность теплового потока определялась по соотношению

$$q_{\text{рад}} = 5.76\varepsilon_{\text{ф}}(T_{\text{ад}}/100)^4\psi_{ij}. \quad (2.60)$$

Степень черноты факела $\varepsilon_{\text{ф}}$ при адиабатических условиях горения определялась по соотношению $\varepsilon_{\text{ф}} = 1 - \exp(-\kappa l)$, где κ находится из работы [10] и l – характерный размер пламени по соотношению $l = 3.6V/F_f$, где V – объем факела пламени и F_f – полная поверхность факела пламени. Коэффициент взаимной облученности определяется в зависимости от величины площади пожара $F_{\text{п}}$ по методам работы [10].

Экспериментальные исследования по сжиганию этанола в противне размером $1,1 \times 0,1 \times 1,1 \cdot 10^{-2}$ м в экспериментальной установке размером $1,2 \times 0,8 \times 0,6$ м при $T = 1000$ К и $\alpha = 0,25$ дали значение скорости выгорания $M_{\text{н}} = 2,2 \cdot 10^{-3}$ кг · с⁻¹; практически такое же значение дает соотношение (2.58). При горении турбинного масла на открытом воздухе в противне диаметром $0,325$ м $M_{\text{н}} = 1,1 \cdot 10^{-3}$ кг · с⁻¹, расчетное значение $M_{\text{н}} = 1,2 \cdot 10^{-3}$ кг · с⁻¹.

На рис. 2.29–2.31 приведены зависимости коэффициента полноты сгорания η от температуры факела и коэффициента избытка окислителя α , полученные с помощью численного эксперимента по методу, описанному в работе [19] для древесины, этанола и масла ТП-22с.

В работе [20] описаны исследования коэффициента полноты сгорания материалов пожарной нагрузки из древесины и органического стекла на различных стадиях развития пожара.

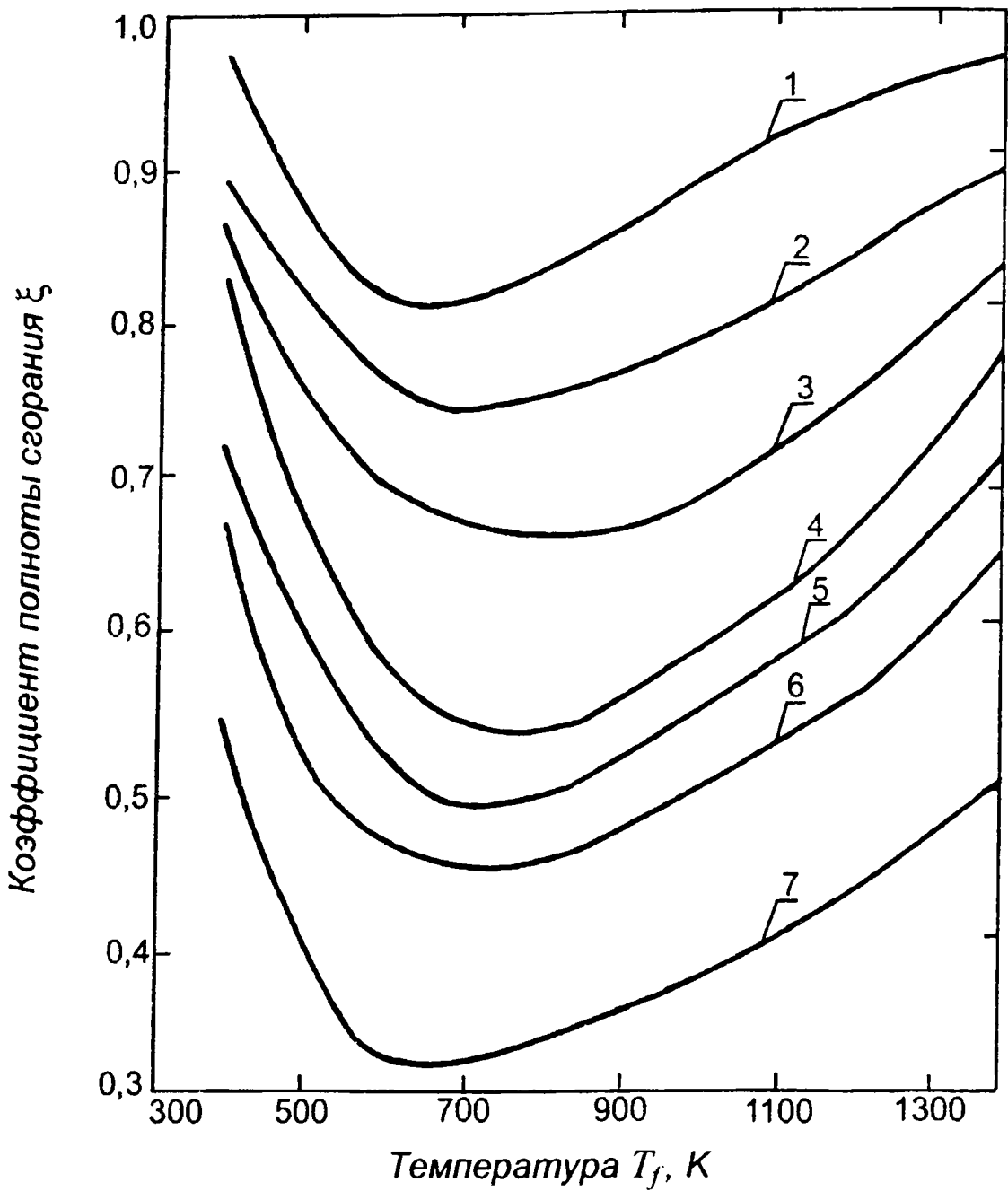


Рис. 2.29. Зависимость коэффициента полноты сгорания от температуры факела и коэффициента избытка окислителя α для древесины влажностью $W = 15\%$:

1 — $\alpha = 1$; 2 — $\alpha = 0,75$; 3 — $\alpha = 0,5$; 4 — $\alpha = 0,25$;
5 — $\alpha = 0,15$; 6 — $\alpha = 0,1$; 7 — $\alpha = 0$

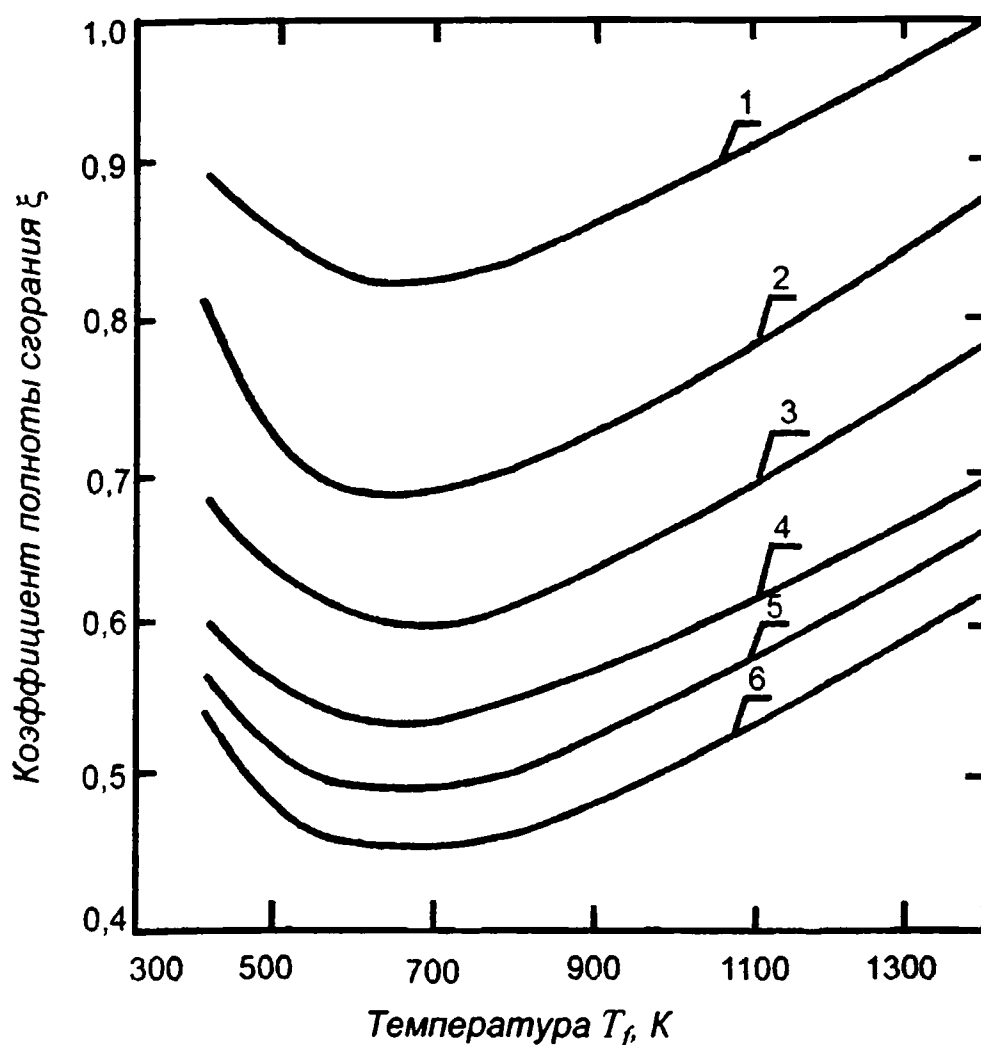


Рис. 2.30. Зависимость коэффициента полноты сгорания от температуры факела и коэффициента избытка окислителя α для этанола:

1 – $\alpha = 1$; 2 – $\alpha = 0,75$; 3 – $\alpha = 0,5$; 4 – $\alpha = 0,25$;
5 – $\alpha = 0,1$; 6 – $\alpha = 0$

В результате получена зависимость коэффициента полноты сгорания от среднеобъемной массовой концентрации кислорода в диапазоне изменения m_{O_2} от 0,12 до 0,23

$$\eta = 0,63 + 0,2 m_{O_2} + 1500 m_{O_2}^6. \quad (2.61)$$

Соотношение (2.61) позволяет определить диапазон изменения коэффициента полноты сгорания при пожаре в помещении $\eta = 0,66-0,9$.

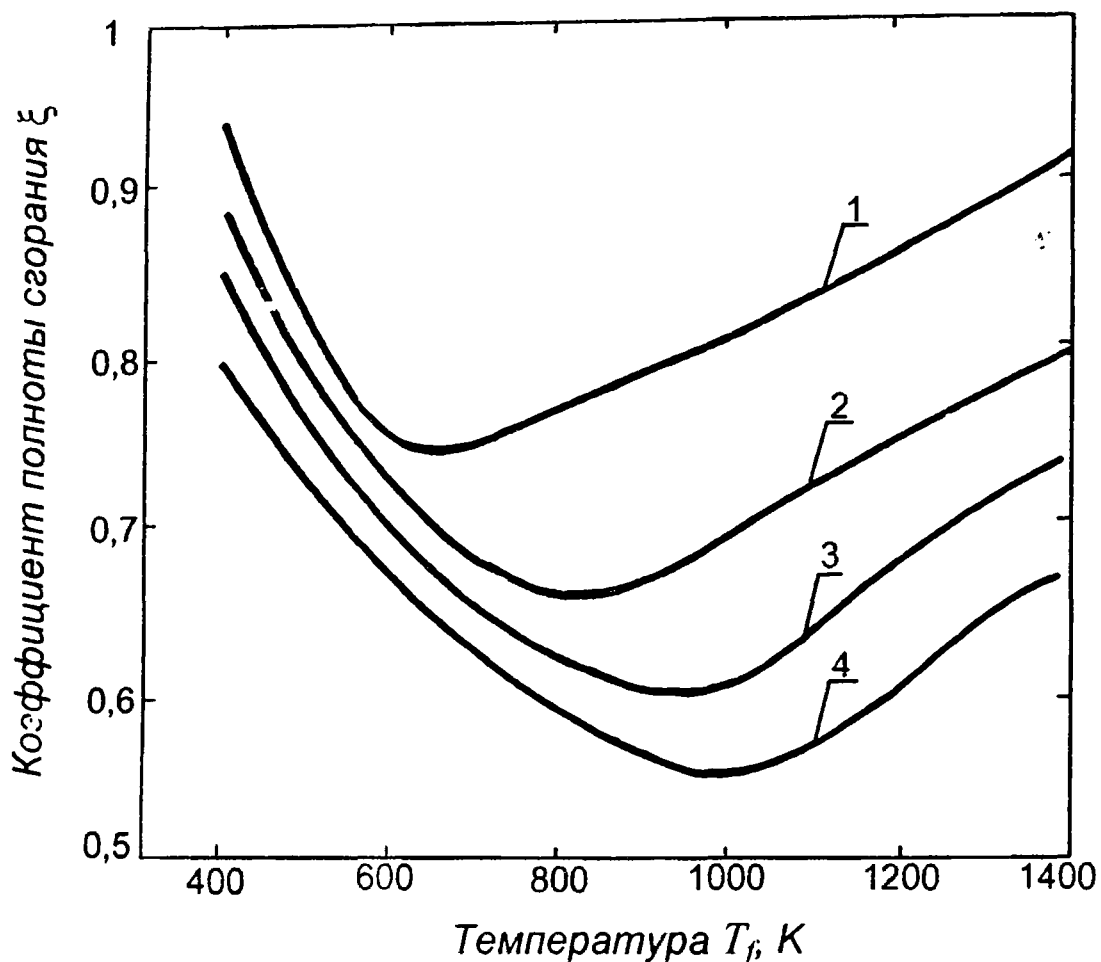


Рис. 2.31. Зависимость коэффициента полноты сгорания от температуры факела и коэффициента избытка окислителя α для масла ТП-22с:

$$1 - \alpha = 1; 2 - \alpha = 0,75; 3 - \alpha = 0,5; 4 - \alpha = 0,25$$

Полученная в работе эмпирическая зависимость между концентрацией кислорода в очаге пожара и безразмерной среднеобъемной температурой $\Theta = T/T_0$

$$m_{O_2} = 0,23 - 0,051 (\Theta - 1) \quad (2.62)$$

позволяет выразить коэффициент полноты сгорания с помощью среднеобъемной температуры.

ГЛАВА 3

СОСТАВ ПРОДУКТОВ ГОРЕНИЯ МАТЕРИАЛОВ, ИСПОЛЬЗУЕМЫХ В СТРОИТЕЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЯХ

3.1. Состав продуктов горения пенопластов, используемых в стеновых панелях

Одним из распространенных полимерных теплоизоляционных материалов (ПТМ) в строительстве является пенополиуретан, который представляет собой пористый жесткий (в случае применения его в качестве внутреннего слоя стеновых панелей, перекрытий) материал с объемной массой $30\text{--}200 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-3}$ и теплопроводностью $0,032\text{--}0,58 \text{ Вт} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{с}^{-1}$. Предел прочности при сжатии – до 3,5 МПа, при изгибе – 5,0 МПа. Предельная температура применения от -160 до $+150 \text{ }^\circ\text{C}$.

При воздействии на ППУ высоких температур в присутствии воздуха до 40–45 % входящего в состав полимера азота выделяется в виде цианистого водорода и около 2,7 % – в виде окислов азота [21].

При $450\text{--}550 \text{ }^\circ\text{C}$ в летучих продуктах, выделяющихся из полиуретановых покрытий, обнаружили HCN и CO, а при $800 \text{ }^\circ\text{C}$ – ацетонитрил, акрилонитрил, бензонитрил, пиридин и др.

При отравлении продуктами горения ППУ (по данным некоторых авторов, основным токсическим компонентом при горении ППУ является CO) [16] у пострадавших даже спустя несколько часов может наблюдаться раздражение верхних дыхательных путей, кашель, одышка, головная боль, головокружение, тошнота, общая слабость. Общий признак данного вида отравления – вегетативно-сосудистое расстройство.

Несмотря на такие ценные свойства, как малая объемная масса, низкая теплопроводность и др., широкому использованию эффективных пенопластов в строительстве мешает их высокая пожарная опасность. Горение ПТМ наряду с быстрым распространением пламени и высоким дымообразованием сопровождается выделением токсичных летучих веществ (CO, CO₂, HCN, NO_x и др.).

Для определения выхода и степени опасности продуктов термоокислительной деструкции и горения пенополиуретанов, используемых в качестве утеплителей в легких металлических конструкциях, ВНИИПО и ЦНИИСК им. В.А. Кучеренко были проведены огневые натурные и лабораторные исследования.

При проведении огневых натурных испытаний в одном из четырех отсеков фруктоовощехранилища [16] (размером 24×36×6 м), потолочные и стеновые панели которого состояли из гофрированных стальных листов с утеплителем ППУ марки “Сиспур SH 4050/8” толщиной 0,08 м с объемной массой 40–50 кг · м⁻³, было проложено 5 линий газового отбора. Три точки отбора расположены по центральной оси отсека над потолком ($H = 0,6$ м) и две точки в отсеке: одна у верхней кромки ворот, вторая – над ней, ниже потолка на 0,35 м. В течение всего опыта осуществлялась прокачка линий со скоростью 15 л · мин⁻¹ и измерялись концентрации CO, CO₂, NO_x, CHN и O₂ с помощью химических газоопределителей.

В верхней точке створа ворот содержание O_2 измерялось с помощью газоанализатора OXICOM-25Д. В качестве горючей нагрузки использованы 11 000 кг древесины.

На 7-й мин опыта в центральной точке над потолком достигнуты наивысшие концентрации HCN [0,035 % (об.)] и NO_x [0,017 % (об.)] при температуре около $750\text{ }^\circ\text{C}$ [$CO = 0,2\text{ % (об.)}$, $CO_2 = 2\text{ % (об.)}$]. Максимальный выход HCN при горении ППУ отмечен при температуре $600\text{--}750\text{ }^\circ\text{C}$. Концентрация кислорода в очаге пожара упала до $0,5\text{ % (об.)}$, что вызвано началом объемного горения (рис. 3.1).

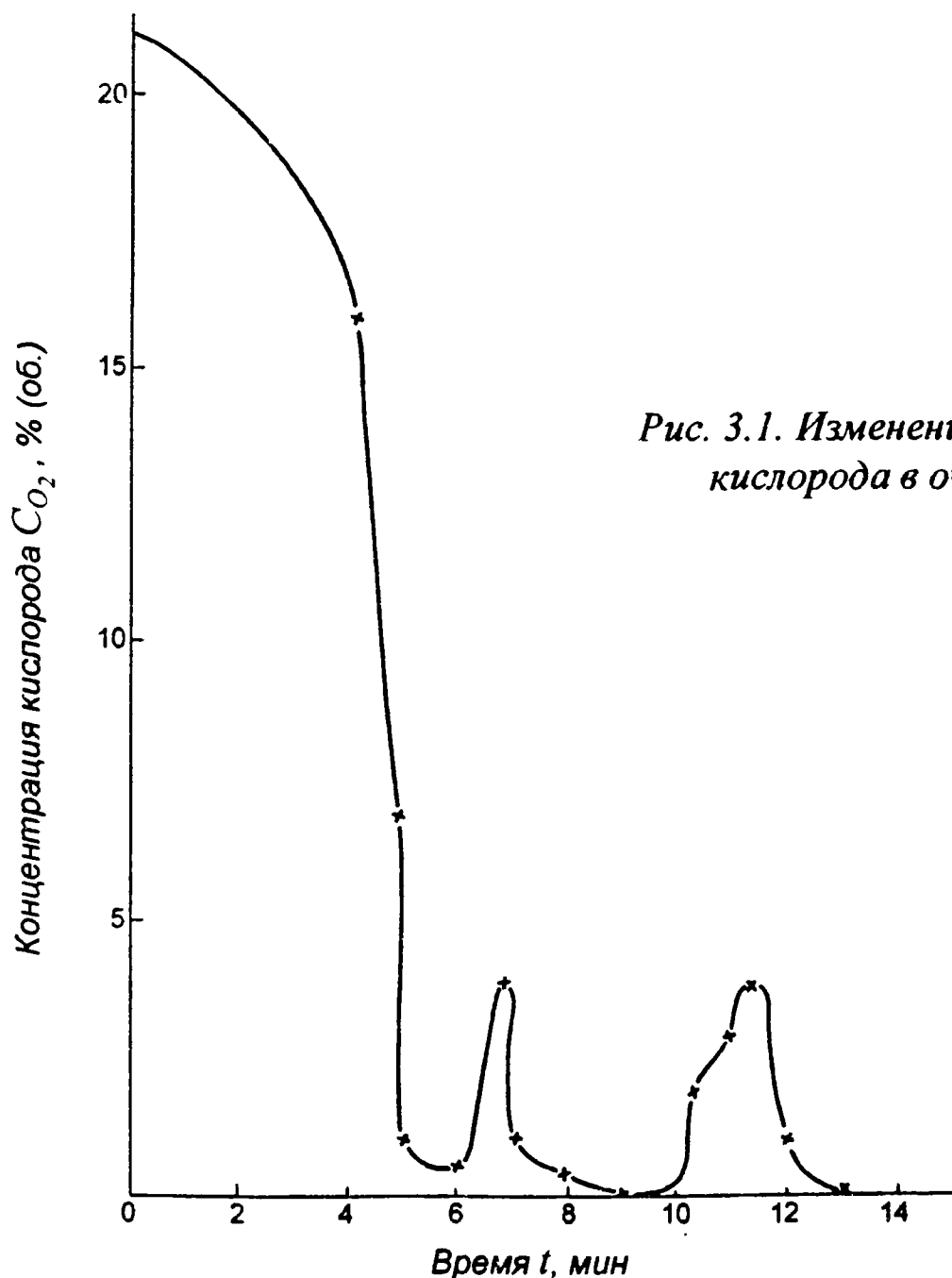


Рис. 3.1. Изменение концентрации кислорода в очаге пожара

Выход CO и CO_2 достиг максимального значения к 15-й мин опыта и составил 2,7 % (об.) и 14,0 % (об.) соответственно. Результаты испытаний показали, что при пожаре в зданиях с применением в ЛМК ППУ “Сиспур SH 4050/8” фатальные концентрации HCN и NO_x могут быть достигнуты уже на 6–7-й мин (конец НСП), что необходимо учитывать как при разработке тактики тушения таких пожаров, так и эвакуационных мероприятий.

В ходе этой работы были проведены лабораторные исследования выхода CO , HCN при различных условиях испытаний, а также дана токсикологическая оценка не только ППУ “Сиспур SH”, но и его отечественного аналога ППУ-309 с добавкой 2,55 фосфора в качестве антипирена, а также исходного ППУ-309.

В первом случае испытания образцов ППУ проводились на пиролитической приставке к хроматографу с расходом воздуха $(20 \pm 1) \text{ см}^3 \cdot \text{мин}^{-1}$. Скорость нагрева $60 \text{ }^\circ\text{C} \cdot \text{мин}^{-1}$, масса образцов $(2,2 \pm 0,06) \text{ мг}$.

При термоокислительной деструкции антипирированных жестких ППУ выход выше, чем у исходного образца ППУ-309, в 2 раза. Выход HCN у ППУ “Сиспур SH” начинается со значительной временной задержкой по сравнению с другими материалами (рис. 3.2).

Количество CO в продуктах термодеструкции ППУ “Сиспур SH” на 30–35 % меньше, чем у обеих марок ППУ-309 (рис. 3.3). Наибольшая скорость образования CO отмечена при нагреве в интервале 600–700 $^\circ\text{C}$.

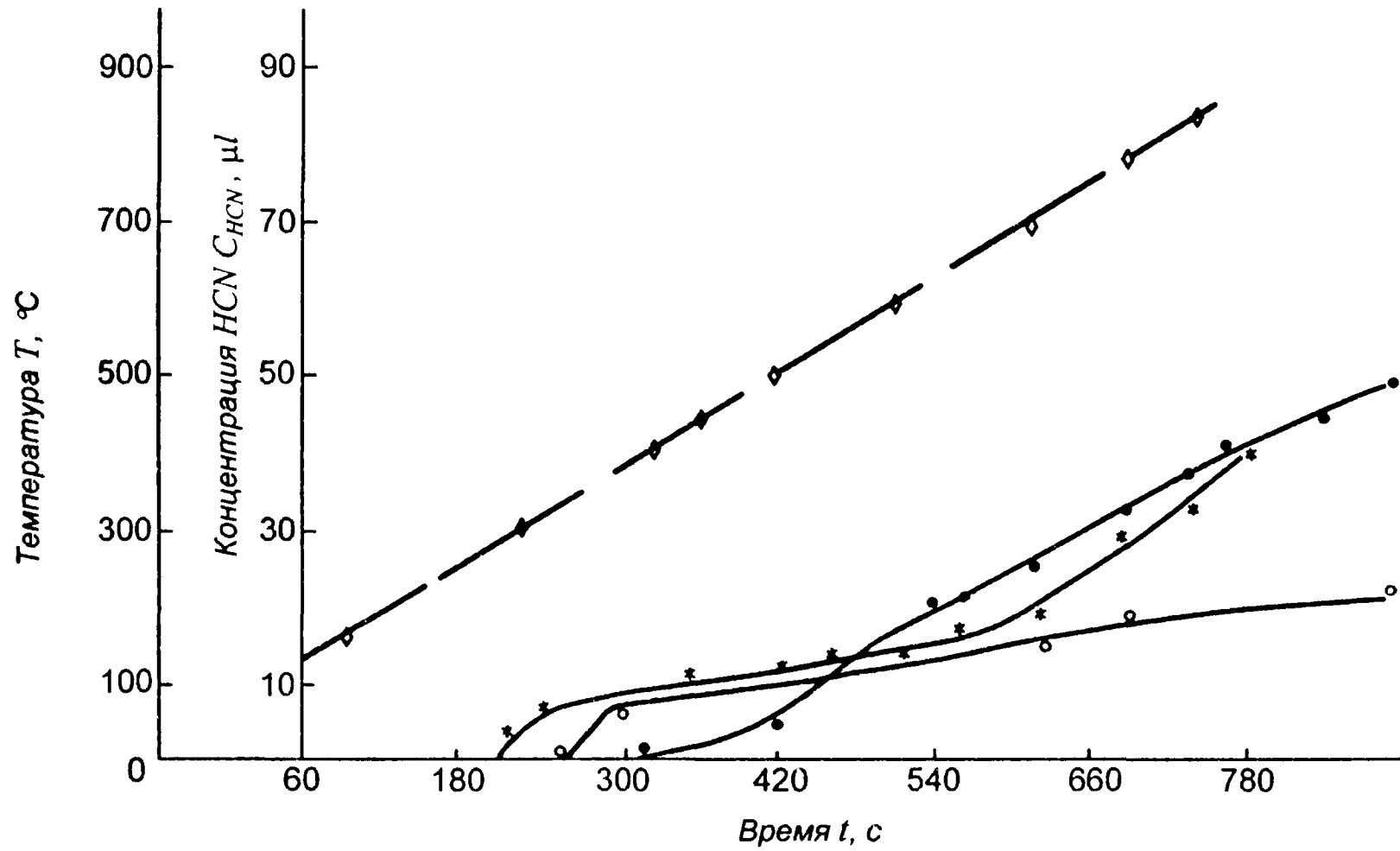


Рис. 3.2. Выход HCN при термоокислительном разложении ППУ:

- — ○ — ППУ-309;
- * — * — ППУ-309 (2,55 % (масс.) фосфора);
- — ● — ППУ "Сиспур SH 4050/8";
- ◇ — ◇ — температура нагрева

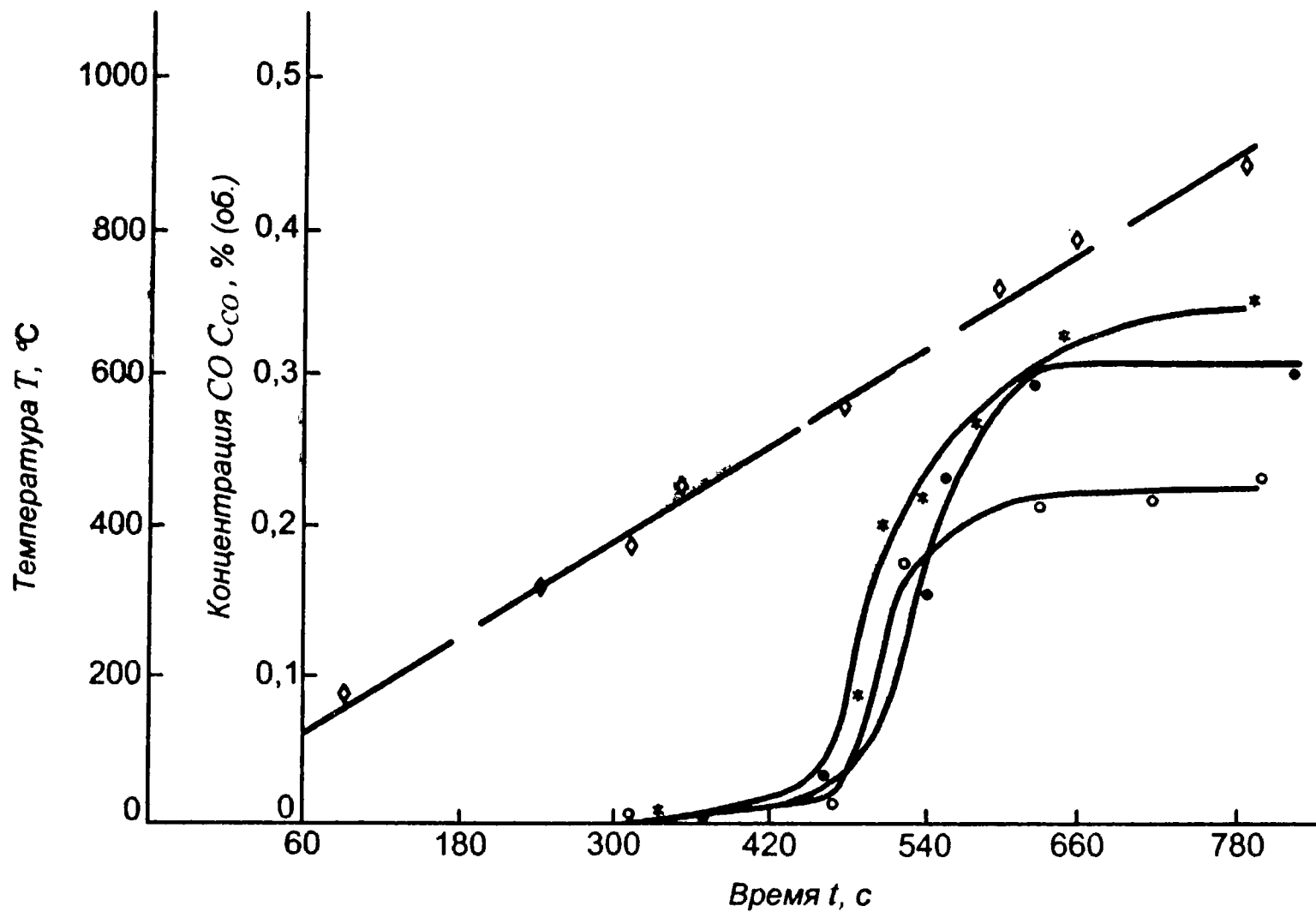


Рис. 3.3. Выход CO при термоокислительном разложении ППУ:

- — ППУ "Сисфур SH 4050/8";
- — ППУ-309;
- *—* — ППУ-309 (2,55 % (масс.) фосфора);
- ◇—◇ — температура нагрева

Результаты исследования термоокислительной деструкции образцов ППУ в замкнутой кварцевой камере (рис. 3.4) объемом $0,002 \text{ м}^3$ (масса образцов $m_0 = (60 \pm 0,35) \text{ мг}$, $T_{\text{нагр}} = 600 \text{ }^\circ\text{С}$, среда – воздух, газовый анализ HCN проводился химическими газоопределителями “Дрегер”) приведены в табл. 3.1.

Рис. 3.4. Схема установки испытания образцов ПТМ:

1 – модельная печь; 2 – кварцевая труба; 3 – терморпара; 4 – асбестовая прокладка; 5 – пробоотборники; 6 – держатель образца; 7 – прижимной флане; 8 – ванночка для сжигания образцов

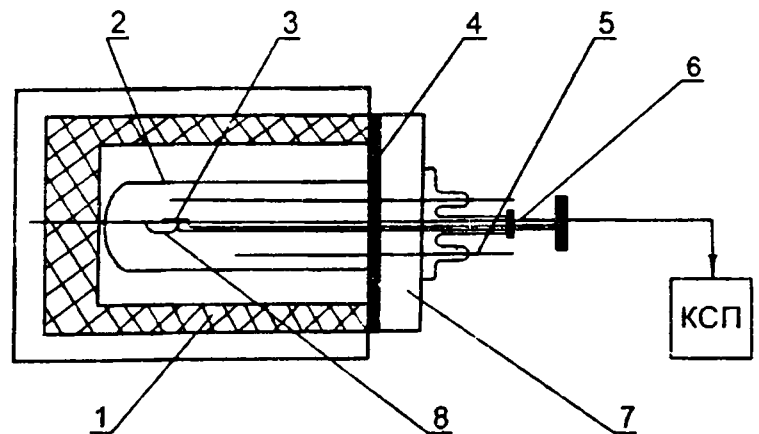


Таблица 3.1

Состав продуктов термоокислительной деструкции

Материал	Концентрация газов				
	CO, % (об.)	CO ₂ , % (об.)	HCN, ppm	NO + NO ₂ , % (об.)	O ₂ , % (об.)
“Сиспур SH”	0,55	1,07	350	0,003	17,5
ППУ-309 исходный	0,25	1,25	144	0,0025	16,3
ППУ-309 (2,55 % фосфора)	0,27	1,06	185	0,0015	17,0

Из таблицы видно, что при этих условиях испытаний наибольшее количество CO, CO₂, HCN, NO_x выделилось из материала “Сиспур SH”, по сравнению с отечественными марками ППУ. Результаты обоих исследований показывают, что выделение токсичных продуктов ППУ, как и других полимеров, зависит от условий термоокислительной деструкции. Для окончательной оценки опасности продуктов горения были проведены токсикологические исследования.

Как показали результаты лабораторных исследований, выделение токсичных продуктов термоокислительной дест-

рукции и горения ППУ (и других ПТМ) зависит не только от марки ПТМ, но и от условий испытаний (горения).

Проведенные токсикометрические исследования продуктов горения ПТМ показали меньшую опасность продуктов горения ППУ “Сиспур SH” и ППУ-309 с антипиреном (насыщенность этих материалов $P_{CL50} = 100 \text{ г} \cdot \text{м}^{-3}$), по сравнению с ФРП-1 ($P_{CL50} = 81,8 \text{ г} \cdot \text{м}^{-3}$) и фурановым пенопластом ($P_{CL50} = 92,73 \text{ г} \cdot \text{м}^{-3}$). Материалы классифицируются как умеренно опасные при горении.

Таким образом, проведенные исследования позволили сделать следующие основные выводы.

1. Проведенные натурные испытания овощехранилища показали высокую опасность отравления токсичными продуктами горения ППУ при “реальных” пожарах на 5–7-й мин.

2. Лабораторные исследования показали высокие концентрации таких токсичных летучих веществ, как CO, CO₂, NO_x, HCN, в продуктах горения ППУ, причем выход их в значительной степени зависит от условий испытаний.

3. По токсикологической оценке продукты горения пенопластов на основе ППУ менее опасные по сравнению с фенолпредельными и фурановыми.

По методике, разработанной во ВНИИПО, был проведен оценочный расчет возможного распределения продуктов горения ППУ на высоте 1,5 м при пожаре в здании из ЛМК [16].

При проведении расчетов использованы следующие исходные данные:

массовая скорость выгорания	0,9 кг · м ⁻² · мин ⁻¹
скорость ветра	5 м · с ⁻¹
градиент температуры воздуха	
по высоте	2,2 °С/100 м

низшая теплотворная способность
сгораемого материала24,4 МДж · кг⁻¹
весовая доля СО в продуктах горения 0,155
весовая доля HCN 0,025
размер горящего здания36×24×6,5 м

Результаты расчета для двух значений температур в очаге: 1 100 и 800 °С приведены в табл. 3.2.

Таблица 3.2

Распределение концентраций СО и HCN при горении здания из ЛМК
размером 36×24×6,5 м с конструкциями из ППУ

Расстояние от очага пожара в направлении ветра, м	Концентрация СО, мг · л ⁻¹		Концентрация HCN, мг · л ⁻¹	
	1 100 °С	800 °С	1 100 °С	800 °С
30	0	0	0	0
60	0	0	0	0
90	0	0	0	0
200	0	0	0	0
400	0	0	0	0
600	0	0	0	0
800	0	0	0	0
1000	0	0	0	0
2000	0	0	0	0
3000	0,004	0,0034	0,001	0,0005
4000	0,011	0,0242	0,002	0,0039
5000	0,018	0,0622	0,003	0,01
6000	0,024	0,110	0,004	0,0177
7000	0,028	0,153	0,005	0,0247
8000	0,028	0,153	0,005	0,0295
9000	0,031	0,213	0,005	0,0344
10 000	0,032	0,234	0,005	0,0377

Токсичные газы СО и HCN начинают проявляться на расстоянии 3000 м от очага. При развитии пожара в завале, что характерно для зданий из ЛМК, проявление токсичных газов может быть на расстоянии 200 м.

Эти результаты необходимо учитывать при составлении генпланов.

3.2. Продукты горения пенополистирола в системах “Пластбау”

Система конструкций “Пластбау” для строительства жилых и общественных зданий является достаточно распространенной для нашей страны.

Основным ее отличием от других конструктивных систем является применение пенополистирола (ПСБ) в качестве опалубки для монолитных бетонных и железобетонных колонн, а также ребристого железобетонного перекрытия в процессе строительства здания. В дальнейшем при его эксплуатации пенополистирол с плотностью $20\text{--}25 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-3}$ выполняет роль эффективной тепло- и звукоизоляции.

Следует отметить, что сам пенополистирол достаточно широко применяется в нашей стране для строительства жилых и общественных зданий других конструктивных систем. Например, он используется в качестве утеплителя в наружных трехслойных панелях на гибких связях. Но в этом случае пенополистирол должен быть надежно защищен от воздействия огня при пожаре.

При пожаре может возникнуть опасность того, что в здании системы “Пластбау” штукатурный слой разрушится, обнажится пенополистирол и начнется его горение. При этом продукты термического разложения пенополистирола проникнут в смежные с очагом пожара помещения, что приведет к осложнению эвакуации людей из здания при пожаре. Кроме того, возможно проникновение расплава пенополистирола в нижележащие по отношению к очагу пожара помещения. В связи с большим объемом пенополистирола имеется возможность распространения его горения по всему зданию.

Оценить пожарную опасность системы “Пластбау” при огневых испытаниях только отдельных элементов строительных конструкций (перекрытий, стен) здания практически невозможно.

Для исследования вопросов пожарной безопасности был запроектирован и построен фрагмент здания на территории завода СП “Пластбау” в г. Казани. Более подробно конструкция фрагмента и программа испытаний рассмотрены в работе [20].

Фрагмент здания имел 3 однотипных этажа, на каждом из которых находились три комнаты, коридор и лестничная клетка. Это позволило расположить очаг пожара в средней комнате на втором этаже, имея одинаковые термические условия с двух сторон, контролировать ситуацию во время эксперимента на 1-м, 3-м этажах, в коридоре и на лестничной клетке.

Хотя конструктивное решение фрагмента соответствовало общепринятой системе “Пластбау”, необходимо отметить ее особенности, характерные для данного фрагмента, которые оказали влияние на результаты огневых испытаний:

1. Пенополистирол в стенах и перекрытиях в комнате второго этажа очага пожара со стороны огневого воздействия был защищен слоем штукатурки из цементно-известково-песчаного раствора толщиной не менее 35 мм по двум слоям просечной металлической сетки из листа толщиной 0,7 мм с шириной перемычки 1 мм. Сетка крепилась к металлической проволоке (1–1,5 мм), заделанной в бетон с шагом 600 мм в двух направлениях.

2. Плиты перекрытия имели по периметру железобетонную балку, монолитно связанную с ними и препятствующую проникновению расплавленного пенополистирола с одного этажа на другой.

3. В оконном проеме пенополистирол был защищен от воздействия огня (при горении деревянной оконной рамы) слоем штукатурки или легкого бетона толщиной не менее 35 мм.

4. На полу комнаты очага пожара уложена стяжка из цементного раствора толщиной 30–35 мм, в результате защитный слой пенополистирола вместе с железобетонной плитой составлял 50–55 мм.

Перед испытанием фрагмент был высушен изнутри электрическими нагревателями. Влажность штукатурки в очаге пожара соответствовала равновесной и была равна 5 % (масс.), относительная влажность воздуха в помещении 45 %.

Во фрагменте были установлены хромель-алюмелевые термопары, трубы для отбора проб газов, приборы для измерения оптической плотности среды.

Во время испытаний производилась непрерывная запись температур на КСП и регистрация задымленности на микромультиметре. Каждый провод термопар был обмотан высокотемпературной изоляцией из муллито-кремнеземистого волокна.

В комнате второго этажа *очаг пожара* выполнен в виде 6 штабелей из древесины (сосны) влажностью 14 % (масс.) пожарной нагрузки величиной $50 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$ пола.

На перекрытие над очагом пожара установлена равномерно распределенная механическая нагрузка массой $150 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$ пола в виде кирпичей, уложенных на 6 деревянных поддонов.

Особо следует остановиться на описании приборов, установленных в контрольной комнате над очагом пожара (третий этаж).

В этой комнате были размещены: термопары в объеме и на перекрытии над 2-м этажом, трубочки для отбора проб газов в перекрытии и в пространстве комнаты, приборы для замера видимости вверху комнаты. После установки приборов дверь в эту комнату была закрыта, обтянута сеткой и покрыта слоем гипсового раствора.

Был осуществлен последовательный контроль фильтрующихся через перекрытие (между 2-м и 3-м этажом) газов как из очага пожара, так и из пенополистирола перекрытия, с замером видимости в контрольной комнате.

Для оценки возможности взрыва газов, выделяющихся из пенополистирола при его термическом разложении, в контрольной комнате была подвешена электрозажигалка.

Следует отметить, что трубы были обмотаны нихромовой проволокой, которая включалась в сеть (24 В) и служила в качестве нагревателя для создания постоянной положительной температуры при отборе проб газов.

До начала огневых испытаний были определены параметры состояния атмосферы вокруг фрагмента: температура наружного воздуха 2,5 °С, облачность 10 баллов, пасмурно без осадков, скорость ветра 2 м · с⁻¹ под углом 30° к фасадной плоскости здания с окнами слева направо, если стоять лицом к фасаду.

Контроль за температурным режимом в очаге пожара велся по термопарам, установленным в центре комнаты на расстоянии 5 и 105 см от поверхности потолка (термопары № 1 и № 2, рис. 3.5).

За 5 мин пожара температура у поверхности потолка (термопара № 1) достигла 615 °С, на расстоянии 105 см (термопара № 2) 540 °С. В дальнейшем в течение 20 мин температура несколько снизилась и стабилизировалась в районе 500 °С по показаниям обеих термопар.

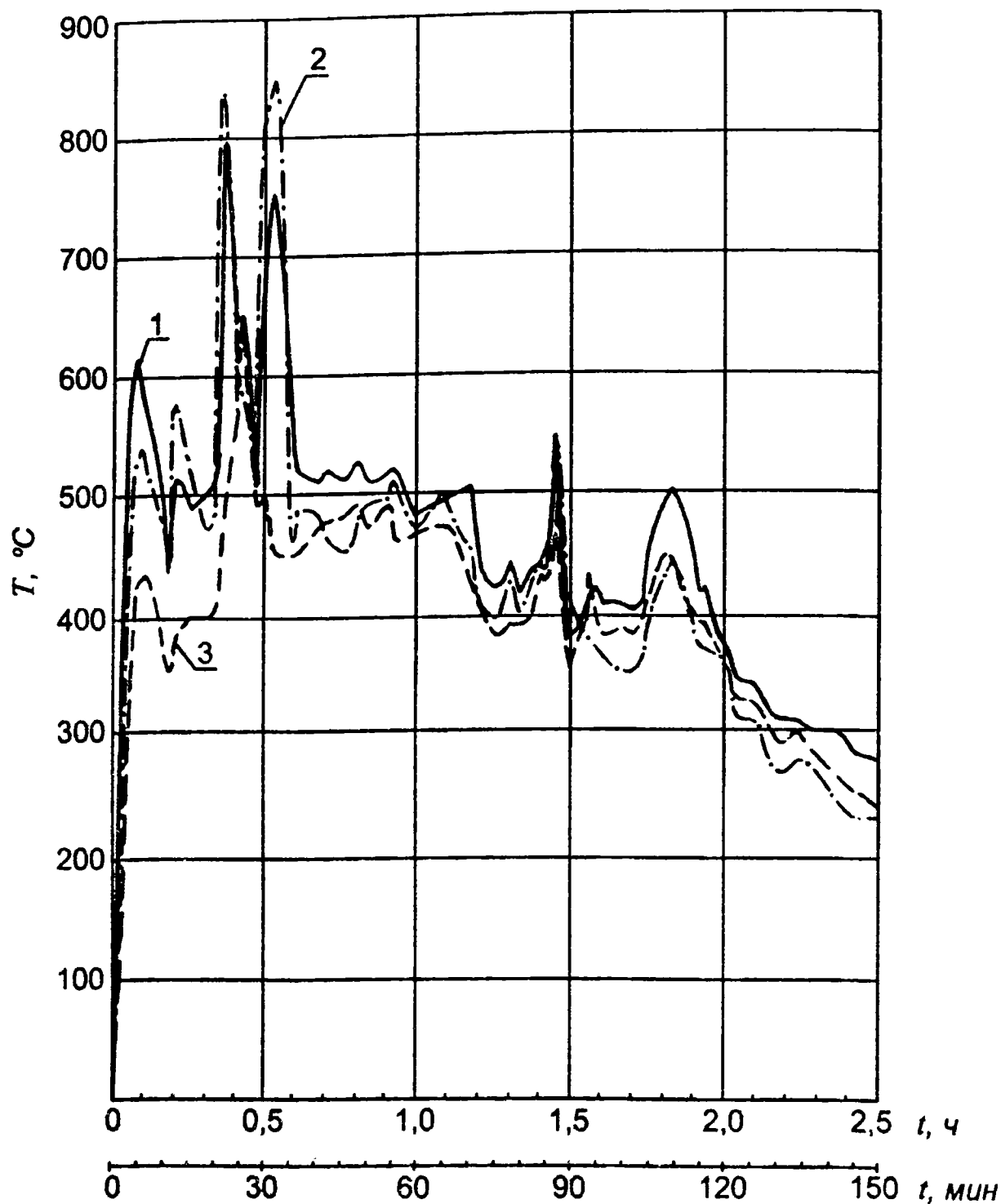


Рис. 3.5. Температуры в центре комнаты второго этажа (очаг пожара) в зависимости от времени:

- 1 – термопара № 1;
- 2 – термопара № 2;
- 3 – термопара № 3

Термопара № 3, установленная у отборника пробы газов над дверью, фиксировала более низкую температуру, чем термопары № 1 и № 2.

Уже на 3-й мин от начала опыта было отмечено выделение пара как через треснувшее окно фрамуги очага пожара, так и через неплотности окна соседней комнаты. Пар выделяется из древесины пожарной нагрузки, штукатурки и пенополистирола.

Такое раннее, а в дальнейшем обильное, парообразование является естественным, если принять во внимание, что 5 % свободной воды в штукатурке комнаты очага пожара — это порядка 200 л, а химически связанной воды — 300 л. Только на фазовый переход указанных видов влаги в пар потребуется затратить 1232,7 МДж. Кроме того, следует учесть воду в древесине пожарной нагрузки и в цементной стяжке пола.

Испарение влаги, как показал эксперимент, оказывает значительное влияние на развитие пожара в здании, построенном из конструкций системы “Пластбау”.

Известно, что процесс развития пожара зависит от пожарной нагрузки, проемности помещения и материала ограждающих конструкций. В данном случае (система “Пластбау”) наличие пенополистирола с коэффициентом теплопроводности $0,03 \text{ Вт} \cdot \text{м}^{-1} \cdot \text{К}^{-1}$ под штукатуркой, то есть практически с отсутствием стока тепла из штукатурки в конструкции, приводит к быстрому прогреву штукатурки (за 5–10 мин) и, следовательно, к быстрому испарению влаги, на что тратится в самом начале пожара большое количество энергии.

Например, на испарение влаги из штукатурки и стяжки может быть затрачено до 10–15 % энергии, выделяющейся при горении пожарной нагрузки.

Рассмотрим другой аспект влияния пара на протекающие при пожаре процессы. Прозрачность газообразной среды ослабляется особенно сильно, когда она несет капельки

жидкости (“мутная” среда). Вопросы лучистого теплообмена дымовых газов, особенно замутненных взвешенными частицами в виде пара, очень сложны и только частично получили удовлетворительное практическое разрешение.

Следует учитывать, что ситуация со средой, насыщенной паром, будет наблюдаться и в “реальных” пожарах.

Из штукатурки комнаты очага пожара уже на его начальной стадии может испариться 100–200 л воды, а для полного насыщения паром воздуха в объеме помещения 40 м³ при 20 °С достаточно 1 л воды.

После насыщения объема комнаты очага пожара паром энергия, выделяющаяся в процессе горения пожарной нагрузки, будет также тратиться на перегрев пара.

В дальнейшем (через 5 мин) по показаниям термопар № 1 и № 2 температура начала падать в связи с уменьшением в помещении количества кислорода и появлением большого количества пара.

Через 10 мин от начала пожара нижняя часть окна помещения очага пожара была искусственно вскрыта, через 12 мин температура в очаге пожара стала возрастать (термопары № 1 и № 2) и на 21-й мин от начала пожара достигла 837 °С. Через окно наблюдалось интенсивное горение пожарной нагрузки. На 29-й мин с большим шумовым эффектом откололась лещадка от штукатурки на потолке (толщиной 3–5 мм).

В промежутке между 25–30-й мин от начала пожара температура в очаге пожара резко упала (термопары № 1 и № 2) и на 31-й мин снова увеличилась и достигла 850 °С. В период снижения температуры, регистрируемой термопарами № 1 и № 2, температура по данным термопары над дверью резко увеличилась до 650 °С.

На 20-й мин появился интенсивный поток дыма и пара из окна комнаты очага пожара, а также через неплотности

окон из смежных с ним комнат 2-го этажа и окна лестничной клетки между 2-м и 3-м этажом. При этом основной поток дыма из очага пожара ветром сносило в сторону, поэтому термопары, расположенные над окном комнаты очага пожара, практически ничего не показывали.

На 35–36-й мин от начала пожара температура в очаге пожара резко упала до 520 °С и держалась на этом уровне (500–520 °С) до 70-й мин. В это время на 55-й мин с шумовым эффектом откалывается слой штукатурки до первой сетки на стене комнаты, смежной с комнатой очага пожара.

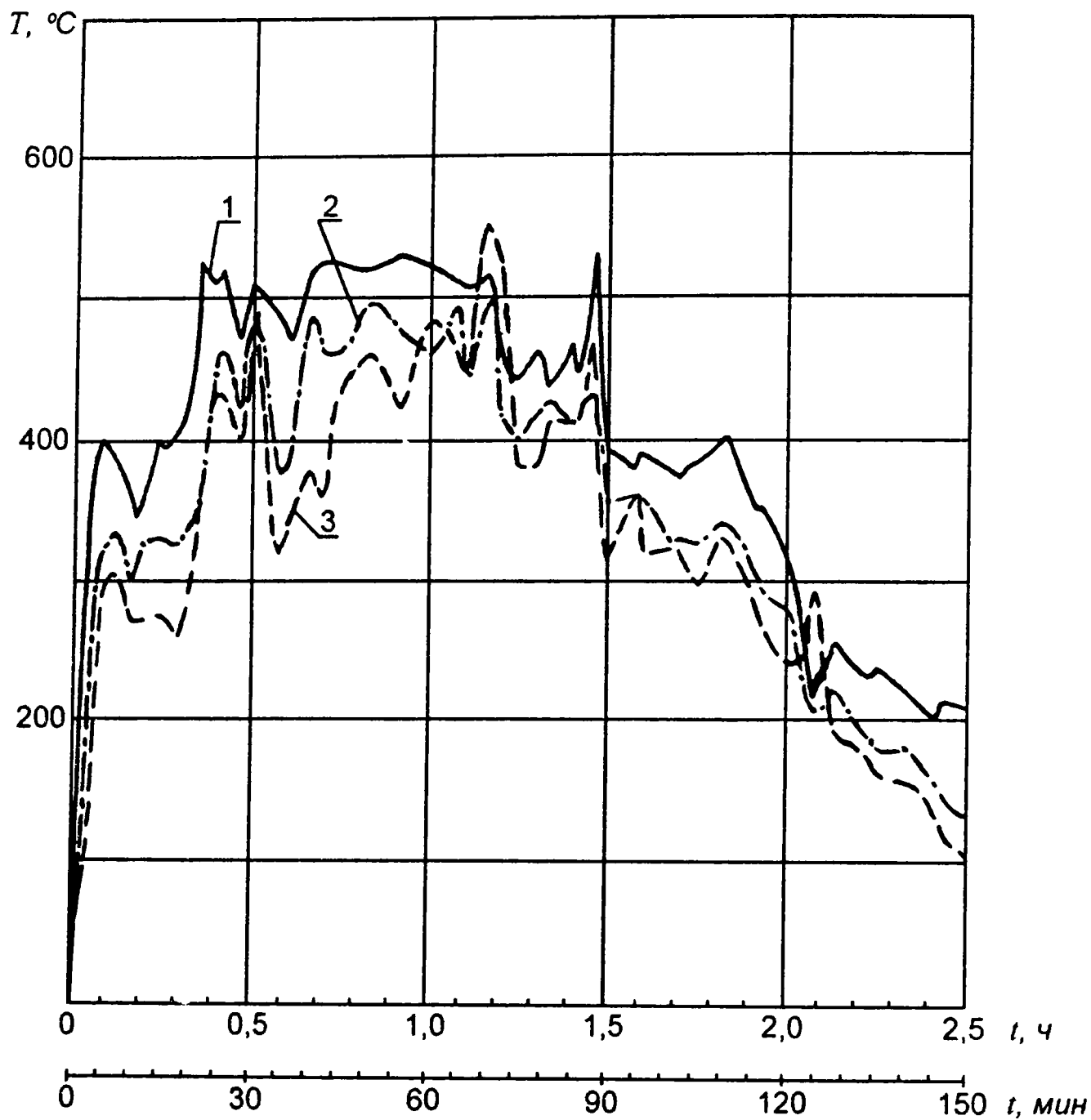
Далее (через 70 мин от начала пожара) температура в очаге пожара начала уменьшаться и достигла к концу опыта (через 2,5 ч) 225–275 °С.

Выполненный анализ развития пожара показал, что с учетом изменяющихся в процессе пожара проемности (при открытой на 1/3 двери – коэффициент проемности $k = 0,024$, при вскрытии 2/3 окна – $k = 0,05$) и пожарной нагрузки (выгоревшей частично за 7–20-й мин) температуры в очаге пожара удовлетворительно соответствовали расчетным [17].

Подъем температуры в очаге пожара вначале до 600 °С и далее до 850 °С и большая продолжительность пожара создали наиболее неблагоприятные условия для пенополистирола.

Развитие температуры во времени в очаге пожара у окна (рис. 3.6) по показаниям термопар, расположенных на расстоянии 70 см (термопара № 1), 108 см (термопара № 2) и 147 см (термопара № 3) от поверхности потолка, происходило в целом достаточно одинаково.

Изменение температуры у дверного проема приведено на рис. 3.7.



*Рис. 3.6. Развитие температуры во времени
в очаге пожара у окна:*

- 1 – термомпара № 1;*
- 2 – термомпара № 2;*
- 3 – термомпара № 3*

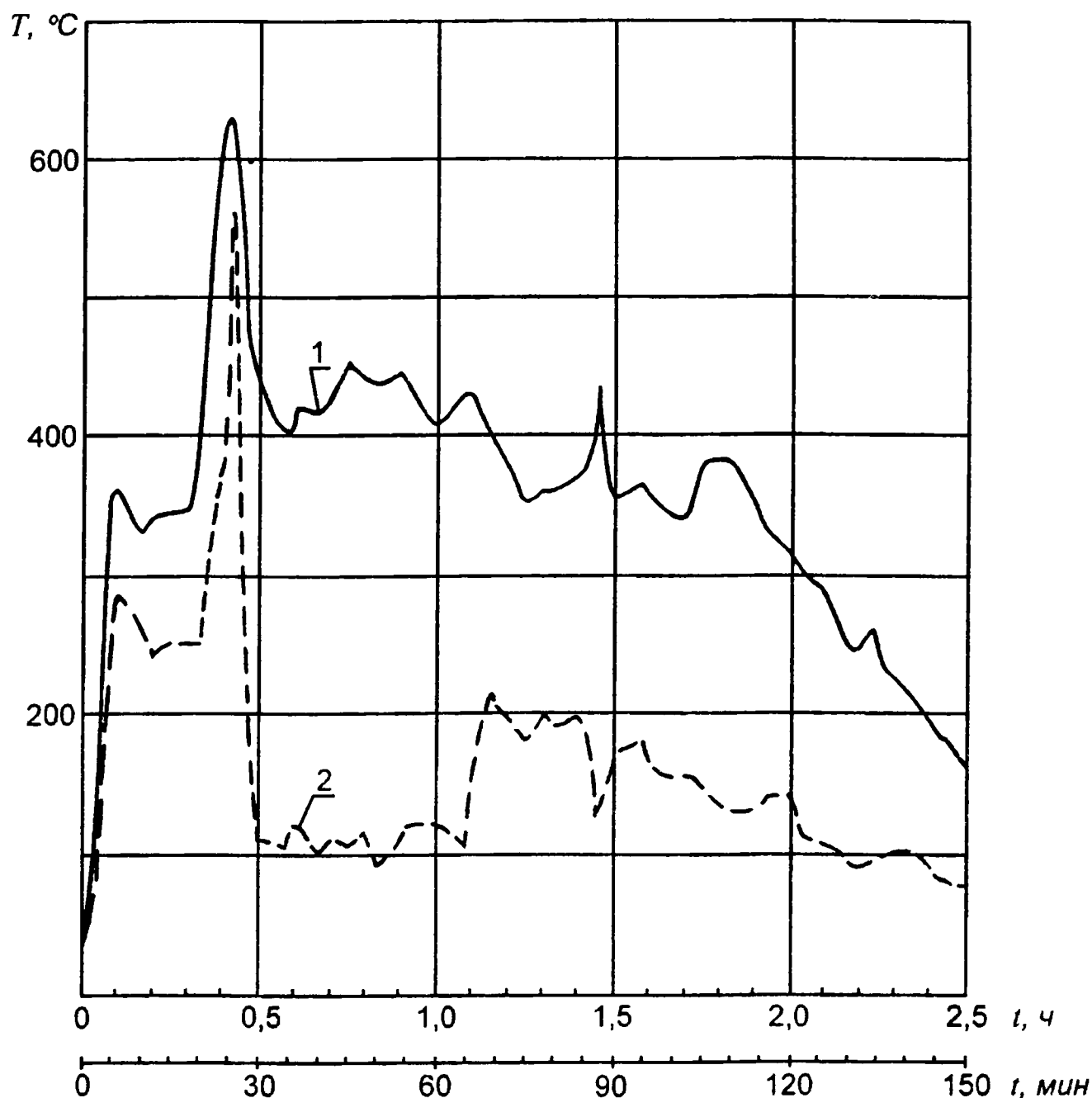


Рис. 3.7. Развитие температуры во времени в очаге пожара в дверном проеме:

*1 — термомпара вверху дверного проема;
2 — термомпара внизу дверного проема*

Развитие температуры на границе штукатурки и пенополистирола (рис. 3.8) во время пожара является характерной особенностью системы конструкций «Пластбау». В этом месте температура уже на 8–15-й мин от начала пожара достигает 90 °С, на 25-й мин наблюдается скачок температуры до 180 °С, также на 120-й мин — до 190 °С.

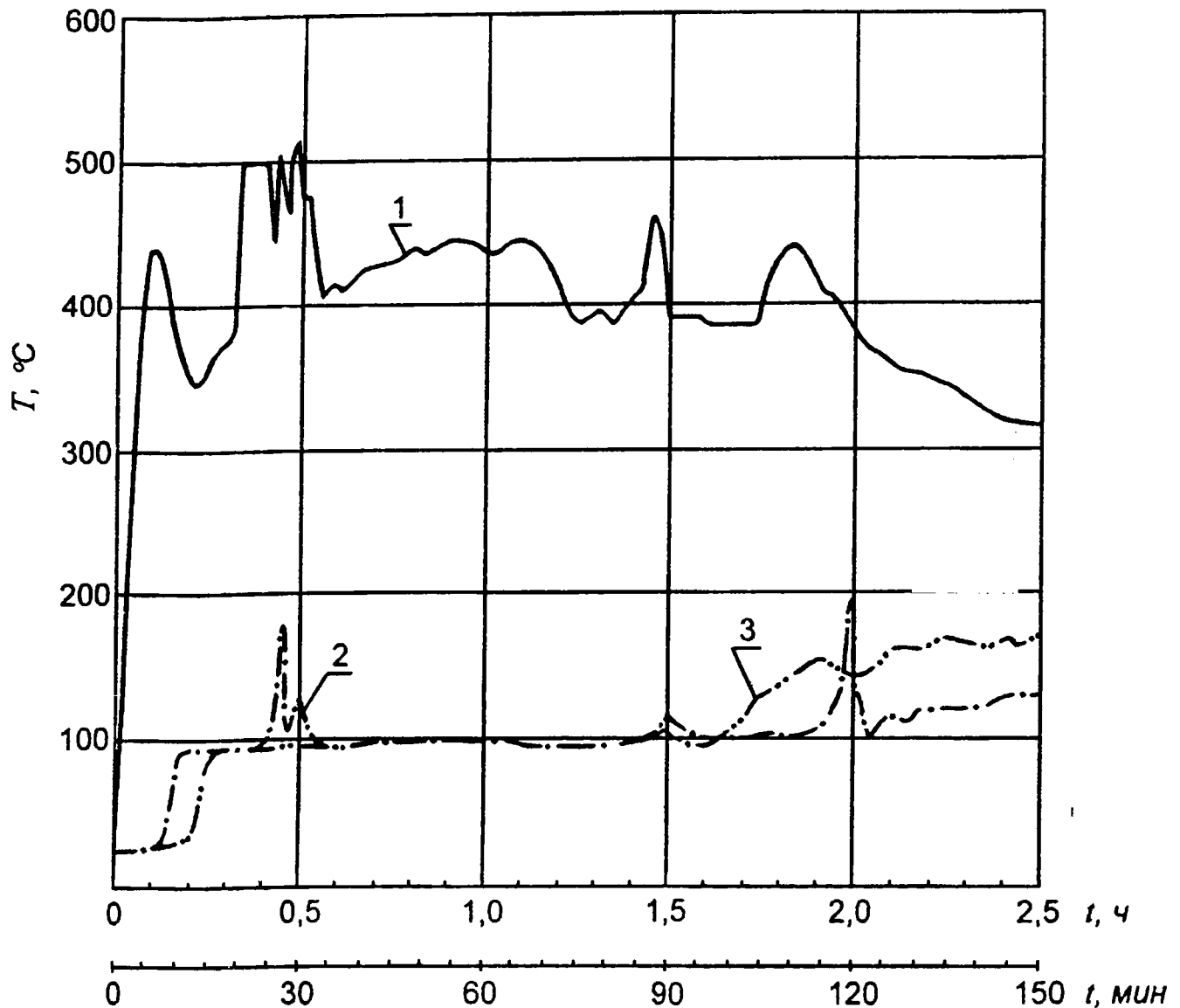


Рис. 3.8. Развитие температуры во времени:

*1 – на поверхности потолка в центре комнаты очага пожара;
2; 3 – в граничном слое между штукатуркой
и пенополистиролом*

В то же время температура на поверхности потолка достигает 437 °С за 7 мин от начала пожара и далее растет до 500–520 °С через 20–30 мин от начала пожара. В период от 33-й до 120-й мин она остается в пределах 375–447 °С.

Всплеск более высокой (280 °С) температуры наблюдается в граничном слое в стене комнаты очага пожара со стороны огневого воздействия (рис. 3.9) на 30-й мин от начала пожара. Но при этом развитие температуры в этом месте происходило не так быстро, как в случае прогрева пе-

рекрытия. После 30 мин температура в граничном слое резко упала до 90–100 °С. До 85-й мин она оставалась на уровне 109–110 °С, после чего наблюдался интенсивный рост температуры до 270 °С к 125-й мин от начала пожара.

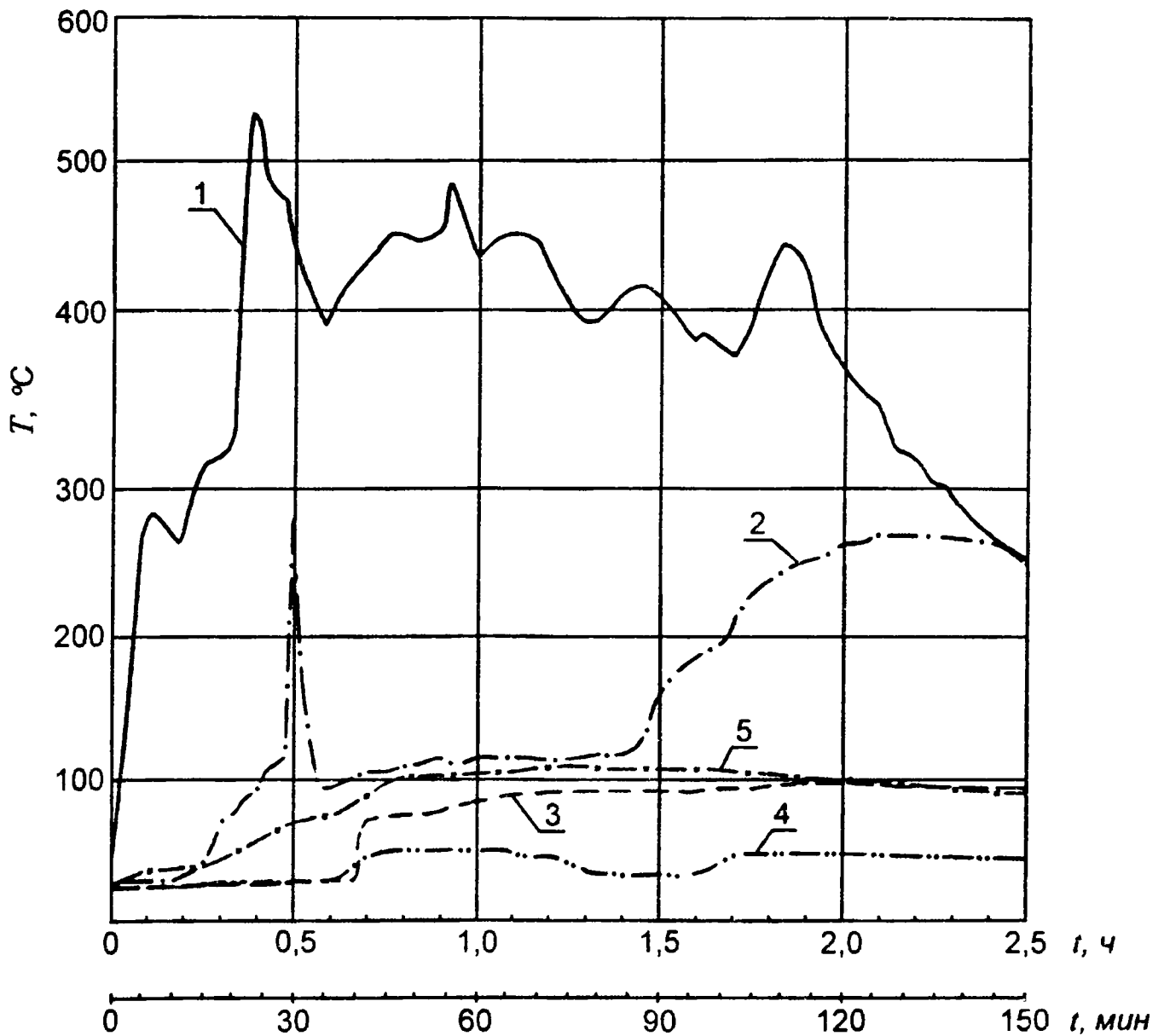


Рис. 3.9. Развитие температуры во времени:

1 — в центре стены комнаты очага пожара, на поверхности стены со стороны воздействия огня; 2 — в граничном слое со стороны воздействия огня; 3 — на поверхности колонны со стороны смежной комнаты; 4 — в граничном слое со стороны смежной комнаты; 5 — на поверхности стены смежной комнаты

Аналогичное развитие температуры во времени в граничном слое отмечается и в другой стене очага пожара.

Для того чтобы разобраться в наблюдаемых процессах в граничном слое, необходимо иметь более подробные сведения о пенополистироле (в немецких стандартах он называется “стиропор”). Основное, что важно в этом вопросе, – это высокое сопротивление пенополистирола диффузии водяных паров.

Кроме того, следует обратить внимание на то, что пенополистирол теряет форму при кратковременном тепловом воздействии при 100 °С и имеет объемное водопоглощение 2–5 %.

Напомним также, что изменение формы любого материала, а также его плавление происходит с поглощением тепла, а не с его выделением.

Сделаем попытку представить одну из предполагаемых версий наблюдаемых физических процессов в граничном слое при пожаре.

Быстрый подъем температуры в очаге пожара (первые 7 мин) приводит к появлению мощного потока тепла, который интенсивно воздействует на окружающие конструкции.

Температура на поверхности, например, потолка достигает 437 °С. В этот момент внутри штукатурки при температуре 100 °С и более формируется фронт избыточного давления парогазовой смеси. В структуре штукатурки возникает нерелаксируемый градиент давления, который является основным потенциалом, вызывающим перемещение массы в виде водяного пара как в среду комнаты, где происходит горение, так и к границе штукатурного раствора и пенополистирола. На поверхности последнего он конденсируется. Пенополистирол не может впитать эту дополнительную воду, так как открытые его поры составляют 2–5 %

от объема. Горячий пар (90 °С) в этом месте приводит к потере пенополистиролом формы (возможно, с частичным его “оплавлением”). Пенополистирол локально становится более плотным, не пропускающим ни влаги, ни паров воды. В дальнейшем в результате интенсивного подвода тепла из очага пожара давление пара в граничном слое резко повышается, пар перегревается, естественно, повышается и температура (резкий скачок температуры). При повышении давления “оплавившаяся” пленка пенополистирола разрушается, давление резко падает. Возможно и другое объяснение физического процесса релаксации давления: локальное давление падает за счет появления по толщине или протяженности зазора между штукатуркой и пенополистиролом.

Напомним, что наблюдаемые в эксперименте отколы штукатурки свидетельствуют о наличии в ней градиента давления водяных паров. Причем это давление должно быть не менее 15–30 ати.

В нашем случае (рассматриваемые скачки температур в граничном слое), если пар находится на линии насыщения, его давление при температуре 170 °С равно 7,26 ати, 190 °С – 12,04 ати, 280 °С – 65 ати.

Пенополистирол в момент повышения температуры (особенно до 280 °С) может разрушаться с образованием вследствие этого продуктов его разложения. Но процесс деструкции очень кратковременен и, возможно, приводит к разложению небольшого количества пенополистирола.

Увеличение температуры в граничном слое на стадии затухающего пожара до 262–270 °С (после 90 мин от начала пожара), естественно, приводит к интенсивной температурной деструкции пенополистирола с выделением всей гаммы продуктов его разложения.

Версия о том, что температурные скачки в граничном слое связаны с попаданием на спай термопар капель расплавленного пенополистирола, по мнению автора, не является достаточно корректной. Во-первых, если пенополистирол начал плавиться при 100 °С, то температура выше 100 °С должна была бы поддерживаться более длительное время. Во-вторых, термопары достаточно устойчиво работают и в расплавах.

После появления скачков температур в граничном слое температура во времени в этом месте вновь стабилизируется в районе 100 °С. Это свидетельствует о затратах тепла на испарение влаги и потерю формы пенополистиролом в этом слое.

Достаточно быстрый прогрев штукатурки до 100 °С (за 7–12 мин от начала пожара), например, в перекрытии над очагом пожара, свидетельствует о том, что в это время имеется достаточно мощный тепловой поток от горения пожарной нагрузки.

В связи с нелинейностью распределения температуры t по толщине штукатурки x (как правило, это парабола) и применением пенополистирола как очень эффективного теплоизолятора можно сделать предварительный прогноз о влиянии толщины штукатурки на прогрев пенополистирола в граничном слое во время пожара.

Если использовать для описания распределения температуры по толщине штукатурки зависимость $t =$

$$= t_1 \left(1 - \frac{t_2}{t_1} x \right)^{2/3},$$

то решение уравнения Фурье позволяет дать

оценку влияния толщины штукатурки на время прогрева пограничного слоя до 100 °С. Расчеты показали, что при уменьшении толщины штукатурки с 40 до 20 мм время про-

грева снижается на 33 % (т. е. с 9,3 до 7 мин), при уменьшении с 40 до 15 мм – на 70 % и т. д.

В то же время увеличение толщины штукатурки приводит к повышению давления паров воды в ее структуре и, следовательно, к большей вероятности ее откола и обнажения пенополистирола во время пожара, а уменьшение – к экономии материалов и трудозатрат.

Определение рациональной толщины штукатурки для защиты пенополистирола от воздействия огня требует детальной теоретической проработки и экспериментального подтверждения.

Очевидно, что для системы “Пластбау” имеется оптимальная толщина огнезащитного слоя штукатурки для пенополистирола в зависимости от вида применяемого для защиты материала. *При этом наибольшее значение для конструкций системы “Пластбау” имеет сохранение целостности защиты штукатурки при воздействии огня во время пожара.*

Вернемся к анализу замеренных температур в боковых стенах помещения очага пожара. При наличии относительно высоких температур на поверхности стен (495–537 °С) температура на поверхности колонн со стороны очага пожара была ниже 100 °С.

Температура поверхности колонн со стороны смежных с очагом пожара помещений за все время эксперимента также была не более 100 °С. Из этого можно сделать следующий вывод.

Для системы “Пластбау” предел огнестойкости по обрушению стен в реальных условиях пожара будет более 2,5 ч, и его нет необходимости проверять ни теоретически, ни экспериментально, так как несущая способность бетон-

ных и железобетонных колонн осталась во время всего эксперимента такой же, как в нормальных условиях эксплуатации.

В целом, анализируя развитие температуры во фрагменте [16, 20] во время экспериментальных исследований, следует отметить, что наблюдались закономерные процессы в соответствии с тепломассопереносом, зависящие от большого количества факторов. К ним в первую очередь следует отнести количество тепла, выделяющегося в очаге пожара от горения пожарной нагрузки, конфигурацию фрагмента, его объем, планировку, фильтрацию холодного воздуха через входную дверь фрагмента и т. д. Кроме того, на развитие температурных полей оказывало влияние конструктивное решение фрагмента.

Отсутствие высоких температур в помещениях фрагмента (кроме очага пожара) и на путях эвакуации в первые 25 мин от начала эксперимента позволяет говорить о возможности достаточно безопасной эвакуации людей во время пожара. В дальнейшем наибольшие температуры воздуха были в помещениях 2-го этажа, смежных с очагом пожара. Этому способствовали открытые на 1/3 двери в эти помещения.

Следует отметить, что постоянство температур (25 °С) в помещениях 1-го этажа за 2,5 ч пожара в какой-то степени подтверждает большую сопротивляемость конструкций “Пластбау” (перекрытий) теплопередаче во время пожара.

Относительно небольшая температура на границе штукатурки и пенополистирола в перекрытии со стороны огневого воздействия за время эксперимента (не более 200 °С) свидетельствует о том, что это перекрытие имеет значительный предел огнестойкости по обрушению. Анализ изменения температурного режима при огневых испытаниях в зданиях

с конструкциями, в состав которых входит пенополистирол, позволяет сделать следующие практические выводы.

Пенополистирол, входящий в состав строительных конструкций, как несущих, так и ненесущих, и хорошо защищенный от теплового воздействия, практически не влияет на температурный и тепловой режимы пожара.

Массообменные процессы могут повлиять на условия эвакуации людей: величину оптической плотности среды, наличие тех или иных продуктов термического разложения пенополистирола.

Замеры оптической плотности дыма во время эксперимента выполнялись по специальной методике. В дальнейшем делался пересчет оптической плотности на видимость.

Видимость во время испытаний вдоль площадки лестничной клетки и коридора во многом зависела от того, что дверь комнаты, где был очаг пожара, с самого начала эксперимента была открыта на $1/3$.

Замеры плотности дыма (видимости) показали, что вдоль коридора и лестничной клетки 2-го этажа на высоте 1500 мм от уровня пола начальная видимость составляла более 1000 м, а уже через 1 мин 8 с от начала эксперимента она уменьшилась до 7,5 м, через 1 мин 38 с стала меньше 6 м. Такая видимость сохранилась на все остальное время эксперимента.

Визуальные наблюдения в процессе эксперимента с лестничной площадки 2-го этажа показали, что до очага пожара коридор 2-го этажа хорошо просматривался. В коридоре и на лестничной площадке отмечались по высоте две зоны. Одна зона высотой примерно 1200 мм от уровня пола практически была прозрачной и не содержала горячих газов и паров воды. Выше 1200 мм располагалась зона горячих

газов и паров воды (аэрозоль). Через эту “мутную” зону различались контуры коридора и пламя, выбивавшееся из очага пожара через дверной проем. Фактически коридор был освещен пламенем.

Вдоль коридора и лестничной площадки третьего этажа видимость составляла: через 1 мин 8 с – 72 м; через 1 мин 38 с – 21 м; 2 мин 43 с – 8,7 м; 3 мин 16 с – 6,4 м; 4 мин 37 с и далее – менее 6 м.

В комнате над очагом пожара: через 1 мин 8 с – 735 м; 1 мин 38 с – 78,2 м; 2 мин 43 с – 39,6 м; 3 мин 16 с – 17,6 м; 4 мин 37 с – 8,57 м; 5 мин 20 с – 5,85 м; 6 мин 10 с – 3,8 м; 8 мин – 3 м; 9 мин – 3,8 м; 12 мин – 4,6 м; 20 мин – 2,1 м. Далее видимость в этой комнате 3-го этажа сохранилась на уровне 2,8–3,6 м до 1 ч 40 мин от начала эксперимента.

На видимость во время эксперимента большое влияние оказали пары воды, создав вместе с частицами газа “мутную” среду. Необходимая видимость при пожаре, естественно, зависит и от планировки здания.

В данном эксперименте определялась интегральная видимость вдоль коридора и лестничной площадки, а также локальная под потолком комнаты 3-го этажа (над комнатой очага пожара).

В то же время по визуальным наблюдениям локальная видимость в лестничной клетке (1-го, 2-го и 3-го этажей) была достаточной для эвакуации в течение всего эксперимента: видны были стены, марши и ступени. Наихудшая видимость была в конце коридора, примыкающего к торцовой глухой стене фрагмента. Очевидно, плохая локальная видимость в этой части фрагмента оказала влияние на замеры интегральной видимости. На видимость также большое влияние оказывает состояние проемов (закрытые или открытые двери и окна).

Безусловно, главной задачей крупномасштабного очагового эксперимента было определение состава газа и влияния на него пенополистирола, находящегося в конструкциях.

Приведем имеющиеся в литературе некоторые общие сведения о полистироле и пенополистироле, которые более ясно позволяют понять процессы термической деструкции пенополистирола при пожаре.

Полистирол – продукт полимеризации стирола (винилбензол, фенилэтилен), термопластичный полимер преимущественно линейного строения, деформационная теплоустойчивость 78–80 °С – при нагрузке 1,85 МН · м⁻²; 100 °С – без нагрузки; диэлектрик, плавится при 237 °С. Термическая деструкция полистирола протекает с заметной скоростью при температуре выше 260 °С, термоокислительная деструкция начинается около 200 °С. Процессы деструкции до 237 °С сопровождаются выделением мономера и пожелтением полистирола. В связи с этим в литературе по термической деструкции полистирола рассматриваются в основном процессы его разложения на целый ряд химических соединений при температуре 260 °С и выше. В то же время небольшая механическая деструкция полистирола в присутствии следов кислорода может происходить уже при 160 °С.

Полистирол безвреден и широко используется как упаковочный материал в пищевой промышленности; при этом содержание остаточного мономера не должно превышать 0,1 % (масс.). Для других областей применения, очевидно, включая строительство, мономера в полистироле должно быть не более 0,5–0,7 %.

При одном из методов получения полистирола (непрерывный) температуру процесса повышают постепенно

до 180–230 °С. При температуре 230 °С полимер выгружают в расплавленном состоянии. Деполимеризация полистирола при температуре ниже 250 °С протекает очень медленно. По данным работы [22], ход реакции разложения в значительной степени зависит от температуры. Ниже 340 °С образуются только небольшие количества летучего продукта (очевидно, в основном стирола, так как его температура кипения 145,2 °С), но происходит быстрое уменьшение молекулярного веса нелетучего остатка. Выделение летучих продуктов и уменьшение молекулярного веса прекращаются после уменьшения массы полимера всего лишь на несколько процентов. При более высоких температурах распад до полного разложения полимера протекает по несколько иному механизму: увеличение количества летучих компонентов зависит от времени нагрева полистирола; например, за 40 мин количество летучих увеличивается в 2 раза.

Следы кислорода, присутствующие в полимеризующемся стироле, могут привести к образованию сополимера перекисной структуры, причем менее термостойкой. Гидроперекисные связи при распаде полистирола могут привести к образованию воды [23].

Для получения стирола с повышенной термостойкостью используют сополимеризацию стирола, например, с акрилонитрилом или фумаронитрилом.

При производстве пенополистирола применяют газообразователи, как правило, из различных органических соединений, разлагающихся при нагревании. Например, динитрил азо-бис-изомасляной кислоты (порофор 4×3-57), диазоаминобензол (ДАБ) и другие [24]. Эти газообразователи разлагаются при производстве пенополистирола при температурах 90–180 °С с обильным выделением газа.

Пенополистирол отечественный плотностью $20\text{--}40 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-3}$ имеет водопоглощение через одни сутки $1\text{--}2,4 \%$ (об.), а через 28 суток $7,7\text{--}15,9 \%$ (об.), очень низкую паропроницаемость, большую объемную усадку при длительном действии (более 30 мин) температур $95\text{--}100 \text{ }^\circ\text{C}$ (усадка составляет $20\text{--}50 \%$), при кратковременном (в течение 30 мин) нагревании пенополистирола до $100 \text{ }^\circ\text{C}$ почти не происходит объемной усадки, при дальнейшем повышении температуры объемная усадка резко возрастает, а при $180\text{--}200 \text{ }^\circ\text{C}$ образцы из пенополистирола плавятся [24].

Самозатухающий пенополистирол ПСБ-С не загорается от пламени спички и электрических искр. При мощном постоянном источнике тепла наблюдается каплеобразование, горение расплавленного полистирола в источнике тепла, обильное выделение дыма. По зарубежным данным, пенополистирол при нагреве выше $300 \text{ }^\circ\text{C}$ выделяет меньше опасных продуктов горения, чем древесина, древесностружечные плиты, пробка (если сравнение производится по объему материала). Основным опасным для здоровья людей компонентом, выделяющимся из пенополистирола при разложении, является оксид углерода. Пенополистирол характеризуется высокими диэлектрическими свойствами.

Следует еще отметить (так как в процессе эксперимента контролировалась взрываемость продуктов разложения пенополистирола), что взрыв может повлечь за собой выход стирола и других углеводородов при их объемной концентрации в воздухе более $1,1\text{--}6,1 \%$, но при отсутствии паро-воздушной смеси.

Имеющиеся литературные данные позволяют сделать следующие основные предварительные выводы, связанные с огневыми испытаниями фрагмента, что в общем будет

удовлетворительно соответствовать и условиям “реальных” пожаров:

- начиная со 100 °С в пенополистироле может происходить большая объемная усадка (50 % и более); при 100 °С усадка протекает достаточно медленно во времени, при более высоких температурах скорость усадочных деформаций увеличивается в несколько раз;

- при нагреве пенополистирола до 230–240 °С в основном происходит деполимеризация его основного компонента – полистирола с выделением стирола. Но, учитывая, что для придания пенополистиролу более высоких термических свойств исходный полистирол может быть изготовлен с использованием добавок (сополимеризация), совместно со стиролом могут выделяться из пенополистирола сопутствующие стиролу органические соединения;

- при нагреве пенополистирола при более высоких температурах, начиная с 240–300 °С, происходит интенсивная термодеструкция полистирола с выделением в основном стирола, окиси углерода, галогенных соединений и бензола;

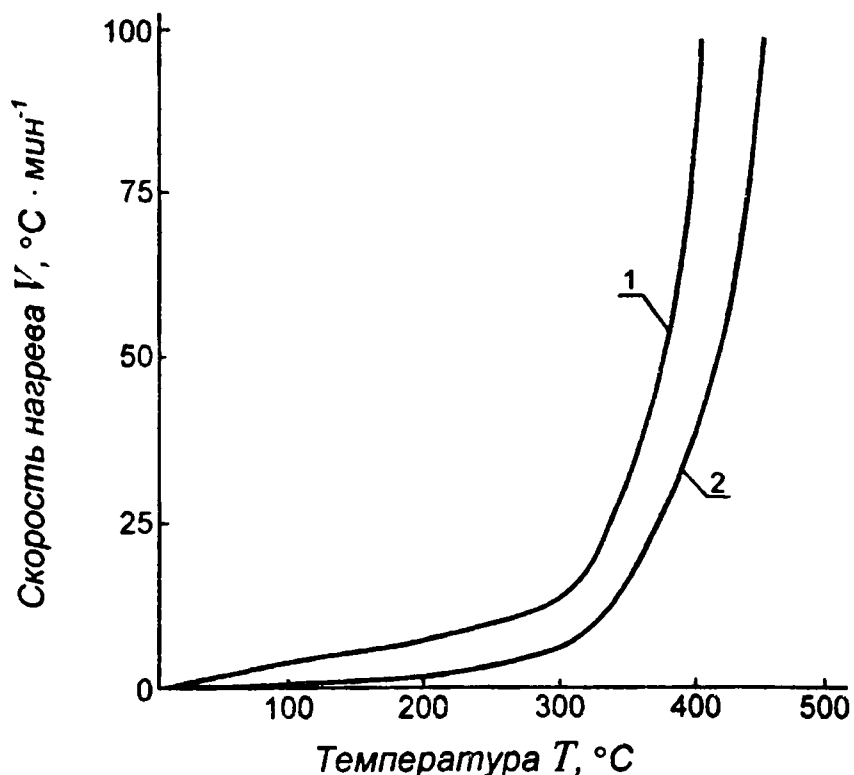
- пенополистирол может поглощать относительно большое количество воды из бетона в течение 28 суток; это количество различно для отечественного и зарубежного полистирола; кроме того, полистирол может выделять воду при деполимеризации или термической деструкции.

Общий характер процесса термической деструкции пенополистирола подтверждает данные термогравиметрического анализа пенополистирола (рис. 3.10).

Из этих данных следует, что потеря массы пенополистирола при его нагреве до 100 °С не превышает 1–6 %, при 200 °С – 3–7 %, а начиная с 300 °С резко возрастает, при 400 °С – составляет 40–94 %.

Рис. 3.10. Результаты термогравиметрического анализа пенополистирола:

- 1 – скорость нагрева
 $2,5\text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{мин}^{-1}$;
 2 – скорость нагрева
 $20\text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{мин}^{-1}$



Потеря массы пенополистирола, по приведенным данным, по нашему мнению, несколько занижена при температурах менее $300\text{ }^{\circ}\text{C}$, так как при использованной навеске (50 мг), возможно, необходимо было время для ее прогрева.

Замеры количественного содержания компонентов газовой среды для условий огневых испытаний приведены в табл. 3.3.

Наиболее опасным для жизни человека компонентом при пожаре является оксид углерода. Воздействие на человека $0,15\%$ CO, содержащегося в воздухе или газах, в течение 1 ч или $0,05\%$ в течение 3 ч опасно для жизни. Воздействие $0,4\%$ CO за период менее одного часа фатально для человека. При содержании в среде $1,3\%$ CO человек теряет сознание после 2–3 глотков воздуха или газа и умирает через несколько минут.

Предельное содержание оксида углерода в среде помещений во время эвакуации людей при пожаре составляет $0,15\text{--}0,20\%$. При этом следует отметить, что для условий пожара нормируется только содержание в газах или воздухе CO, CO₂ и O₂.

Таблица 3.3

**Состав продуктов газовой среды в различных точках фрагмента
в процессе огневых испытаний (проба № 1 – в очаге пожара, № 2 – в перекрытии над очагом пожара,
№ 3 – в комнате над очагом пожара)**

Компонент	Номер пробы														
	1.1	1.2	1.3	1.4	1.5	1.6	1.7	2.1	2.2	2.3	2.4	3.1	3.2	3.3	3.4
	Время от начала эксперимента, мин														
	14	16	28	33	57	68	86	20	27	41	70	21	41	56	72
O ₂ , %	1,44	0,72	0,72	0,72	0,72	0,72	0,72	0,24	0,72	0,72	0,72	0,22	0,66	0,66	0,66
CO ₂ , %	1,02	0,64	0,74	0,98	1,28	1,28	0,84	0,23	0,51	0,96	0,96	0,66	0,90	0,99	0,99
CO, ppm	364	180	216	192	264	264	180	36	115	228	244	77	118	180	250
Пары H ₂ O, %	13,2	18	18	18	18	18	25	12	17	24	28	12	14	17	24
Зола, г · м ⁻³	1,2	1,6	1,4	1,4	1,3	1,6	1,9	0,20	0,51	0,83	1,2	0,20	0,52	0,89	1,4
CH ₄ , ppm	110	90	80	60	40	45	20	30	38	38	40	30	45	45	50
N ₂ O, ppm	3,0	3,5	4,0	4,5	5,0	5,3	5,5	1,0	1,0	2,0	3,0	2,0	3,0	3,5	5,0
C ₂ H ₂ , ppm	34	30	28	33	15	10	10	10	15	15	15	13	15	15	17
C ₂ H ₄ , ppm	25	30	45	20	89	110	110	25	38	66	140	10	10	55	84
C ₂ H ₆ , ppm	10	10	25	57	70	70	70	10	38	52	94	5	5	15	25
C ₃ H ₆ , ppm	35	45	40	35	20	10	10	5	10	20	20	10	22	28	25
CH ₃ OH, ppm	110	120	180	140	80	60	10	20	35	40	70	80	80	40	30
C ₂ H ₄ O, ppm	25	25	20	15	10	10	10	10	10	10	10	10	10	10	10
C ₄ H ₆ , ppm	30	35	30	15	10	10	10	5	5	5	5	5	5	5	5
C ₄ H ₈ O, ppm	15	15	15	10	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5
C ₃ H ₆ O, ppm	55	70	130	80	60	30	10	10	30	55	50	10	25	45	30
Циклопента- диен, ppm	145	159	88	64	38	30	10	10	35	80	160	28	45	60	42

Окончание табл. 3.3

Компонент	Номер пробы														
	1.1	1.2	1.3	1.4	1.5	1.6	1.7	2.1	2.2	2.3	2.4	3.1	3.2	3.3	3.4
	Время от начала эксперимента, мин														
	14	16	28	33	57	68	86	20	27	41	70	21	41	56	72
C_6H_6 , ppm	260	280	220	200	220	290	340	155	240	330	360	110	190	260	340
$C_6H_5CH_3$, ppm	110	130	150	240	200	280	280	180	220	280	320	98	110	280	380
$C_6H_4(CH_3)_2$, ppm	140	160	190	220	200	360	330	190	260	350	410	110	140	280	340
Стирол, ppm	80	110	180	260	380	550	580	280	340	560	710	80	160	420	580
Бензоль-дегид, ppm	50	66	80	130	180	290	310	160	210	350	390	85	130	280	360

П р и м е ч а н и е. 10^4 ppm = 1 %; CH_4 – метан; C_2H_2 – ацетилен; C_2H_4 – этилен; C_2H_6 – этан; C_3H_6 – пропилен; CH_3OH – метиловый спирт (метанол, карбинол); C_2H_3O – уксусный альдегид (ацетальдегид); C_4H_6 – бутадиен 1,3 (дивинил, эритрен); C_4H_7O – бугановый альдегид; C_3H_6O – ацетон (диметилкетон, пропанол); C_6H_6 – бензол; $C_6H_5CH_3$ – метилбензол (толуол); $C_6H_4(CH_3)_2$ – диметилбензол (ксилол); $C_6H_5C(O)H$ – бензальдегид (бензойный альдегид).

В нашем случае наибольшее содержание СО за первые 21–28 мин в среде очага пожара было 0,0364 %, перекрытия – 0,015 % и контрольной комнаты – 0,0077 %, т. е. значительно меньше 0,15 %. В дальнейшем за все время отбора проб содержание СО также было меньше допустимого уровня.

Возможно, что если бы измеряли СО в среде очага пожара до вскрытия окна, то было бы зафиксировано большее содержание оксида углерода. Это, очевидно, относится также к дефициту кислорода и содержанию диоксида углерода.

В комнату над очагом пожара, возможно, через перекрытие, из очага пожара оксид углерода стал фильтроваться не ранее чем через 41 мин от начала пожара.

Менее опасным, чем СО, для жизни человека при пожаре является диоксид углерода. Содержание 1–3 % СО₂ в воздухе вызывает учащение его дыхания, при 5 % СО₂ дыхание становится трудным, 10 % может привести к смерти человека менее чем за 5 мин.

В качестве критерия допустимой концентрации диоксида углерода в среде помещений при пожаре во время эвакуации людей принято 5 %.

За все время огневых испытаний фрагмента здания из конструкций системы “Пластбау” содержание СО₂ в измеряемых точках было не более 1,28 %.

Уменьшение содержания кислорода в атмосфере здания при пожаре может также представлять серьезную угрозу здоровью и жизни человека при его эвакуации. При уменьшении содержания кислорода в газах или воздухе помещений здания при пожаре с 21 % (обычное содержание кислорода в атмосфере воздуха) до 15 % у человека наблюдается сокращение ткани кожи (так называемое состояние апохiа). При снижении содержания кислорода до 14–10 %

человек начинает плохо соображать, быстро устает, а при 10–6 % O_2 теряет сознание, но легко может быть приведен в нормальное состояние на свежем воздухе.

Критическое нормируемое значение содержания кислорода в атмосфере внутри здания при пожаре составляет 15 %.

В нашем случае наибольший дефицит кислорода в очаге пожара был равен 1,44 %, а в комнате под очагом пожара – 0,66 %.

При анализе количественного состава компонентов среды во фрагменте при огневых испытаниях следует обратить внимание на содержание в ней очень большого количества паров воды.

Смесь газа и воздуха (золь) во фрагменте, естественно, содержала: в очаге пожара – $1,6 \text{ г} \cdot \text{м}^{-3}$, в перекрытии – $0,51 \text{ г} \cdot \text{м}^{-3}$, в комнате над очагом – $0,2 \text{ г} \cdot \text{м}^{-3}$ на 16–21-й мин от начала эксперимента. Далее количество золя увеличивалось в изучаемой среде во всех точках замера.

Из органических соединений, как и следовало ожидать, в атмосфере помещений фрагмента на 70–86-й мин от начала пожара наибольшее количество было стирола: в очаге пожара – 0,0580 %, в перекрытии – 0,0710 % и в комнате над очагом – 0,0360 %. В начальной стадии эксперимента (на 21–27-й мин) стирола было соответственно 0,0180; 0,0340 и 0,0080 %.

Рассмотрим, какое содержание стирола в среде фрагмента во время эвакуации (за 10–15 мин от начала эксперимента) можно принять безопасным для жизни людей.

По данным работы [25], вдыхание человеком газов стирола при их концентрации в воздухе до $2 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ (0,155 %) в течение 10 мин вызывает легкое раздражение в горле, а в дальнейшем – сонливость. При $3,4 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ – немедленное

раздражение слизистых оболочек глаз, носа, горла, металлический привкус, апатию, сонливость.

Белые мыши гибнут при концентрации паров стирола в воздухе, равной $10 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ и более.

Если принять допустимую концентрацию стирола при пожаре 0,155 %, то замеренная его максимальная концентрация во фрагменте была в 2,67 раза, а в комнате над очагом за 21–27 мин от начала пожара в 19,4 раза, меньше допустимой.

Следующим по количественному содержанию во фрагменте компонентом среды после стирола был ксилол (диметилбензол). Его наибольшее содержание было в среде перекрытия на 70-й мин и составляло 0,0410 %. На 21–28-й мин содержание ксилола составляло: в очаге пожара – 0,0190; в перекрытии – 0,0260 и в комнате над очагом – 0,0110 %.

Концентрация ксилола в воздухе $0,87 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ в течение 3–5 мин вызывает у человека только раздражение слизистой глаз, носа и горла.

При вдыхании воздуха, содержащего $10 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ и более ксилола, в течение 55 дней почти все животные (мыши, кролики, кошки) погибают [25].

Даже максимальное количество ксилола во фрагменте в течение 86 мин было значительно меньше $0,87 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ (0,0674 %).

Концентрация толуола в среде фрагмента здания составляла: за 72 мин максимальная – 0,0380 %, максимальная за 21 мин в комнате под очагом – 0,0110 %.

По данным работы [25], толуол с концентрацией в воздухе $0,15 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ вызывает раздражение глаз и горла у людей в течение 3–5 мин, а при экспозиции 8 ч – легкое нарушение координации движений и изменение времени реакции. При $1,3$ и $1,5 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ и том же сроке действия – жалобы

на слабость, головную боль, тошноту, бессонницу. При $2,25 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ уже к концу третьего часа – умственная скованность, головная боль, головокружение, тошнота и опьянение.

У крыс многодневные отравления толуолом при его концентрациях в воздухе $0,75\text{--}8 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ не вызывали существенных изменений в крови и костном мозге.

Если принять предельную концентрацию толуола в среде здания при пожаре $1,3 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ ($0,1008 \%$), то можно сделать вывод, что замеренные во время испытания концентрации содержания толуола в среде фрагмента являются безопасными для людей.

По данным работы [25], наркотические и смертельные концентрации для белых мышей при двухчасовом воздействии: толуола – $10\text{--}30 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$, бензола – $15\text{--}45 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$, ксилола (смесь изомеров) – $15\text{--}50 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$.

Концентрация бензола в среде фрагмента во время испытаний составляла: максимальная за $21\text{--}28$ мин – $0,0240 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$.

Пребывание человека в течение 20 мин в воздухе с содержанием бензола более $10\text{--}15 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ становится небезопасным [25]. Концентрация бензола при огневых испытаниях в комнате над очагом на 21 -й мин составляла $0,0110 \%$ ($0,14 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$), что значительно меньше концентрации, допустимой для человека при пожаре.

Содержание ацетона в среде фрагмента во время испытания (за 72 мин) в комнате над очагом было не более $0,0030 \%$ ($0,0387 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$).

При вдыхании человеком воздуха с содержанием $1,2 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ ацетона в течение $3\text{--}5$ мин у него раздражаются слизистые оболочки глаз, носа и горла.

Смерть животных (белых мышей) наступает при концентрации в воздухе $150 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ ацетона после двухчасовой

экспозиции, наркологическое действие (боковое положение) – при $40 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$.

Можно принять допустимую концентрацию ацетона во фрагменте здания во время испытаний $1,2 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ (0,0930 %).

Концентрация циклопентадиена в воздухе, изменяющая у крыс порог нервно-мышечной возбудимости при однократном вдыхании, – $0,8 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$. Десятикратное вдыхание крысами по 6 ч в день воздуха, содержащего $1,35 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$, сопровождается раздражением слизистых оболочек, одышкой, сонливостью или возбуждением, частичной гибелью; концентрация $0,54 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ переносится без изменения физиологических данных. У человека концентрация $0,016\text{--}0,023 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ вызывает неприятный вкус во рту и головную боль.

Концентрация циклопентадиена в комнате над очагом была на 21-й мин испытаний 0,0028 % ($0,036 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$), а на 56-й мин – 0,0060 % ($0,0774 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$).

Концентрация бензальдегида в воздухе комнаты над очагом на 21-й мин от начала эксперимента была 0,0085 %, а на 72-й мин – 0,0360 %.

По данным работы [25], при вдыхании белыми мышами в течение 2 ч воздуха с бензальдегидом насыщенной концентрации (10–15 %) приводит к тому, что они впадают в состояние наркоза (боковое положение), отдельные мышцы погибают.

У человека наблюдается легкое раздражение слизистой оболочки при первом вдохе воздуха с концентрацией $0,1 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ бензальдегида.

Ацетилен при его концентрации в воздухе 20 % и более у животных вызывает рвоту, затруднение дыхания и в дальнейшем – смерть.

На человека ацетилен в смеси с кислородом оказывает наркотическое действие [25].

По данным огневых испытаний, ацетилена в атмосфере контрольной комнаты было не более 0,0013–0,0017 %, что значительно меньше, чем ПДК для производственных помещений (0,0388 %).

Метан, этилен, пропилен, этан имеют очень высокие критерии как по воздействию на человека, так и на животных [25].

Например, вдыхание смеси метана с 6 % кислорода у белых крыс вызывает возбуждение, учащение дыхания, а через 1–2 ч – боковое положение, судороги и смерть. В то же время они безболезненно переносят смесь метана с воздухом в пропорции 1:1 в течение 20–40 мин.

У человека серьезные расстройства могут появляться при содержании метана в воздухе 25–30 % и выше. Человек может в течение 3 ч дышать без последствий смесью метана 60 %, кислорода 21 % и азота 14 %.

Этилен концентрации $350 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ в смеси с воздухом оказывает на мышей за 2 ч только наркотическое действие.

Человек может выдержать в течение 2 ч содержание 25–30 % этилена в воздухе.

Наркотическая концентрация пропилена в воздухе составляет для животных 40–50 %; вдыхание воздуха с его концентрацией $10 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ по 6 ч в день 3,5 месяца не вызывает никаких побочных эффектов.

Человек в течение 30 мин может выдержать концентрацию пропилена в воздухе 5–10 %.

Содержание этана в воздухе в количестве $40\text{--}50 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ (3,1–3,87 %) действует на животных и человека наркотически.

Учитывая приведенные критические концентрации метана, этилена, пропилена и этана, содержание этих газов в среде фрагмента при огневых испытаниях является ни-

чтожно малым и не оказывает влияния на здоровье и жизнь человека при его эвакуации во время пожара.

Ацетальдегид в концентрации $0,5 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ в воздухе в течение 7 ч не оказывает влияния на животных; при концентрации $2 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ вызывает у них сильное раздражение, а при $20 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ и более – смерть за 1–2 ч.

Человек при концентрациях ацетальдегида в воздухе $0,1\text{--}0,4 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ и длительном воздействии испытывает легкое раздражение слизистых оболочек. При больших концентрациях у него учащается пульс; при высоких ($5\text{--}10 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$) – появляются удушье, резкий кашель, головные боли, бронхиты.

Содержание ацетальдегида в среде фрагмента во время огневых испытаний было незначительным: в комнате над очагом – $0,0010 \%$.

Бутадиен вызывает смерть белых мышей при концентрации $259 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$, а сдвиги в функциональном состоянии нервной системы происходят при концентрации $8,2\text{--}12,5 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$.

Человек после 5 мин вдыхания воздуха, содержащего 1% бутадиена, испытывает сухость во рту и учащение пульса. При содержании в воздухе $4,4 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ у него нет физиологических отклонений от нормы, если он находится 8 ч в этой среде.

Содержание бутадиена в комнате над очагом во время огневых испытаний было ничтожно малым ($0,0005 \%$).

Бутановый альдегид является неустойчивым химическим соединением и нетоксичным.

При двухчасовой экспозиции белых мышей в воздухе с содержанием $120 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ метанола мыши заняли “боковую позицию” (наркотическое действие), но они могут погибнуть в дальнейшем даже после двухчасовой экспозиции в среде с $50\text{--}60 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ метанола. При $1,3 \text{ мг} \cdot \text{л}^{-1}$ и более часть мышей погибает.

Содержание в среде фрагмента во время испытаний оксида азота не превышает ПДК для производственных помещений.

Замеры содержания O_2 ; CO_2 и CO в среде фрагмента в точках, расположенных в проемах выходов с этажей на лестничную клетку на высоте 1500 мм, показали, что наибольшее количество CO_2 и CO соответственно 0,84 и 0,0326 %.

В табл. 3.4 приведены критерии воздействия рассматриваемых компонентов на белых мышей (наркотическое действие или смерть) в период не менее 2 ч. Эта оценка очень близка к принятой в пожарных исследованиях. В табл. 3.4 приведены также некоторые данные по наиболее допустимым концентрациям компонентов для людей, исходя из тех сведений, которые имеются в справочной литературе.

Таблица 3.4

Максимально замеренные концентрации компонентов среды во фрагменте при огневых испытаниях (через 28 мин в очаге пожара и через 21 и 56–72 мин в комнате над очагом)

Компонент	Максимальное содержание в очаге пожара на 28-й мин, ррт	Максимальное содержание в комнате над очагом, ррт		Полученное по литературным данным максимально допустимое содержание, ррт	
		через 21 мин	через 56–72 мин	по воздействию на человека	по воздействию на животных
Метан	80	30	50	$25 \cdot 10^4$	$50 \cdot 10^4$
Ацетилен	28	13	17	-	$20 \cdot 10^4$
Этилен	45	10	84	$25 \cdot 10^4$	$80 \cdot 10^4$
Этан	25	5	25	-	$3,1 \cdot 10^4$
Пропилен	40	10	28	$10 \cdot 10^4$	$50 \cdot 10^4$
Метанол	180	80	40	-	$3,9 \cdot 10^4$
Ацетальдегид	20	5	5	78	1600
Бутадиен-1, 3	30	5	5	3400	6400
Ацетон	130	10	45	930	31 000
Бензол	220	110	340	780	11 600

Компонент	Максимальное содержание в очаге пожара на 28-й мин, ppm	Максимальное содержание в комнате над очагом, ppm		Полученное по литературным данным максимально допустимое содержание, ppm	
		через 21 мин	через 56–72 мин	по воздействию на человека	по воздействию на животных
Толуол	150	98	380	1000	6200
Ксилол	190	110	340	674	7750
Стирол	180	80	580	2600	7750
Циклопентадиен	88	28	60	178	1050
Бензальдегид	80	85	5	-	$10 \cdot 10^4$

Представляет интерес распределение относительного суммарного содержания углеводородов во времени в очаге пожара, в перекрытии и в комнате над очагом (рис. 3.11).

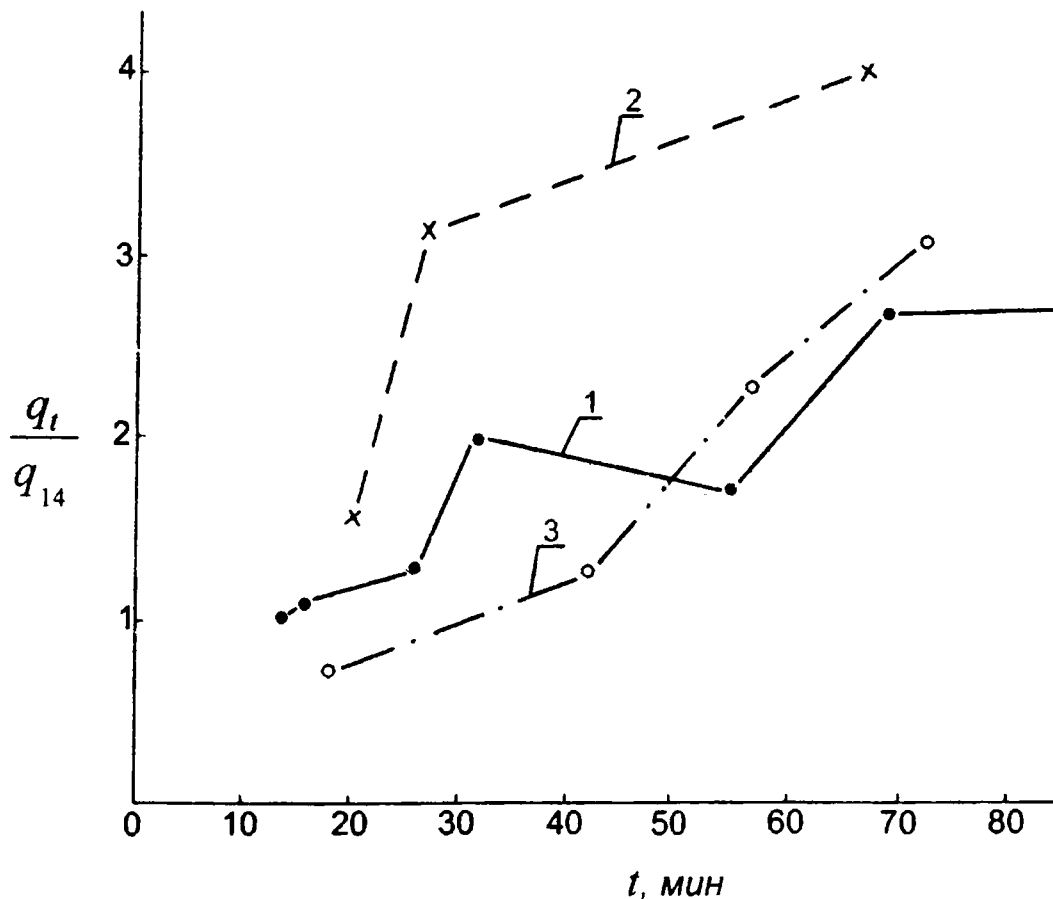


Рис. 3.11. Зависимость относительного содержания тяжелых углеводородов от времени развития пожара:

1 – в очаге пожара; 2 – в перекрытии;
3 – в контрольной комнате

Эти данные показывают, что уже на 18-й мин от начала эксперимента углеводородов было больше в перекрытии, чем в очаге пожара и в комнате над очагом. Значительно возросло их количество на 26-й мин в перекрытии, и они начали фильтроваться в комнату над очагом на 41-й мин.

3.3. Продукты сгорания гревесины

Продукты сгорания горючих веществ и материалов представляют собой в общем случае довольно сложную многокомпонентную гетерогенную систему. Расчет состава и термодинамических функций таких систем является задачей химической термодинамики, которая решается на основе метода термодинамических потенциалов Гиббса с привлечением необходимых данных по свойствам отдельных компонентов [1]. В результате решения рассматриваемой задачи находится состав системы, включая фазовое состояние (или распределение компонентов по фазам), а также термодинамические функции и свойства переноса, соответствующие найденному составу и распределению.

Необходимо отметить, что в основе метода лежит предположение о локальном термодинамическом равновесии. Имеется в виду предположение о том, что хотя в системе в целом протекают необратимые процессы переноса и, следовательно, она не находится в состоянии равновесия, в малой окрестности каждой точки этой системы в каждый момент времени успевает установиться химически и термодинамически равновесный состав. Благодаря значительным скоростям химических и диффузионных процессов при температурах пожара это предположение можно считать достаточно обоснованным. Оно позволяет при расчете состава и термодинамических свойств химически реагирующих систем использовать методы равновесной термодина-

мики, не учитывая конечных скоростей установления термодинамического равновесия в системах.

3.3.1. Состав продуктов сгорания древесины

Состав органической массы древесины разных пород мало отличается друг от друга и может характеризоваться следующими данными: $C^{\circ} \cong 50\%$, $H^{\circ} \cong 6\%$, $O^{\circ} \cong 43\%$, $N^{\circ} \cong 1\%$.

В древесине практически отсутствует сера. Зольность сухой массы древесного топлива незначительна ($A^{\circ} = 1-2\%$). Содержание влаги у растущего дерева колеблется от 40 до 60%. При хранении древесины на воздухе в течение 1,5–2 лет влажность ее снижается до 15–20%.

В пересчете на рабочую массу состав древесины имеет вид: $C^P = 42\%$, $H^P = 5,04\%$, $O^P = 36,12\%$, $N^P = 0,84\%$ при $W^P = 15\%$, $A^P = 1\%$.

В ряде работ приводится состав рабочей массы древесных отходов: $C^P = 25,2\%$, $H^P = 3,02\%$, $O^P = 20,9\%$, $N^P = 0,297\%$ при $W^P = 50\%$, $A^P = 0,5\%$, что соответствует следующему составу в пересчете на органическую массу: $C^{\circ} = 50,9\%$, $H^{\circ} = 6,050\%$, $O^{\circ} = 42,4\%$, $N^{\circ} = 0,6\%$.

Ниже приводятся некоторые результаты расчета состава и свойств продуктов сгорания древесины и древесных отходов. В качестве окислителя используется воздух. Коэффициент избытка окислителя α принимается равным 1 при сгорании древесных отходов. Для древесины значение α меняется от 0 до 2. Следует отметить, что среднее значение α для начальной стадии пожара можно принять 0,5; для развитой стадии 0,75, во время возможной “общей вспышки” α приближается к 1. Эти данные получены из анализа многочисленных огневых испытаний, проведенных во ВНИИПО. Влажность древесины $W^P = 15\%$. Для древесных отходов расчеты проведены при двух значениях влажности: $W^P = 15\%$ и $W^P = 50\%$.

Исходный элементарный состав систем древесина + воздух и древесные отходы + воздух приведен в табл. 3.5.

Таблица 3.5

Исходный элементарный состав систем:

а) древесина + воздух

Вещество	Коэффициент избытка воздуха α			
	0	0,5	0,75	1
H	0,5021	0,2179	0,1699	0,1393
C	0,262	0,1143	0,0892	0,0731
O	0,2314	0,2194	0,2172	0,2158
N	0,0045	0,4483	0,5237	0,5712

б) древесные отходы + воздух

Влажность $W^p, \%$	Вещество			
	H	C	O	N
15	0,1395	0,07227	0,2141	0,5742
50	0,2396	0,0586	0,237	0,4648

Как видно из табл. 3.5, исходный элементарный состав в системе существенно зависит от коэффициента α и от влажности.

Расчет состава и свойств продуктов сгорания древесины и древесных отходов проводился в приближении двухфазной идеальной системы. При расчете учитывались следующие компоненты (образованные атомами H, C, O, N):

H, C, O, N, CN, CHN, CHNO, CHO, CH₂, CH₂O, CH₃, CH₄, CH, CN₂, CO, CO₂, C₂, C₂H, C₂H₂, C₂H₄O, C₂N, C₂N₂, C₂O, C₃, C₃O₂, C₄, C₂H₄, C₄N₂, C₅, HN, HNO, HNO₃, HO, HO₂, HNO₂, H₂, H₂N, H₂N₂, H₂O, H₂O₂, H₃N, H₄N₂, NO, NO₂, NO₃, N₂, N₂O₃, N₂O₅, N₃, O₂, O₃, C^{*}, H₄N^{*}(e), N₂O₄^{*}(c), N₂O₄^{*}(e), N₂O₄

(* означает, что вещество рассматривается в конденсированном состоянии).

Кинетические коэффициенты рассчитывались только для газовой фазы. При расчете коэффициентов переноса учитывалось 12 компонентов:

CO, CO₂, H₂, N₂, O₂, H₂O, H, NO, HO, COH, O, N.

Вся необходимая исходная информация по термодинамическим свойствам индивидуальных веществ бралась из работы [26], а по интегралам столкновений различных частиц – из работы [27].

Расчеты показали, что конденсированная фаза (твердый углерод C^*) присутствует в продуктах сгорания древесины только при значении коэффициента избытка воздуха α меньше единицы. В табл. 3.6 приводятся величины мольных долей газовой и конденсированной фаз. Мольные доли вычислялись по следующим формулам:

$$x^{\text{газ}} = \frac{N^{\text{газ}}}{N^{\text{газ}} + N^{\text{конд}}};$$

$$x^{\text{конд}} = \frac{N^{\text{конд}}}{N^{\text{газ}} + N^{\text{конд}}},$$

где $x^{\text{газ}}$ – мольная доля газовой фазы; $x^{\text{конд}}$ – мольная доля конденсированной фазы; $N^{\text{газ}}$ – общее число молей газовой фазы; $N^{\text{конд}}$ – общее число молей конденсированной фазы.

Таблица 3.6

Мольные доли газовой и конденсированной фаз
в продуктах сгорания древесины

Температура T , К	$\alpha = 0,75$		$\alpha = 0,5$		$\alpha = 0$	
	$x^{\text{газ}}$	$x^{\text{конд}}$	$x^{\text{газ}}$	$x^{\text{конд}}$	$x^{\text{газ}}$	$x^{\text{конд}}$
300	0,9507	0,0493	0,874	0,126	0,5208	0,4793
400	0,961	0,039	0,8897	0,110	0,5528	0,4471
500	0,973	0,026	0,9078	0,092	0,5824	0,4176
600	0,987	0,0130	0,9241	0,075	0,6053	0,3948
700	1,0	0	0,9406	0,059	0,6265	0,3734
800	-	-	0,9718	0,028	0,6595	0,3406
900	-	-	1,0	0	0,7312	0,2688
1000	-	-	-	-	0,8421	0,1578
1100	-	-	-	-	0,9133	0,0866
1200	-	-	-	-	0,9341	0,0658
1300	-	-	-	-	0,9392	0,0609
1400	-	-	-	-	0,9404	0,0596
1500	-	-	-	-	0,9408	0,05932

На рис. 3.12–3.17 приведены зависимости мольных долей газообразных компонентов продуктов сгорания древесины и древесных отходов от температуры при различных значениях α . Из этих рисунков видно, что при $\alpha = 1$ в продуктах сгорания древесины и древесных отходов присутствуют компоненты N_2 , H_2O , CO_2 в интервале температур 300–1200 К. В дальнейшем с ростом температуры в результате диссоциации основных компонентов образуются вещества CO , O_2 , OH , H_2 и др. С увеличением значений α в числе основных компонентов продуктов сгорания начинают появляться компоненты O_2 и NO .

Более интересная ситуация наблюдается при значениях $\alpha < 1$. В связи с недостатком кислорода в продуктах сгорания древесины в интервале температур 300–1200 К присутствуют компоненты N_2 , H_2O , CO_2 , CH_4 , H_2 , NH_3 , CO .

Из рис. 3.12–3.17 видно, что с ростом значения α в системе возрастает содержание молекулярного азота N_2 , который является балластом окислителя. Так, при температуре $T = 1200$ К мольная доля азота N_2 возрастает от значения $0,47 \cdot 10^{-2}$ при $\alpha = 0$ до 0,695 при $\alpha = 1$, т. е. на 2 порядка.

Существенно меняется с изменением α содержание и других основных компонентов в газовой фазе продуктов сгорания древесины (рис. 3.18–3.20). Например, при температуре $T = 400$ К величина мольной доли паров H_2O убывает от значения 0,719 при $\alpha = 0$ до значения 0,0882 при $\alpha = 2,0$, т. е. на порядок. В интервале значений α от 1 до 2 мольная доля H_2O уменьшается от 0,148 до 0,088, т. е. на 40 %.

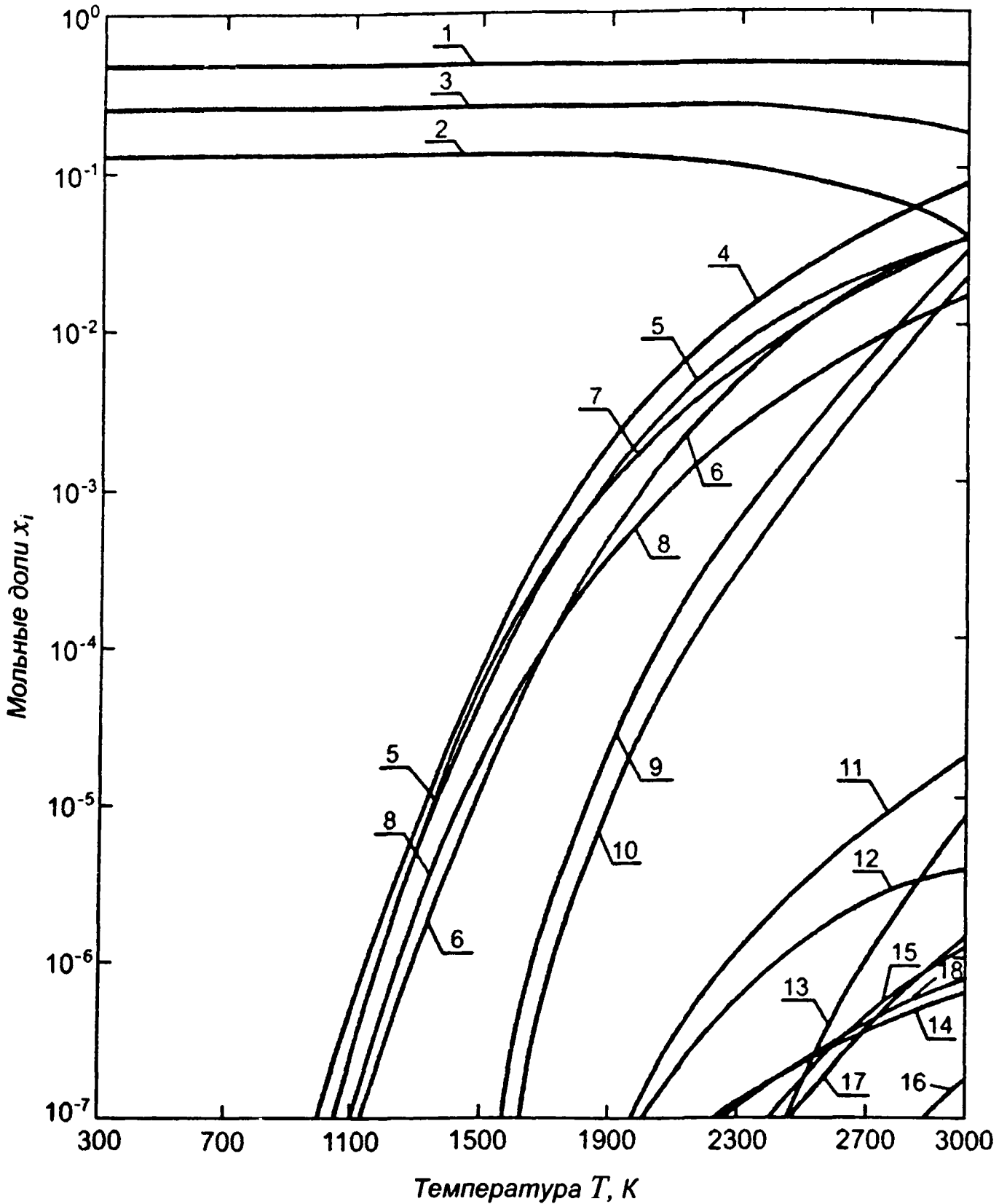


Рис. 3.12. Зависимость мольных долей компонентов продуктов сгорания древесных отходов от температуры при $\alpha = 1$; $W = 50\%$:

1 - N_2 ; 2 - CO_2 ; 3 - H_2O ; 4 - CO ; 5 - O_2 ; 6 - OH ; 7 - H_2 ; 8 - NO ; 9 - H ; 10 - O ;
 11 - HO_2 ; 12 - NO_2 ; 13 - N ; 14 - N_2O ; 15 - NOH ; 16 - HN ; 17 - COH ; 18 - H_2O_2

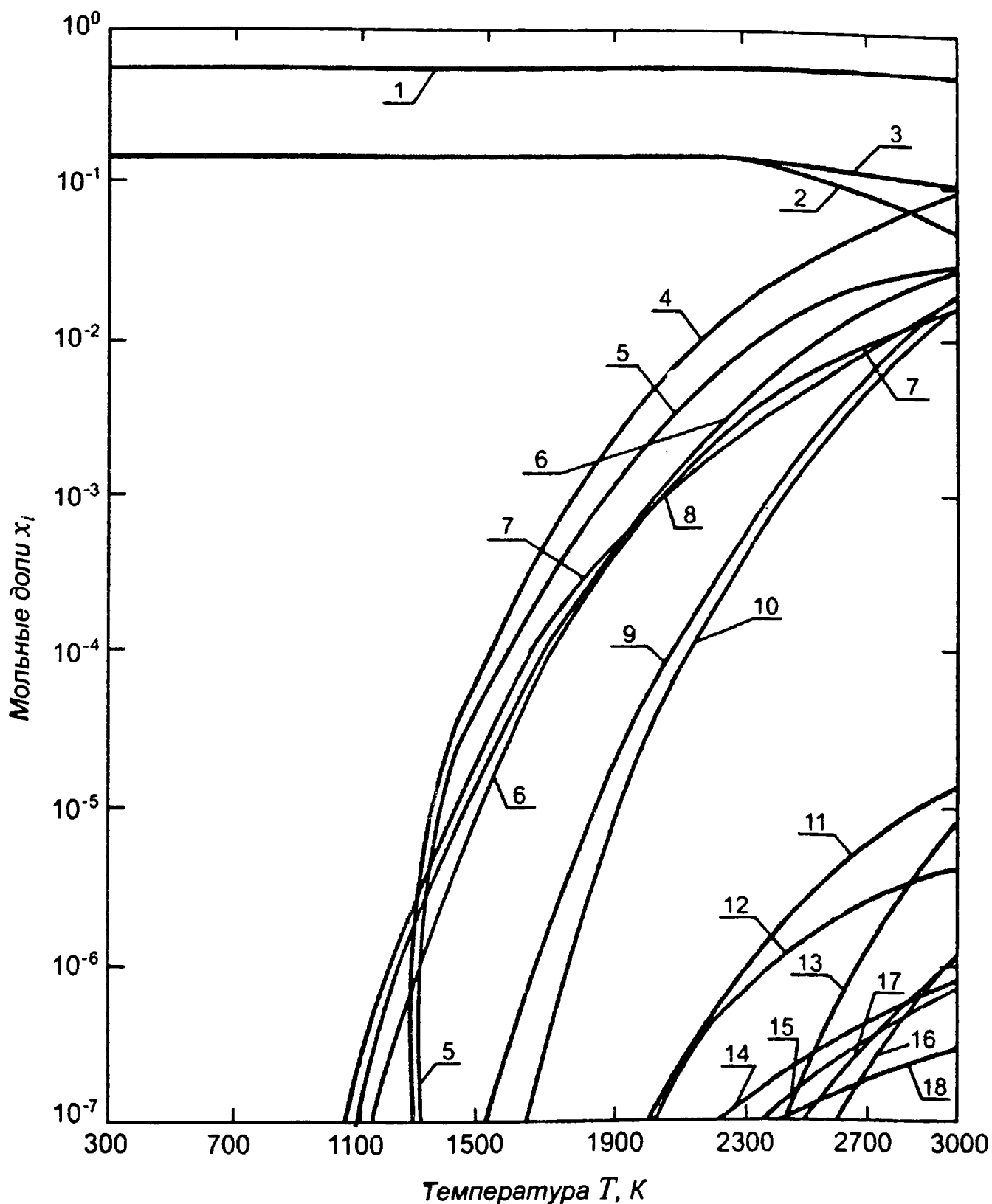


Рис. 3.13. Зависимость мольных долей компонентов газовой фазы продуктов сгорания древесных отходов от температуры при $\alpha = 1$; $W = 15\%$:

1 – N_2 ; 2 – CO_2 ; 3 – H_2O ; 4 – CO ; 5 – O_2 ; 6 – OH ; 7 – H_2 ; 8 – NO ; 9 – H ; 10 – O ; 11 – HO_2 ; 12 – NO_2 ; 13 – N ; 14 – N_2O ; 15 – NOH ; 16 – HN ; 17 – COH ; 18 – H_2O_2

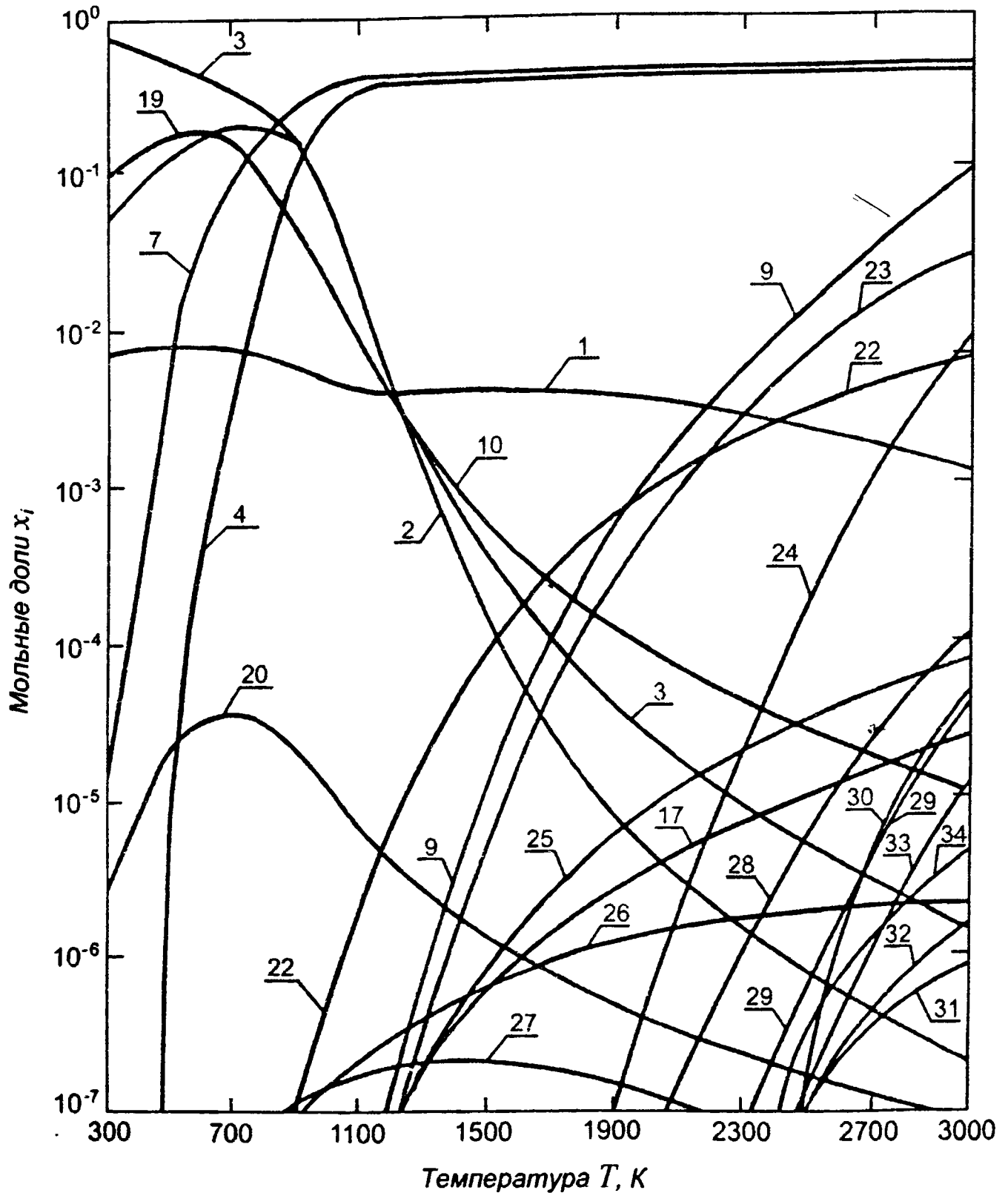


Рис. 3.14. Зависимость мольных долей компонентов газовой фазы продуктов сгорания древесины от температуры при $\alpha = 0$:

1 - N_2 ; 2 - CO_2 ; 3 - H_2O ; 4 - CO ; 7 - H_2 ; 9 - H ; 10 - O ; 17 - COH ; 19 - CH_4 ; 20 - NH_3 ; 22 - CHN ; 23 - C_2H_2 ; 24 - C_2H ; 25 - CH_3 ; 26 - C_2H_4 ; 27 - CH_2O ; 28 - CN ; 29 - C ; 30 - C_2N ; 31 - C_2N_2 ; 32 - C_2O ; 33 - CH ; 34 - CH_2

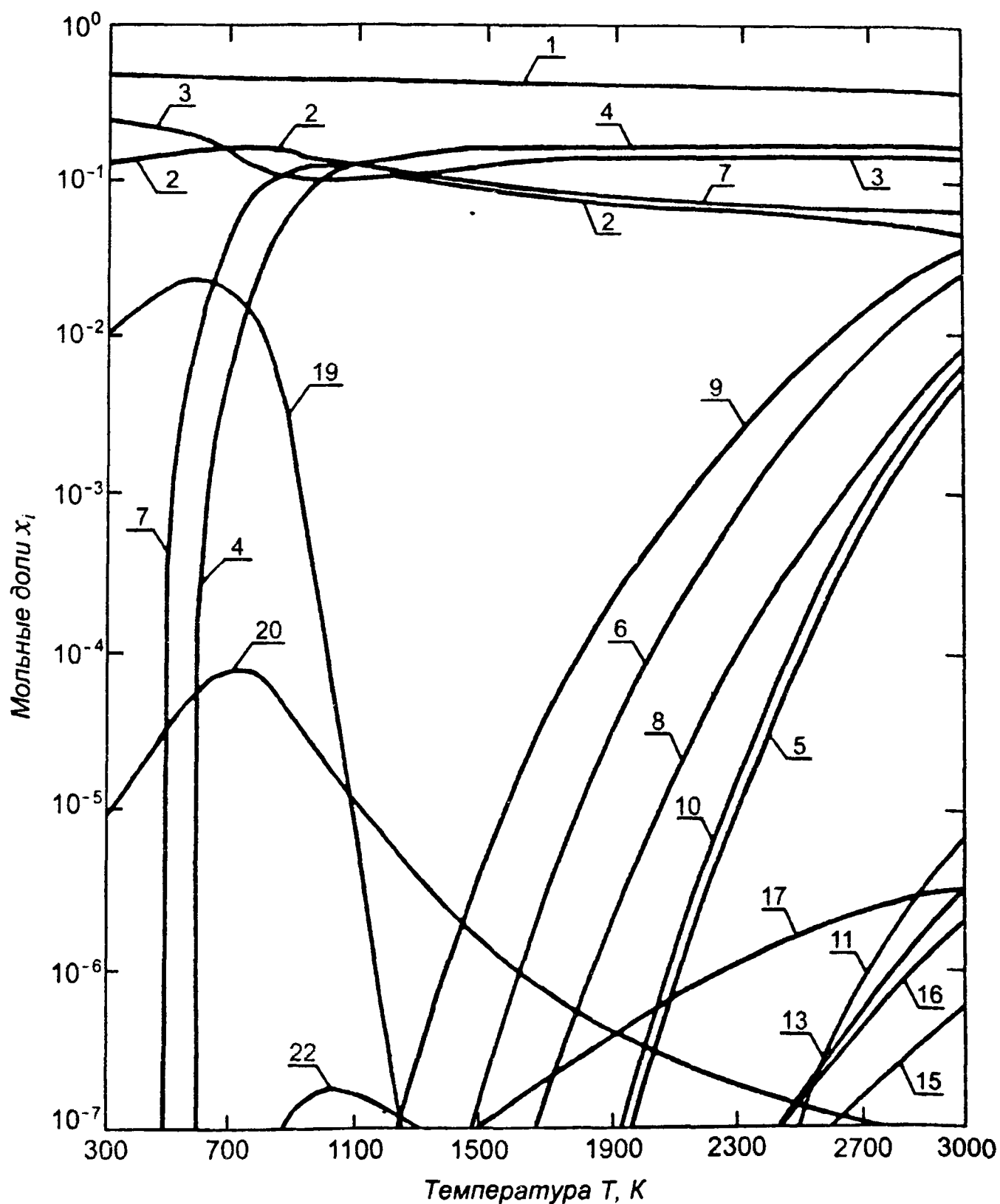


Рис. 3.15. Зависимость мольных долей компонентов газовой фазы продуктов сгорания древесины от температуры при $\alpha = 0,5$:

1 – N_2 ; 2 – CO_2 ; 3 – H_2O ; 4 – CO ; 5 – O_2 ; 6 – OH ; 7 – H_2 ; 8 – NO ; 9 – H ;
 10 – O ; 11 – HO_2 ; 13 – N ; 15 – NOH ; 16 – HN ;
 17 – COH ; 19 – CH_4 ; 20 – NH_3 ; 22 – CHN

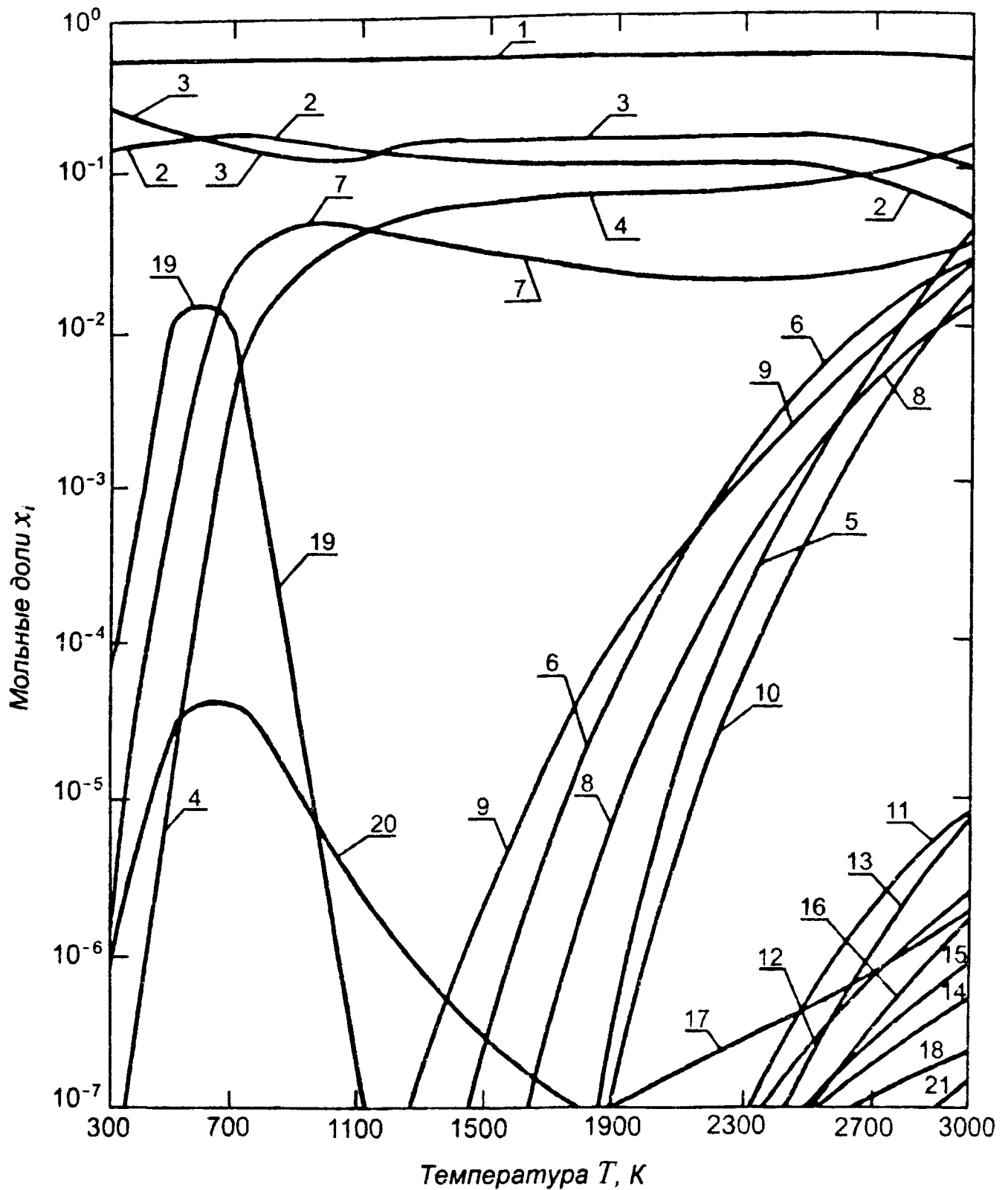


Рис. 3.16. Зависимость мольных долей компонентов газовой фазы продуктов сгорания древесины от температуры при $\alpha = 0,75$:

1 – N_2 ; 2 – CO_2 ; 3 – H_2O ; 4 – CO ; 5 – O_2 ; 6 – OH ; 7 – H_2 ; 8 – NO ; 9 – H ; 10 – O ; 11 – HO_2 ; 12 – NO_2 ; 13 – N ; 14 – N_2O ; 15 – NOH ; 16 – HN ; 17 – COH ; 18 – H_2O_2 ; 19 – CH_4 ; 20 – NH_3 ; 21 – H_2N

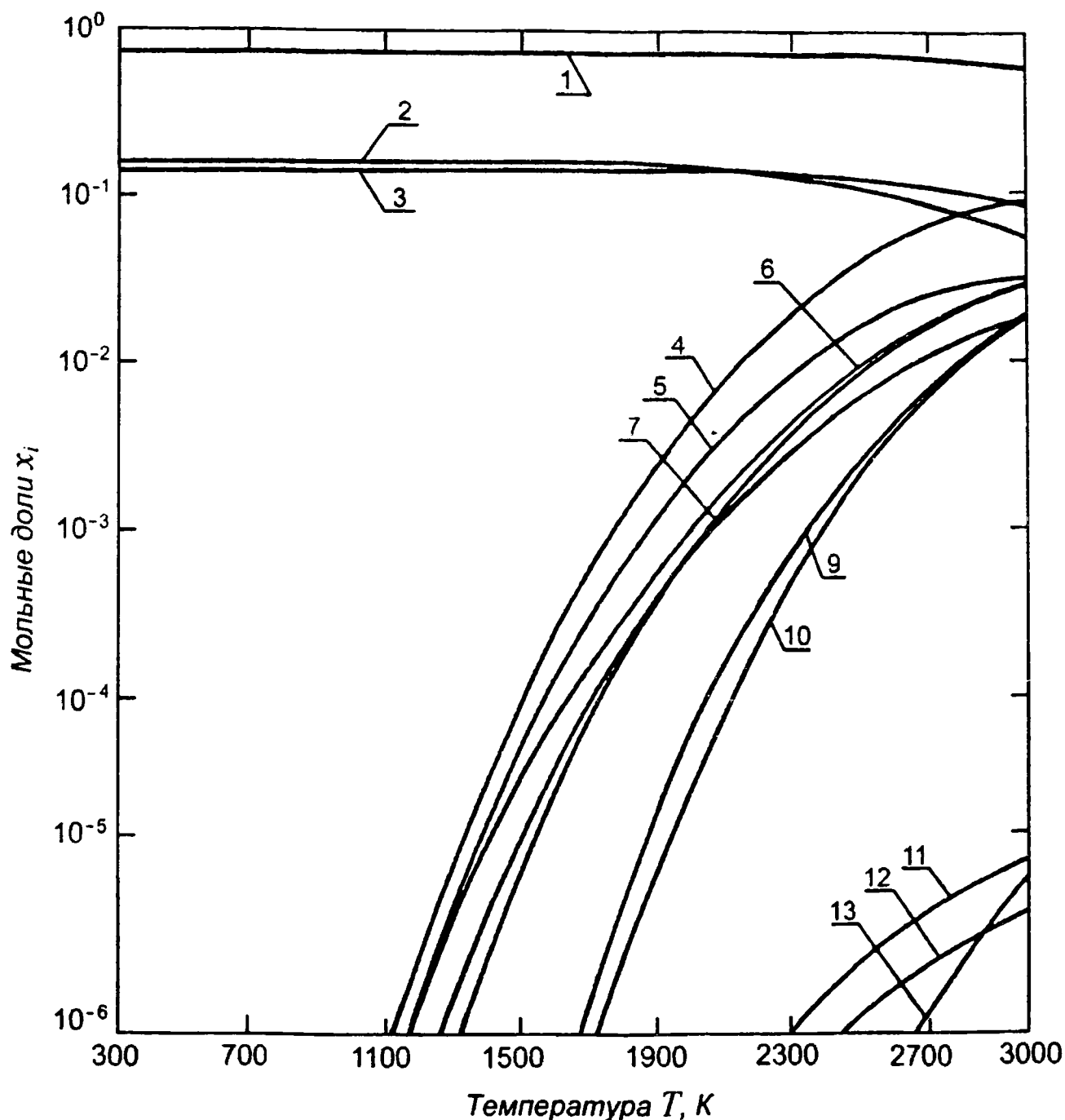


Рис. 3.17. Зависимость мольных долей компонентов газовой фазы продуктов сгорания древесины от температуры при $\alpha = 1$:

1 – N_2 ; 2 – CO_2 ; 3 – H_2O ; 4 – CO ; 5 – O_2 ; 6 – OH ; 7 – H_2 ;
8 – NO ; 9 – H ; 10 – O ; 11 – NO_2 ; 12 – NO_2 ; 13 – N

При значениях $\alpha < 1$ мольные доли CO_2 , H_2O , CH_4 проходят через экстремум. При температуре $T = 800$ К мольная доля CO_2 уменьшается от величины 0,21 при $\alpha = 0$ до 0,092 при $\alpha = 2$, т. е. больше чем в 2 раза. В интервале значений α от 1 до 2 мольная доля двуокиси углерода уменьшается от 0,16 до 0,092, то есть на 42 %.

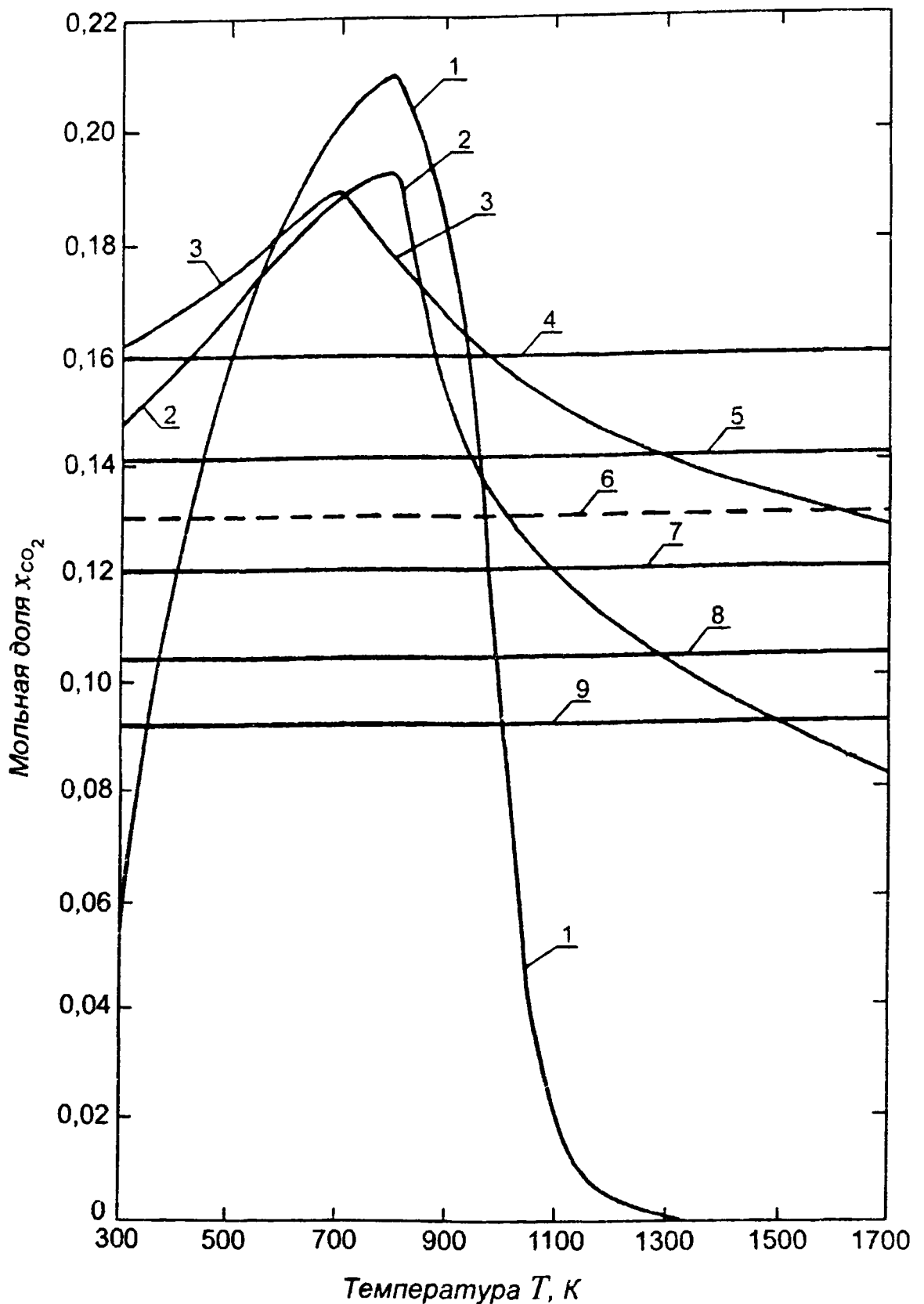


Рис. 3.18. Зависимость мольной доли CO_2 в продуктах сгорания древесины от температуры при различных значениях коэффициента избытка воздуха α :

1 – $\alpha = 0$; 2 – $\alpha = 0,5$; 3 – $\alpha = 0,75$; 4 – $\alpha = 1,0$; 5 – $\alpha = 1,25$;
 6 – литературные данные [28]; 7 – $\alpha = 1,5$; 8 – $\alpha = 1,75$; 9 – $\alpha = 2,0$

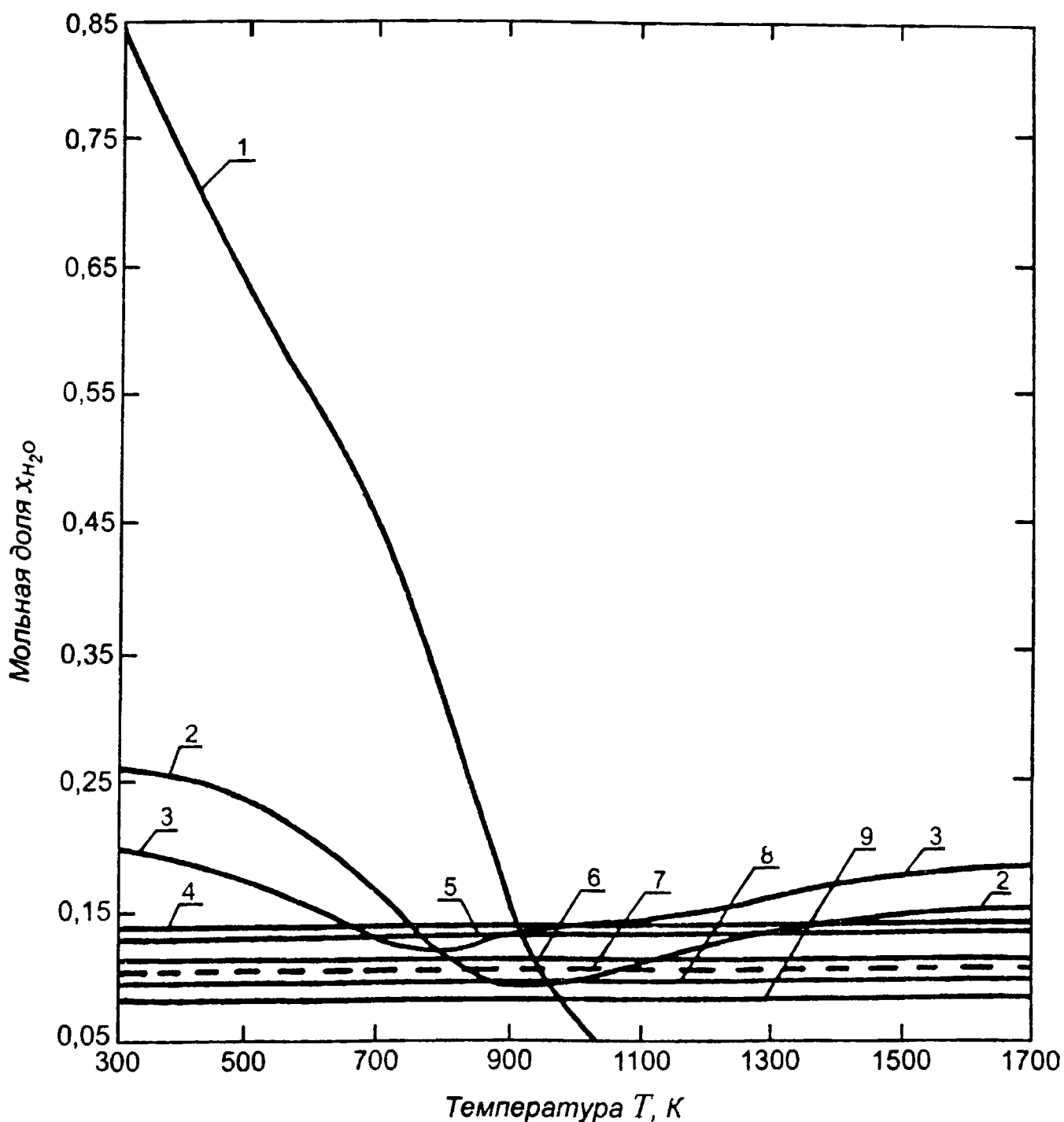


Рис. 3.19. Зависимость мольной доли H_2O в продуктах сгорания древесины от температуры при различных значениях α :

1 – $\alpha = 0$; 2 – $\alpha = 0,5$; 3 – $\alpha = 0,75$; 4 – $\alpha = 1,0$; 5 – $\alpha = 1,25$;
6 – $\alpha = 1,5$; 7 – литературные данные [28]; 8 – $\alpha = 1,75$; 9 – $\alpha = 2,0$

На рис. 3.18 и 3.19 пунктиром нанесены данные по содержанию CO_2 и H_2O , приведенные в литературных источниках для дымовых газов, что соответствует значениям $\alpha > 1,25$ для продуктов сгорания древесины.

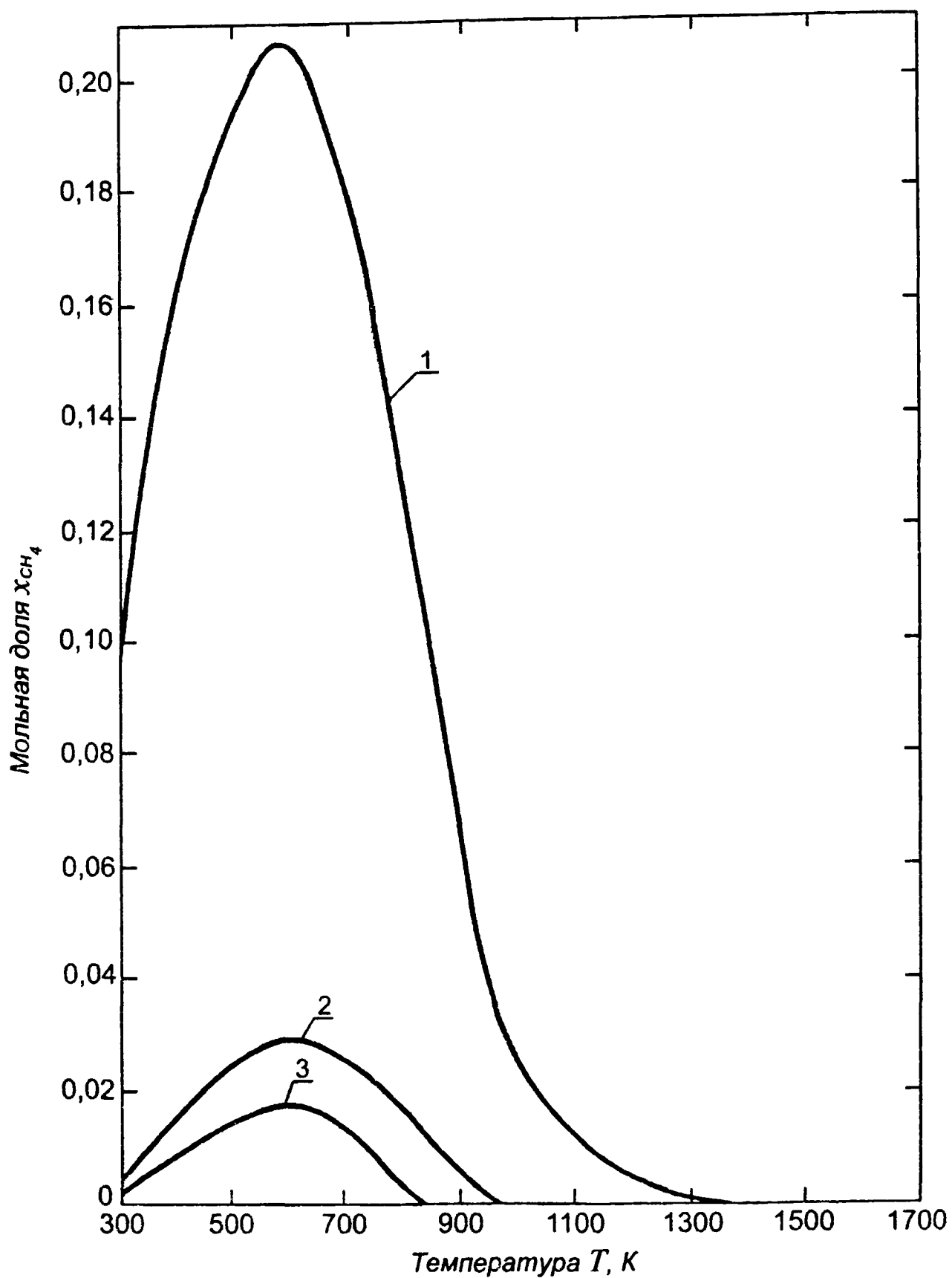


Рис. 3.20. Зависимость мольной доли CH_4 в продуктах сгорания древесины от температуры при различных значениях α :

1 - $\alpha = 0$; 2 - $\alpha = 0,5$; 3 - $\alpha = 0,75$

Таким образом, содержание основных компонентов в системе зависит от величины коэффициента окислителя α , что существенно может сказаться на параметрах, характеризующих развитие пожара, особенно в его начальной стадии.

3.3.2. Термодинамические свойства продуктов сгорания

На рис. 3.21–3.25 приведены расчетные зависимости термодинамических свойств газовой фазы продуктов сгорания древесины и древесных отходов – молекулярного веса μ ($\text{кг} \cdot \text{кмоль}^{-1}$); энтальпии H ($\text{кДж} \cdot \text{кг}^{-1}$); теплоемкости c_p ($\text{кДж} \cdot \text{кг}^{-1} \cdot \text{К}^{-1}$); плотности ρ ($\text{кг} \cdot \text{м}^{-3}$) – от температуры при различных значениях α .

Из рис. 3.21–3.22 видно, что с ростом влажности системы молекулярный вес и плотность газовой фазы уменьшаются, так как в системе увеличивается содержание паров H_2O с меньшим молекулярным весом по отношению к соответствующим весам молекулярного азота N_2 и двуокиси углерода CO_2 . С ростом влажности полная энтальпия системы уменьшается. Теплоемкость же возрастает, так как кривая энтальпии с ростом температуры идет круче для состава смеси с большей влажностью, что приводит к увеличению производной, равной теплоемкости c_p . Так, при температуре $T = 1100 \text{ К}$ энтальпия H для продуктов сгорания древесины с влажностью $W^p = 50 \%$ равна $-3590 \text{ кДж} \cdot \text{кг}^{-1}$, а для древесины с влажностью $W^p = 15 \%$ $H = -2664 \text{ кДж} \cdot \text{кг}^{-1}$. Расхождение составляет $926 \text{ кДж} \cdot \text{кг}^{-1}$, или 26% .

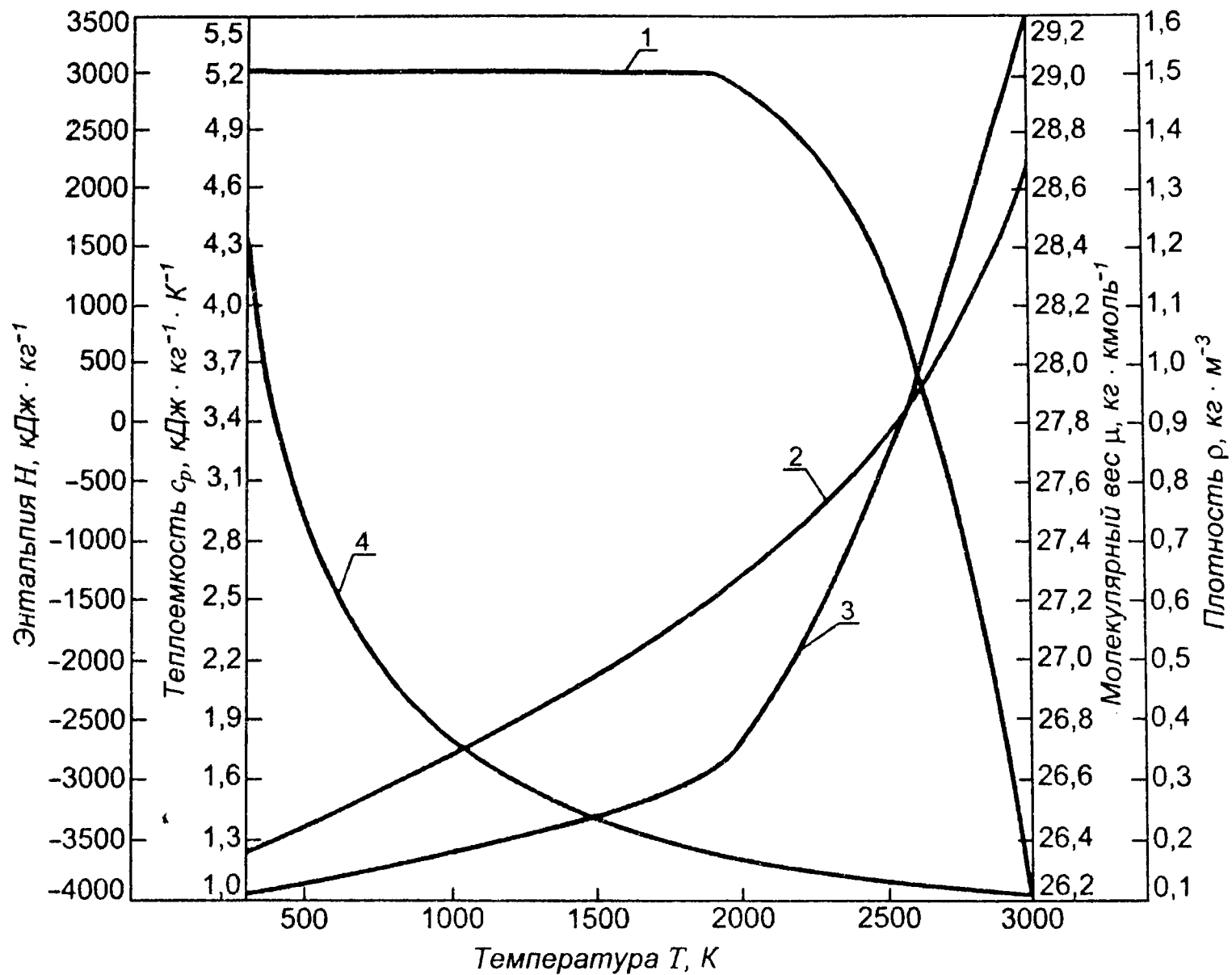


Рис. 3.21. Зависимость теплофизических свойств газовой фазы продуктов сгорания древесных отходов от температуры при $W = 15\%$, $\alpha = 1$:

1 – μ ; 2 – H; 3 – c_p ; 4 – ρ

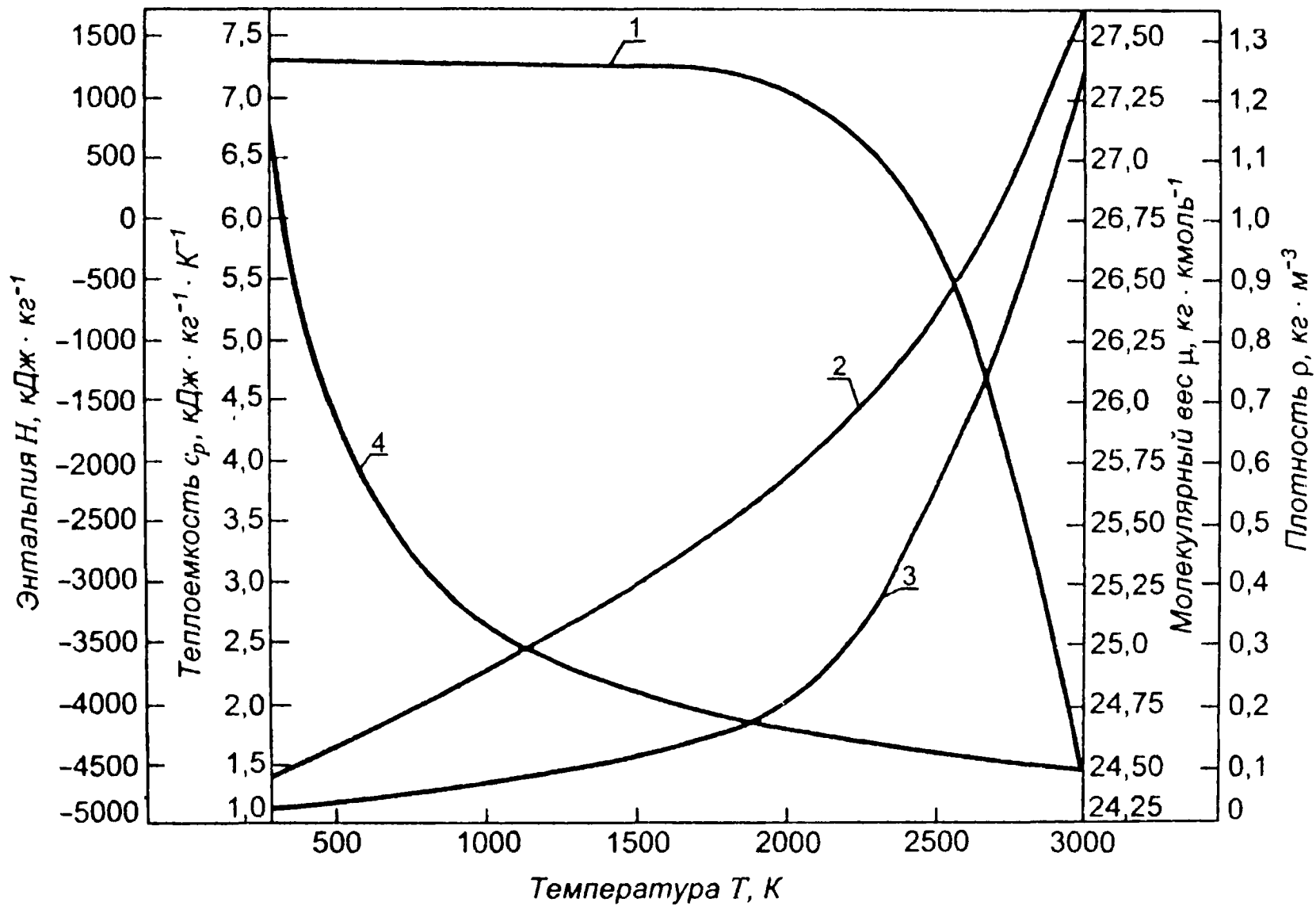


Рис. 3.22. Зависимость теплофизических свойств газовой фазы продуктов сгорания древесных отходов от температуры при $W = 50\%$, $\alpha = 1$:

1 – μ ; 2 – H; 3 – c_p ; 4 – ρ

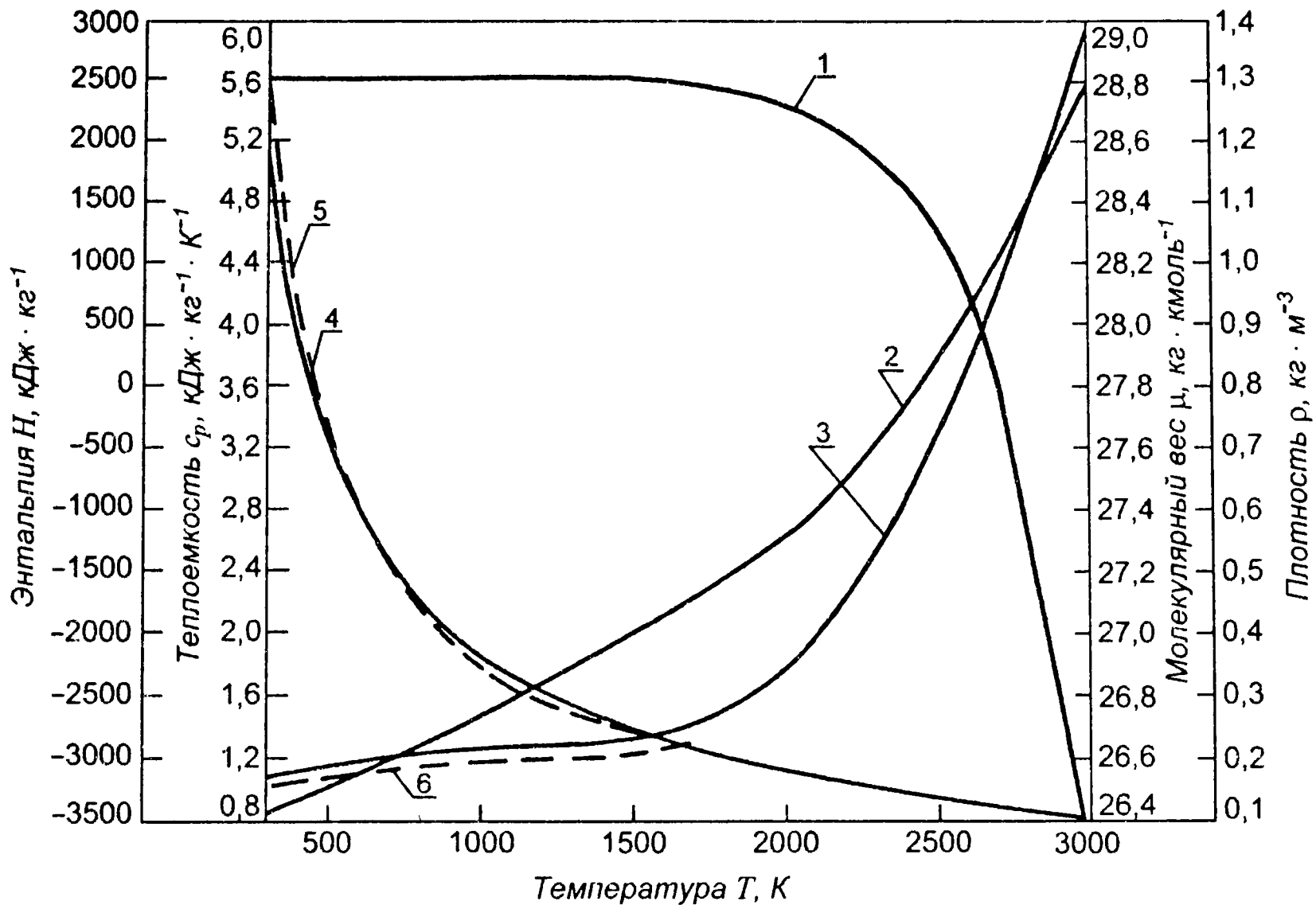


Рис. 3.23. Зависимость теплофизических свойств газовой фазы продуктов сгорания древесины от температуры при $\alpha = 1$:

1 – μ ; 2 – H ; 3 – c_p ; 4 – ρ ; 5 – табличные данные по плотности ρ , приведенные в работе [28];
6 – табличные данные по теплоемкости c_p , приведенные в работе [28]

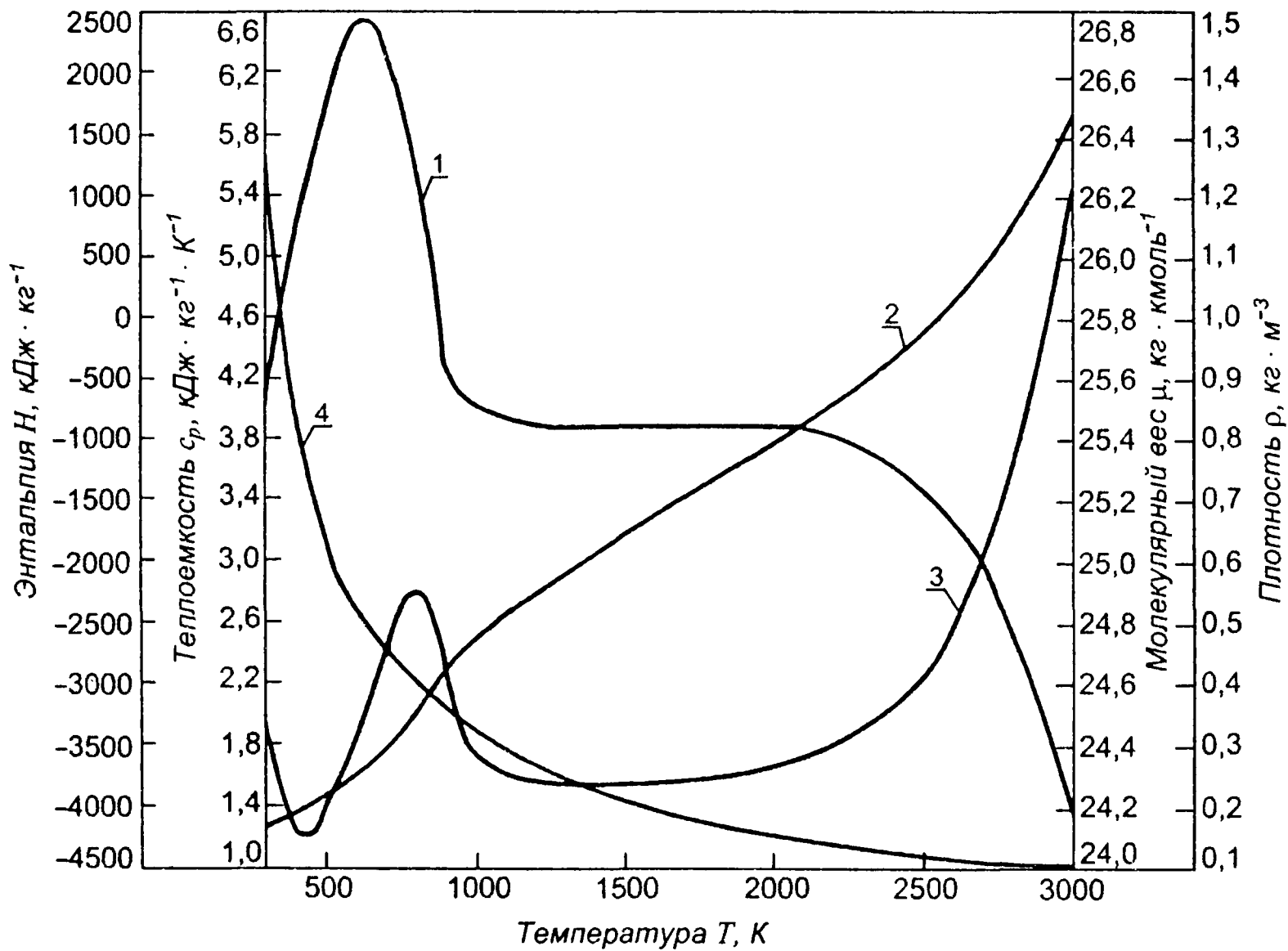


Рис. 3.24. Зависимость термодинамических свойств газовой фазы продуктов сгорания древесины от температуры при $\alpha = 0,5$:

1 – μ ; 2 – H; 3 – c_p ; 4 – ρ

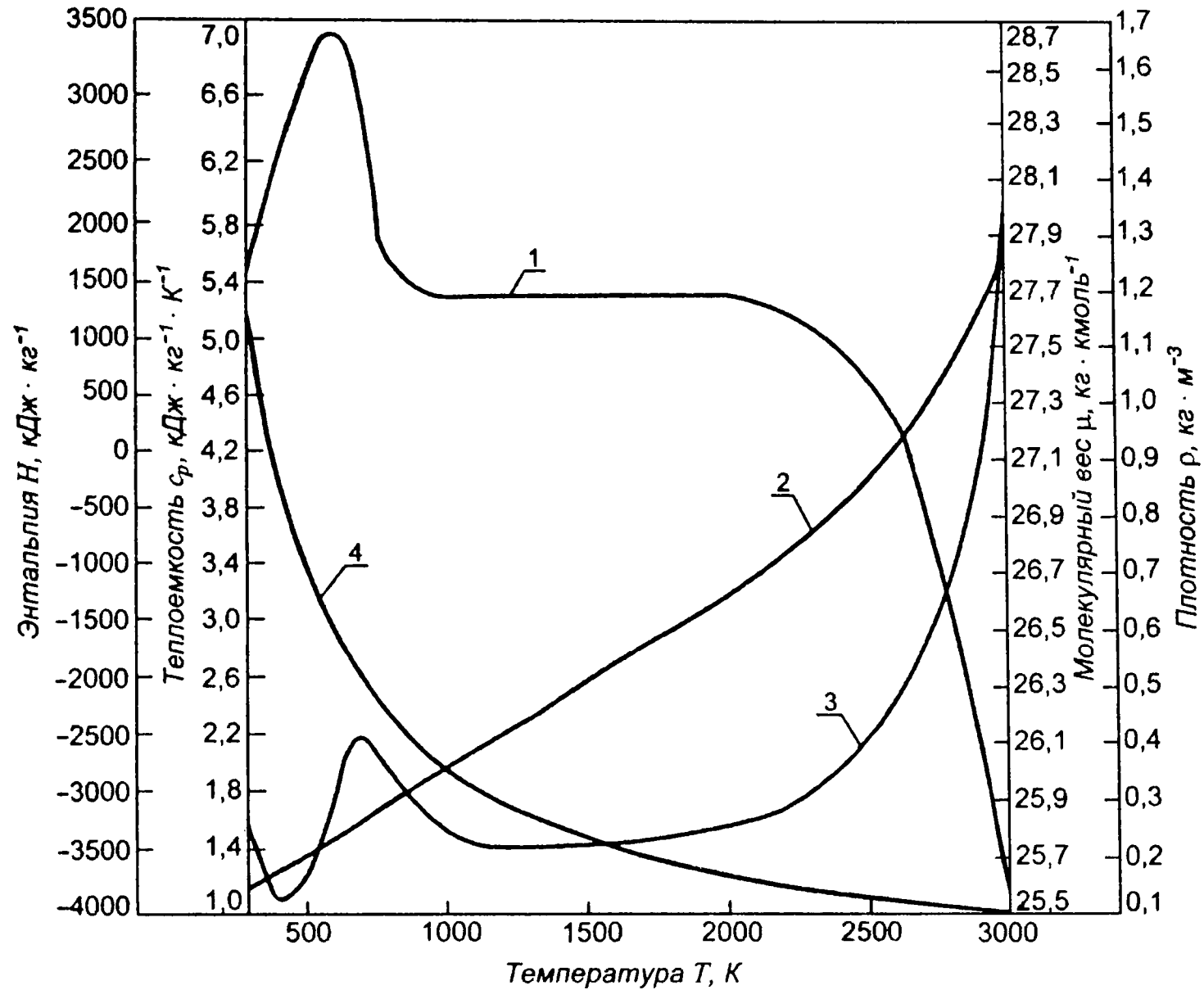


Рис. 3.25. Зависимость теплофизических свойств газовой фазы продуктов сгорания древесины от температуры при $\alpha = 0,75$:

1 – μ ; 2 – H; 3 – c_p ; 4 – ρ

При этой же температуре теплоемкости соответственно равны $1,42$ и $1,31$ $\text{кДж} \cdot \text{кг}^{-1} \cdot \text{К}^{-1}$, что дает отличие в 8% . Пики в поведении молекулярного веса μ и теплоемкости c_p при $\alpha < 1$ (рис. 3.24–3.26) в интервале температур 300 – 1100 К объясняются сложным поведением состава газовой фазы, и наличием конденсированной фазы в этом интервале температур (диссоциация паров воды с образованием водорода и кислорода, возгонка твердого углерода, образование метана и аммиака, рост содержания двуокиси углерода).

На рис. 3.23 пунктиром нанесены данные по плотности и теплоемкости, приведенные в литературных источниках для дымовых газов. Различие по теплоемкости объясняется отличным от расчетного составом дымовых газов ($x_{\text{CO}_2} = 0,13$, $x_{\text{H}_2\text{O}} = 0,11$, $x_{\text{N}_2} = 0,76$).

Из рис. 3.23–3.26 видно, что с ростом значения α теплоемкость газовой фазы продуктов сгорания древесины уменьшается, а энтальпия возрастает. Так, при температуре $T = 1100$ К значение теплоемкости меняется от величины $1,58$ $\text{кДж} \cdot \text{кг}^{-1} \cdot \text{К}^{-1}$ при $\alpha = 0,5$ до величины $1,25$ $\text{кДж} \cdot \text{кг}^{-1} \cdot \text{К}^{-1}$, или на 20% . При этой же температуре полная энтальпия меняется от величины $H = -2474$ $\text{кДж} \cdot \text{кг}^{-1}$ до $H = -1160$ $\text{кДж} \cdot \text{кг}^{-1}$ соответственно, или на 50% .

Таким образом, отличие в составе газовой фазы продуктов сгорания, обусловленное изменением влажности и коэффициента избытка окислителя, приводит к значительному различию в термодинамических свойствах продуктов сгорания древесины.

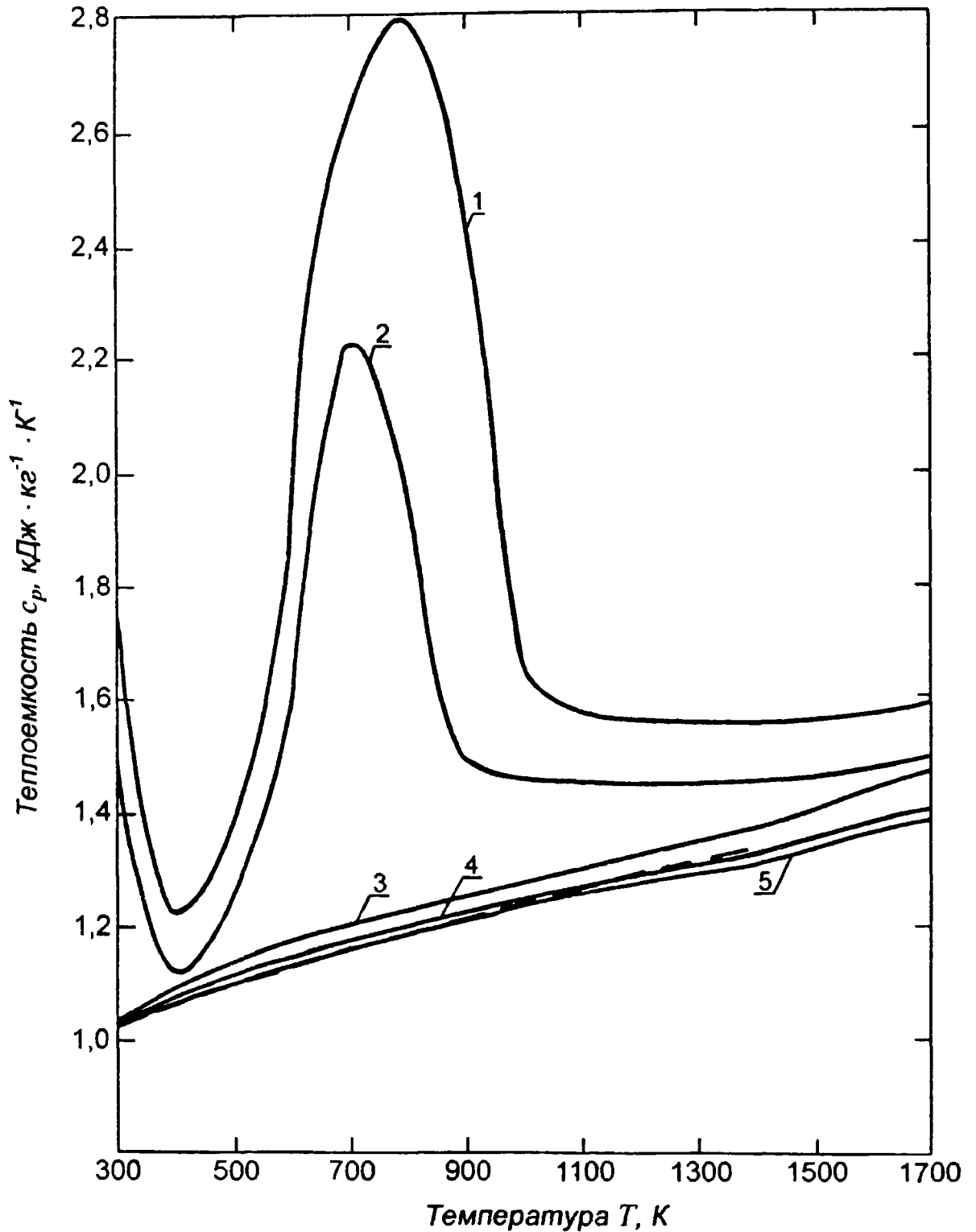


Рис. 3.26. Зависимость теплоемкости газовой фазы продуктов сгорания древесины от температуры при различных значениях α :

1 – $\alpha = 0,5$; 2 – $\alpha = 0,75$; 3 – $\alpha = 1$; 4 – $\alpha = 1,5$; 5 – $\alpha = 2$;
пунктир – литературные данные [28]

3.3.3. Свойства переноса продуктов сгорания

В данном разделе приведены результаты расчета свойств переноса продуктов сгорания древесины.

На рис. 3.27–3.32 представлены коэффициенты вязкости η ($\text{Н} \cdot \text{с} \cdot \text{м}^{-2}$) и теплопроводности λ ($\text{Вт} \cdot \text{м}^{-1} \cdot \text{К}^{-1}$), а также составляющие коэффициента теплопроводности газовой фазы продуктов сгорания древесины и древесных отходов в зависимости от температуры при разных значениях α . На рис. 3.29 и 3.32 пунктиром нанесены данные по коэффициентам вязкости и теплопроводности для дымовых газов, приведенные в различных источниках.

Из рисунков видно, что коэффициент вязкости – величина довольно консервативная для данных систем и практически не меняется с изменением коэффициента избытка воздуха α и влажности W . Например, при температуре $T = 1100 \text{ К}$ величина коэффициента вязкости η составляет $0,000043\text{--}0,000044 \text{ Н} \cdot \text{с} \cdot \text{м}^{-2}$ при всех значениях α и W .

Из рис. 3.32 видно, что в интервале температур $300\text{--}1700 \text{ К}$, характерных для пожара, величина коэффициента теплопроводности уменьшается с ростом коэффициента избытка воздуха α . Например, при температуре $T = 1100 \text{ К}$ величина λ равна $0,117 \text{ Вт} \cdot \text{м}^{-1} \cdot \text{К}^{-1}$ при $\alpha = 0,5$; $0,083 \text{ Вт} \cdot \text{м}^{-1} \cdot \text{К}^{-1}$ при $\alpha = 1,0$ и $0,079 \text{ Вт} \cdot \text{м}^{-1} \cdot \text{К}^{-1}$ при $\alpha = 2,0$, что составляет расхождение в 30 % для значений λ при $\alpha = 0,5$ и $\alpha = 2,0$ и в 5 % – при $\alpha = 1,0$ и $\alpha = 2,0$.

На рис. 3.33–3.36 представлены величины коэффициентов взаимной диффузии D_{ij} ($\text{м}^2 \cdot \text{с}^{-1}$) в зависимости от температуры при различных значениях α для газовой фазы продуктов сгорания древесины и древесных отходов. Значения D_{ij} приведены для следующих взаимных пар: $\text{N}_2 - \text{H}_2\text{O}$; $\text{N}_2 - \text{CO}_2$; $\text{CO}_2 - \text{N}_2$; $\text{CO}_2 - \text{H}_2\text{O}$; $\text{H}_2\text{O} - \text{N}_2$; $\text{H}_2\text{O} - \text{CO}_2$, т. е. для молекул N_2 , CO_2 , H_2O .

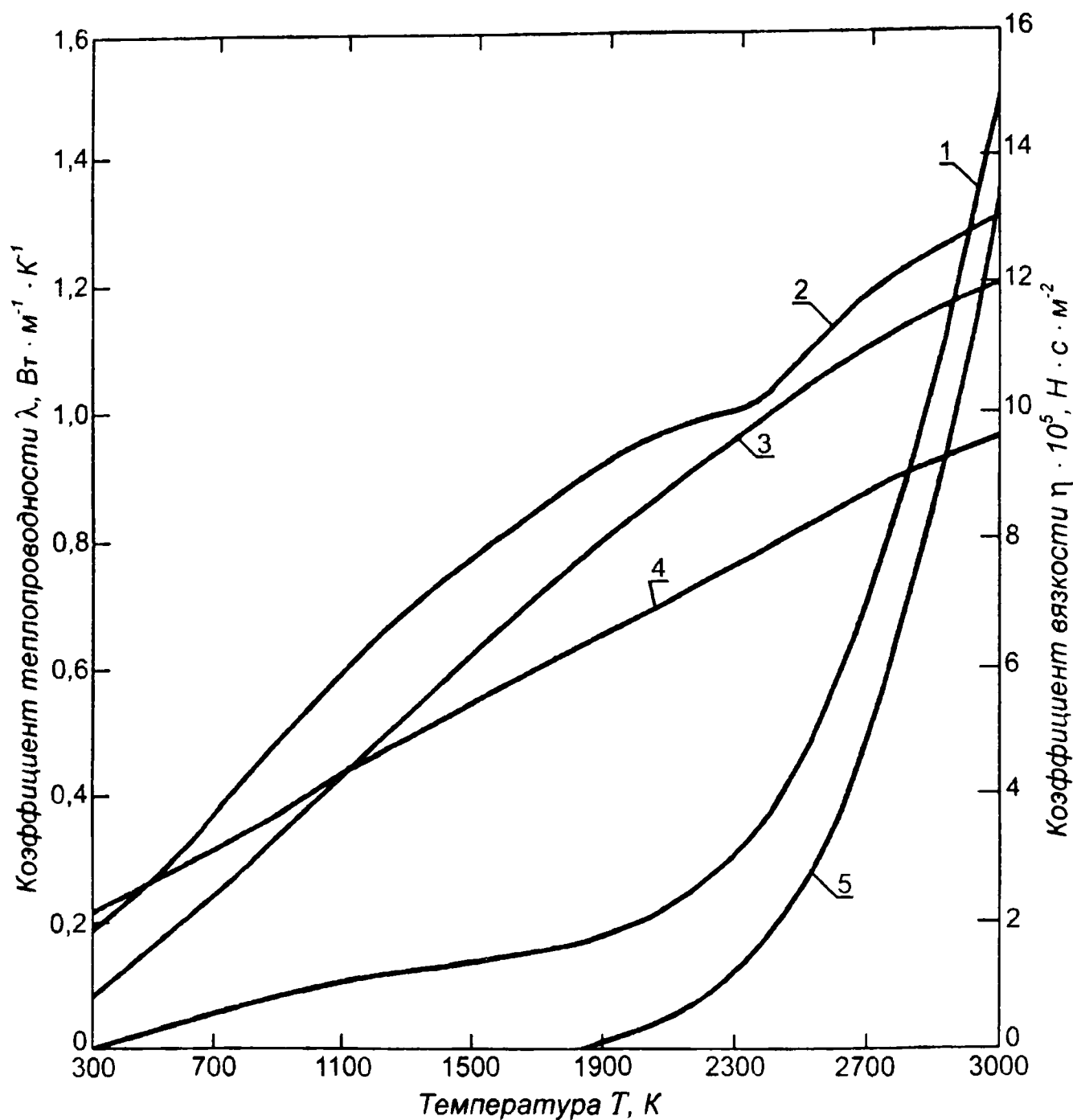


Рис. 3.27. Зависимость коэффициентов вязкости, теплопроводности и составляющих коэффициента теплопроводности газовой фазы продуктов сгорания древесины от температуры при $\alpha = 0,5$:

$$1 - \lambda_{\text{полн}}; 2 - \lambda_{\text{газ}} \cdot 10^1; 3 - \lambda_{\text{тв}} \cdot 10^1; 4 - \eta; 5 - \lambda_{\text{хим}}$$

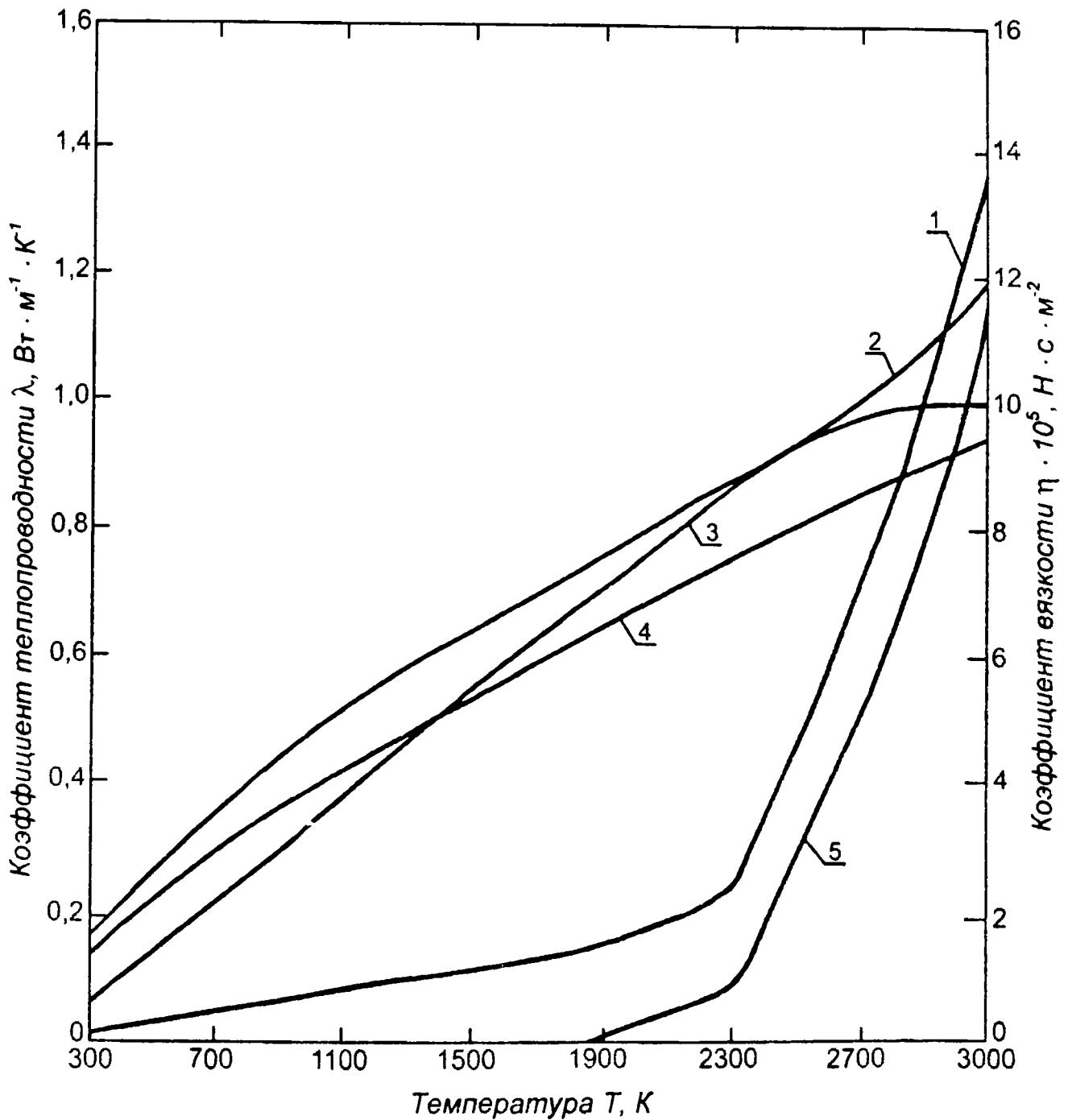


Рис. 3.28. Зависимость коэффициентов вязкости, теплопроводности и составляющих коэффициента теплопроводности газовой фазы продуктов сгорания древесины от температуры при $\alpha = 0,75$:

1 – $\lambda_{\text{газ}}$; 2 – $\lambda_{\text{радиат}} \cdot 10^4$; 3 – $\lambda_{\text{внутр}} \cdot 10^4$; 4 – η ; 5 – $\lambda_{\text{хим}}$

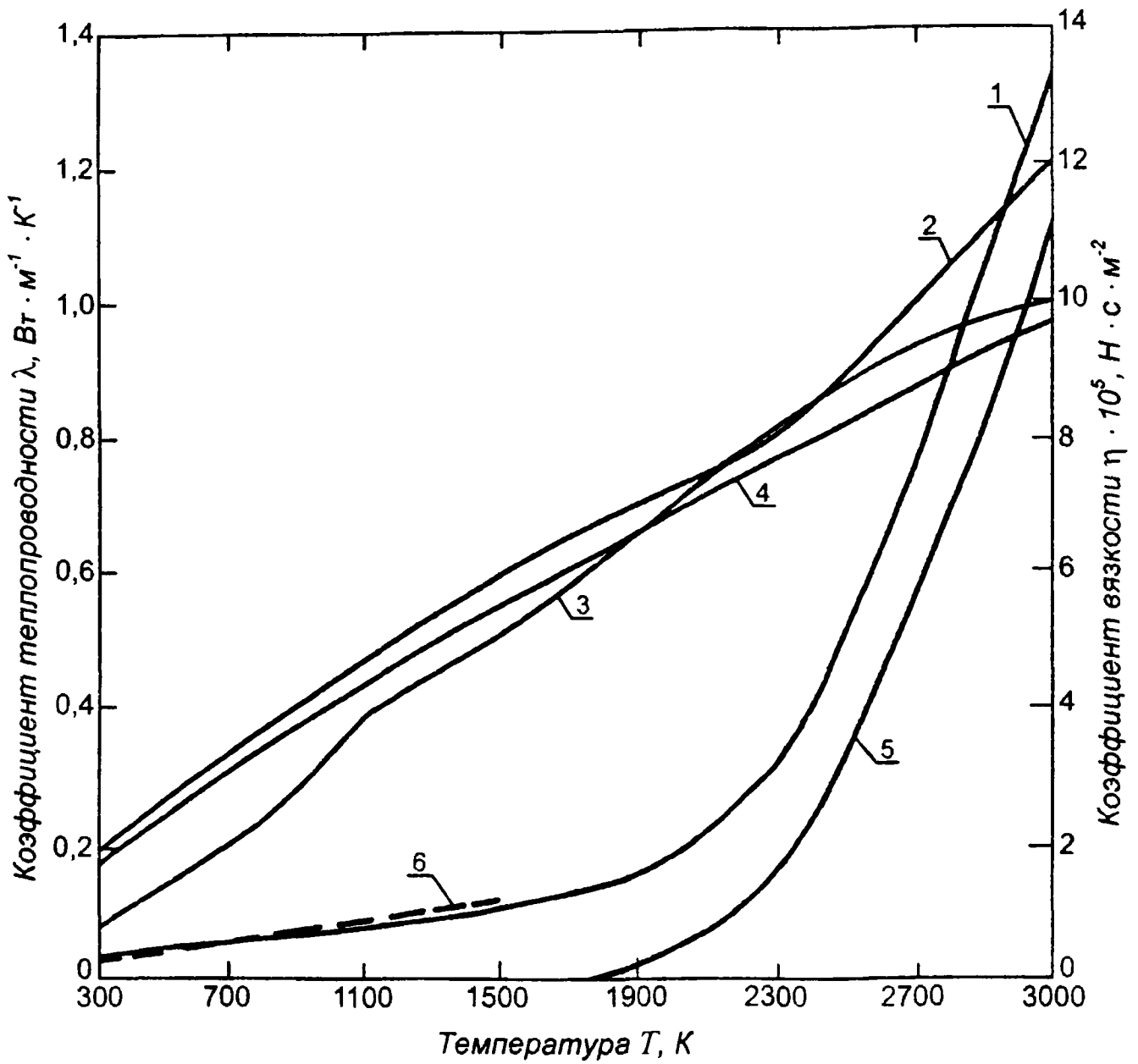


Рис. 3.29. Зависимость коэффициентов вязкости, теплопроводности и составляющих коэффициента теплопроводности газовой фазы продуктов сгорания древесины от температуры при $\alpha = 1$:
 1 – $\lambda_{\text{полн}}$; 2 – $\lambda_{\text{газ}} \cdot 10^1$; 3 – $\lambda_{\text{тв}} \cdot 10^1$; 4 – η ; 5 – $\lambda_{\text{хим}}$;
 6 – табличные данные для дымовых газов [28]

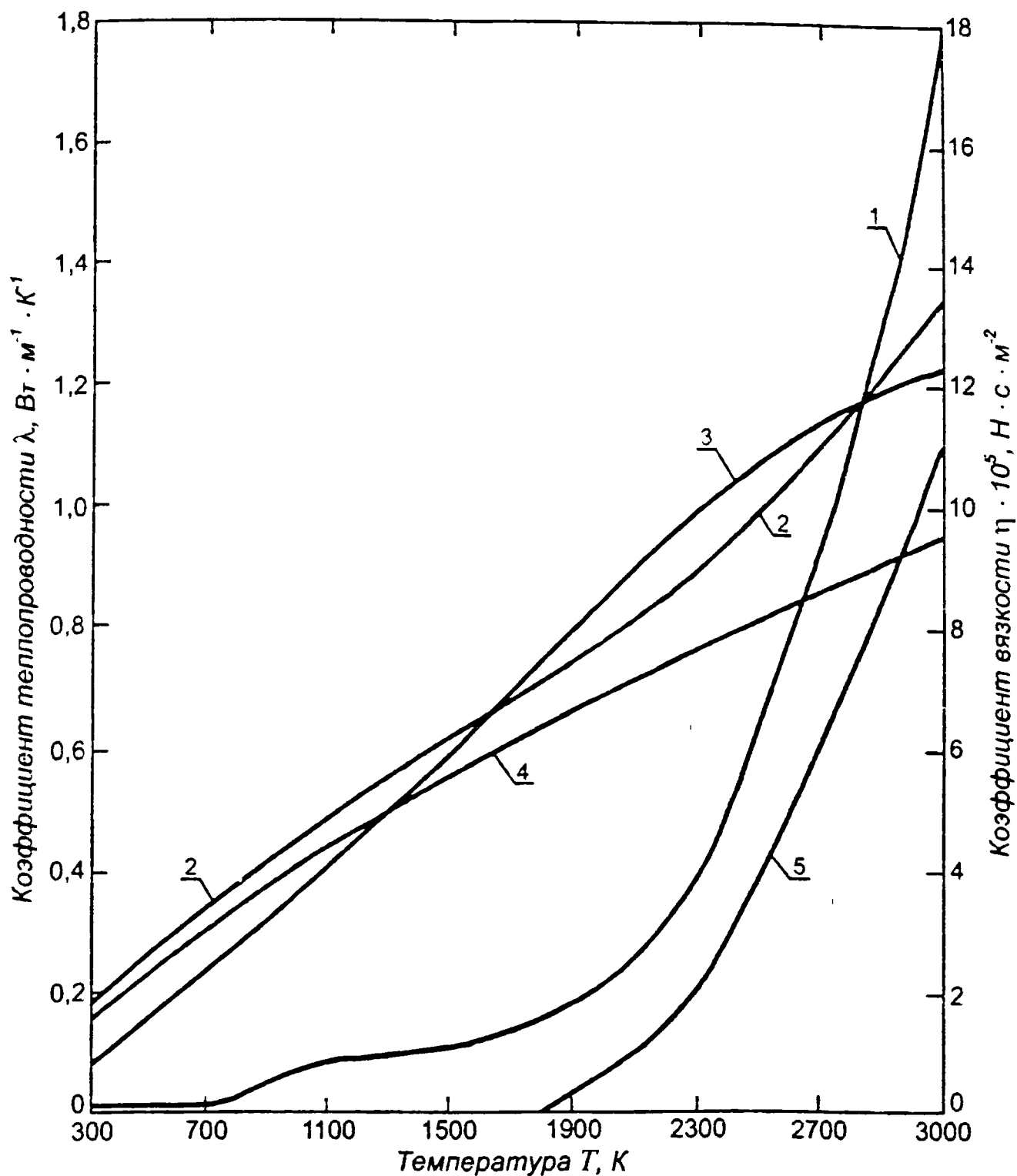


Рис. 3.30. Зависимость коэффициентов вязкости, теплопроводности и составляющих коэффициента теплопроводности газовой фазы продуктов сгорания древесных отходов от температуры при $\alpha = 1$ и $W = 50\%$:

1 - $\lambda_{\text{полн}}$; 2 - $\lambda_{\text{газ}} \cdot 10^1$; 3 - $\lambda_{\text{тв}} \cdot 10^1$; 4 - η ; 5 - $\lambda_{\text{тв}}$

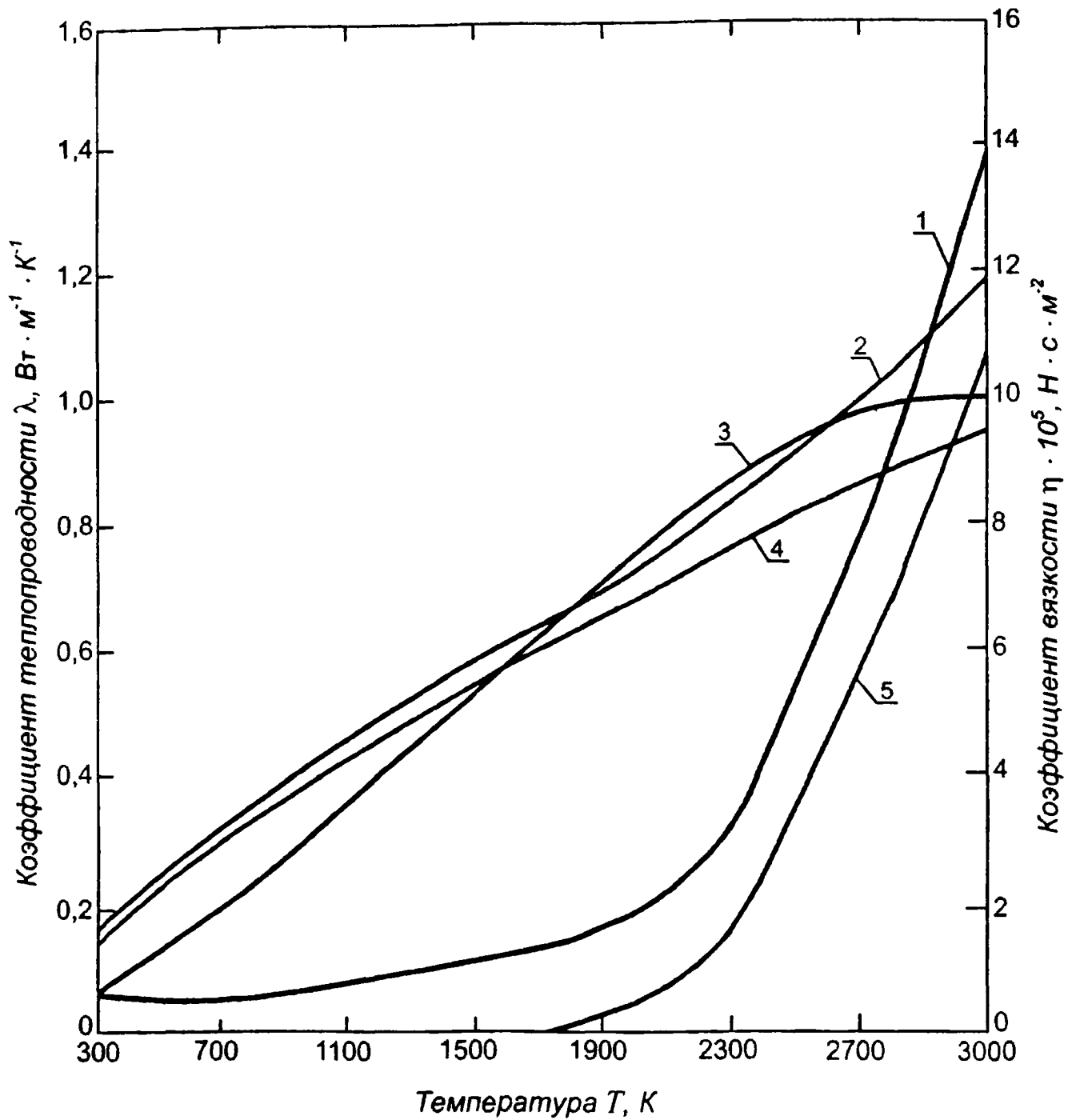


Рис. 3.31. Зависимость коэффициентов вязкости, теплопроводности и составляющих коэффициента теплопроводности газовой фазы продуктов сгорания древесных отходов от температуры при $\alpha = 1$ и $W = 15\%$:

1 – $\lambda_{\text{полн}}$; 2 – $\lambda_{\text{нест}} \cdot 10^1$; 3 – $\lambda_{\text{внутр}} \cdot 10^1$; 4 – η ; 5 – $\lambda_{\text{хим}}$

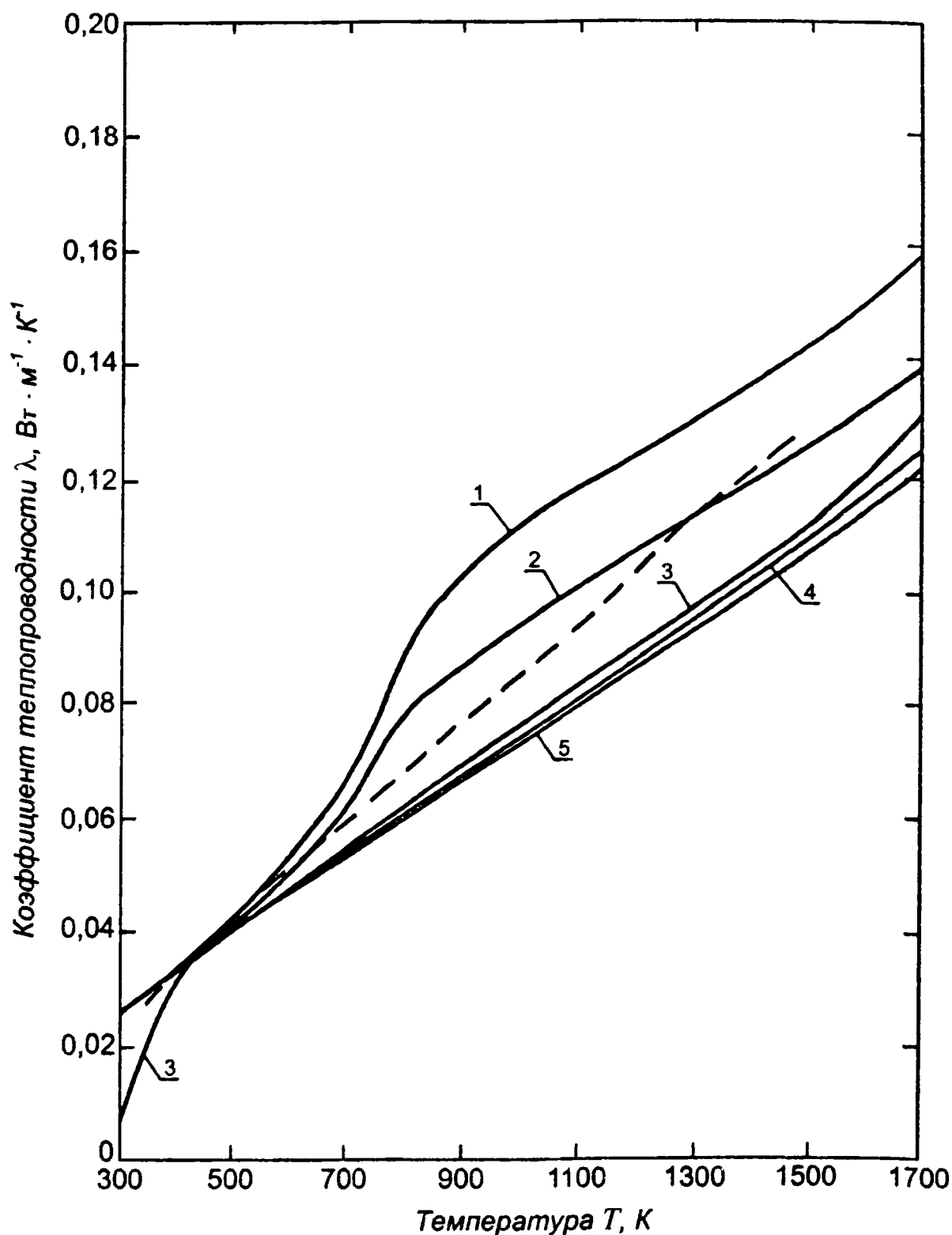


Рис. 3.32. Зависимость коэффициента теплопроводности газовой фазы продуктов сгорания древесины от температуры при различных значениях α :

1 – $\alpha = 0,5$; 2 – $\alpha = 0,75$; 3 – $\alpha = 1,0$; 4 – $\alpha = 1,5$; 5 – $\alpha = 2,0$;
 — — — — табличные значения для дымовых газов [28]

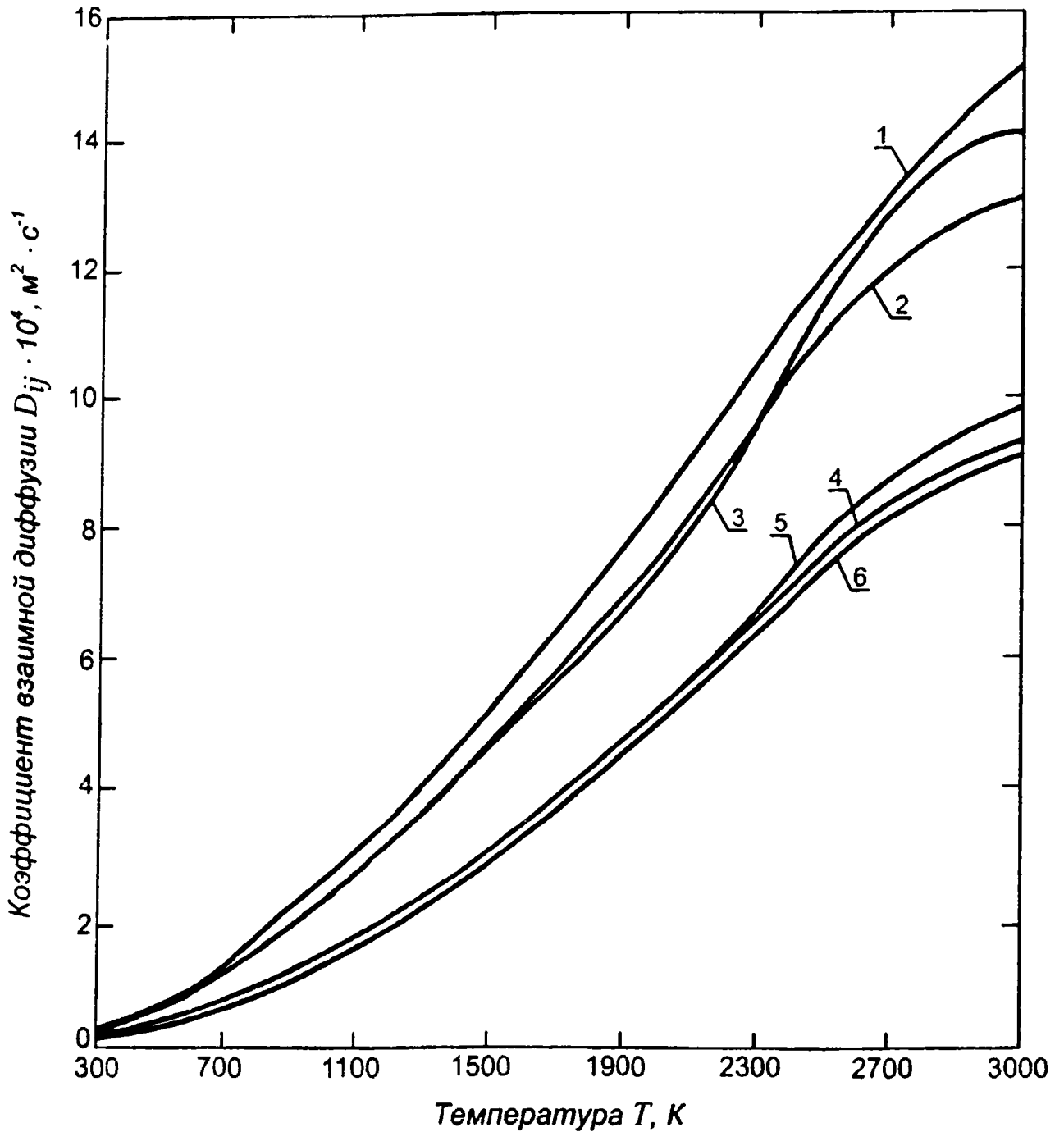


Рис. 3.33. Зависимость коэффициентов взаимной диффузии газовой фазы продуктов сгорания древесных отходов от температуры при $\alpha = 1$ и $W = 50\%$:

1 – $\text{N}_2 - \text{H}_2\text{O}$; 2 – $\text{H}_2\text{O} - \text{N}_2$; 3 – $\text{CO}_2 - \text{H}_2\text{O}$;
 4 – $\text{H}_2\text{O} - \text{CO}_2$; 5 – $\text{CO}_2 - \text{N}_2$; 6 – $\text{N}_2 - \text{CO}_2$

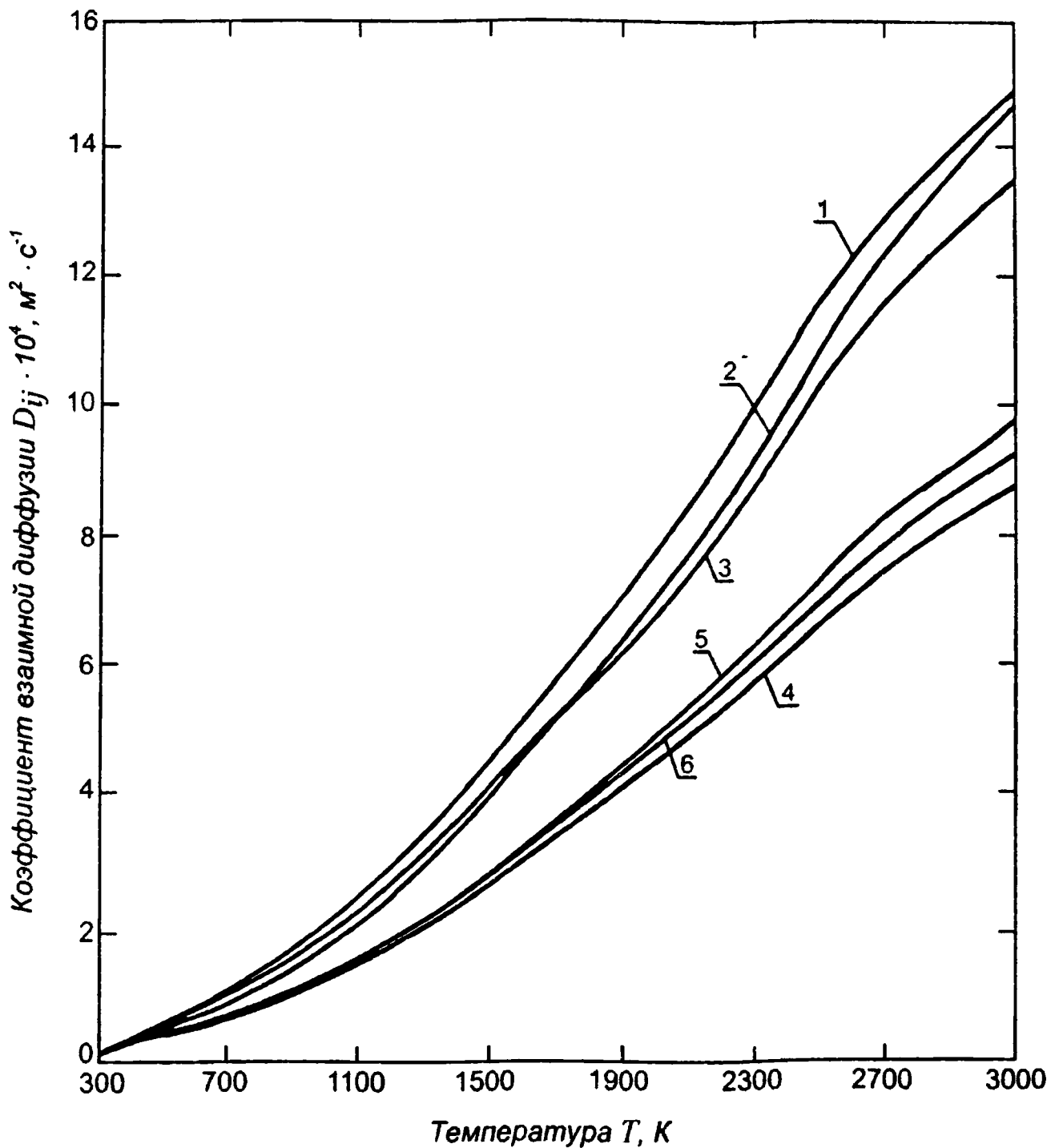


Рис. 3.34. Зависимость коэффициентов взаимной диффузии газовой фазы продуктов сгорания древесных отходов от температуры при $\alpha = 1$ и $W = 15\%$:

1 – $\text{N}_2 - \text{H}_2\text{O}$; 2 – $\text{H}_2\text{O} - \text{N}_2$; 3 – $\text{CO}_2 - \text{H}_2\text{O}$;
 4 – $\text{H}_2\text{O} - \text{CO}_2$; 5 – $\text{CO}_2 - \text{N}_2$; 6 – $\text{N}_2 - \text{CO}_2$

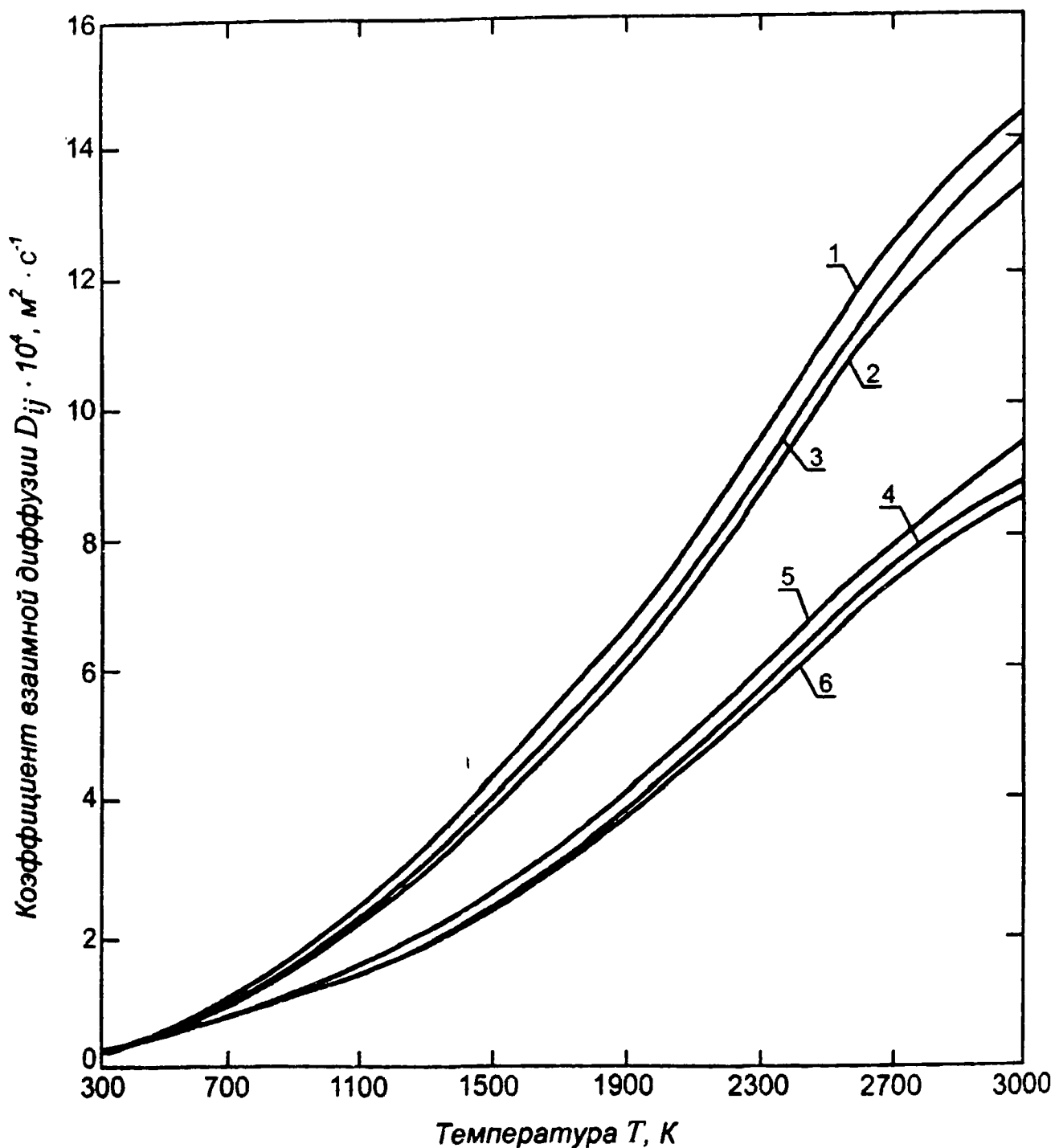


Рис. 3.35. Зависимость коэффициентов взаимной диффузии газовой фазы продуктов сгорания древесины от температуры при $\alpha = 0,5$:

1 – $\text{N}_2 - \text{H}_2\text{O}$; 2 – $\text{H}_2\text{O} - \text{N}_2$; 3 – $\text{CO}_2 - \text{H}_2\text{O}$;
 4 – $\text{H}_2\text{O} - \text{CO}_2$; 5 – $\text{CO}_2 - \text{N}_2$; 6 – $\text{N}_2 - \text{CO}_2$

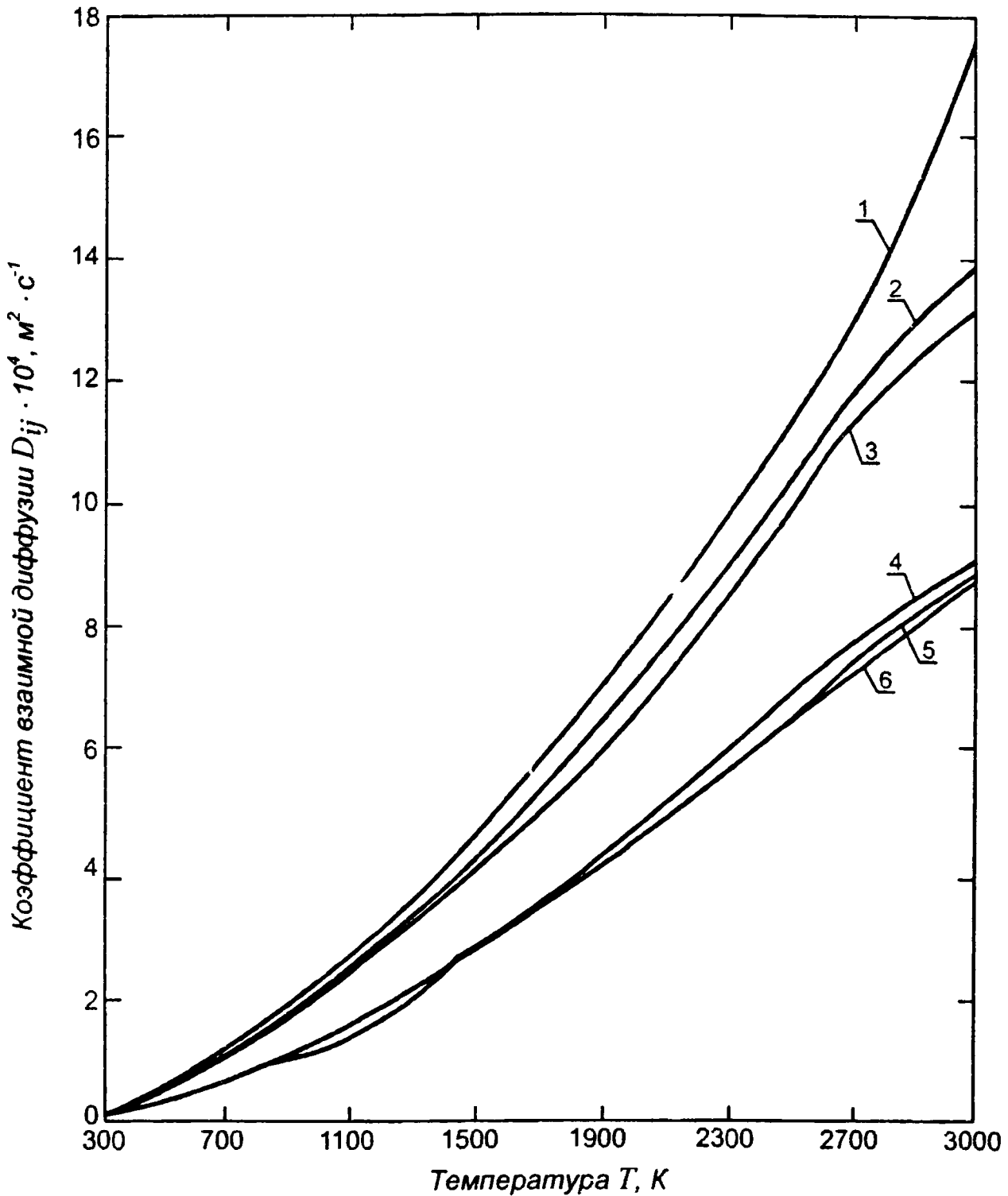


Рис. 3.36. Зависимость коэффициентов взаимной диффузии газовой фазы продуктов сгорания древесины от температуры при $\alpha = 1,0$:

1 – $\text{N}_2 - \text{H}_2\text{O}$; 2 – $\text{H}_2\text{O} - \text{N}_2$; 3 – $\text{CO}_2 - \text{H}_2\text{O}$;
 4 – $\text{H}_2\text{O} - \text{CO}_2$; 5 – $\text{CO}_2 - \text{N}_2$; 6 – $\text{N}_2 - \text{CO}_2$

В табл. 3.5 приведены значения коэффициентов взаимной диффузии D_{ij} для пар: $\text{CO}_2 - \text{H}_2\text{O}$ и $\text{CO}_2 - \text{N}_2$.

Коэффициенты взаимной диффузии для пар, образованных молекулами CO_2 , H_2O , N_2

Температура T , К	Влажность W , %		Коэффициент избытка воздуха α			
	50	15	0,5	1,0	1,5	2,0
	Коэффициент взаимной диффузии $D_{\text{CO}_2-\text{H}_2\text{O}} \cdot 10^4, \text{ м}^2 \cdot \text{с}^{-1}$					
700	1,0	1,0	1,0	1,0	1,1	1,1
1100	2,7	2,4	2,3	2,4	2,4	2,5
1500	4,6	4,2	4,1	4,0	4,1	4,2
Коэффициент взаимной диффузии $D_{\text{CO}_2-\text{N}_2} \cdot 10^4, \text{ м}^2 \cdot \text{с}^{-1}$						
700	0,75	0,74	0,72	0,72	0,75	0,76
1100	1,7	1,6	1,5	1,6	1,6	1,0
1500	3,1	2,9	2,7	2,7	2,7	2,8

Из рисунков и таблицы видно, что с увеличением влажности коэффициенты взаимной диффузии увеличиваются на 5–10 %. С ростом коэффициента избытка воздуха коэффициенты взаимной диффузии незначительно увеличиваются.

Таким образом, с изменением влажности и коэффициента избытка воздуха происходит изменение коэффициентов переноса газовой фазы продуктов сгорания древесины, которые необходимо учитывать при соответствующих расчетах.

В табл. 3.6 и 3.7 приведены литературные данные, которые могут быть полезны для решения практических нормативных задач.

Таблица 3.6

Удельный выход (потребление) газов при горении веществ и материалов

Вещество или материал	Удельный выход (потребление) газов $L_i, \text{ кг} \cdot \text{кг}^{-1}$			
	L_{CO}	L_{CO_2}	L_{O_2}	L_{HCl}
Хлопок	0,0052	0,57	2,3	-
Лен	0,0039	0,36	1,83	-
Хлопок + капрон (3:1)	0,012	1,045	3,55	-
Турбинное масло ТП-22	0,122	0,7	0,282	-
Кабели АВВГ	0,11	-	-	0,123
Кабели АПВГ	0,150	-	-	0,016

Окончание табл. 3.6

Вещество или материал	Удельный выход (потребление) газов $L_i, \text{кг} \cdot \text{кг}^{-1}$			
	L_{CO}	L_{CO_2}	L_{O_2}	L_{HCl}
Древесина	0,024	1,51	1,15	-
Керосин	0,148	2,92	3,34	-
Древесина, огнезащищенная препара- гом СДФ-552	0,12	1,96	1,42	-

Таблица 3.7

Дымообразующая способность веществ и материалов

Вещество или материал	Дымообразующая способность D , $\text{Нп} \cdot \text{м}^2 \cdot \text{кг}^{-1}$	
	Тление	Горение
Бутиловый спирт	-	80
Бензин А-76	-	256
Этилацетат	-	330
Циклогексан	-	470
Толуол	-	562
Дизельное топливо	-	620
Древесина	345	23
Древесное волокно (береза, осина)	323	104
ДСП, ГОСТ 10632-77	760	90
Фанера, ГОСТ 3916-65	700	140
Сосна	759	145
Береза	756	160
Древесно-волокнистая плита (ДВП)	879	130
Линолеум ПВХ, ТУ 21-29-76-79	200	270
Стеклопластик, ТУ 6-II-10-62-81	640	340
Полиэтилен, ГОСТ 16337-70	1290	890
Табак "Юбилейный", 1 сорт, $W = 13 \%$	240	120
Пенопласт ПВХ-9, СТУ 14-07-41-64	2090	1290
Пенопласт ПС-1-200	2050	1000
Резина, ТУ 38-5-12-06-68	1680	850
Полиэтилен высокого давления ПЭВФ	1930	790
Пленка ПВХ марки ПДО-15	640	400
Пленка марка ПДСО-12	820	470
Гурбинное масло	-	243

ТЕПЛООБМЕН ОЧАГА ПОЖАРА СО СТРОИТЕЛЬНЫМИ КОНСТРУКЦИЯМИ

По качественному характеру и количественным величинам сложный теплообмен очага пожара со строительными конструкциями различной ориентации можно разделить на два вида: при локальных и при объемных пожарах.

При локальных пожарах (в начальной стадии пожара) сложный теплообмен носит аддитивный характер. При объемных пожарах – неаддитивный характер. Переходный режим сложного теплообмена от аддитивного к неаддитивному характеру при пожарах, переходящих из локальных в объемные, начинается с окончанием начальной стадии пожара $t_{НСП}$ и заканчивается при значении $Bu = 1$, что соответствует значению среднеобъемной температуры $T \approx 400$ °С.

Тепловое взаимодействие очага локального пожара с горизонтальными конструкциями покрытий подчиняется общей схеме взаимодействия неизотермической струи с преградой. Причем это взаимодействие, в силу аддитивности сложного теплообмена, рассматривается отдельно от лучистого теплообмена очага пожара с этими конструкциями. При объемном пожаре в развитой его стадии эта закономерность продолжает работать, но уже с учетом неад-

дитивности сложного теплообмена до условного времени развития пожара t_n , определяемого по формуле (2.43) и соответствующего началу затухающей стадии пожара. В затухающей стадии пожара тепловое воздействие очага пожара с горизонтальными и вертикальными конструкциями имеет качественный характер, свойственный процессу теплообмена очага пожара с вертикальными конструкциями.

Для горизонтальных конструкций очевидно, что конвективная составляющая сложного теплообмена носит вынужденный характер (вынужденная конвекция), за исключением затухающей стадии пожара.

Для вертикальных конструкций необходимо оценить вклад вынужденной и естественной конвекции в сложный теплообмен. Чтобы определить вид конвективной составляющей сложного теплообмена очага пожара с вертикальными строительными конструкциями, найдем величину отношения максимальной скорости потока жидкости в пограничном слое, вызванного естественной конвекцией U_{\max} , к максимальной скорости вынужденного потока опускного течения на вертикальной поверхности U_{\max_b} , образующегося вследствие взаимодействия конвективной колонки со строительными конструкциями.

Величину U_{\max} для условий естественной конвекции можно определить из соотношения [10]. По данным дифференциального метода моделирования динамики пожара [2–4], величина максимальной скорости опускного течения для адиабатических условий составляет $U_{\max_b} \sim 0,1 \sqrt{gL}$. С использованием данных исследований взаимодействия струи с изотермической поверхностью ее можно определить из соотношения $U_{\max_b} \sim 0,05 \sqrt{gL}$.

В диапазоне изменения высоты помещения L от 3 до 12 м при значениях средней температуры газовой среды в очаге пожара $T = 500\text{--}1000$ °С величина $U_{\max}/U_{\max_B} \sim 6\text{--}10$. Отношение чисел Нуссельта, определенных по законам естественной (Nu) и вынужденной (Nu_B) конвекции, составляет примерно 8,5–12,5 при $T = 500$ °С и 6–8 при $T = 1000$ °С.

Величины отношений U_{\max}/U_{\max_B} и Nu/Nu_B позволяют принять модель сложного теплообмена с естественной конвекцией при определении тепловых нагрузок для вертикальных конструкций в условиях пожара.

Анализ характерных времен процесса прогрева основных строительных конструкций $t_k = \Delta^2/a$ и процесса теплообмена $t = \delta^2/\nu$ позволяет определить диапазон изменения отношений этих характерных времен $t_k/t = 5\text{--}100$ при изменении $T = 50\text{--}1000$ °С, что дает основание использовать при решении нестационарных задач прогрева строительных конструкций при пожаре законы теплообмена, полученные из решения стационарных задач.

4.1. Теплообмен строительных конструкций в условиях начальной стадии пожара и при локальных пожарах

Для негорючих вертикальных конструкций, а также строительных конструкций, изготовленных из сгораемых материалов и нагретых до температур ниже температуры их термического разложения, средний коэффициент теплоотдачи конвекцией определяется по традиционным методам естественной конвекции [1] из соотношения

$$\alpha_{\text{ср}} = (\lambda/H)0,135(\text{Gr}_n\text{Pr})^{1/3}, \quad (4.1)$$

где H – высота конструкции, м; λ – коэффициент теплопроводности газовой среды, $\text{Вт} \cdot \text{м}^{-1} \cdot \text{К}^{-1}$; $\text{Gr}_H = g\beta(T - T_w)H^3/\nu^2$ – число Грасгофа; g – ускорение свободного падения, $\text{м} \cdot \text{с}^{-2}$; $\beta \approx 1/T$ – коэффициент термического расширения, К^{-1} ; T – средняя температура газовой среды в объеме помещения, К; T_w – температура поверхности, К; ν – вязкость газовой среды, $\text{м}^2 \cdot \text{с}^{-1}$.

Определяющей температурой, по которой по справочным данным находятся значения λ и ν , является $T_{\text{опр}} = (T + T_w)/2$.

Для конструкции пола, находящейся за пределами очага пожара, $\alpha_{\text{срп}} = 1,3\alpha_{\text{ср}}$. В качестве определяющего размера для конструкции пола принимается меньшая его сторона.

Соотношение (4.1) справедливо для значений $(\text{Gr}_H\text{Pr}) > 10^8$.

Плотность конвективного теплового потока можно определить из соотношения

$$q_k = \alpha_{\text{ср},i} (T - T_w), \quad (4.2)$$

где $\alpha_{\text{ср},i}$ – коэффициент теплоотдачи i -й конструкции (стены или пола).

При значении $(T - T_w) > 0$ конструкция нагревается газовой средой, при $(T - T_w) < 0$ – охлаждается.

В начальной стадии пожара конструкция пола охлаждается за счет конвективного теплообмена, так же как и конструкция стен ниже тепловой подушки, образующейся от взаимодействия очага пожара с конструкциями покрытий (перекрытий). В зоне тепловой подушки конструкция стены нагревается.

Границы применения традиционных методов конвективной теплоотдачи по времени развития пожара для конструкций, выполненных из горючих и трудногорючих материалов, определены из решения нестационарного уравнения

Фурье с использованием экспериментально полученных зависимостей $q_w = f(t)$ и $T = f(t)$ для НСП. Время $t_{п.к}$, в течение которого для конструкций, выполненных из горючих или трудногорючих материалов, справедлива зависимость естественной конвекции (4.1), определяется из выражения

$$T_{п.к} = \lambda_w^2 (T_{п.в} - T_0)^2 \left\{ a_w \kappa^2 \left[0,0105 \left(\frac{T_{п} - T_0}{T_0} \right) + \right. \right. \\ \left. \left. + 0,0118 \left(\frac{T_{п} - T_0}{T_0} \right)^2 \right] \left[0,006 \left(\frac{T_{п} - T_0}{T_0} \right) + \right. \right. \\ \left. \left. + 0,04 \left(\frac{T_{п} - T_0}{T_0} \right)^2 \right]^{-1} \right\}, \quad (4.3)$$

где $T_{п.в}$, $T_{п}$ – значения температур соответственно поверхности конструкции и среднеобъемной, при которых начинается термическое разложение материала, К; λ_w , a_w – теплопроводность, Вт · м⁻¹ · К⁻¹, и температуропроводность, м² · с⁻¹, материала конструкции при $(T_{п.в} + T_0)/2$; $\kappa = c_p T_{п} G_* / F_w$; $G_* = \rho B_* \frac{H}{2} (gH)^{0,5}$; $B_* = 4F / \Pi_{п}$; F_w – общая поверхность конструкций, м²; F – площадь пола, м²; $\Pi_{п}$ – периметр помещения в плане, м.

Если при расчете по соотношению (4.3) значение времени получается больше, чем продолжительность НСП, за время $t_{п.к}$ принимают значение продолжительности НСП, $t_{п.к} = t_{НСП}$.

Для строительных конструкций, выполненных из горючих и трудногорючих материалов, после начала их тер-

мического разложения ($t > t_{п.к}$) необходимо учитывать массообменные процессы, происходящие на поверхности (поток продуктов термического разложения) [10].

Тепломассообмен в условиях естественной конвекции на вертикальных конструкциях при наличии горения в пограничном слое описывается системой интегральных уравнений, в которую входят уравнения движения, энергии и диффузии кислорода в пограничном слое при наличии “стока” кислорода, идущего на горение продуктов термического разложения материала конструкции.

Решение системы этих интегральных уравнений [10] при допущении, что перенос энергии за счет изотермической диффузии, бародиффузионный перенос тепла, диффузионная теплопроводность пренебрежимо малы по сравнению с конвективным переносом тепла и тепловым эффектом реакции горения, и допущении об оптически тонком пограничном слое имеет вид с учетом, что при пожаре можно принять

$$\zeta = 1, \text{Pr} = 1, \text{Sc} = 1,$$

$$\text{Nu} = 0,2\text{Gr}_x^{1/3} \left[1 + \frac{\beta_m(m_\infty - m_w)}{\beta(T_\infty - T_w)} \right]^{1/3} \times \\ \times \left[\frac{1}{2,14(1 + \kappa_T) + 1} \right]^{1/3} (1 + \kappa_T), \quad (4.4)$$

где безразмерный параметр $\kappa_T = \frac{\eta Q_H^p}{c_p (T_\infty - T_w)(1 - m_w)}$ ха-

рактеризует влияние процесса горения в пограничном слое на теплообмен; $\text{Nu} = \alpha H / \lambda$ – число Нуссельта; $\beta_m =$

$= \frac{M_2 / M_1}{1 + (M_2 / M_1 - 1)_m}$ – концентрационный коэффициент рас-

ширения; m_∞ – концентрация окислителя газовой среды

($m_\infty = 0,23$); m_w – концентрация окислителя на поверхности; η – коэффициент полноты сгорания; Q_H^p – низшая теплотворная способность продуктов термического разложения сгораемого материала конструкции, кДж · кг⁻¹; c_p – теплоемкость газовой среды пограничного слоя при постоянном давлении, кДж · кг⁻¹ · К⁻¹; T_∞ – температура сгорания газовой среды в пограничном слое, $T_\infty = 1273$ К.

Скорость распространения продуктов горения в пограничном слое, влияющая на скорость переноса газообразных продуктов в объеме помещения, определяется из соотношения

$$U = 1,59 g \beta (T_\infty - T_w) \left[1 + \frac{\beta_m}{\beta} \frac{m_\infty - m_w}{T_\infty - T_w} \right]^{1/2} \times \left\{ 1 - \left[3,15 + 2,15 \frac{\eta Q_H^p}{c_p} \frac{m_\infty - m_w}{(T_\infty - T_w)(1 - m_w)} \right]^{-1} \right\}^{1/2} H^{1/2}. \quad (4.5)$$

Для определения лучистой составляющей сложного теплообмена используется модель лучистого теплообмена между плоскопараллельными бесконечными пластинами [10]

$$q_{nR} = \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_r} + \frac{1}{\varepsilon_w} - 1} \sigma_0 \left[\left(\frac{T_\infty}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_w}{100} \right)^4 \right],$$

где ε_r , ε_w – степень черноты соответственно газовой среды пограничного слоя и поверхности конструкции, определяемая согласно закону Бугера–Ламберта $\varepsilon_r = 1 - e^{-\kappa l}$.

Приведенная длина $l = 1,8\delta_t$, где δ_t – толщина теплового пограничного слоя

$$\delta_t = 2,93Gr_x^{-1/6} \left[1 + \frac{\beta_m(m_\infty - m_w)}{\beta(T_\infty - T_w)} \right]^{-1/6} \times \\ \times \left[\frac{1}{2,14(1 + \kappa_T) + 1} \right]^{-1/6} \quad x. \quad (4.6)$$

Значения плотности теплового потока, полученные на основе приведенных выше соотношений, отличаются на 6 % от максимального экспериментального значения и на 9 % от минимального при $q_{cp} = 30 \text{ кВт} \cdot \text{м}^{-2}$. Эксперимент проводился на вертикальной деревянной конструкции высотой $H = 2,5 \text{ м}$, при этом концентрация O_2 на поверхности $m_w = 0,01$. Как показали проведенные расчеты, доля лучистой составляющей от суммарной плотности теплового потока составила 60 %, доля плотности теплового потока за счет процесса горения в пограничном слое – 30 % и доля конвективной составляющей – 10 %.

При анализе лучистого теплообмена в условиях локального пожара или в его начальной стадии необходимо учитывать неоднородности по температуре и оптическим свойствам излучающей газовой среды (факела пламени).

Излучение от локального очага горения в произвольную точку пространства складывается из излучений всех элементарных его объемов. Распределение температуры по оси свободного факела хорошо описывается соотношением

$$T_{0y} = T_{max} \left[0,3 + 3,35 \left(\frac{y}{y_{max}} \right)^{1,12} e^{-1,21 \left(\frac{y}{y_{max}} \right)} \right], \quad (4.7)$$

где T_{max} – можно определить из табл. 4.1; y_{max} – определяется по приближенному соотношению $y_{max} \cong 1,1D$ (D – диаметр очага).

Значения максимальной температуры T_{\max}

Материал пожарной нагрузки	T_{\max} , К	Материал пожарной нагрузки	T_{\max} , К
Ацетон	1420	Изопентол	1380
Керосин	1360	Изопрен	1340
Бензин	1370	Пропанбутол	1340
Бутиловый спирт	1370	Изопропанбензол	1350
Бензол	1380	Древесина	1370
Трансформаторное масло	1380	Торф	1380
Машинное масло	1360	Антрацит	1570
Мазут	1330		

Распределение температуры вдоль радиуса факела пламени согласно экспериментальным данным

$$\frac{T_{y0} - T_{yx}}{T_{y0} - T_f} = 2,5 \bar{r}_y - 5 \bar{r}_y^3 + 5 \bar{r}_y^4 - 1,5 \bar{r}_y^5, \quad (4.8)$$

где $\bar{r}_y = 2R_y/D$ – относительный радиус; T_f – температура на внешней вертикальной границе пламени, при $\bar{h} \leq 2,3$ $T_f = 0,82T_{\max}$ и при $\bar{h} > 2,3$ $T_f = 0,4T_0$.

Коэффициент ослабления газовой среды определялся из выражений

$$\begin{aligned} \kappa &= 1,6 \cdot 10^{-3} T(x, y, z) - 0,5 \text{ для } T > 773 \text{ К;} \\ \kappa &= 1,54 \cdot 10^{-3} T(x, y, z) - 0,45 \text{ для } 293 \text{ К} < T < 773 \text{ К.} \end{aligned} \quad (4.9)$$

Расчет излучения от локального очага с учетом распределений (4.7)–(4.9) позволяет определять с помощью ЭВМ плотность падающего лучистого теплового потока в произвольную точку пространства.

Плотность лучистого теплового потока, поглощенного объемом произвольной ориентации относительно локального очага пожара, определяется из соотношения

$$q_{пR} = \varepsilon_w (q_R - \sigma T_w^4), \quad (4.10)$$

где ε_w – степень черноты поверхности; q_R – плотность падающего лучистого потока, кВт · м⁻².

Степень воздействия очага локального пожара на вертикальные конструкции и различные объекты, приводящего к усилению пожарной опасности и нежелательным последствиям, связанным с потерей устойчивости конструкций, загоранием соседних с очагом предметов и т. п., главным образом зависит от максимальной величины плотности падающего лучистого потока, которую можно выразить для случая, когда вертикальная конструкция находится за факелом, в виде следующего уравнения:

$$q_{R_{\max}} = A\sigma T_f^4 \left(\frac{x}{D} \right)^{-B}, \quad (4.11)$$

где A и B являются сложными функциями от $Bu = \kappa D$; T_f – эффективная температура пламени, характеризующая совокупное излучение всех его элементов по направлениям излучения.

Для значений $Bu < 1$ по данным численных экспериментов

$$q_{R_{\max}} = 0,16\sigma T_{\max}^4 \left(\frac{x}{D} \right)^{1,6Bu-3,5}, \quad (4.12)$$

а для $Bu \geq 14$

$$q_{R_{\max}} = 0,24\sigma T_{\max}^4 \left(\frac{x}{D} \right)^{-1,65}. \quad (4.13)$$

В интервале значений $1 < Bu < 14$ величину $q_{R_{\max}}$ можно определить из выражения (4.11), используя для нахождения коэффициентов A и B данные рис. 4.1.

С использованием соотношений (4.11)–(4.13) были получены данные для нахождения предельных значений разрывов между размещениями пожарных нагрузок при определе-

нии категорий помещений, зданий и наружных установок по взрывопожарной и пожарной опасности (НПБ 105-03).

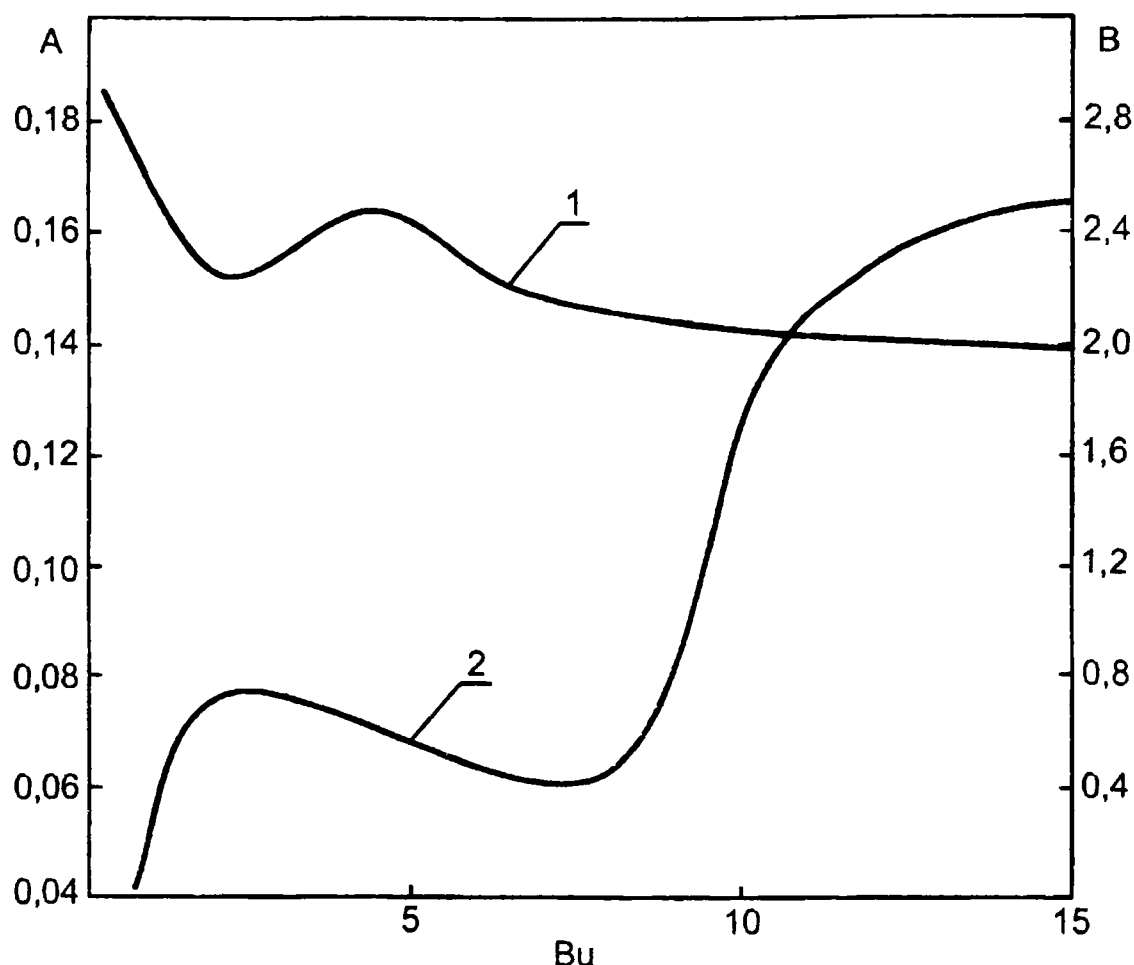


Рис. 4.1. Зависимость коэффициента A и показателя степени B , используемых в уравнении (4.74) от величины V_u для определения падающих лучистых потоков в плоскость пола:

1 – показатель степени B ; 2 – коэффициент A

В зависимости от величины критической плотности подающих лучистых потоков $q_{кр}$ ($\text{кВт} \cdot \text{м}^{-2}$) для пожарной нагрузки, состоящей из горючих твердых материалов, значение предельных расстояний $l_{пр}$ (м) для категории В4 можно найти из табл. 4.2.

Таблица 4.2

Зависимость предельных расстояний $l_{пр}$ от величины критической плотности подающих лучистых потоков $q_{кр}$

$q_{кр}, \text{кВт} \cdot \text{м}^{-2}$	5	10	15	20	25	30	40	50
$l_{пр}, \text{м}$	12	8	6	5	4	3,8	3,2	2,8

Значения $l_{пр}$, приведенные в табл. 4.2, рекомендуются при минимальном расстоянии от поверхности пожарной нагрузки до нижнего пояса ферм перекрытий (покрытий) $H \geq 11$ м.

При значениях $H < 11$ м предельное расстояние можно определить как $l_{пр}^* = l_{пр} + (11 - H)$.

Значение $q_{кр}$ для некоторых горючих материалов пожарной нагрузки приведены в табл. 4.3.

Таблица 4.3

Минимальная интенсивность облучения для твердых сгораемых материалов $q_{кр}$

Материал	$q_{кр}$, кВт · м ⁻² , при продолжительности облучения, мин		
	3	5	15
Древесина (сосна влажностью 12 %)	18,8	16,9	13,9
Древесно-стружечные плиты, $\rho = 417$ кг · м ⁻²	13,9	11,9	8,3
Торф брикетный	31,5	24,4	13,2
Торф кусковой	16,6	14,35	9,8
Хлопок (волокно)	11,0	9,7	7,5
Слоистый пластик	21,6	19,1	15,4
Стеклопластик	19,4	18,6	15,3
Пергамин	22,0	19,75	17,4
Резина	22,6	19,2	14,8
Уголь	-	35,0	35,0
Рулонная кровля	22,0	19,75	17,4
Сено, солома (при минимальной влажности до 8 %)	10,5	8,4	7,0

Если пожарная нагрузка состоит из различных горючих материалов, то значение $q_{кр}$ определяется по материалу с минимальным значением $q_{кр}$.

Для пожарной нагрузки, состоящей из ЛВЖ или ГЖ, рекомендуемое расстояние $l_{пр}$ между соседними участками размещения (разлива) пожарной нагрузки можно определить из соотношений при $H \geq 11$ м $l_{пр} \geq 15$ м, при $H < 11$ м $l_{пр} \geq (26 - H)$ м.

Величину максимальной плотности падающего лучистого потока в элемент конструкции, нормаль к которой направлена к оси пламени в области изменения расстояния $0 \leq x < 0,5D$, можно представить в виде уравнения

$$q_{R(x)\max} = 1,55 \exp\left(-0,88 \frac{x}{D}\right) A \sigma T_f^4 (0,5)^{-B}. \quad (4.14)$$

При значении $Bu > 14$

$$q_{R(x)\max} = 0,78 \sigma T_{\max}^4 \exp\left(-0,88 \frac{x}{D}\right). \quad (4.15)$$

Плотность максимального падающего теплового потока на элемент вертикальной конструкции с нормалью, направленной от оси факела, может быть определена из соотношения

$$q_{R(-x)\max} = 1,55 \exp\left(-0,88 \frac{x}{D}\right) A \sigma T_f^4 (0,5)^{-B} \times \\ \times \left[2 - \exp\left(1,39 \frac{x}{D}\right)\right]. \quad (4.16)$$

Для факела со значением $Bu > 14$ соотношение (4.16) принимает вид

$$q_{R(-x)\max} = 0,78 \sigma T_{\max}^4 \exp\left(-0,88 \frac{x}{D}\right) \times \\ \times \left[2 - \exp\left(1,39 \frac{x}{D}\right)\right]. \quad (4.17)$$

Тепловое воздействие очага пожара с горизонтальными конструкциями покрытий в неаддитивной постановке рассмотрено в разд. 4.2, посвященном теплообмену при объемных пожарах. Для такого вида пожаров принято распределение температуры по толщине пограничного слоя, соответствующее значениям $Re_* > 10^5$.

В отличие от объемных, при локальных пожарах конвективный и лучистый теплообмен являются аддитивными, значение Re_* может быть меньше 10^5 , что отражается на характере теплового и гидродинамического взаимодействия.

В основу исследований этих процессов в НСП (или при локальных пожарах) был положен модельный эксперимент с последующей проверкой полученных результатов на крупномасштабных фрагментах [10]. Эти экспериментальные исследования показали, что существует достаточно хорошая сходимость общих закономерностей взаимодействия потока над очагом горения и вынужденной струи с нормально расположенной поверхностью, несмотря на существенные качественные различия в структуре этих потоков. Верхняя граница переходного течения для конвективной колонки $\bar{r} = 2,4$ больше, чем полученная для вынужденной струи, что указывает на бóльшую устойчивость потока в пограничном слое при движении высокотемпературных неизотермических газов.

Профиль температур в пристенном пограничном слое для области ускоренного течения, полученный экспериментально, хорошо описывается соотношением

$$\frac{T - T_w}{T_m - T_w} = 1,5 \left(\frac{y}{\delta_t} \right) - 0,5 \left(\frac{y}{\delta_t} \right)^3. \quad (4.18)$$

Распределение (4.18) является менее заполненным, чем принятое для модели развитой стадии пожара. Решение для конвективного теплообмена получено как частное из общего решения для условий объемного пожара, с учетом выражения (4.18) и при значениях $N = 0$, $Pr = 1$.

Для области ускоренного течения

$$\text{Nu}_{k*} = \frac{\alpha r_*}{\lambda} = 0,835 \text{Re}_*^{0,5} \left(1 - \frac{\bar{r}^2}{3}\right)^{1,2} (1 + \bar{r})^{-0,62}. \quad (4.19)$$

В критической точке ($\bar{r} = 0$) значение числа Нуссельта определяется

$$\text{Nu}_{k*} = 0,835 \text{Re}_*^{0,5}. \quad (4.20)$$

В области основного течения соответствующая критериальная зависимость определяется из выражения (4.68) при $N_T = 0$. В области переходного течения безразмерный коэффициент теплообмена определяется из уравнения (4.70), где Nu_{1*} соответствует выражению (4.19), при $\bar{r} = 1$ и $\text{Nu}_{2,4*}$ – из выражения (4.68) при $\bar{r} = 2,4$ и $N_T = 0$.

При разработке инженерных методов расчета падающих лучистых потоков в нормально расположенную горизонтальную поверхность следует рассматривать два характерных случая:

светящаяся зона факела пламени достигает перекрытия: $\bar{h} > H/y_{\max} \leq 2,3$;

высота светящейся зоны ниже перекрытия $\bar{h} > 2,3$.

Плотность падающего лучистого потока в лобовую точку перекрытия при $\bar{h} \leq 2,3$ определяется с точностью до 4 % из выражения

$$q_R = \varepsilon_\phi \sigma T_0^4 (0,88 \bar{h}^{0,63}), \quad (4.21)$$

где ε_ϕ – степень черноты факела, рассчитанная по излучению на центр основания цилиндра; T_0 – температура набегающего потока, определяемая из уравнения (4.7).

При значении $6 \geq \bar{h} > 2,3$ экспериментальные данные с точностью до 6 % аппроксимируются зависимостью

$$q_R = 0,78 \varepsilon_\phi \sigma T_{\max}^4 \bar{h}^{-1,65}. \quad (4.22)$$

Находим плотность падающих лучистых потоков в перекрытие на расстоянии $0 < \bar{r} \leq 6$ от лобовой точки:

$$q_{R(\bar{r}>0)} = q_R \exp(-0,28\bar{h}^{-0,2}\bar{r}), \quad (4.23)$$

где q_R определяют из выражения (4.21) или (4.22).

Средняя плотность падающих лучистых потоков в пределах характерных зон течения под горизонтальной поверхностью перекрытия может быть найдена из следующих соотношений:

область ускоренного течения ($0 < \bar{r} = r/r_* \leq 1$)

$$q_{R_{\text{ср}}} = q_R \frac{1}{a} (1 - e^{-a}); \quad (4.24)$$

область переходного течения ($1 < \bar{r} \leq 2,4$)

$$q_{R_{\text{ср}}} = q_R \frac{e^{-a}}{1,4a} (1 - e^{-1,4a}); \quad (4.25)$$

область основного течения ($\bar{r} > 2,4$)

$$q_{R_{\text{ср}}} = q_R \frac{e^{-2,4a}}{a(\bar{r} - 2,4)} \left[1 - e^{-a(\bar{r} - 2,4)} \right]. \quad (4.26)$$

В выражениях (4.24)–(4.26) $a = 0,28\bar{h}^{-0,2}$, где $\bar{h} = H/y_{\text{max}}$.

При расчете прогрева горизонтальных стержневых конструкций, попавших в зону факела, необходимо учитывать несимметричное тепловое воздействие факела на эти конструкции. Очевидно, что нижняя поверхность стержневой конструкции испытывает более интенсивное тепловое воздействие от очага пожара, чем верхняя.

Для горизонтальных стержневых конструкций прямоугольного сечения с высотой сечения $\Delta \ll H$ плотность падающего лучистого потока в верхнюю поверхность определяется из выражения

$$q_{R(\text{верх})} = q_R \bar{h}^{-0,57}. \quad (4.27)$$

Плотность падающих лучистых потоков в боковые поверхности стержневых конструкций прямоугольного сечения можно определить как

$$q_{R(\delta)} = \frac{q_{R(\text{верх})} + q_R}{2}. \quad (4.28)$$

В работе [29] приведены результаты обобщения экспериментальных данных о теплоотдаче в лобовую точку горизонтально расположенного круглого цилиндра, находящегося на оси факела пламени,

$$q_c = \varepsilon_{\text{пр}} \sigma_0 \left[\left(\frac{T}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_w}{100} \right)^4 \right] + 0,7 \frac{\lambda}{R} (T - T_w) \sqrt{\text{Re}}, \quad (4.29)$$

где $\varepsilon_{\text{пр}}$ – приведенная степень черноты системы цилиндр – факел пламени (для стали $\varepsilon_{\text{пр}} = 0,35$); $\sigma_0 = 5,67 \text{ Вт} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{К}^{-4}$ – коэффициент излучения абсолютно черного тела; $T = T_{\text{max}} \{0,3 + 2,35(H/y_{\text{max}})^{1,12} \exp[-1,21(H/y_{\text{max}})]\}$ при $0,1 \leq (H/y_{\text{max}}) \leq 2,6$ – температура на оси факела пламени на высоте размещения цилиндра относительно зеркала горения H , К; $y_{\text{max}} = 1,1D_{\text{экв}}$ – координата на оси факела пламени, где $T = T_{\text{max}}$; T_w – температура поверхности цилиндра, К; λ – коэффициент теплопроводности газа при температуре T , $\text{Вт} \cdot \text{м}^{-1} \cdot \text{К}^{-1}$; R – радиус цилиндра, м; $\text{Re} = (2RU_{\text{н}})/\nu$ – число Рейнольдса; ν – коэффициент кинематической вязкости газа при температуре T , $\text{м}^2 \cdot \text{с}^{-1}$; $U_{\text{н}} = U_{\text{max}} \{1,58(H/y_{\text{max}})^{1,32} \exp \times [-0,69(H/y_{\text{max}})]\}$ – скорость набегающего потока при $0,1 \leq H/y_{\text{max}} \leq 3,5$, $\text{м} \cdot \text{с}^{-1}$; $U_{\text{max}} = 2,15 \sqrt{gD_{\text{экв}}}$ – максимальная скорость газового потока, $\text{м} \cdot \text{с}^{-1}$; $D_{\text{экв}} = \sqrt{(4F_{\text{п}}/\pi)}$ – эквива-

лентный диаметр очага пожара, м; F_n – поверхность зеркала горения, м².

При локальных пожарах и в начальной их стадии, когда значения среднеобъемных температур сравнительно невелики, решающим в процессе теплообмена между очагом пожара и поверхностью материала пожарной нагрузки (поверхностью пола) является лучистый теплообмен между факелом и поверхностью этой нагрузки (или поверхностью пола).

Обработка экспериментальных данных этого процесса теплообмена проведена в виде зависимости (4.11) с погрешностью, не превышающей 8 %.

Анализ характера зависимостей $A = f(Bu)$ и $B = f(Bu)$ позволяет получить аналитические выражения для характерных величин Bu :

для $0 < Bu \leq 1$

$$q_R = 0,05Bu\sigma T_{\max}^4 \left(\frac{x}{D}\right)^{0,4Bu - 2,88} ; \quad (4.30)$$

для $Bu > 14$

$$q_R = 0,11\sigma T_{\max}^4 \left(\frac{x}{D}\right)^{-1,8} . \quad (4.31)$$

В целях проверки достоверности полученных результатов по сложному теплообмену в условиях локальных пожаров и в начальной их стадии, сходимости с реальными условиями развития пожара проведено сравнение результатов с данными огневых испытаний на крупномасштабных полигонных установках [10].

Огневые испытания охватывают наиболее представительные ситуации в диапазоне изменения величины \bar{h} от 1,2 до 5,66.

Разница в значениях чисел Нуссельта, полученных по экспериментальным данным, теоретически не превышает 6 % в области лобовой точки и 12 % в зоне основного течения.

Выше приведены выражения, позволяющие определять локальные максимальные значения плотностей падающих лучистых потоков от неоднородного факела пламени на конструкции различной ориентации.

Средний по поверхностям коэффициент лучистой теплоотдачи в конструкции стен пола и перекрытия, находящиеся за пределами локального очага пожара, можно определить по соотношению

$$\alpha_{R_i} = \varepsilon_{\text{пр}} \frac{\sigma_0 \left[\left(\frac{T}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_{w_i}}{100} \right)^4 \right]}{T - T_{w_i}} \Psi_{i(1,2)}, \quad (4.32)$$

где $T = T_{\text{max}}$ при значениях $\text{Bu} = \kappa D \leq 6 (D \leq 2,5 \text{ м})$ и $T = 0,905 T_{\text{max}}$ при $\text{Bu} > 6 (D > 2,5 \text{ м})$; $\Psi_{i(1,2)}$ – диффузионный средний по поверхности коэффициент облученности факела пламени на строительные конструкции i -й ориентации.

Величину коэффициента $\Psi_{i(1,2)}$ можно определить из соотношения

$$\Psi_{i(1,2)} = H_i / (L_{\text{ф}} D), \quad (4.33)$$

где H_i – взаимно излучающая поверхность системы факел – i -я поверхность, м^2 , $L_{\text{ф}}$ – высота факела, м; D – приведенный диаметр факела, м.

Взаимную излучающую поверхность системы факел – i -я поверхность строительной конструкции можно определить по известным методам [1, 11].

В частном случае при круговом развитии пожара $D_1 = D_2 = 2Ut$. Высоту факела принимают равной $L_{\text{ф}} = 2,53D$.

При характерных размерах основания факела, соизмеримых между собой, $D = \sqrt{D_1 D_2}$. Если один из размеров намного больше другого, то в качестве размера D принимается меньший из них.

Плотность теплового лучистого потока в элементы конструкции i -й ориентации (стена, пол, потолок) определяется из следующих выражений:

для элементов поверхностей, расположенных соосно напротив соответствующих поверхностей факела и равных по площади,

$$q_{R_i} = \alpha_{R_i} (T - T_{w_i}); \quad (4.34)$$

для других элементов поверхностей

$$q_{R_i} = (\alpha_{R_{i1}} + \alpha_{R_{i2}})(T - T_{w_i}), \quad (4.35)$$

где $\alpha_{R_{i1}}$ и $\alpha_{R_{i2}}$ — коэффициенты теплообмена, определяемые по соотношению (4.32).

Средняя для всех поверхностей плотность лучистого теплового потока может быть определена из соотношения

$$q_{R_{\text{ср}}} = \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_{\phi}} + \frac{F_{\phi}}{\sum_i^n F_{w_i}} \left(\frac{1}{\varepsilon_w} - 1 \right)} \times \\ \times \sigma_0 \left[\left(\frac{T}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_{w_{\text{ср}}}}{100} \right)^4 \right] \frac{F_{\phi}}{\sum_i^n F_{w_i}}. \quad (4.36)$$

Если площадь факела мала по сравнению с суммарной поверхностью облучаемых поверхностей $F_\phi \ll (F_{w_i} - F_\Pi) = \sum_i^n F_i$, то

$$q_{R_{\text{ср}}} = \varepsilon_\phi \sigma_0 \left[\left(\frac{T}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_{w_{\text{ср}}}}{100} \right)^4 \right] \frac{F_\phi}{\sum_i^n F_{w_i}}, \quad (4.37)$$

где $\sum_i^n F_{w_i}$ – суммарная поверхность всех тепловоспринимающих конструкций за вычетом площади очага пожара F_Π .

Средняя температура поверхностей определяется из соотношения

$$T_{w_{\text{ср}}} = \frac{\sum_i^n F_{w_i} T_{w_i}}{\sum_i^n F_{w_i}}, \quad (4.38)$$

где F_{w_i} – площади поверхностей стен, потолков и полов (за исключением площади очага), м²; T_{w_i} – температура соответствующих поверхностей, К.

4.2. Сложный теплообмен в условиях объемных пожаров

При анализе лучистой составляющей сложного теплообмена принято, что перенос лучистой энергии по газовой среде пограничного слоя происходит по диффузионным законам (приближение оптически толстого слоя).

Сложный теплообмен в условиях турбулентной естественной конвекции для объемных пожаров и негорючих строительных конструкций описывается системой интегральных уравнений, в которую входят:

интегральное уравнение движения

$$\frac{d}{dx} \int_0^y U^2 dy = g\beta \int_0^y (T - T_\infty) dy - \frac{\tau_w}{\rho}; \quad (4.39)$$

интегральное уравнение энергии

$$\frac{d}{dx} \int_0^y U(T - T_\infty) dy = \frac{q_{wk}}{c_p \rho} + \frac{q_{pR}}{c_p \rho}. \quad (4.40)$$

Турбулентное касательное напряжение, конвективная составляющая эффективной плотности теплового потока, распределение скорости и температуры по толщине пограничного слоя приняты характерными для турбулентной естественной конвекции [1]. Влияние переноса лучистой энергии сказывается на значениях толщины пограничного слоя.

В работе [10] приведено решение системы интегральных уравнений (4.39) и (4.40) для модели оптически плотного пограничного слоя с оптически прозрачным подслоем (по аналогии с моделью турбулентного пограничного слоя с ламинарным подслоем).

Радиационно-кондуктивное число для данной модели пограничного слоя $N = (16n^2\sigma/3\kappa\delta\lambda_T)(T_l^3 - T_w^3)$ отражает выбранную модель: в выражении присутствует структурный вид диффузионного характера переноса лучистой энергии в оптически плотном пограничном слое и характера переноса лучистой энергии в оптически прозрачном подслое, выраженного в определяющей температуре $(T_l^3 - T_w^3)$. Температура T_l является температурой газового потока в погра-

ничном слое на расстоянии приведенной эффективной длины пути луча от поверхности (толщины оптически прозрачного подслоя). Решение, приведенное в работе [10], можно упростить, практически не уменьшая его точности, используя модель полностью оптически плотного пограничного слоя. Такое решение позволяет определять плотность сложного теплового потока на вертикальной поверхности при объемном пожаре. Ниже приведены основные соотношения.

Критериальное уравнение для безразмерного суммарного коэффициента теплоотдачи при $Pr = 1$ имеет вид

$$Nu_{x_{эф}} = 0,2Gr_x^{1/3} \left[\frac{1}{2,14(1 + N_T) + 1} \right]^{1/3} (1 + N_T), \quad (4.41)$$

где $Gr_x = \frac{g\beta(T - T_w)x^3}{\nu^2}$ – критерий Грасгофа; $N_T = 5,33 \left(\frac{\sigma T_w^3}{\kappa_\delta \lambda_T} \right) =$

$= 5,33 \frac{\sigma T_w^3 \delta_t}{Bu \lambda_T}$ – турбулентное радиационно-кондуктивное

число, отражающее модель полностью оптически плотного пограничного слоя и уменьшающее температуру излучения с T до T_w .

Турбулентный коэффициент теплопроводности можно определить из соотношения

$$\lambda_T = 0,242 \kappa_\lambda Gr_x^{1/6} \lambda, \quad (4.42)$$

где κ_λ – коэффициент, учитывающий влияние процесса лучистого теплообмена на профиль температуры у внешней границы вязкого подслоя:

$$\kappa_\lambda = (\kappa_0 - 1) e^{-0,124(Bu-1)} + 1, \quad (4.43)$$

где κ_0 – коэффициент, учитывающий влияние лучистого теплообмена на турбулентный коэффициент теплопроводности для газовой среды при $Bu = 1$, определяемый из уравнения

$$\kappa_0^3 + \frac{b}{3,14} \kappa_0^2 - \frac{a}{3,14c} = 0, \quad (4.44)$$

$$\text{где } a = \left(\frac{22\sigma T_w^3}{\kappa_{\delta_0} \text{Gr}_x^{1/6} \lambda} \right)^3; \quad b = 2,14a^{1/3};$$

$$c = \left\{ \frac{28,8\epsilon_{\text{пр}} [(T/100)^4 - (T_w/100)^4 x]}{\text{Gr}_x^{1/3} (T - T_w) \lambda} \right\}^3.$$

Коэффициент ослабления пограничного слоя κ_{δ_0} для газовой среды при $\text{Nu} = 1$ можно вычислить по формуле

$$\kappa_{\delta_0} = 0,28 \text{Gr}_x^{1/6} x^{-1}. \quad (4.45)$$

На рис. 4.2 показана зависимость значений Nu , N_T и коэффициента ослабления газовой среды пограничного слоя κ_{δ} для вертикальных конструкций от значений средней объемной температуры в очаге пожара для развитых стадий объемного пожара.

Значение Nu для горизонтальных строительных конструкций при различных режимах течения можно определить из выражения

$$\text{Nu}_i = \text{Nu} \frac{\delta_{t_{\text{ср}}}}{\delta_{t_{\text{ср}}}}, \quad (4.46)$$

где Nu – определяется по данным рис. 4.2; $\delta_{t_{\text{ср}}}$ – средняя толщина теплового пограничного слоя для соответствующих режимов течения, определяемая из соотношений, приведенных ниже, м; $\delta_{t_{\text{ср}}}$ – средняя толщина теплового пограничного слоя для вертикальной поверхности, определяемая по формуле для $\text{Pr} = 1$:

$$\delta_{i_{cp}} = 1,75 \frac{(14,7 - x^{1,5})}{(6 - x)} \left[\frac{g\beta(T - T_w)}{v^2} \right]^{-1/6} \times$$

$$\times \left\{ \frac{1}{1 + N_T^3 [2,14(1 + N_T) + 1]} \right\}^{-1/6}, \quad (4.47)$$

где $x = 10^3 \left[0,1 v^2 / g\beta(T - T_w) \right]^{1/3}$, $\beta \approx \frac{1}{T}$.

Значение N_T для соответствующих режимов течения у горизонтальной строительной конструкции находим из соотношения

$$N_i = N_T \frac{\lambda_T}{\lambda_i}, \quad (4.48)$$

где N_T – число, определяемое по рис. 4.2; λ_T – турбулентный коэффициент теплопроводности для вертикальной поверхности (4.42), Вт · м⁻¹ · К⁻¹; λ_i – коэффициент теплопроводности жидкости у горизонтальной поверхности для различных режимов течения, Вт · м⁻¹ · К⁻¹.

В критической области течения, в ускоренной и переходной областях λ_i соответствует физическому значению теплопроводности жидкости для определяющей температуры.

Для автомодельного течения $\lambda_i = \lambda_T$ и определяется из выражения (4.69). В настоящей модели коэффициент ослабления жидкости в пограничном слое, определяемый из выражения $\kappa_\delta = \text{Nu}_i / 1,8 \delta_i$, значения которого для условий объемного пожара приведены на рис. 4.2, можно вычислить по формуле

$$\kappa_\delta = 0,14 + 3,5 \cdot 10^{-3} T. \quad (4.49)$$

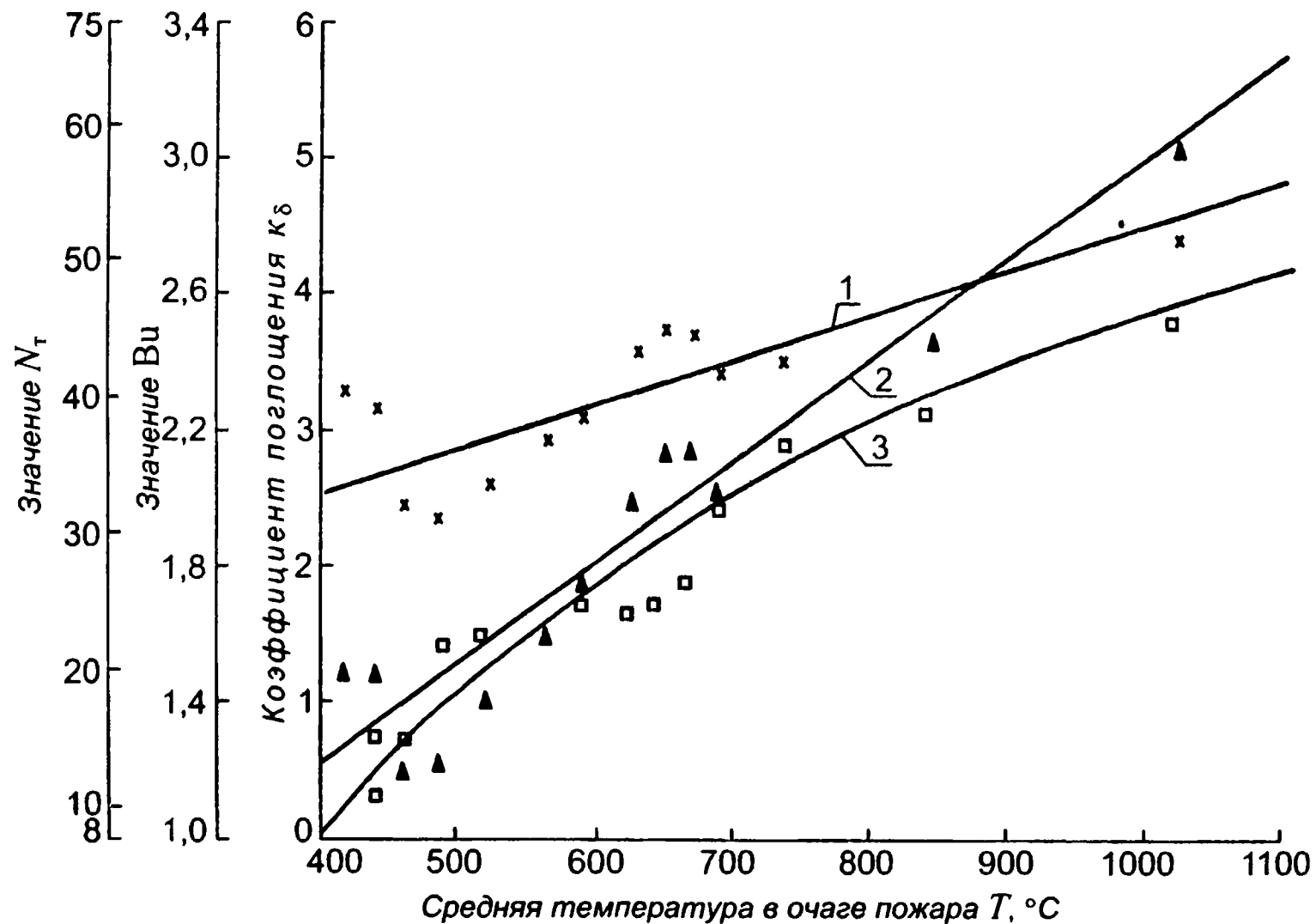


Рис. 4.2. Зависимость коэффициента поглощения k_δ , N_τ и V_i от средней температуры в очаге пожара для вертикальной конструкции:

аппроксимация расчетных данных: 1 – для k_δ ; 2 – для $V_i = 1,8 k_\delta \delta_i$; 3 – для N_τ ;

x – значения k_δ , определенные по формуле (4.49) с использованием экспериментальных данных;

▲ – значения V_i , определенные по выражению (4.46); □ – значения N_τ , определенные по формуле (4.48)

Решения для гидродинамической задачи взаимодействия очага пожара с горизонтальными конструкциями получены из уравнения импульсов для осесимметричного пограничного слоя [10]

$$U_m^2 \frac{d\delta^{**}}{dr} + (2\delta^{**} + \delta^*)U_m \frac{dU_m}{dr} + U_m^2 \frac{\delta^{**}}{r} = \frac{\tau_w}{\rho}, \quad (4.50)$$

где $\delta^{**} = \int_0^{\infty} \frac{U}{U_m} \left(1 - \frac{U}{U_m}\right) dy$ – толщина потери импульса; $\delta^* = \int_0^{\infty} \left(1 - \frac{U}{U_m}\right) dy$ – толщина вытеснения; U_m – скорость газового потока на внешней границе пристенного пограничного слоя, $\text{м} \cdot \text{с}^{-1}$; r – текущий радиус, м .

Законы изменения скорости на внешней границе пристенного пограничного слоя получены из анализа экспериментальных данных в следующем виде:

для области ускоренного течения ($0 < \bar{r} = r/r_* < 1$)

$$U_m = U_* \left[1,5 \left(\frac{r}{r_*} \right) - 0,5 \left(\frac{r}{r_*} \right)^3 \right]; \quad (4.51)$$

для области переходного течения ($1 < \bar{r} < 2,4$)

$$U_m = U_* \left[1 - 0,15 \left(\frac{r}{r_*} - 1 \right)^{3/2} \right]^2; \quad (4.52)$$

для области основного течения ($2,4 < \bar{r} < 6$)

$$U_m = U_* \frac{1,36r_*}{r}, \quad (4.53)$$

где U_* – максимальная скорость на внешней границе пограничного слоя, $\text{м} \cdot \text{с}^{-1}$; r_* – расстояние от критической точки до точки, где $U_m = U_*$, м; $\bar{r} = r/r_*$.

Экспериментальные исследования позволили получить выражения для U_* и r_*

$$\begin{aligned} U_* &= 0,92U_0 \left(\frac{H}{y_{\max}} \right)^{-0,08} ; \\ r_* &= 0,51y_{\max} \left(\frac{H}{y_{\max}} \right)^{0,63} , \end{aligned} \quad (4.54)$$

где y_{\max} – координата точки на оси потока, в которой температура максимальна, м; U_0 – скорость набегающего потока, $\text{м} \cdot \text{с}^{-1}$; H – высота перекрытия, м.

Скорость набегающего потока можно определить из следующих соотношений:

$$\begin{aligned} \text{для } 0,2 \leq \bar{H} = \frac{H}{y_{\max}} \leq 4,5 \\ U_0 &= 1,58U_{\max} \bar{H}^{1,32} e^{-0,69\bar{H}} ; \end{aligned} \quad (4.55)$$

$$\begin{aligned} \text{для } 4,5 \leq \bar{H} \leq 6 \\ U_0 &= 1,53 \cdot 10^{-4} Q_0^{1,11} \bar{H}^{-3,33} , \end{aligned} \quad (4.56)$$

где $U_{\max} \cong 2,5(gD)^{0,5}$ – максимальная скорость в конвективной колонке, $\text{м} \cdot \text{с}^{-1}$, с диаметром очага $D = 2Ut_{\text{нсп}}$, м^2 ; U – скорость распространения пламени по поверхности материала пожарной нагрузки, $\text{м} \cdot \text{с}^{-1}$;

$$Q_0 = \eta M \pi \frac{D^2}{4} Q_{\text{н}}^{\text{р}} ,$$

где Q_0 – тепловыделение очага пожара, Вт; η – коэффициент полноты сгорания; M – скорость потери массы материала

ла пожарной нагрузки, $\text{кг} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{с}^{-1}$; Q_H^p – низшая теплотворная способность материала пожарной нагрузки, $\text{Дж} \cdot \text{кг}^{-1}$; $y_{\max} \cong 1,1D$, м.

Решение уравнения (4.50) дает следующие выражения для толщины гидродинамического пограничного слоя:

в области ускоренного течения

$$\delta = \frac{1,84r_*}{\text{Re}_*^{0,5} \left(1 - \frac{\bar{r}^2}{2}\right)^{1,2}}; \quad (4.57)$$

в области переходного течения

$$\delta = \frac{1,68r_*(1 + 0,78\bar{r})}{\text{Re}_*^{0,5}}; \quad (4.58)$$

в области основного течения

$$\delta = r_* \left[0,038 \text{Re}_*^{-2/13} \bar{r}^{15/13} + 8,9 \left(\frac{6,15}{\text{Re}_*^{0,576}} - \frac{0,105}{\text{Re}_*^{0,154}} \right) \bar{r}^{-2,5} \right]^{13/15}, \quad (4.59)$$

где $\text{Re}_* = \frac{U_* r_*}{\nu}$.

Тепловое воздействие очага пожара с горизонтальными конструкциями в области ускоренного течения с учетом диффузионной модели передачи лучистой энергии описывается следующим уравнением:

$$\frac{1}{r} T_m \frac{d}{dr} r \int_0^{\delta_t} U dy + \frac{1}{r} \frac{d}{dr} r \int_0^{\delta_t} UT dy = -a(1 + N) \frac{dT}{dy} \Big|_w. \quad (4.60)$$

Уравнение (4.60) решалось при температурном профиле, характерном для затопленной, осесимметричной струи, набегающей перпендикулярно на пластину,

$$\frac{T - T_w}{T_m - T_w} = 2,5 \left(\frac{y}{\delta_t} \right) - 5 \left(\frac{y}{\delta_t} \right)^3 + 5 \left(\frac{y}{\delta_t} \right)^4 - 1,5 \left(\frac{y}{\delta_t} \right)^5 \quad (4.61)$$

и найденном экспериментально законе затухания температуры по координате \bar{r} , в диапазоне $0 < \bar{r} \leq 6$:

$$T_m - T_w = (T_0 - T_w)(1 + \bar{r})^{-0,62}, \quad (4.62)$$

где T_0 – температура набегающего потока.

Решением уравнения (4.60) с учетом выражений (4.61) и (4.62) и при значении $Pr = 1$ является критериальная зависимость для определения безразмерного суммарного коэффициента теплоотдачи

$$\begin{aligned} Nu_* = & \left(\frac{q}{T_0 - T_w} \right) \frac{r_*}{\lambda(T_0)} = 1,4 \frac{Re_*^{0,5}}{(1 + 0,23N)} \times \\ & \times \frac{(1 - \bar{r}^2 / 3)^{1,2}}{(1 + \bar{r})^{0,62}} (1 + N), \end{aligned} \quad (4.63)$$

где N – радиационно-кондуктивное число,

$$N = 5,33 \frac{\sigma T_w^3}{\kappa_\delta \lambda} = 5,33 \frac{\sigma T_w^3}{\text{Bu} \lambda} \delta_t;$$

$\delta_t = 0,97(1 + 0,23N)\delta$ – толщина теплового пограничного слоя; δ – толщина гидродинамического пограничного слоя, определенная по уравнению (4.57).

При решении вопроса о тепловом воздействии очага пожара на горизонтальные перекрытия определяющей является критическая точка, в которой тепловой поток имеет максимальное значение. Для критической точки критериальное уравнение имеет вид

$$\text{Nu}_* = 1,4 \text{Re}_*^{0,5} + 2,5 \frac{N_*}{\text{Bu}}, \quad (4.64)$$

где $N_* = 5,33 \frac{\sigma T_w^3}{\lambda} r_*$.

Тепловое взаимодействие очага пожара с горизонтальными конструкциями в области автомоделного течения при диффузионной модели переноса лучистой энергии описывается уравнением

$$-T_m \frac{1}{r} \frac{d}{dr} r \int_0^{\delta_t} U dy + \frac{1}{r} \frac{d}{dr} r \int_0^{\delta_t} UT dy = \frac{q_{wк}}{c_p \rho} (1 + N_T). \quad (4.65)$$

При решении уравнения (4.65) приняты следующие распределения скоростей. Профиль скорости в пограничном слое для $y < \delta$ по закону $1/12$, в струйном течении при $y > \delta$, где справедливы законы свободных затопленных струй, использован профиль Шлихтинга

$$\frac{U}{U_m} = \left[1 - \left(\frac{y - \delta}{b} \right)^{3/2} \right]^2, \quad (4.66)$$

где $b = (B - \delta)$ – толщина струйного пограничного слоя; B – суммарная толщина пристенного и струйного пограничных слоев.

Анализ экспериментальных исследований позволил получить зависимость суммарной толщины B

$$B/y_{\max} = 0,24 (H/y_{\max})^{0,18} \bar{r}^{0,46}. \quad (4.67)$$

Изменение скорости на границе пристенного пограничного слоя определяется по формуле (4.53), интенсивность затухания температуры вдоль радиуса – по уравнению (4.62). При данных условиях решение уравнения (4.65) для $2,4 < \bar{r} \leq 6$ имеет следующий вид для суммарного безразмерного коэффициента теплоотдачи и при $\text{Pr} = 1$:

$$\text{Nu}_* = \frac{0,0109 \text{Re}_*^{0,85} \text{Pr}_t^{-1} \zeta^{-1/12} (1 + \bar{r})^{-0,62}}{\bar{r}^{0,85} \bar{\delta}^{2/13}} (1 + N_T), \quad (4.68)$$

где $\bar{\delta} = \delta / \bar{r}_*$ – определяется из формулы (4.59); Pr_t – турбулентное число Прандтля ($\text{Pr}_t \approx 0,5$);

$$\zeta = \frac{\delta_t}{\delta_m} = 1,64 e^{b(\bar{r}-2,4)} (1 + 0,005 N_T);$$

$$b = -0,145 + 0,085 \lg \text{Re}_*$$

при $N_T =$ от 2 до 40, \bar{r} – от 2,4 до 6, Re_* – от 10^3 до 10^7 .

Турбулентный коэффициент теплопроводности, входящий в выражение для турбулентного радиационно-кондуктивного числа, находим из соотношения

$$\lambda_T = 0,007 \kappa_\lambda \frac{\text{Re}_*^{0,85} \text{Pr}_t^{-1} \zeta^{-1/12} \bar{\delta}_t}{\bar{r}^{0,85} \bar{\delta}^{2/13}} \lambda, \quad (4.69)$$

где значение κ_λ определяется из уравнения (4.43);

$$\kappa_0 = 14,6 \frac{\sigma T_w^3}{q_{пR}} (T_m - T_w); \quad q_{пR} - \text{плотность результирующего}$$

излучения, определяемая в соответствии с законами излучения через прозрачные газовые среды [1, 10]; T_m – определяется из выражения (4.62); $\bar{\delta}_t$ – из уравнения (4.63).

В области переходного течения критериальная зависимость для локального значения Nu_* имеет вид

$$\begin{aligned} \text{Nu}_* &= \text{Nu}_{1*} - 0,714(\text{Nu}_{2,4*} - \text{Nu}_{1*}) + \\ &+ 0,714(\text{Nu}_{2,4*} - \text{Nu}_{1*}) \bar{r}, \end{aligned} \quad (4.70)$$

где Nu_{1*} – значение критерия Нуссельта, определяемое из выражения (4.63) при $\bar{r} = 1$; $\text{Nu}_{2,4*}$ – то же в точке $\bar{r} = 2,4$, определяемое по формуле (4.68).

Экспериментальные исследования теплообмена очага ожара со строительными конструкциями были проведены в фрагментах зданий, различающихся между собой разме-

рами и характером расположения оконных и дверных проемов в следующих диапазонах изменения основных параметров: объем помещения 1,7–216 м³; площадь пола 1,44–36 м²; отношение площади проемов к площади пола 0–33 %. В качестве пожарной нагрузки использовали древесину разных пород с влажностью 15–18 %, органическое стекло и керосин. Диапазон изменения удельного количества пожарной нагрузки (q_k – отношение общего количества пожарной нагрузки к суммарной площади тепловоспринимающих поверхностей), состоящей из твердого горючего материала, составил 0,8–14,4 кг · м⁻².

Результаты экспериментальных исследований приведены в разд. 4.4.

4.3. Тепловое воздействие пожара на наружные стены с внешней стороны

Требования федеральной программы “Энергосбережения” вызвали необходимость применения новых конструктивных систем в области наружной теплоизоляции зданий, в том числе применения горючих материалов в качестве утеплителей (пенополистирола, пенополиуретана и др.), а следовательно, и решения вопросов, связанных с конструктивной пожарной опасностью.

С этой целью были проведены испытания ЦНИИСК им В.А. Кучеренко и ВНИИПО МЧС России на открытом полигоне ВИТУ им. М.О. Комаровского (Санкт-Петербург) и в закрытом отапливаемом корпусе комбината железобетонных изделий ЗАО “Златоустметаллургстрой” (г. Златоуст Челябинской области).

Полученные исходные результаты крупномасштабных испытаний позволили сформулировать метод прогноза прогрева горючего утеплителя, покрытого негорючим защит-

ным слоем [30], что является в данном случае важным элементом для последующего определения пожарной опасности рассматриваемой строительной конструкции.

Испытания в г. Златоусте проводились на фрагменте трехэтажного элемента здания. Фрагмент здания представляет собой прямоугольное сооружение размером в плане $3,2 \times 3,2$ м, общей высотой 8,5 м.

Очаг пожара моделировался на первом этаже. Нагрузка состояла из деревянных брусков сечением не более 50×80 мм в количестве $G = 50 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$, что составило 450 кг древесины при условной продолжительности пожара $t_{\text{п}} = 0,3$ ч, определенной по соотношениям разд. 2.3.2.

Принятые параметры q и $t_{\text{п}}$ позволяют переносить результаты испытаний на жилые здания и подавляющее большинство общественных зданий.

Перед началом испытания деревянные бруски высушивались до эксплуатационной влажности. Для исключения начальной стадии пожара воспламенение производилось практически одновременно в пяти точках (по углам и в центре) с использованием керосина.

На этом фрагменте была проведена серия из 10 испытаний. Анализ результатов этих испытаний позволил вывести средние величины характеристик, необходимые для определения граничных условий и отличающиеся от соответствующих значений для каждого испытания в пределах допустимых требований [31]. В первые 15 мин испытаний отличие средних по 10 испытаниям значений температуры выходящих из проема очага пожара газов не превышало 10 % от этих значений для отдельных испытаний. При времени испытаний более 15 мин это отличие не превышало 5 %.

Схема экспериментального фрагмента и места установки термопар и тепломеров приведены на рис. 4.3.

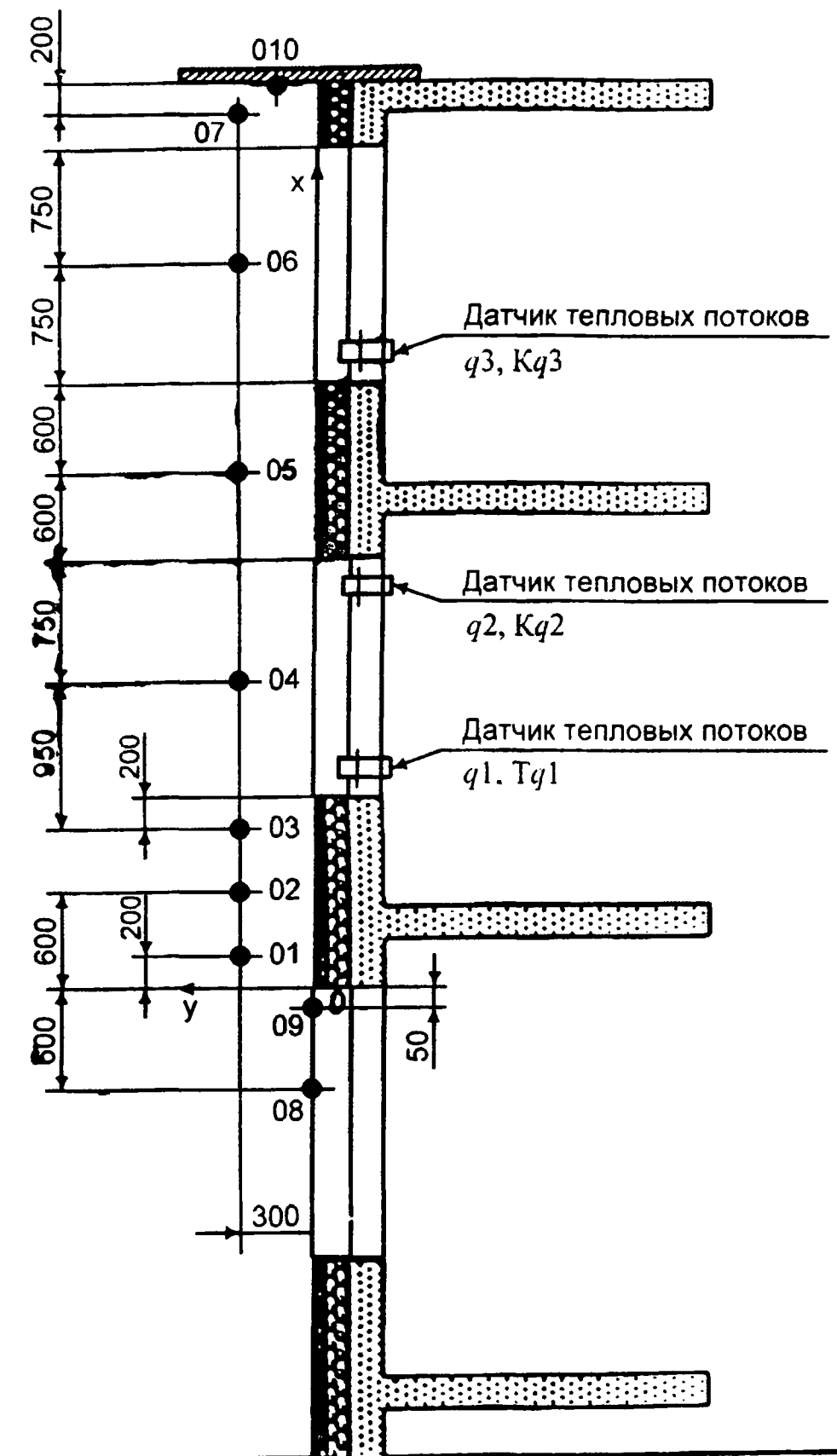


Рис. 4.3. Схема размещения термодатчиков по высоте фасада:
 $q1 \dots q3$ – датчики теплового потока; ● – термомпары (01...010) на отвесе;
 $Tq1(2, 3)$ – термомпара в месте расположения датчика теплового потока $q1(2, 3)$;
 $Kq1(2, 3)$ – термомпара корпуса датчика теплового потока

Измерение температурных и тепловых режимов обеспечивалось следующей системой измерения.

Измерения температуры газовой среды в области факела пламени (на расстоянии 300 мм от наружной поверхности конструкции) осуществлялись термопарами типа ХА \varnothing 1,2 мм. Измерения температур на поверхности конструкций – термопарами ХА \varnothing 0,45 мм, в сечениях конструкций – термопарами ХА \varnothing 0,22 мм.

В качестве датчиков теплового потока применялись тепломеры ФОА-032 (разработаны “ИПО ИТ”, г. Королев). Погрешность измерения данных датчиков около 15 %.

В качестве вторичных преобразователей применялись многоканальные (60 каналов) измерительные преобразователи Ш 711 (г. Омск, завод “Тогэлектроприбор”) и модули ICP-7018 и ICP-7033 Таствинской фирмы ICP-DAC с выходом на персональный компьютер.

Визуализация измерительных параметров и вторичная их обработка выполнялись на персональном компьютере, применяемом при испытаниях систем измерения (СИ). СИ проверена метрологической службой ИЦ, ГРЦ, КБ им. Академика В.П. Макеева.

На рис. 4.4 приведены результаты замеров и экстраполяции изменения плотностей поглощенных тепловых потоков при огневых испытаниях.

Кривые 3, 4, 5 представляют результаты прямых измерений плотности поглощенных тепловых потоков.

Кривые 1 и 2 получены путем математического моделирования.

На рис. 4.5 приведен пример записи прямого измерения плотностей поглощенных тепловых потоков при огневых испытаниях.

Отчетливо видны турбулентная структура факела и его изменения по высоте фрагмента.

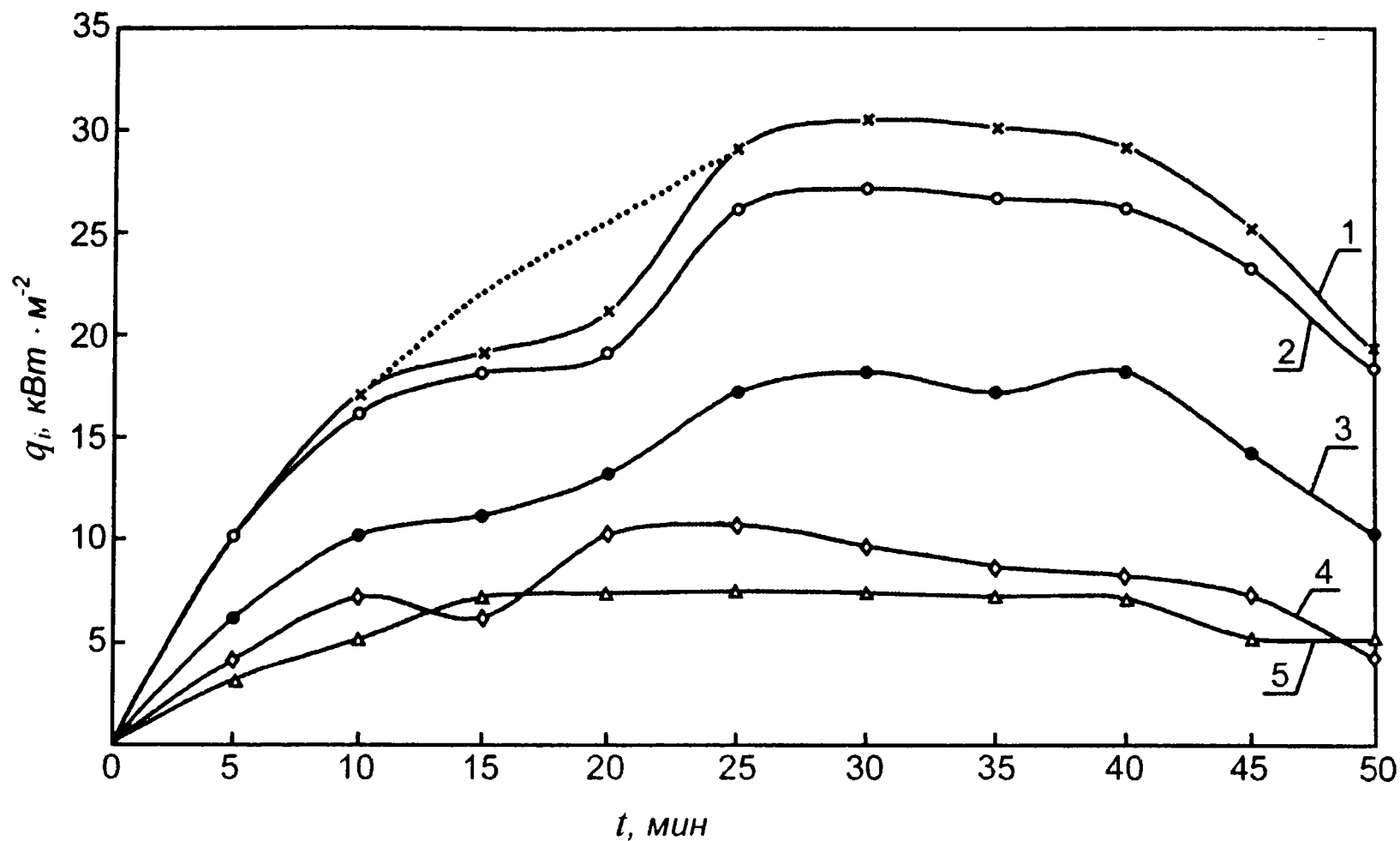


Рис. 4.4. Изменение плотностей поглощенных тепловых потоков в конструкции наружного утепления q_i в различных координатах (x_i) при огневых испытаниях:

1 – q_1 при $x = 0$; 2 – q_2 при $x = 200$ мм; 3 – q_3 при $x = 1270$ мм;
4 – q_4 при $x = 2630$ мм; 5 – q_5 при $x = 3970$ мм

На рис. 4.6 представлены результаты расчета максимальных плотностей тепловых потоков излучением через открытые оконные проемы в зависимости от продолжительности пожара и величины удельной пожарной нагрузки.

Сравнение данных рис. 4.6 и 4.4, 4.5 позволяет сделать вывод о том, что доля максимальной плотности поглощенного теплового потока в конструкцию составляет около 20 % от максимальной плотности теплового потока с радиацией через проемы помещения. Среднее значение этого параметра по поверхности конструкции от очага пожара до второго проема составит около 50 %.

В практике решения вопросов пожарной профилактики в подавляющем большинстве используются граничные условия III рода. Это связано с тем, что условия III рода консервативны относительно характеристик поверхностей, а в ряде случаев искомыми параметрами могут являться значения плотностей потоков в конструкцию или температура поверхности. Для таких случаев использование граничных условий I и II рода некорректно.

Ниже сформулированы граничные условия III рода для практического применения их в инженерных задачах.

Среднее изменение температуры газовой среды на расстоянии 300 мм от наружной поверхности конструкции и среднее изменение температуры на поверхности конструкции приведены на рис. 4.7 и 4.8.

Расстояние 300 мм совпадает с центром формирующейся струи (при $x = 0$) горящих газов, выходящих из проема, $x > 0$ – расстояние от центра формирования струи вверх параллельно конструкции стены.

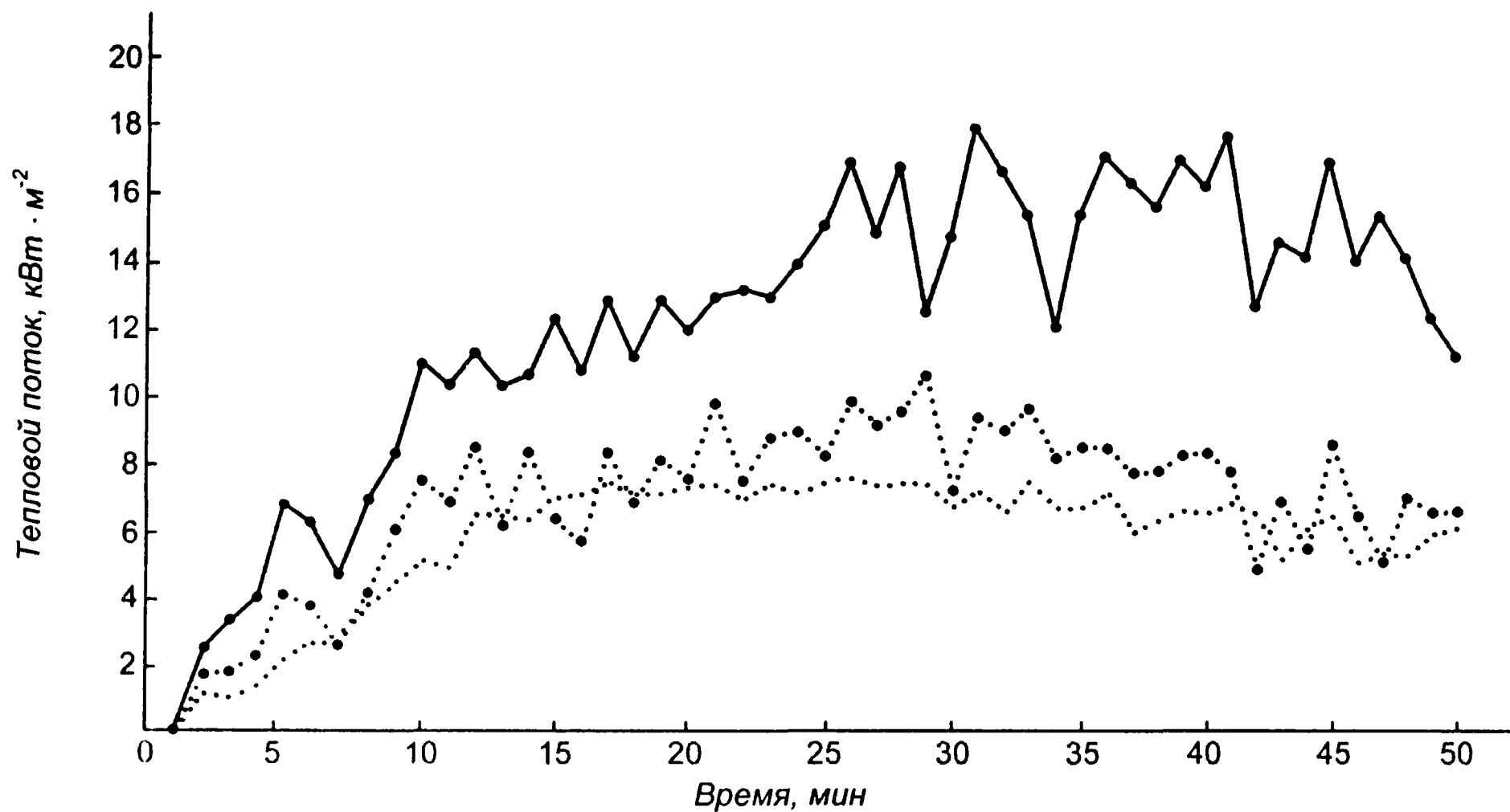


Рис. 4.5. Изменение плотностей тепловых потоков в характерных зонах при проведении огневых испытаний:

- — показания датчика q_1 (рис. 4.3);
- — показания датчика q_2 ;
- — показания датчика q_3

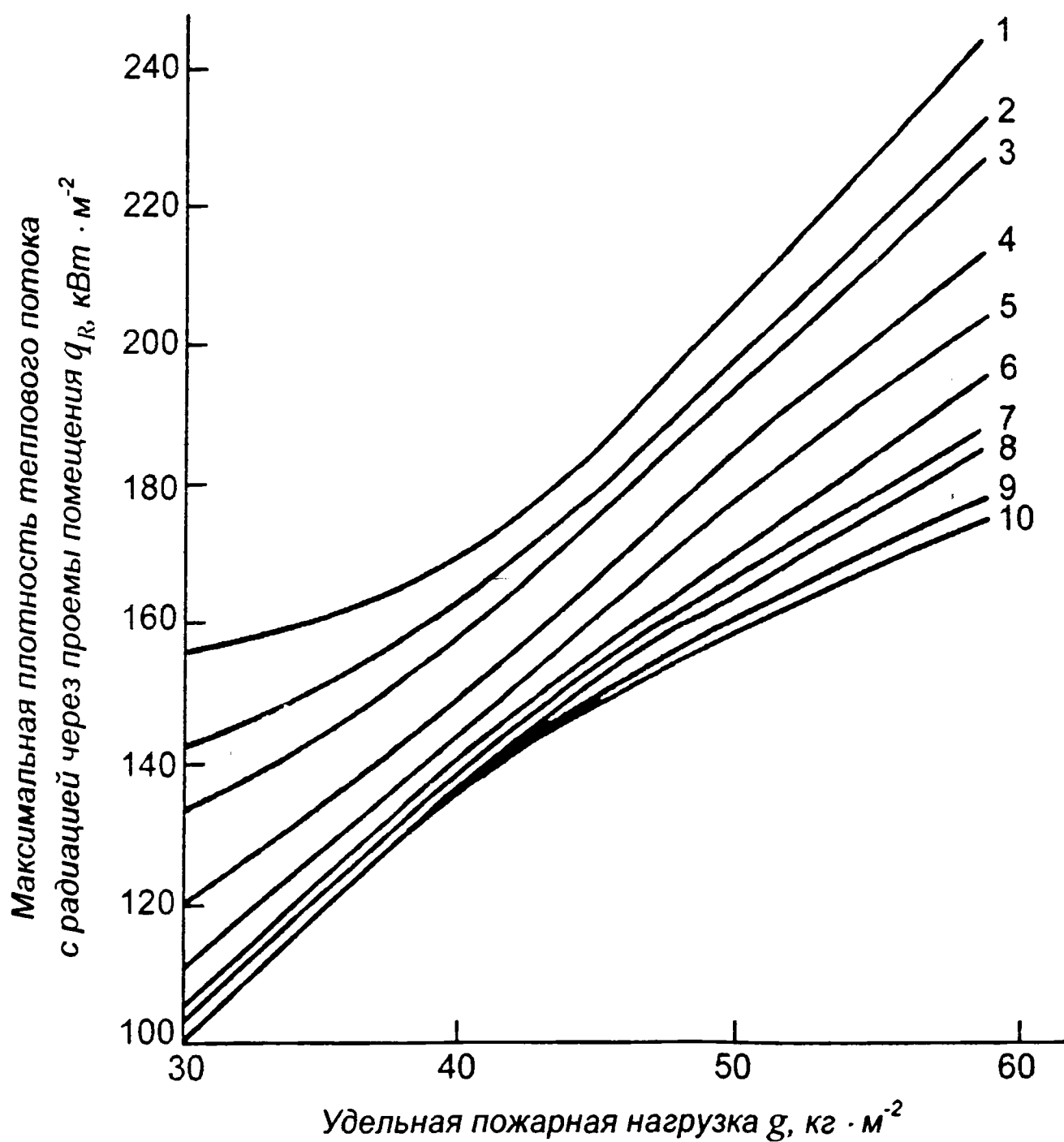


Рис. 4.6. Номограмма для определения максимальной плотности теплового потока с радиацией через проемы помещения в зависимости от удельной пожарной нагрузки и времени t_n (ч):

1 - $t_n = 0,2$; 2 - $t_n = 0,25$; 3 - $t_n = 0,3$; 4 - $t_n = 0,4$; 5 - $t_n = 0,5$;
 6 - $t_n = 0,6$; 7 - $t_n = 0,7$; 8 - $t_n = 0,8$; 9 - $t_n = 1$; 10 - $t_n = 1,2$

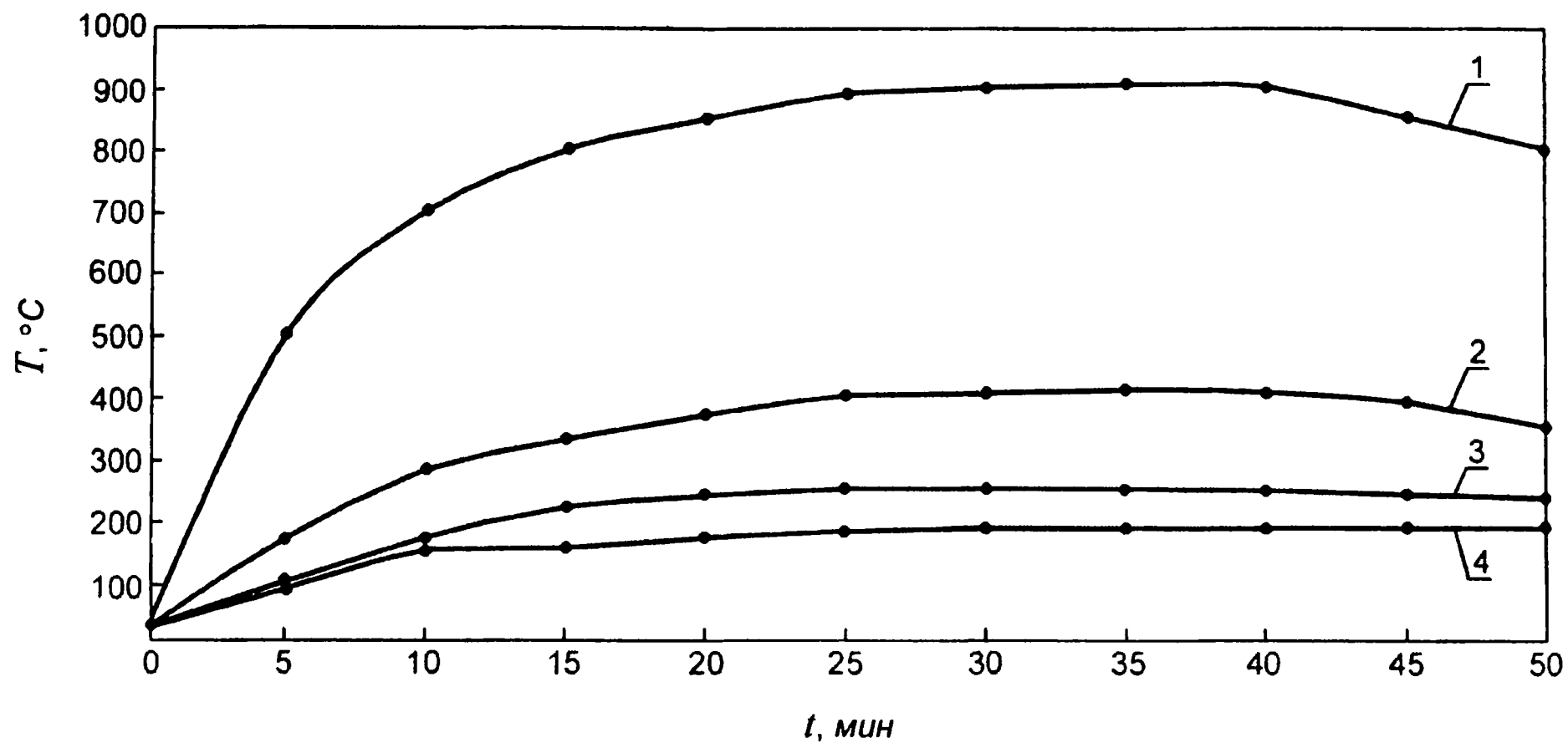


Рис. 4.7. Изменение температуры газовой среды T на расстоянии 300 мм от наружной поверхности стены при огневых испытаниях:

1 – в координате $x = 0$; 2 – $x = 1270$ мм;
3 – $x = 2630$ мм; 4 – $x = 3970$ мм

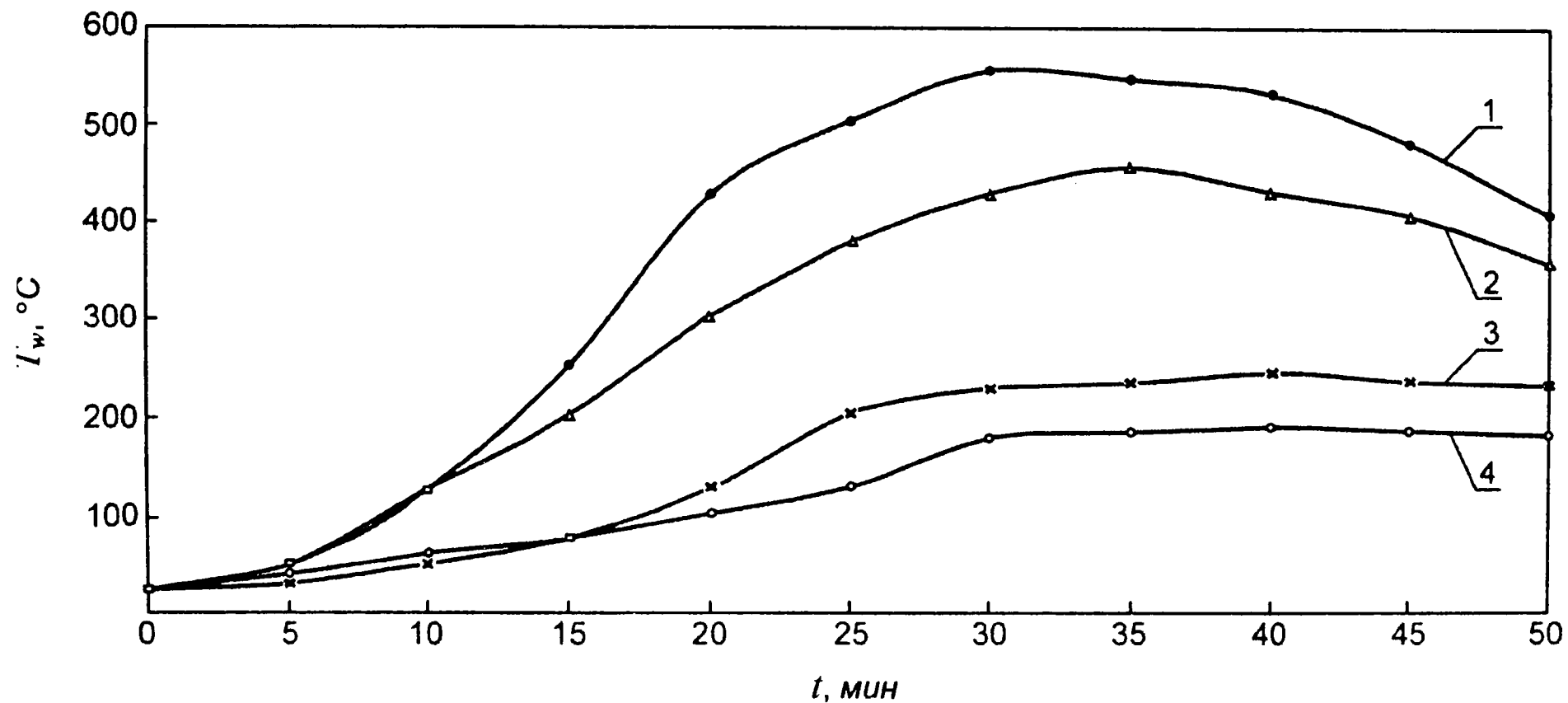


Рис. 4.8. Изменение температуры на поверхности конструкции T_w
при огневых испытаниях:

1 – в координате $x = 0$; 2 – $x = 1270$ мм;
3 – $x = 2630$ мм; 4 – $x = 3970$ мм

В табл. 4.4 приведены средние данные огневых испытаний, необходимые для определения эффективного коэффициента теплоотдачи, и значения этого коэффициента на выходе из оконного проема в координате $x = 0$.

Данные, приведенные на рис. 4.7 (кривая 1), и данные по эффективному коэффициенту теплоотдачи (табл. 4.4) являются граничными условиями III рода, которые можно использовать при решении задач прогрева защиты горючего утеплителя в системе наружного утепления.

Таблица 4.4

Изменение средних параметров при огневых испытаниях и эффективного коэффициента теплоотдачи в координате $x = 0$

Время огневых испытаний t , мин	Плотность поглощенного теплового потока q , кВт · м ⁻²	Температура газовой среды T_{∞} , °С	Температура поверхности T_w , °С	Эффективный коэффициент теплоотдачи α , Вт · м ⁻² · К ⁻¹
5	10	460	50	24
10	17	650	125	32
15	19	750	250	38
20	21	800	420	55
25	29	850	500	83
30	30	860	550	97
35	30	850	550	100
40	29	840	530	94
45	25	810	475	75

При проведении расчетов принятые теплотехнические характеристики, соответствующие цементно-песчаной штукатурке:

$$\rho = 1800 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-3}; \lambda = 1,2 \text{ Вт} \cdot \text{м}^{-1} \cdot \text{К}^{-1}; c_p = 0,84 \text{ кДж} \cdot \text{кг}^{-1} \cdot \text{К}^{-1}; \\ Q = 0,8 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2 \cdot \text{с}^{-1}.$$

Результаты расчетов приведены на рис. 4.9.

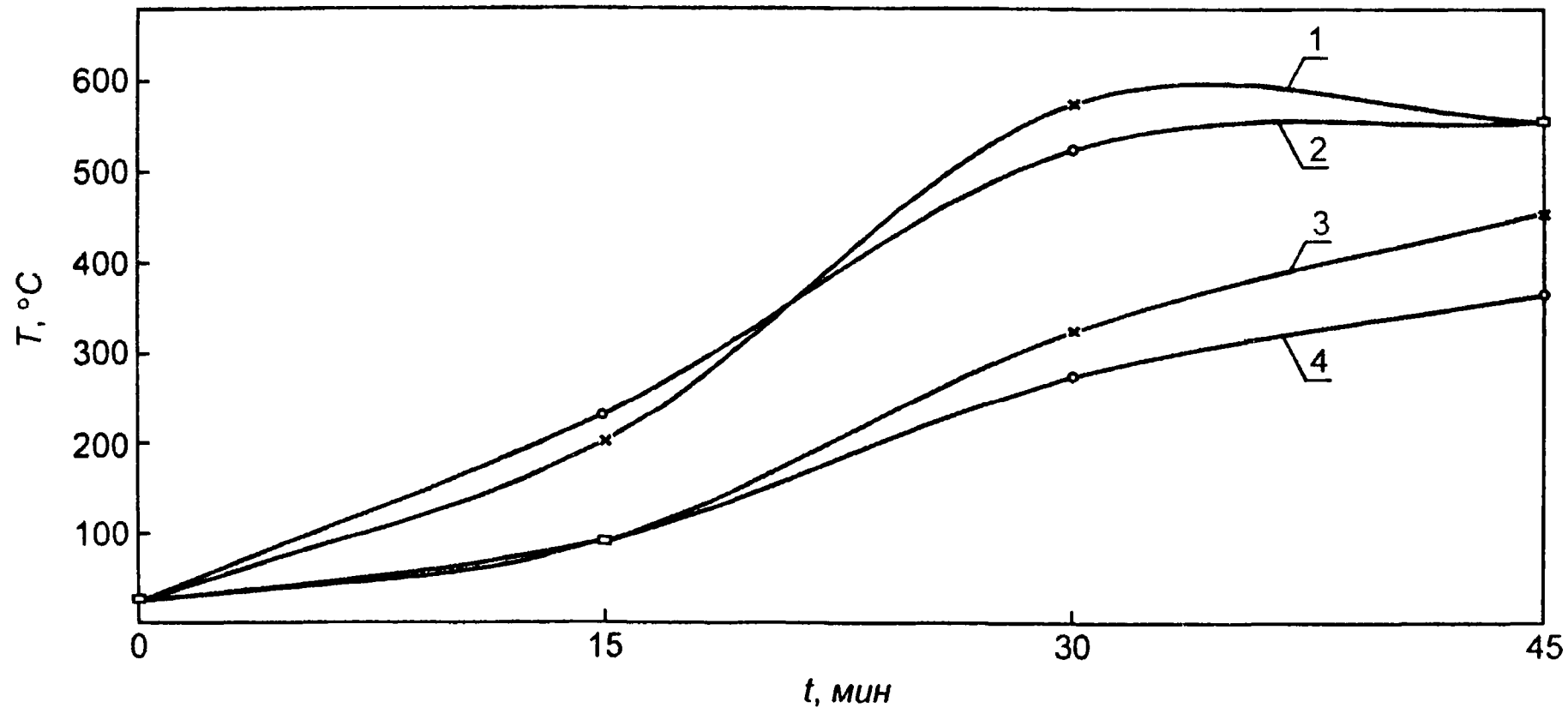


Рис. 4.9. Изменение температуры необогреваемой поверхности защитного слоя T_{Δ} при тепловом воздействии на конструкцию (получено различными методами):

1 – $\Delta = 8$ мм (расчетным путем); 2 – $\Delta = 8$ мм (огневые испытания);
 3 – $\Delta = 30$ мм (расчетным путем); 4 – $\Delta = 30$ мм (численный эксперимент [30])

Разница в значениях температур необогреваемой поверхности толщиной $\Delta = 8$ мм составила для различных времен нагрева: время нагрева 15 мин – $\sigma = 9\%$; $t = 30$ мин – $\sigma = 9\%$; $t = 45$ мин – совпадают.

Для конструкции толщиной $\Delta = 30$ мм эти значения составили: $t = 15$ мин – совпадают; $t = 30$ мин – $\sigma = 20\%$; $t = 45$ мин – $\sigma = 17\%$.

На рис. 4.10 приведены результаты расчета зависимостей температур на необогреваемой поверхности защитного слоя из цементно-песчаной штукатурки от ее толщины при различных временах теплового воздействия (15, 30, 45) мин.

Толщина защитного слоя из негорючих строительных теплоизоляционных материалов толщиной $\Delta = 25\text{--}30$ мм соответствует пределу распространения огня, равному 0, т. е. классу пожарной опасности конструкций К0.

Эти данные получены на основе многочисленных стандартных испытаний по определению предела распространения огня, которые проводились в течение 15 мин.

При толщине защиты 30 мм необогреваемая ее поверхность прогреется до $90\text{ }^\circ\text{C}$ и при толщине 25 мм до $120\text{ }^\circ\text{C}$ (кривая 3, рис. 4.10), что для известных утеплителей (ППУ, ПСБ-С и др.) не представляет опасности. Это совпадает с выводами стандартных испытаний на предел распространения огня.

Анализируя данные рис. 4.10, следует заметить, что качественные изменения зависимости $\Delta = f(T)$ для кривой 1 ($t = 45$ мин) связано с характером изменения температуры газовой среды, выходящей из очага пожара.

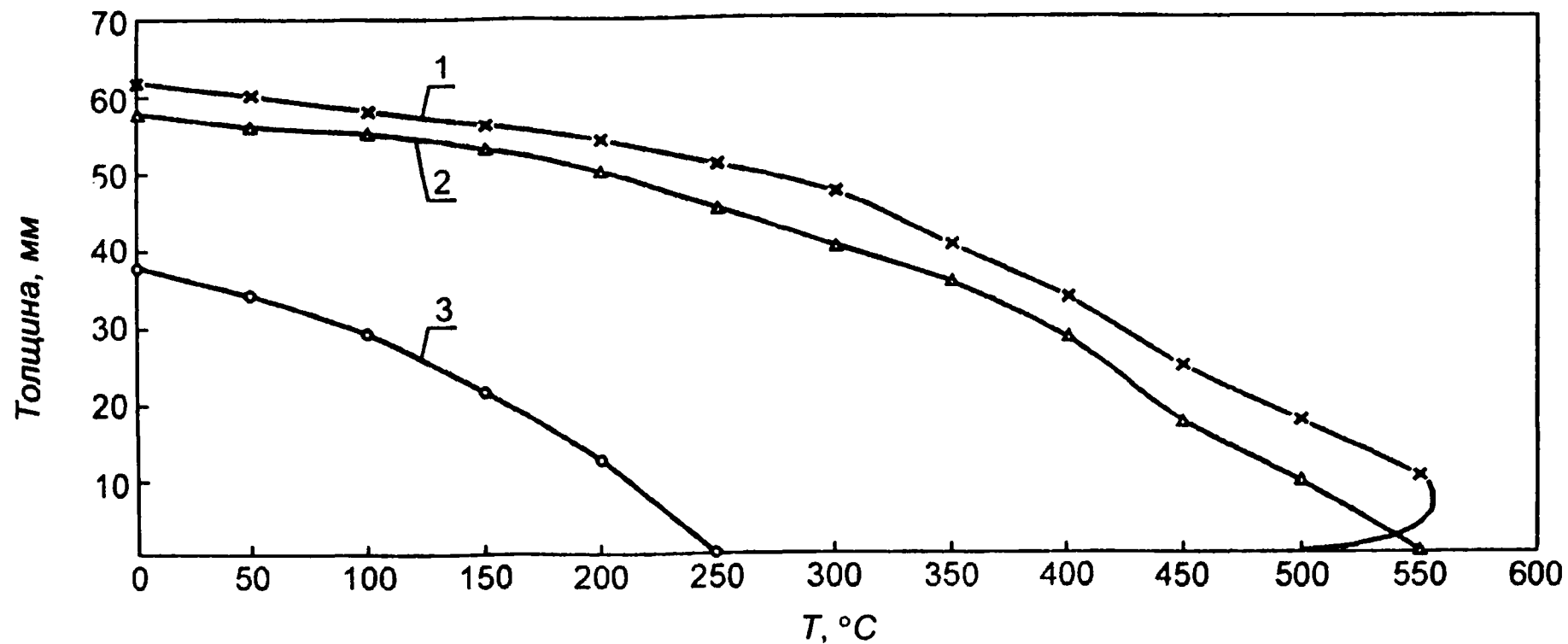


Рис. 4.10. Зависимость температуры прогрева необогреваемой поверхности защитного слоя от его толщины Δ при разной продолжительности теплового воздействия ($G = 50 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$, $t_{II} = 0,3 \text{ ч}$):

1 – в течение 45 мин; 2 – 30 мин; 3 – 15 мин

При значении $t > 35$ мин температура газовой среды начинает уменьшаться, что влечет за собой уменьшение температуры необогреваемой поверхности при малых ее толщинах (в данном случае $\Delta < 8$ мм). При больших толщинах этого снижения не происходит в результате инерционности процесса прогрева.

При наличии данных по теплофизическим характеристикам материала защитной конструкции данные, аналогичные рис. 4.10, можно уточнить. Но даже в приведенном виде они могут служить для оценки толщины защитного слоя при эскизной проработке конструкций наружного утепления с учетом данных по поведению горючего утеплителя при различных значениях температур его нагрева, либо литературных, либо определенных по методам изложенным в работе [30]. Таким образом, определив термоаналитические характеристики материала горючего утеплителя (температура начала разложения, температура максимума скорости потери массы, температура начала тепловыделения и т. д.) и выбрав необходимую температуру, можно определить эффективную толщину защитного слоя горючего утеплителя по критерию прогрева. Толщина защитного слоя выбирается в зависимости от времени теплового воздействия на конструкцию, в соответствии с классом ее пожарной опасности.

На рис. 4.11 приведены результаты измерения плотности тепловых потоков, образующихся при горении наиболее распространенных источников зажигания; было установлено, что в светящейся зоне пламени и на поверхности тлеющей сигареты величина удельного теплового потока колеблется в диапазоне 14–65 кВт · м⁻². Этот диапазон плотностей тепловых потоков реализуется от источников зажигания в реальных условиях эксплуатации помещения.

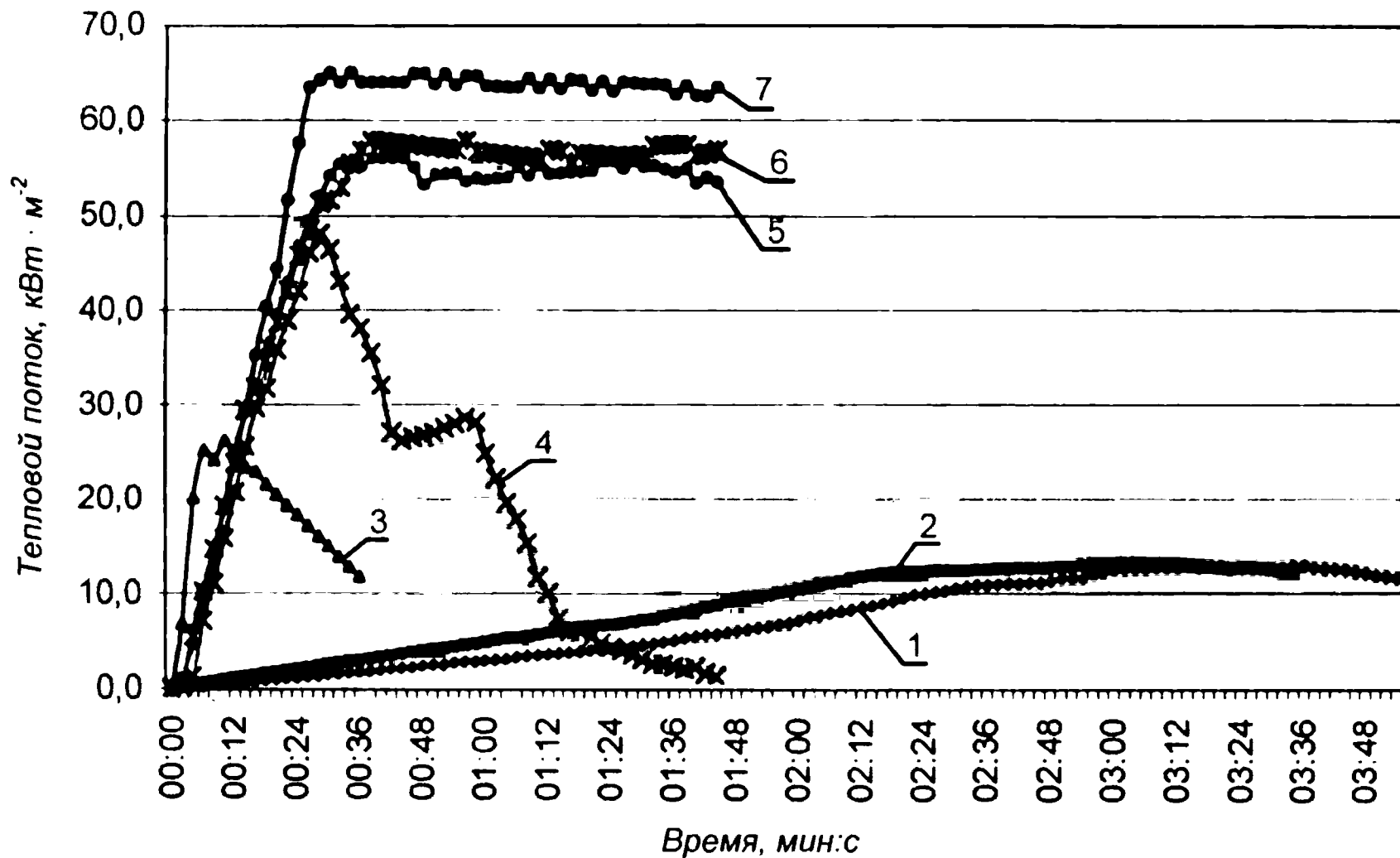


Рис. 4.11. Зависимость во времени плотности удельного теплового потока от различных источников зажигания:

- 1 – сигарета с фильтром; 2 – сигарета без фильтра; 3 – спичка;
 4 – таблетка уротропина по ИСО 6925-82; 5 – зажигалка газовая;
 6 – горелка газовая по EN ISO 11925-2; 7 – горелка газовая по ГОСТ 50810-95

На рис. 4.12 приведены плотности тепловых потоков от открытого дверного проема на противоположную стену коридора шириной 2 м, полученные при огневых испытаниях [32], которые могут быть использованы при разработке условий безопасного применения облицовочных и отделочных материалов.

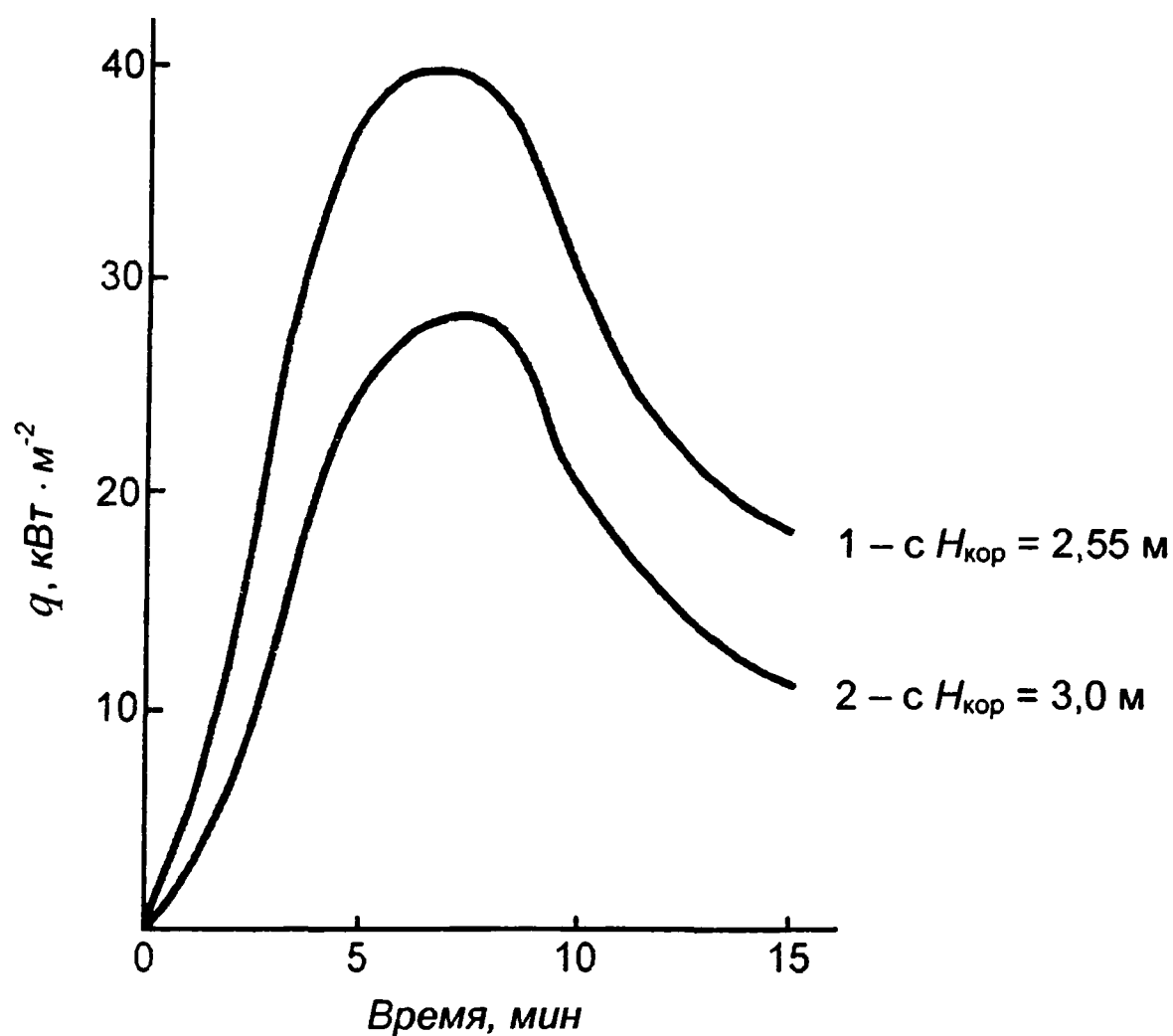


Рис. 4.12. Изменение плотности падающего теплового потока на поверхности стены испытательного отсека высотой 2,5 м

4.4. Результаты моделирования температурного и теплового режимов пожара в помещениях

Разработанные общие принципы математического моделирования пожаров на уровне усредненных термодинамических характеристик [1, 10] позволили использовать методы численного эксперимента для задач прогнозирования динамики пожаров в помещениях различного назначения. Методы численных экспериментов для данных задач имеют целый ряд преимуществ по сравнению с физическим экспериментом. Численные эксперименты, основанные на научно обоснованной математической модели, позволяют получать достоверные научные данные с меньшими затратами в кратчайшие сроки. Для решения целого ряда задач, связанных с разработкой мероприятий пожарной профилактики в помещениях большого объема, численный эксперимент является единственным способом получения достоверных научных данных и в полном их объеме.

Прогнозирование динамики развитой стадии пожара на уровне интегральных характеристик актуально в первую очередь для помещений небольших размеров, в которых продолжительность НСП много меньше продолжительности объемного пожара. К таким помещениям прежде всего относятся помещения жилых, административно-хозяйственных зданий, помещения лечебных учреждений, гостиничных комплексов и им подобных. Для помещений больших объемов (зальные помещения общественных зданий, производственные цеха и т. д.), где существенным может оказаться НСП, необходимо метод моделирования на уровне интегральных характеристик сочетать с методами дифференциального моделирования.

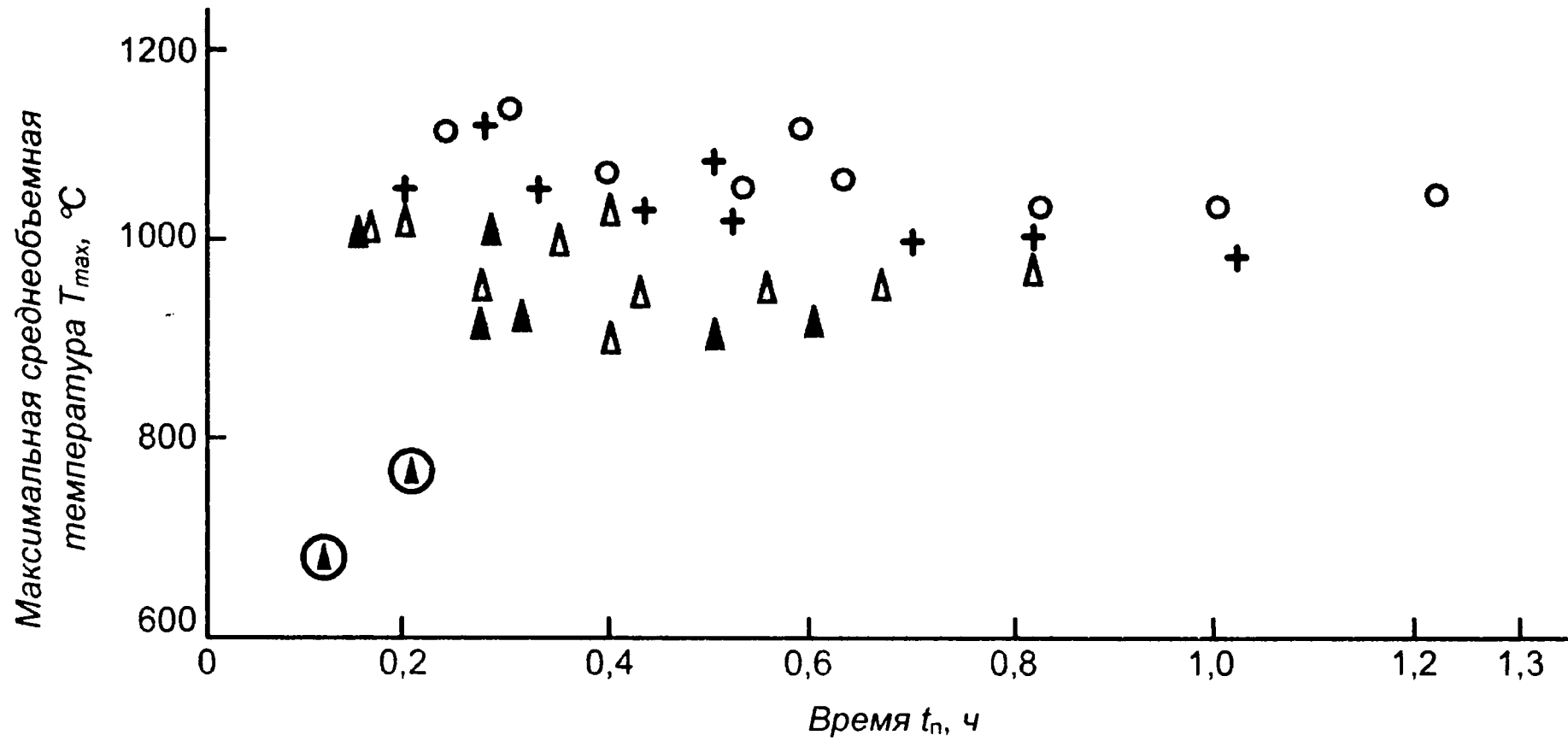


Рис. 4.13. Зависимость максимальной среднеобъемной температуры от продолжительности пожара t_n и удельного количества пожарной нагрузки g :

○ – $g = 60 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; + – $g = 50 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; △ – $g = 40 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; ▲ – $g = 30 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$;

⊙ – значения для пожаров, регулируемых нагрузкой

Ниже приводятся основные результаты численного моделирования теплового и температурного режимов пожара в помещениях с диапазоном изменения основных параметров: $t_{\text{п}} = 0,15\text{--}1,22$ ч; $g = 30\text{--}60$ кг · м⁻²; $\Pi = 8\text{--}33$ %. На рис. 4.13 приведены результаты численного эксперимента по определению максимального значения среднеобъемной температуры в помещении, в указанном выше диапазоне изменения основных параметров.

При изменении времени пожара в диапазоне $0,15 \leq t_{\text{п}} \leq 1,22$, со средним доверительным интервалом 8 %, для пожаров, регулируемых вентиляцией, при свободном горении твердых органических топлив максимальное значение среднеобъемной температуры равно 1000 °С. На рис. 4.14 приведено значение средних максимальных температур поверхности перекрытия (а) и поверхностей стен (б). При среднем доверительном интервале 8,5 % максимальное значение температуры поверхностей перекрытия составляет 980 °С. Максимальное значение температуры поверхности стен в диапазоне изменения $1,22 \geq t_{\text{п}} \geq 0,8$ составляет 850 °С, со средним доверительным интервалом 3,5 %. В диапазоне изменения $0,15 \leq t_{\text{п}} < 0,8$, с точностью до 10 %, среднее максимальное значение температуры поверхности стен можно определить из соотношения

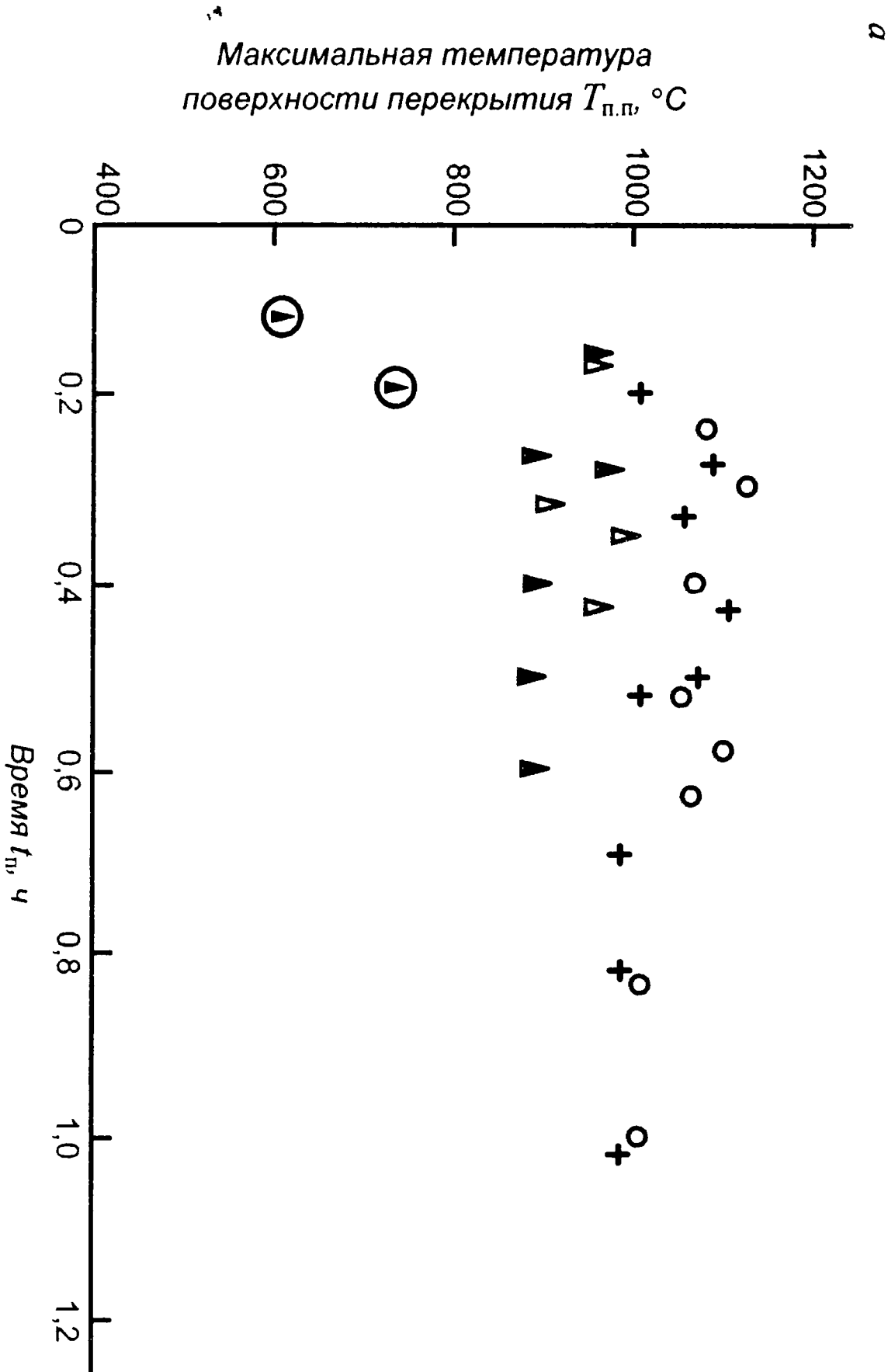
$$T_{\text{wст}} = 250 + 1750t_{\text{п}} - 1250t_{\text{п}}^2. \quad (4.71)$$

На рис. 4.15 приведена зависимость максимальной среднеобъемной температуры и температуры поверхности перекрытия от удельного количества пожарной нагрузки. В диапазоне проведенных численных экспериментов, с точностью до 5 %, максимальное значение среднеобъемной температуры определено из выражения

$$T_{\text{max}} = 940e^{4,7 \cdot 10^{-3}(g-30)} \quad (4.72)$$

и максимальное значение температуры поверхностей перекрытия

$$T_{\text{wп}} = 915e^{5 \cdot 10^{-3}(g-30)}. \quad (4.73)$$



6

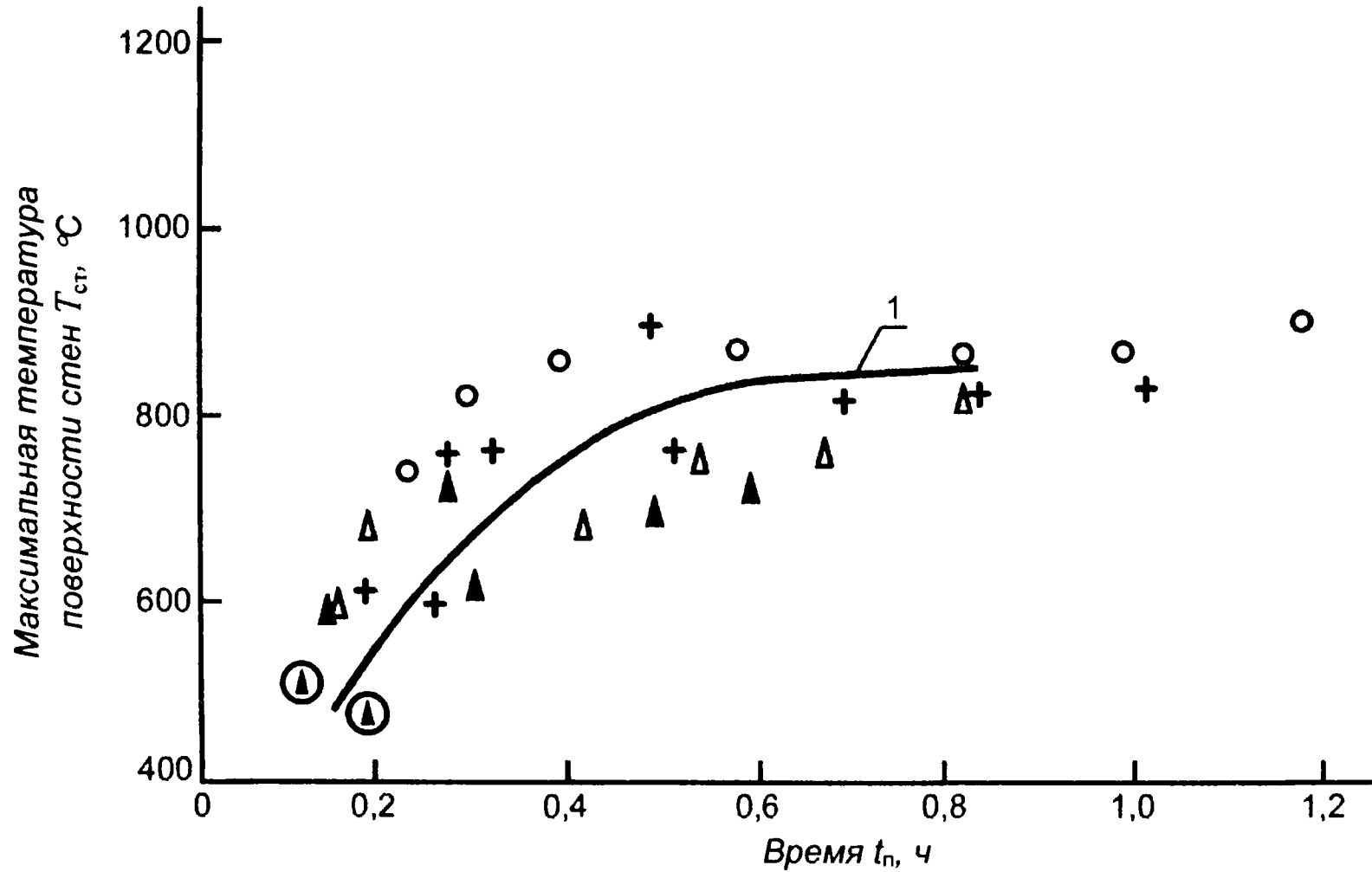


Рис. 4.14. Значение максимальной температуры поверхности перекрытия (а) и поверхности стен (б) от продолжительности пожара t_n и удельного количества пожарной нагрузки:

○ – $g = 60 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; + – $g = 50 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; △ – $g = 40 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; ▲ – $g = 30 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$;

1 – кривая, построенная с учетом зависимости (4.71); ⊙ – значения для пожаров, регулируемых нагрузкой

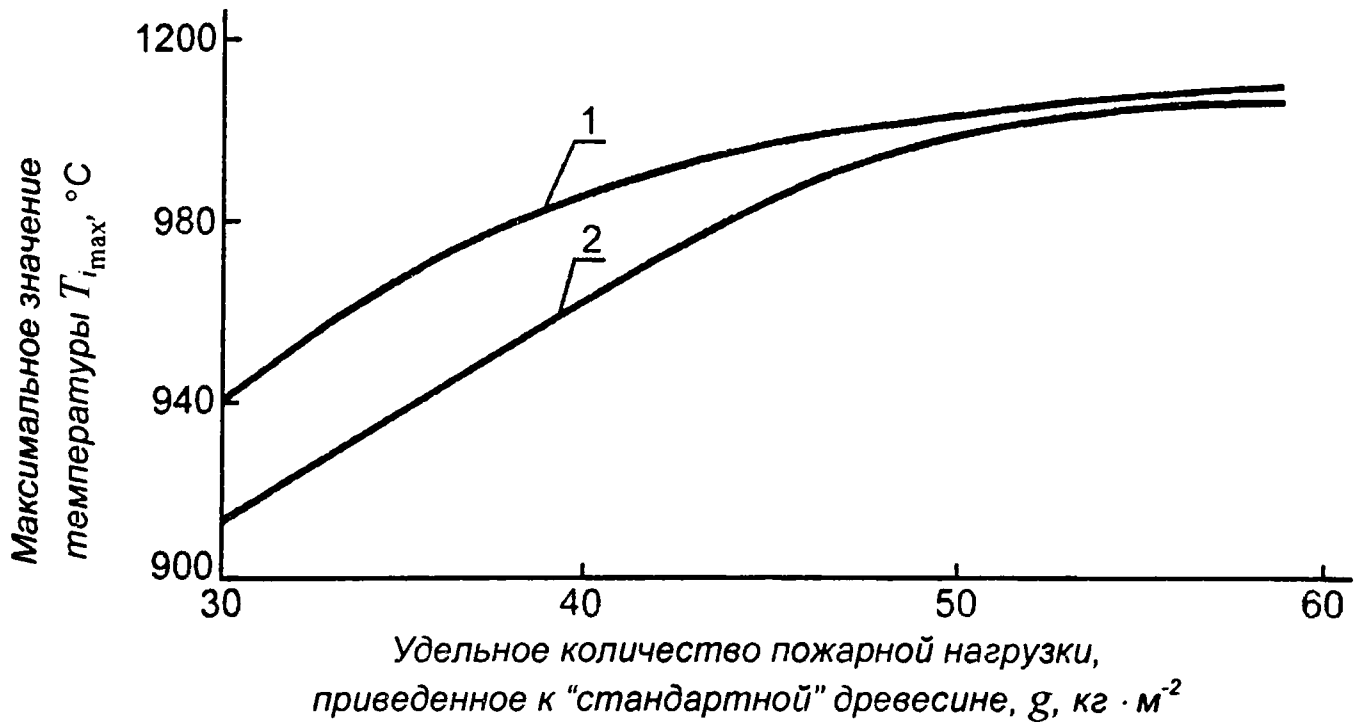


Рис. 4.15. Зависимость максимальных значений температуры от удельного количества пожарной нагрузки:

1 — максимальное значение среднеобъёмной температуры, определенное по уравнению (4.72); 2 — максимальное значение поверхности перекрытия, определенное по уравнению (4.73)

Значение максимальной среднеобъёмной температуры, определенное экспериментально для $g_k = 10 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$ и $\Pi = 4,5 \%$ (что соответствует $t_{п} = 0,62$), дает величину, превышающую на 3,7 % величину, определенную по формуле (4.72). Для $g_k = 6 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$ и $\Pi = 4,5 \%$ ($t_{п} = 0,37$) значение T_{max} на 9,7 % ниже полученного по уравнению (4.72). Разница в величинах максимальных температур лежит в диапазоне точности проведенных экспериментальных исследований и говорит об удовлетворительном соответствии численного и физического экспериментов. Следует отметить, что значение отношения максимальной температуры поверхностей стены к максимальному значению температуры поверхности перекрытия при ПРВ изменяется от 0,5 при $t_{п} = 0,2$ до значения 0,85 при $t_{п} = 0,8$, что указывает на более интенсивные процессы теплообмена в результате струйного

течения при малых значениях продолжительности пожара. Для ПРН это отношение сохраняется постоянным и в соответствии с данными экспериментальных исследований составляет 0,88. На рис. 4.16 приведены результаты численного эксперимента по расчету максимальных плотностей теплового потока в конструкции перекрытия и стен, в зависимости от продолжительности пожара и количества пожарной нагрузки, приведенной к “стандартной” древесине. Данные для конструкций перекрытий приведены для области критической точки, определяющей характер теплового воздействия очага на горизонтальные конструкции перекрытия. Средние значения плотностей теплового потока в области ускоренного течения составляют 0,69 от плотности теплового потока в области критической точки.

В диапазоне изменения $1,22 \geq t_{\text{п}} \geq 0,8$ максимальное значение плотности теплового потока в критической точке, с доверительным интервалом 12 %, составляет $q_{\text{max}_{\text{п}}} = 25 \text{ кВт} \cdot \text{м}^{-2}$, и для конструкции стен $q_{\text{max}_{\text{ст}}} = \text{кВт} \cdot \text{м}^{-2}$, с доверительным интервалом 20 %.

В диапазоне изменения $0,8 > t_{\text{п}} > 0,15$ для конструкции перекрытия, с доверительным интервалом 18 %, максимальная плотность теплового потока в критической точке может быть определена из соотношения

$$q_{\text{max}_{\text{п}}} = 94 - 197,3t_{\text{п}} + 139t_{\text{п}}^2. \quad (4.74)$$

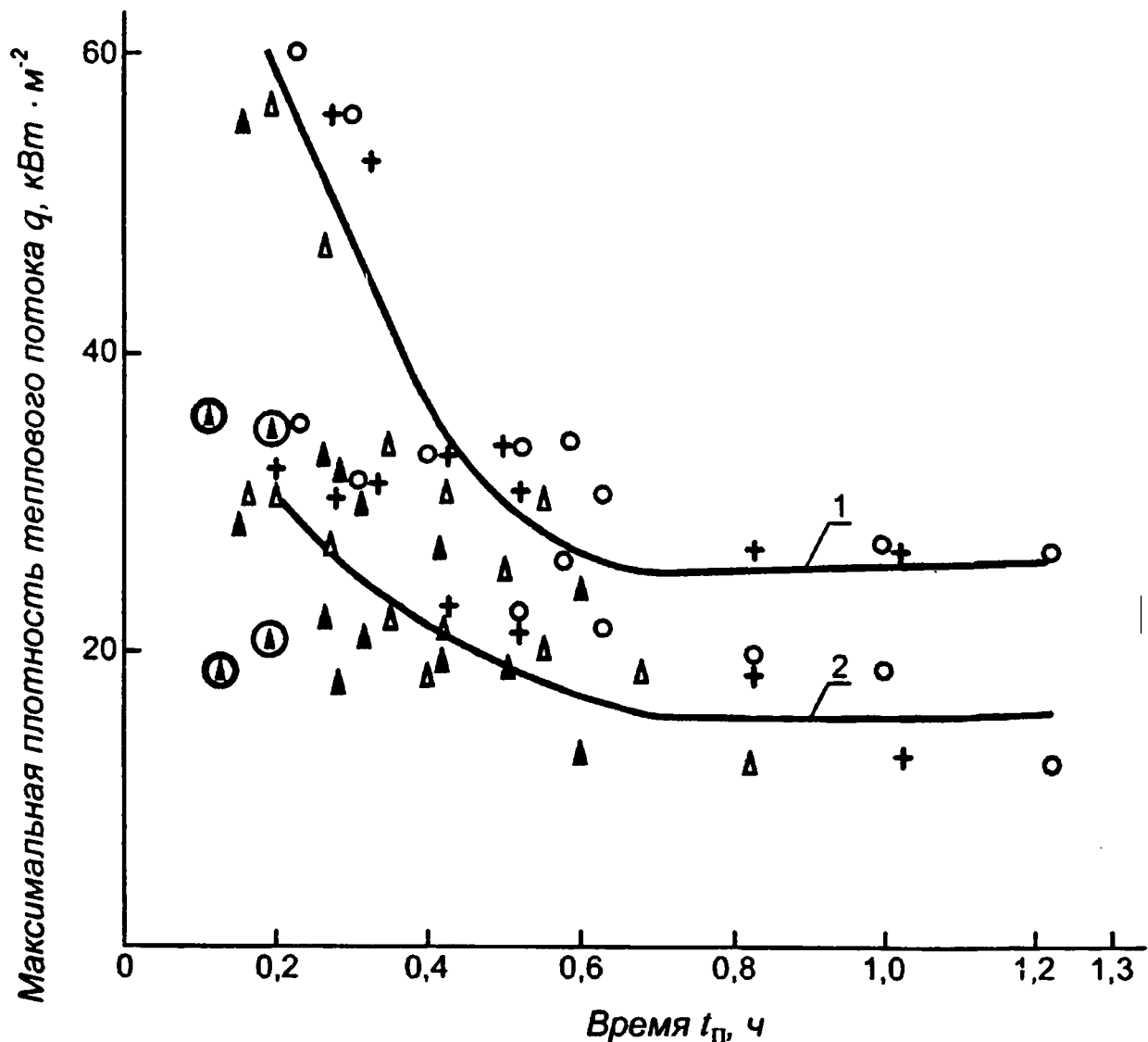


Рис. 4.16. Зависимость максимальной плотности теплового потока от продолжительности пожара и удельной пожарной нагрузки:

○ – $g = 60 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; + – $g = 50 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; Δ – $g = 40 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; ▲ – $g = 30 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$;
 ○...⊙ – для конструкции перекрытия; ○...⊙ – для конструкции стен;
 1 – кривая, построенная с учетом выражения (4.74); 2 – кривая, построенная с учетом уравнения (4.75); ⊙ – значения для пожаров, регулируемых нагрузкой

Для конструкций стен в интервале $0,8 > t_p > 0,15$, с доверительным интервалом 14,5 %, максимальная плотность теплового потока может быть определена из соотношения

$$q_{\text{max ст}} = 43 - 75t_p + 50t_p^2. \quad (4.75)$$

Результаты численного эксперимента позволяют установить границы изменения максимальных плотностей тепловых потоков для ПРВ. При интенсивном пожаре и $t_p \rightarrow 0$ значения

течения при малых значениях продолжительности пожара. Для ПРН это отношение сохраняется постоянным и в соответствии с данными экспериментальных исследований составляет 0,88. На рис. 4.16 приведены результаты численного эксперимента по расчету максимальных плотностей теплового потока в конструкции перекрытия и стен, в зависимости от продолжительности пожара и количества пожарной нагрузки, приведенной к “стандартной” древесине. Данные для конструкций перекрытий приведены для области критической точки, определяющей характер теплового воздействия очага на горизонтальные конструкции перекрытия. Средние значения плотностей теплового потока в области ускоренного течения составляют 0,69 от плотности теплового потока в области критической точки.

В диапазоне изменения $1,22 \geq t_{\text{п}} \geq 0,8$ максимальное значение плотности теплового потока в критической точке, с доверительным интервалом 12 %, составляет $q_{\text{max}_{\text{п}}} = 25 \text{ кВт} \cdot \text{м}^{-2}$, и для конструкции стен $q_{\text{max}_{\text{ст}}} = \text{кВт} \cdot \text{м}^{-2}$, с доверительным интервалом 20 %.

В диапазоне изменения $0,8 > t_{\text{п}} > 0,15$ для конструкции перекрытия, с доверительным интервалом 18 %, максимальная плотность теплового потока в критической точке может быть определена из соотношения

$$q_{\text{max}_{\text{п}}} = 94 - 197,3t_{\text{п}} + 139t_{\text{п}}^2 . \quad (4.74)$$

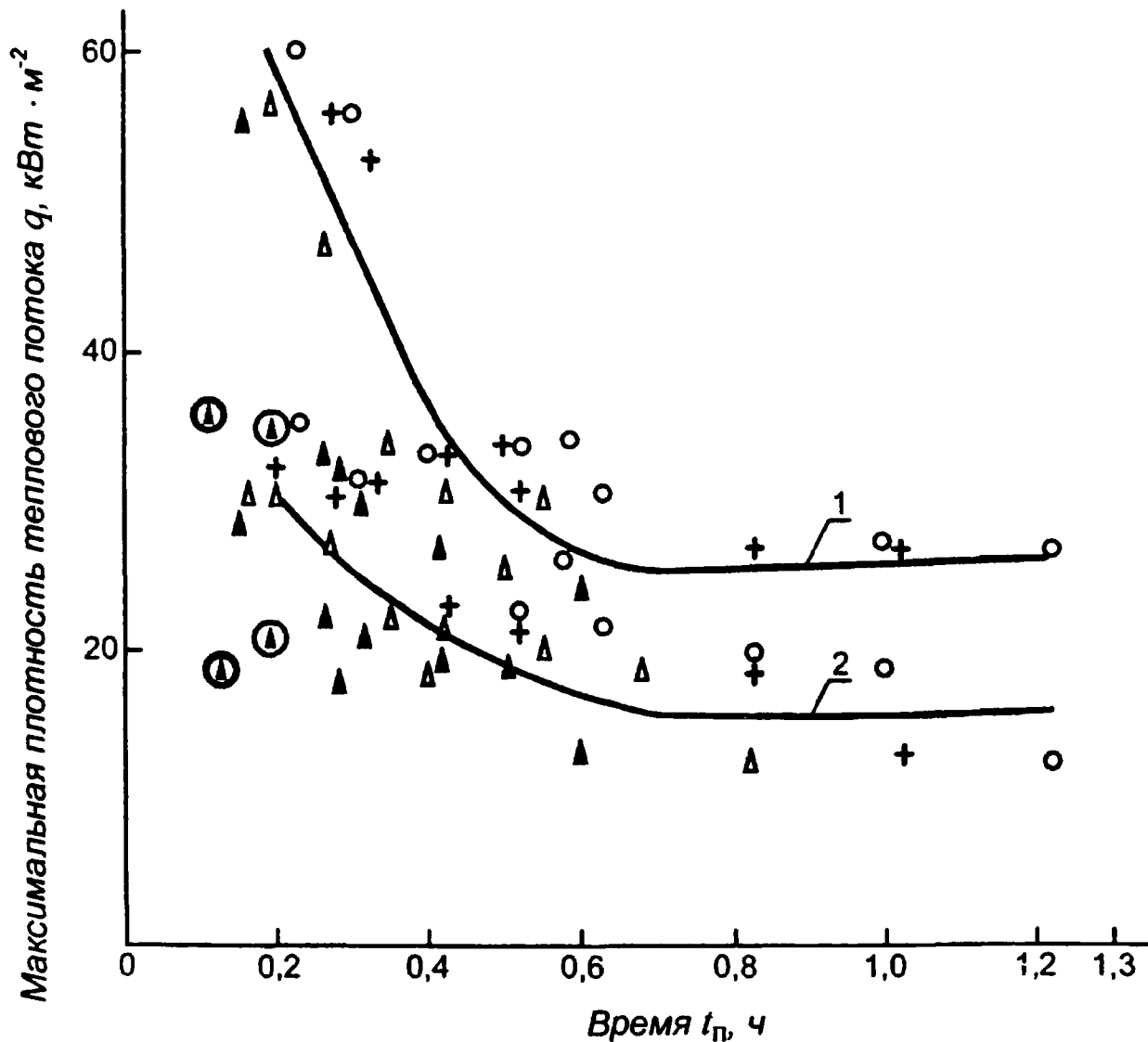


Рис. 4.16. Зависимость максимальной плотности теплового потока от продолжительности пожара и удельной пожарной нагрузки:

○ – $g = 60 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; + – $g = 50 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; Δ – $g = 40 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; ▲ – $g = 30 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$;
 ○...⊙ – для конструкции перекрытия; ○...⊙ – для конструкции стен;
 1 – кривая, построенная с учетом выражения (4.74); 2 – кривая, построенная с учетом уравнения (4.75); ⊙ – значения для пожаров, регулируемых нагрузкой

Для конструкций стен в интервале $0,8 > t_p > 0,15$, с доверительным интервалом 14,5 %, максимальная плотность теплового потока может быть определена из соотношения

$$q_{\max_{\text{ст}}} = 43 - 75t_p + 50t_p^2. \quad (4.75)$$

Результаты численного эксперимента позволяют установить границы изменения максимальных плотностей тепловых потоков для ПРВ. При интенсивном пожаре и $t_p \rightarrow 0$ значения

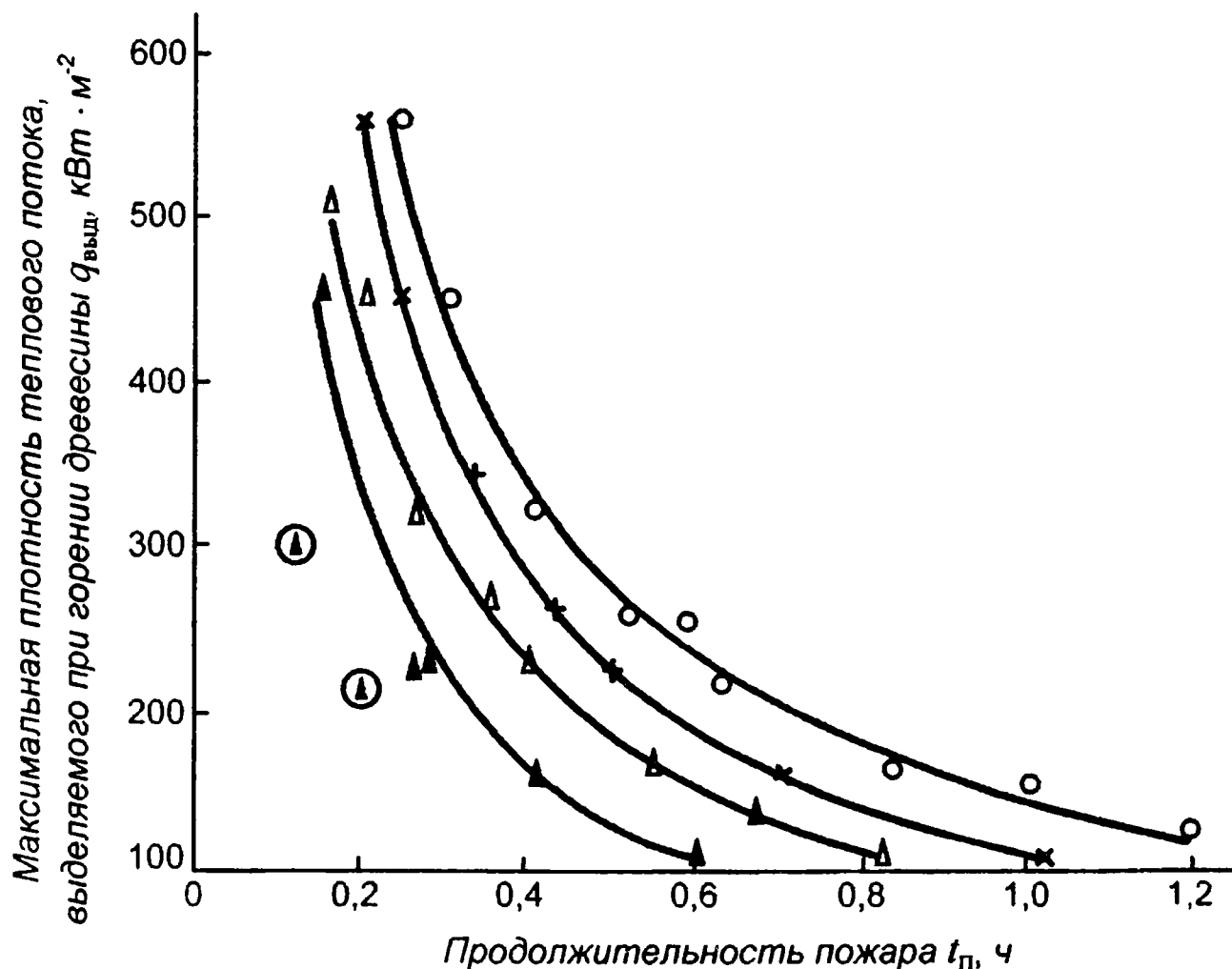


Рис. 4.18. Зависимость максимальной плотности теплового потока, выделяемого при горении "стандартной" древесины:

○ – $g = 60 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; + – $g = 50 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; △ – $g = 40 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; ▲ – $g = 30 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$;
 — — — — — обобщающие кривые;
 ⊙ — значения для пожаров, регулируемых нагрузкой

На рис. 4.19 приведена зависимость безразмерной среднеобъемной температуры от безразмерного времени развития пожара, которая может быть описана уравнением

$$\frac{T - T_0}{T_{\text{max}} - T_0} = 115,6 \left(\frac{t}{t_{\text{max}}} \right)^{4,75} e^{-4,75 \left(\frac{t}{t_{\text{max}}} \right)}, \quad (4.77)$$

справедливым как при ПРН, так и при ПРВ.

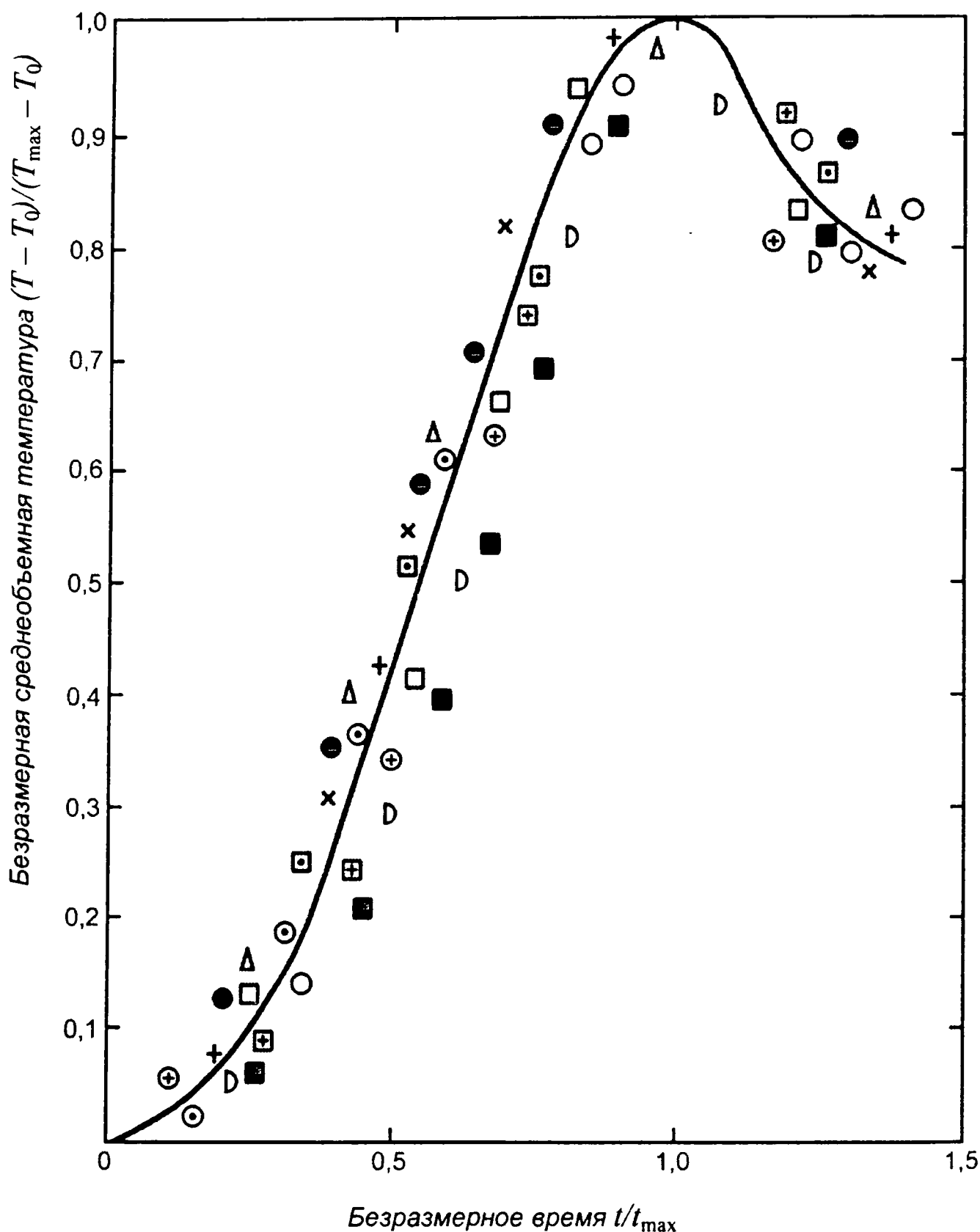


Рис. 4.19. Зависимость безразмерной среднееобъемной температуры от безразмерного времени:

+ - $g_k = 0,8 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; ⊕ - $g_k = 1,2 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; ○ - $g_k = 1,6 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; □ - $g_k = 2,0 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$;
 ⊠ - $g_k = 2,4 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; Δ - $g_k = 4,0 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; D - $g_k = 4,8 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; ⊕ - $g_k = 5,6 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$;
 ⊠ - $g_k = 8,4 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; x - $g_k = 9,6 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; ■ - $g_k = 11,2 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; ● - $g_k = 14,4 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$;

— кривая, построенная по уравнению (4.77)

Для ПРН значение максимальной среднеобъемной температуры и время ее достижения определяются из соотношений:

$$\begin{aligned} t_{\max} &= 32 - 8,1g_k^{3,2} e^{-0,92g_k}; \\ T_{\max} - T_0 &= 224g_k^{0,528}. \end{aligned} \quad (4.78)$$

Согласно численным экспериментам, максимальное значение среднеобъемной температуры для ПРВ можно определить также из выражения (4.72). Численные эксперименты, как и физические, говорят о слабой зависимости T_{\max} от проемности.

Таким образом, для ПРВ, как и для ПРН, значение максимальной среднеобъемной температуры главным образом зависит от количества пожарной нагрузки $T_{\max} = f(g_k)$.

Время достижения максимального значения среднеобъемной температуры для ПРВ определяется из выражения (2.43) и равно t_p .

Соотношение (4.77) позволяет сформулировать условия моделирования среднеобъемной температуры при соблюдении геометрического подобия для ПРН и ПРВ.

Согласно уравнению (4.77):

$$\left(\frac{T - T_0}{T_{\max} - T_0} \right)_M = \left(\frac{T - T_0}{T_{\max} - T_0} \right)_H \quad \text{при} \quad \left(\frac{t}{t_{\max}} \right)_M = \left(\frac{t}{t_{\max}} \right)_H,$$

где индекс "м" относится к модели и индекс "н" – к натуре.

$T_M = T_H$ при условии

$$(T_{\max})_M = (T_{\max})_H \quad \text{и} \quad \left(\frac{t}{t_{\max}} \right)_M = \left(\frac{t}{t_{\max}} \right)_H.$$

Для объемных ПРН $T_{\max} = f(g_k)$ и $t_{\max} = f(g_k)$ и, следовательно, условиями моделирования для среднеобъемной тем-

температуры при соблюдении геометрического подобия модели, объема и размещения пожарной нагрузки являются

$$(g_k)_m = (g_k)_n. \quad (4.79)$$

Общее количество пожарной нагрузки в модели связано с общим ее количеством в натурном объекте соотношением

$$G_m = l^2 G_n, \quad (4.80)$$

где l – фактор геометрического условия моделирования, коэффициент пропорциональности.

На рис. 4.20 приведены результаты моделирования среднеобъемной температуры при пожаре в помещении размером $6 \times 6 \times 6$ м и $\Pi = 25$ % при наличии в нем пожарной нагрузки, состоящей из древесины в количестве $g_k = 2,4$ кг · м⁻². Исследование процесса осуществлялось на модели геометрически подобного помещения с коэффициентом пропорциональности

$$l = \frac{l_m}{l_n} = \frac{1}{5}.$$

Как видно из данных рис. 4.20, в начальной стадии пожара при $T < 250$ °С разница в значениях среднеобъемных температур достигает 60 %. В развитой стадии пожара разница в значениях максимальных среднеобъемных температур составляет 6,5 %. Разница во времени до снижения максимальных значений температур составляет 5 %. Эти результаты говорят о хорошем соответствии модели для объемных ПРН. Для начальной стадии пожара условия (4.79) и (4.80) недостаточны для моделирования, так как не учитывается распространение пламени в НСП. Дополнительные условия для моделирования среднеобъемной температуры в НСП заключаются в идентичности теплообмена между очагом пожара и негорящей частью пожарной нагрузки.

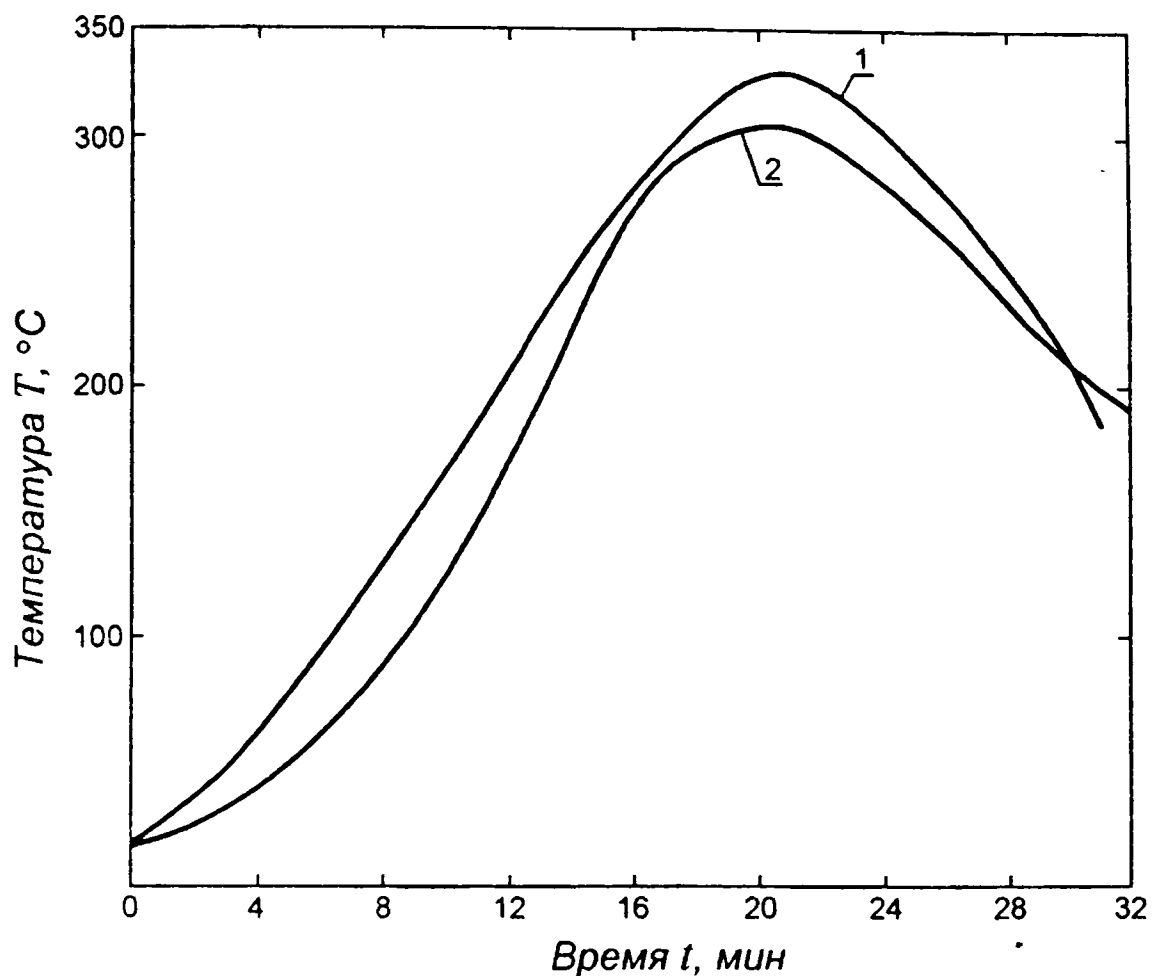


Рис. 4.20. Зависимость среднеобъемной температуры от времени пожара при $g_k = 2,4 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$:

1 – изменение температуры в модельном помещении размером $1,2 \times 1,2 \times 1,2 \text{ м}$, $\Pi = 25 \%$; 2 – изменение температуры в натурном объекте размером $6 \times 6 \times 6 \text{ м}$, $\Pi = 25 \%$

Рассмотрим условия моделирования среднеобъемной температуры для объемных ПРВ.

Из равенства значений $T_{\text{max}_M} = T_{\text{max}_H}$ вытекают требования (4.79) и (4.80).

Из требования равенства $(t/t_{\text{max}})_M = (t/t_{\text{max}})_H$ вытекает второе требование к общему количеству пожарной нагрузки для ПРВ:

$$G_M = l^{5/2} G_H, \quad (4.81)$$

которое отличается от требования (4.80).

Сохранив требование по равенству значений максимальных температур (4.80), определим сходственные вре-

мена для значений среднеобъемных температур в модели и натуре для ПРВ:

$$t_M = l^{-0,5} t_H. \quad (4.82)$$

На рис. 4.21 приведена зависимость безразмерной средней температуры поверхности перекрытия при объемных пожарах, которая описывается уравнением

$$\frac{T_{w_{п}} - T_0}{T_{w_{\max}} - T_0} = 1043 \left(\frac{t}{t_{\max}} \right)^{6,95} e^{-6,95 \left(\frac{t}{t_{\max}} \right)}. \quad (4.83)$$

Для ПРН значение максимальной температуры перекрытия и время ее достижения определяются из соотношений:

$$t_{\max} = 40 - 17,3 g_K^{1,32} e^{-0,4 g_K};$$

$$T_{w_{\max}} - T_0 = 130 g_K.$$

Для ПРВ при значении $0,15 \geq t_{п} < 0,8$ максимальное значение температуры перекрытия определяется из уравнения (4.73) и при значении $1,22 \geq t_{п} > 0,8$ значение максимальной температуры перекрытия $T_{w_{\max}} \approx 988 \text{ } ^\circ\text{C}$.

Время достижения максимального значения температуры перекрытия для конструкций, изготовленных из бетона или кирпича (или им подобных), с точностью до 10 %, можно принять $t_{\max} = t_{п}$. Для конструкций, изготовленных из металла, ошибка этого равенства меньше 10 %.

Зависимость безразмерной средней температуры поверхности стены от безразмерного времени, приведенная на рис. 4.22, имеет следующий вид:

$$\frac{T_{w_c} - T_0}{T_{w_{\max}} - T_0} = 233 \left(\frac{t}{t_{\max}} \right)^{5,45} e^{-5,45 \left(\frac{t}{t_{\max}} \right)}. \quad (4.85)$$

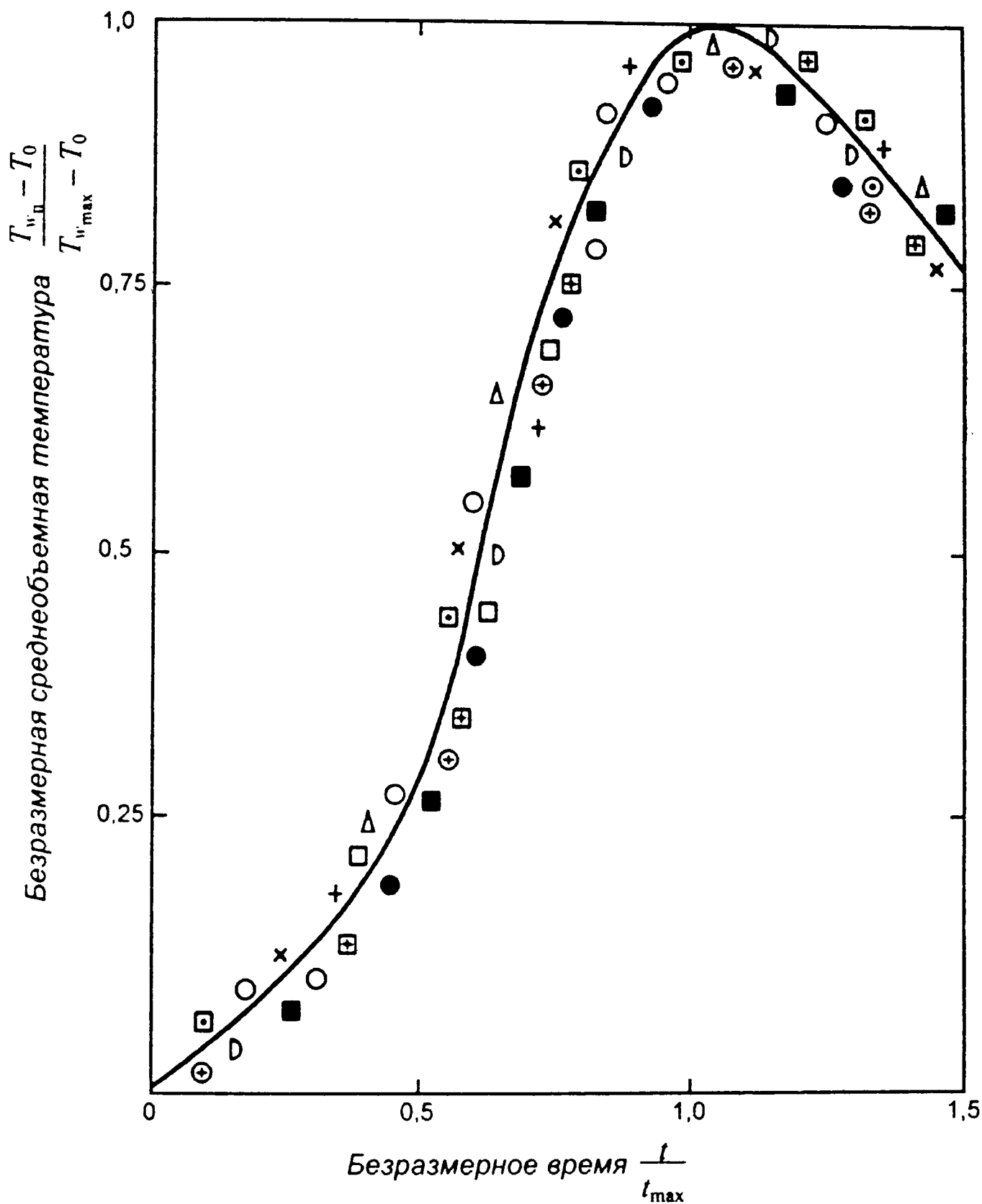


Рис. 4.21. Зависимость безразмерной температуры на поверхности потолка от безразмерного времени:

- \oplus — $g_k = 0,8 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; \odot — $g_k = 1,2 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; \circ — $g_k = 1,6 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; \square — $g_k = 2,0 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$;
 \boxplus — $g_k = 2,4 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; Δ — $g_k = 4,0 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; D — $g_k = 4,8 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; \oplus — $g_k = 5,6 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$;
 \boxplus — $g_k = 8,4 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; \times — $g_k = 9,6 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; \blacksquare — $g_k = 11,2 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; \bullet — $g_k = 14,4 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$;

— кривая, построенная по уравнению (4.83)

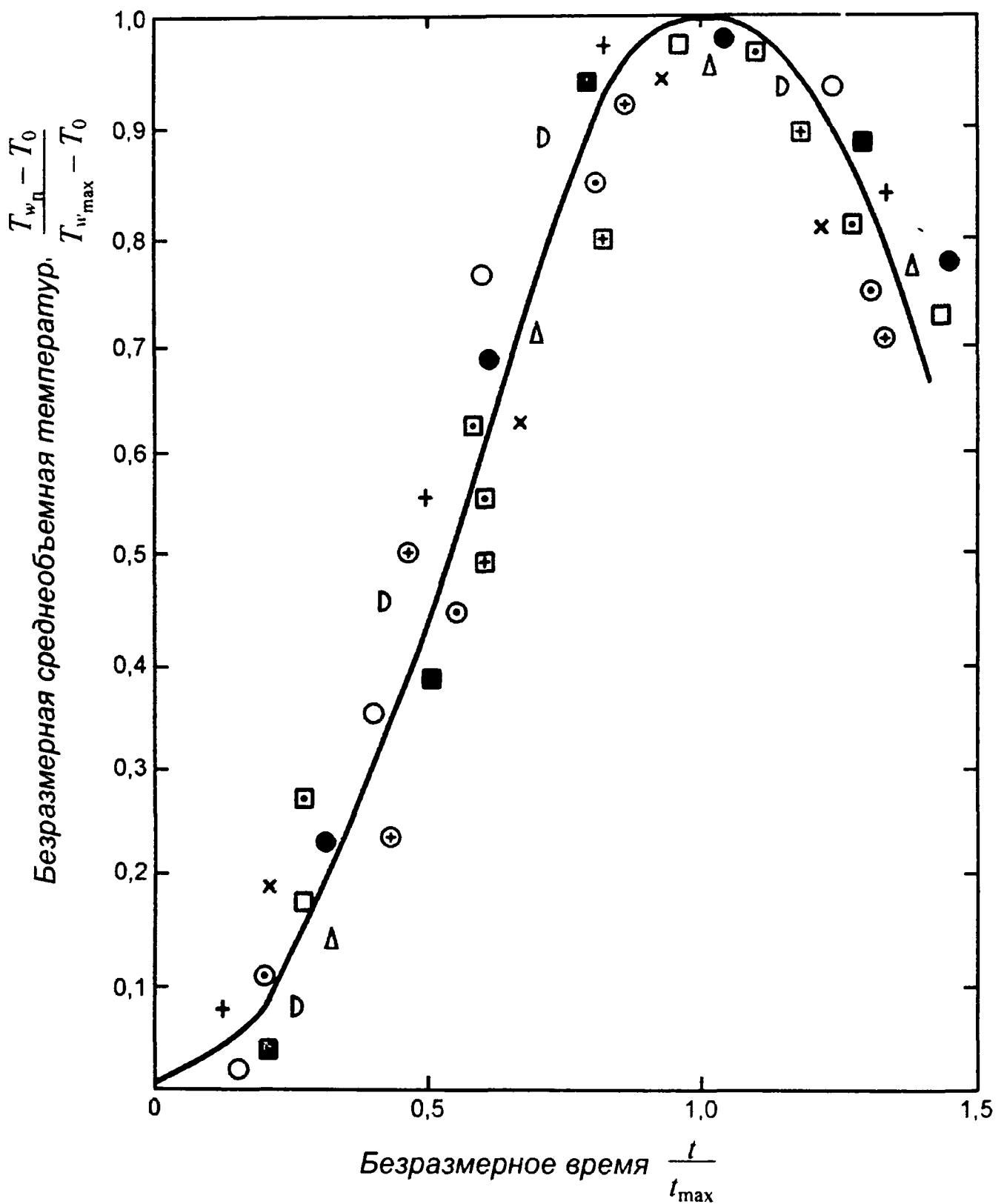


Рис. 4.22. Зависимость безразмерной температуры на поверхности стен от безразмерного времени:

- + — $g_k = 0,8 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; ⊙ — $g_k = 1,2 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; ○ — $g_k = 1,6 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; □ — $g_k = 2,0 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$;
 ⊠ — $g_k = 2,4 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; Δ — $g_k = 4,0 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; D — $g_k = 4,8 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; ⊕ — $g_k = 5,6 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$;
 ⊠ — $g_k = 8,4 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$, × — $g_k = 9,6 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; ■ — $g_k = 9,6 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$; ● — $g_k = 14,4 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$;

— кривая, построенная по формуле (4.85)

Максимальное значение температуры поверхности стены, изготовленной из неметаллических материалов, при ПРВ определяется из соотношения (4.71) для значений $0,15 \leq t_n < 0,8$.

При значениях $0,8 < t_n \leq 1,22$ максимальное значение температуры поверхности стен, с точностью 3,5 %, можно принять 850 °С.

Время достижения максимального значения T_w поверхности стен из бетона или кирпича, с точностью до 10 %, можно определить из равенства $t_{\max} = 1,1t_n$, для металлических конструкций $t_{\max} \cong t_n$.

Для ПРН значение максимальной температуры стен и время ее достижения определяются из соотношений:

$$T_{w_{\max}} - T_0 = 115 g_k^{0,64}; \quad (4.86)$$

$$t_{\max} = 35 - 9,3 g_k^{1,55} e^{-0,445 g_k}.$$

Эмпирические соотношения (4.77)–(4.86) получены из анализа физических и численных экспериментов и не содержат в себе в явном виде теплофизические свойства материала ограждающих конструкций. Следовательно, они справедливы для конструкций, которые использовались в экспериментах: железобетонных, конструкций из шамотного и огнеупорного кирпича.

Соотношения (4.77)–(4.86) будут справедливы для конструкций, процесс теплообмена которых определяется главным образом внешними условиями, т. е. для конструкций, удовлетворяющих неравенству $Br < Br_{кр}$.

На рис. 4.23 приведены результаты сравнения экспериментальных данных по исследованию среднеобъемных температур при пожаре с данными расчетов.

Как следует из рис. 4.23, использование в математической модели закона теплообмена, для определения предела

огнестойкости, приводит к существенному снижению расчетных значений T , по сравнению с экспериментальными данными.

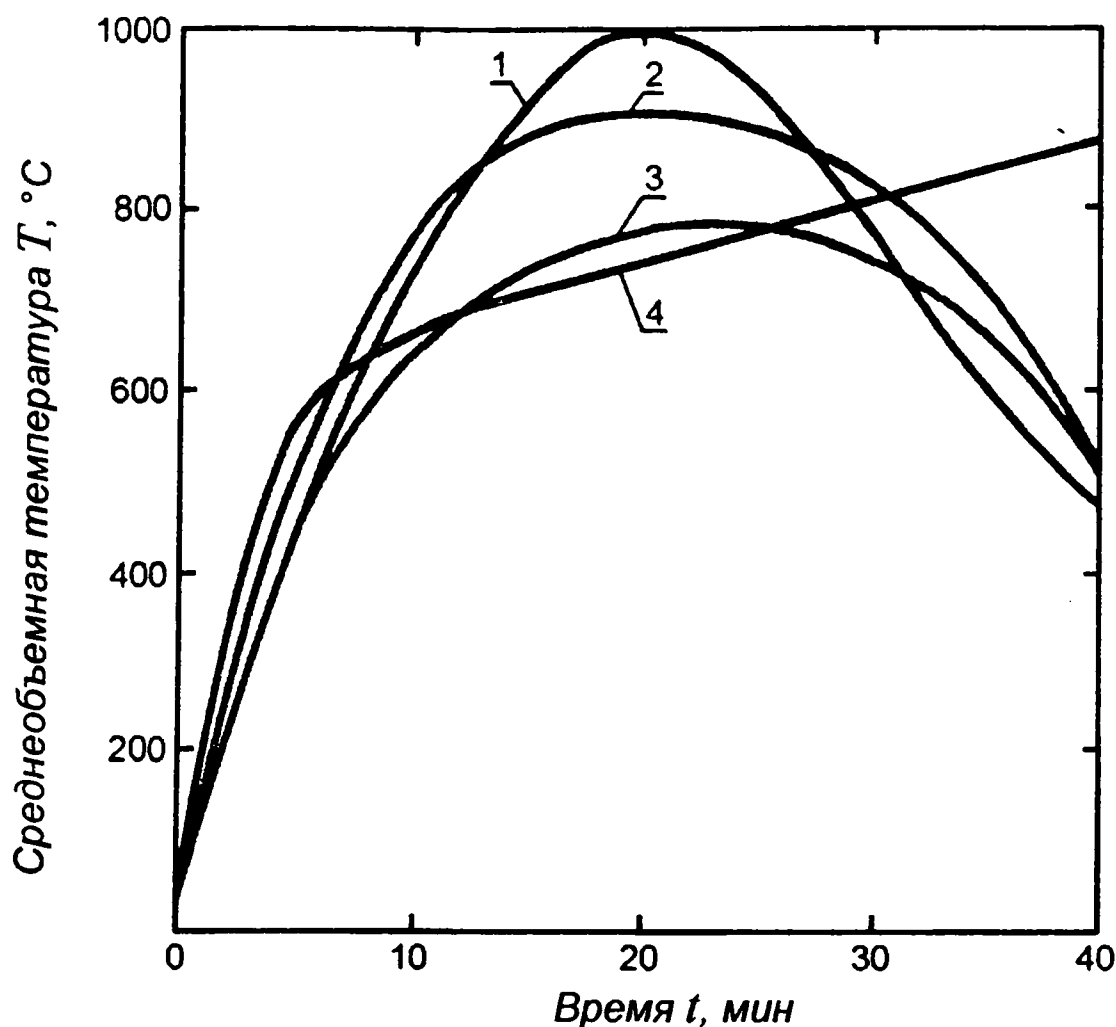


Рис. 4.23. Изменение среднеобъемной температуры при пожаре в помещении размером $6 \times 6 \times 3$ м, $\Pi = 25\%$, пожарная нагрузка из древесины $g_k = 13,3 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$:

1 – экспериментальные данные; 2 – данные, полученные расчетом по методу, изложенному в гл. 4; 3 – то же, с использованием закона теплообмена применительно к определению предела огнестойкости; 4 – стандартная кривая “температура – время”

Для условий развития пожара, приведенных на рис. 4.23, эта разница по максимальным значениям температур составляет 25 %. Использование закона теплообмена, разработанного в гл. 4, уменьшило эту разницу до 10 %.

На рис. 4.24 приведено сравнение расчетных и экспериментальных данных для локального пожара.

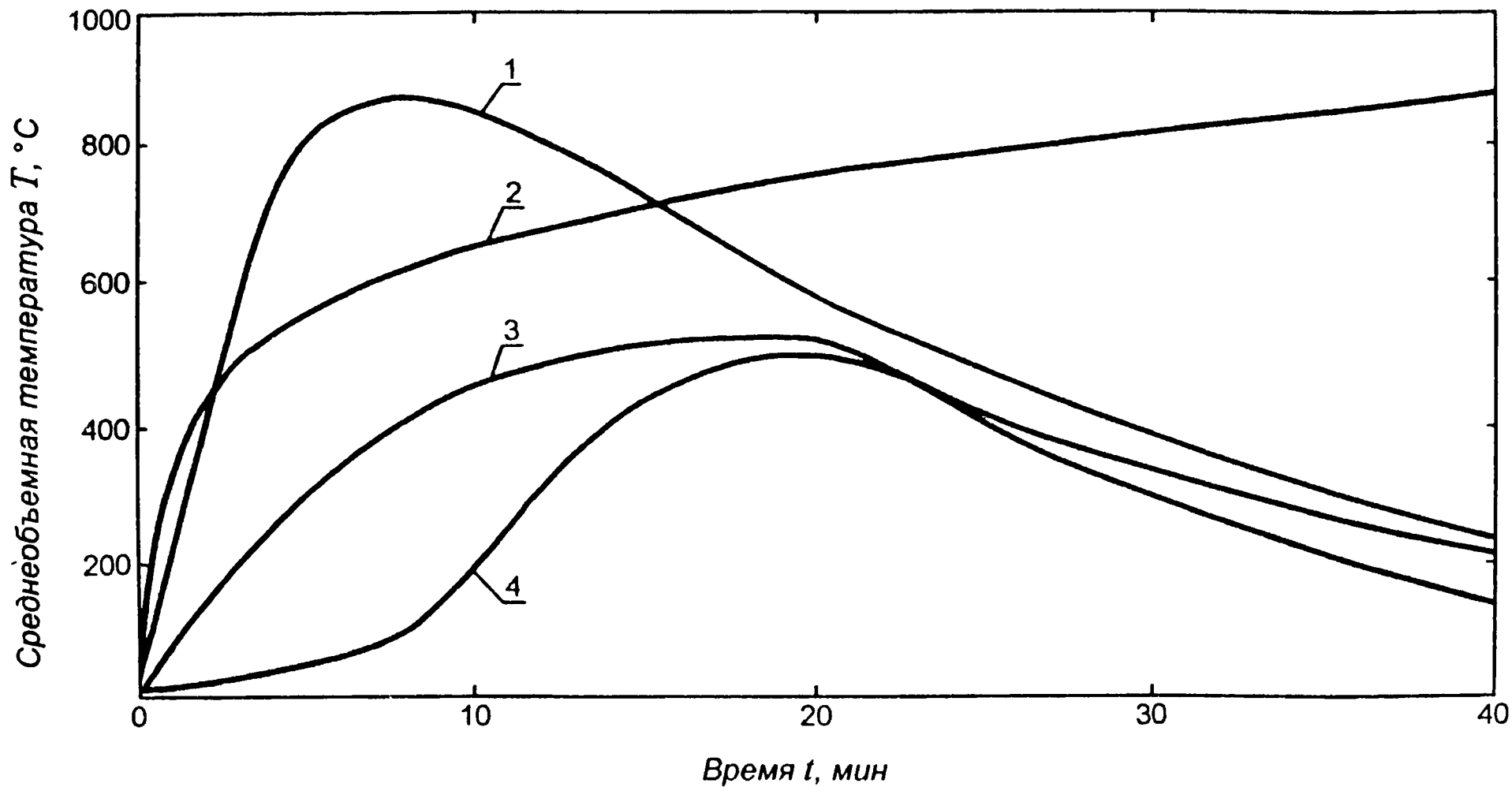


Рис. 4.24. Изменение среднеобъемной температуры при пожаре в помещении размером 6х6х6 м,
 $\Pi = 25\%$, $g_k = 0,7 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$:
 1 – данные, полученные методом расчета для ПРВ; 2 – стандартная кривая “температура – время”;
 3 – данные, полученные методом расчета для ПРН; 4 – экспериментальные данные

В случае, когда в модели использован закон тепловыделения, характерный для ПРВ, расчетное значение максимальной температуры превысило соответствующее экспериментальное значение в 1,83 раза. Расчетное время достижения максимального значения температуры в 2,1 раза меньше, чем экспериментальное значение. Использование закона скорости выгорания (закона тепловыделения) для ПРН снизило разницу расчетного и экспериментального значений T_{\max} и t_{\max} соответственно до 8 и 5 %.

Сходимость с реальными условиями разработанного метода математического моделирования пожаров [1, 10] проверялась на ряде натуральных объектов.

На рис. 4.25–4.28 приведены результаты огневого испытания фрагмента инвентарного жилого здания и результаты численного моделирования. Фрагмент жилого дома представлял собой часть сборно-разборного здания и включал жилую комнату размером $6 \times 3,5 \times 2,75$ м и поэтажный коридор длиной 6 м. Поэтажный коридор связан с комнатой и окружающей средой дверными проемами, размеры дверных проемов $2,0 \times 0,8$ м. Жилая комната имела оконный проем размером $1,24 \times 1,4$ м с тройным остеклением. В качестве пожарной нагрузки использовались: два стола, шкафы, установленные вдоль боковой стены помещения, деревянные бруски, уложенные в виде штабелей. Общий вес горючих материалов составлял 1050 кг (50 кг на 1 м^2 пола).

В ходе проведения огневого испытания решались частные задачи, и по ходу развития пожара изменялся газообмен очага с окружающей средой. Машинный эксперимент проводился для трех различных вариантов газообмена. Кривая 1 соответствует самому жесткому режиму, когда пожар начинается при открытых дверном и оконном проемах $\Pi = 16$ %.

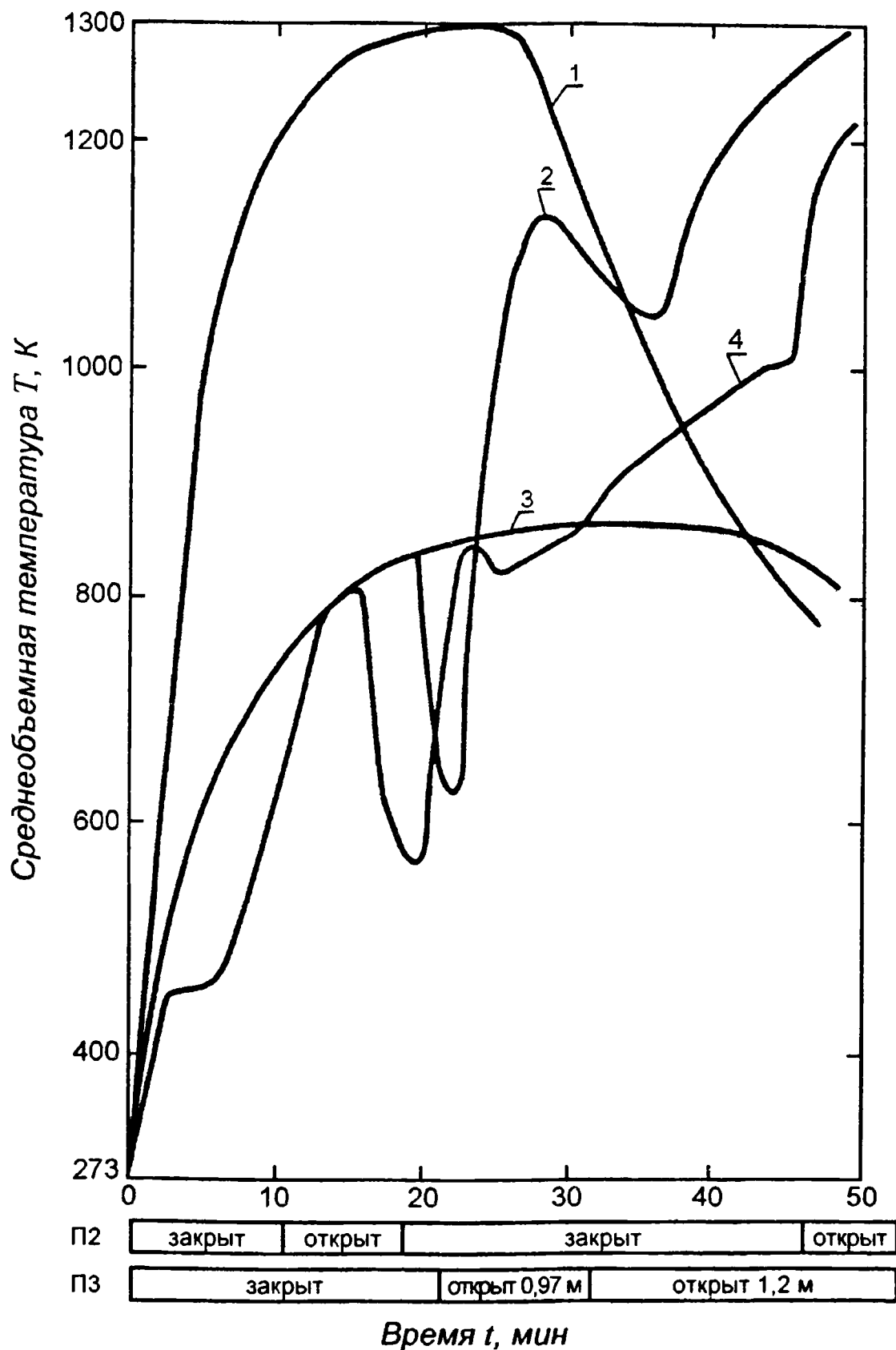


Рис. 4.25. Изменение среднеобъемной температуры при пожаре во фрагменте помещения жилого здания размером $6 \times 3,5 \times 2,75$ м, $g = 50 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$:

1 – результаты расчета при $\Pi = 16\%$; 2 – то же при переменном значении Π ;
3 – то же при $\Pi = 7,6\%$; 4 – экстраполяция экспериментальных данных

Кривая 3 отражает режим при открытом дверном проеме без вскрытия остекления $\Pi = 7,6 \%$. Кривая 2 моделирует развитие процесса при ступенчатом вскрытии оконного проема и приближенно соответствует работе проема при огневых испытаниях.

Результаты, приведенные на рисунках 4.25–4.28, позволяют сделать вывод об удовлетворительном совпадении результатов численного и физического экспериментов. Разница между максимальными значениями среднеобъемной температуры, температуры поверхности перекрытия, межквартирной перегородки и поверхности ограждающих вертикальных конструкций, полученными расчетом и экспериментально, составляет соответственно 11, 12, 4 и 11 %. Времена достижения максимальных значений температур практически совпадают.

Исследование температурного режима пожара в помещении жилого дома в г. Иркутске проводилось на 6–10-этажном блоке здания в 10-этажной части. В плане 10-этажная часть здания имеет размер $84 \times 12,6$ м. На расстоянии 60 м друг от друга в здании расположены две светлые лестничные клетки. Огневые испытания проводились в целях изучения процесса задымления здания при пожаре. Очаг пожара создавался в однокомнатной квартире размером $5 \times 4 \times 2,3$ м и на 1-м и 4-м этажах. Отношение площади проемов к площади пола составляло 27 %. Огневые испытания начинались при закрытых оконных проемах.

Во всех опытах в качестве пожарной нагрузки использовались бруски из древесины размером $5 \times 5 \times 80$ см, влажностью не более 10 %, в количестве 37,5 кг на 1 м^2 площади пола. Среднее значение максимальной среднеобъемной температуры для этих опытов составляет $870 \text{ }^\circ\text{C}$. Значение максимальной среднеобъемной температуры, определенной по формуле (4.72) составляет $974 \text{ }^\circ\text{C}$, что отличается на 12 % от экспери-

ментального ее значения. Экспериментально определенные максимальные значения температур поверхностей стен и перекрытия соответственно 675 и 850 °С. Значения этих температур, определенные расчетом по уравнениям (4.71) и (4.73), составляют 663 и 950 °С, что отличается от экспериментально найденных соответственно на 2 и 12 %.

На рис. 4.29 представлены обобщенные данные численных и физических экспериментов по определению среднеобъемной температуры при пожаре в помещениях жилых зданий.

Для сравнения на этом рисунке приведена стандартная кривая “температура – время”, которая используется при определении пределов огнестойкости строительных конструкций. Подробно огнестойкость строительных конструкций рассмотрена в гл. 6. Данные, приведенные на рис. 4.29, позволяют сделать общие предварительные выводы об огнестойкости конструкций различного назначения. При ПРН значения среднеобъемной температуры лежат ниже стандартной кривой “температура – время”. Это дает основание предполагать, что для помещений, где продолжительность начальной стадии пожара $t_{\text{нсп}} < t_{\text{п}}$, при ПРН огнестойкость строительных конструкций будет не ниже, чем при стандартных испытаниях, и нормативные требования по требуемым пределам огнестойкости будут хорошо удовлетворять пожарной безопасности объекта.

При ПРВ значения среднеобъемной температуры лежат выше, чем значения стандартной кривой “температура – время”. Для помещений, где $t_{\text{нсп}} < t_{\text{п}}$, и при ПРВ огнестойкость конструкций может быть ниже, чем при стандартных испытаниях.

И в ряде случаев, особенно для “уникальных” зданий, необходимо корректировать нормативные требования по требуемым пределам огнестойкости в сторону их увеличения. Такое уточнение требований возможно через определение эквивалентной продолжительности пожара, о чем подробно изложено в гл. 6.

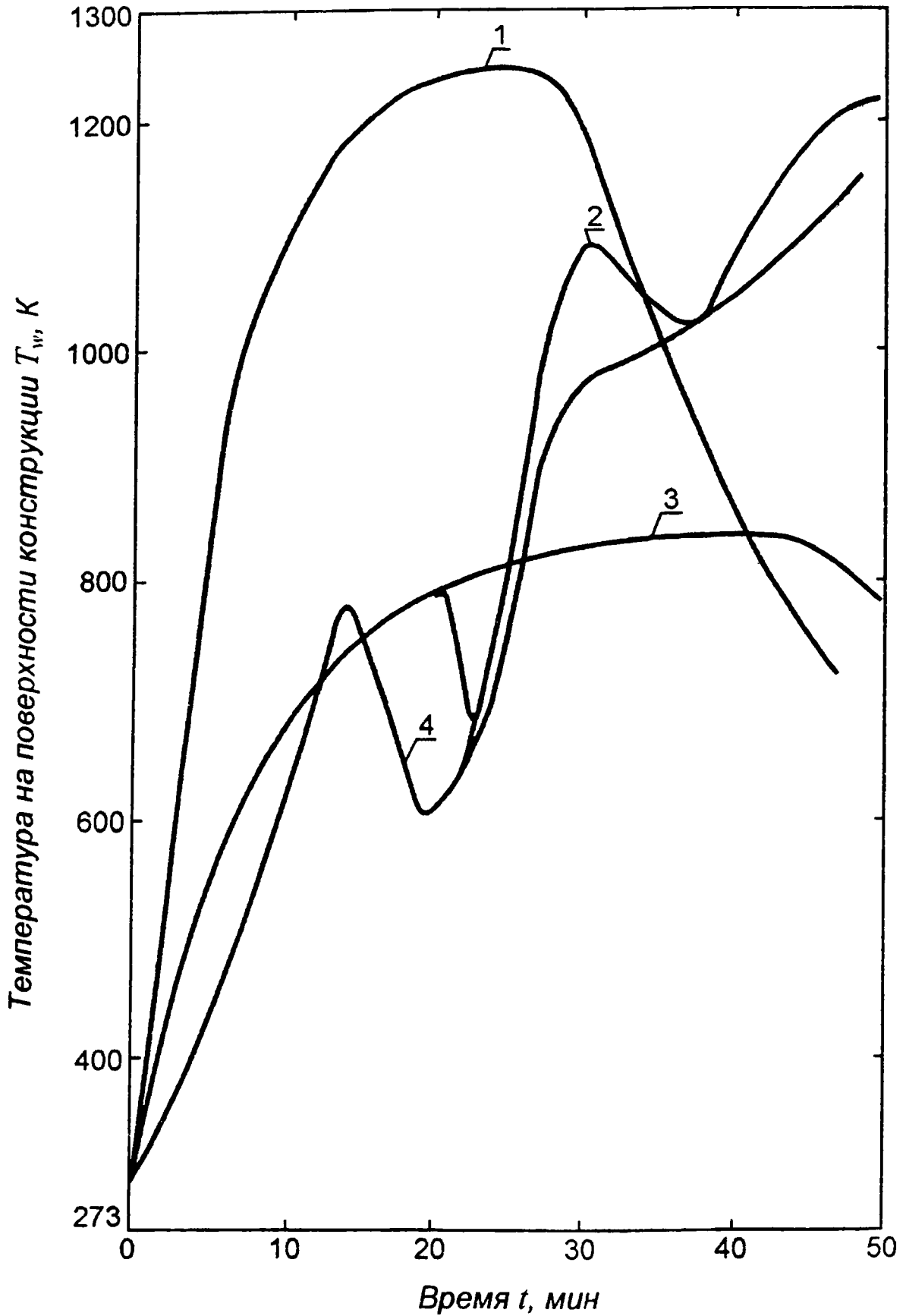


Рис. 4.26. Изменение температуры на поверхности междуэтажного перекрытия:

1 – результаты расчета при $\Pi = 16\%$; 2 – то же при переменном значении Π ;
3 – то же при $\Pi = 7,6\%$; 4 – экстраполяция экспериментальных данных

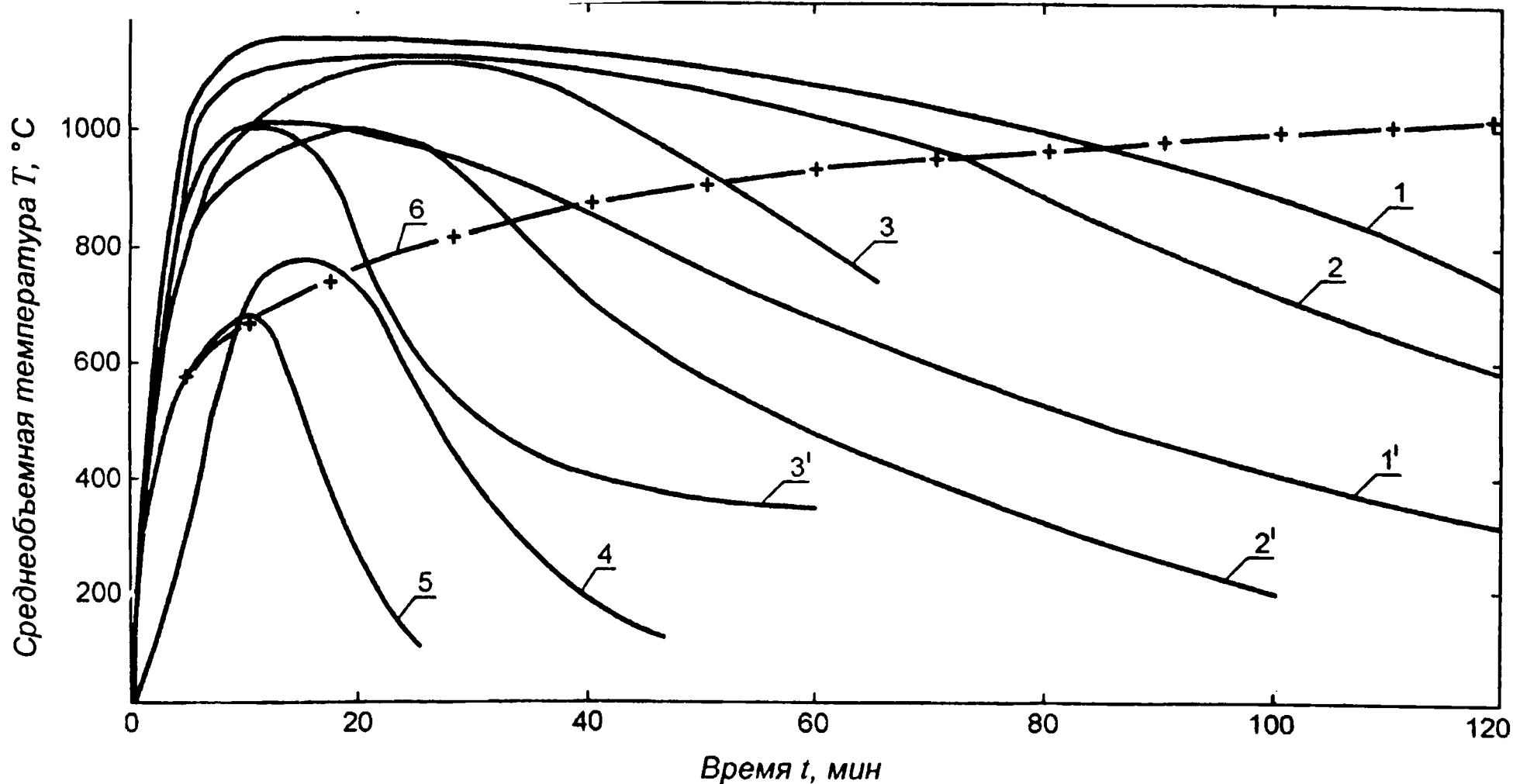


Рис. 4.29. Изменение среднеобъемной температуры в помещениях жилых зданий:

1, 1' – соответственно максимальные и минимальные значения среднеобъемной температуры в помещениях с параметрами: $F = 36 \text{ м}^2$, $g = 30-60 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$ (ПРВ); 2, 2' – то же для $F = 19 \text{ м}^2$; 3, 3' – то же для $F = 12 \text{ м}^2$; 4 – то же для $F = 19 \text{ м}^2$ (ПРН); 5 – то же для $F = 12 \text{ м}^2$ (ПРН); 6 – стандартная кривая “температура – время”

Полученная экспериментально зависимость безразмерного среднеинтегрального теплового потока в конструкции стен и потолка, выполненных из бетона, огнеупорного и шамотного кирпича, от безразмерного времени развития пожара описывается следующим уравнением:

$$\frac{q}{q_{\max}} = 37 \left(\frac{t}{t_{\max}} \right)^{3,6} e^{-3,6 \left(\frac{t}{t_{\max}} \right)}, \quad (4.87)$$

где q – плотность теплового потока в момент времени t ; q_{\max} – максимальная плотность теплового потока за время развития пожара; t – время; t_{\max} – время достижения максимального теплового потока.

Максимальную плотность теплового потока q_{\max} для конструкций стен и t_{\max} , мин, для ПРН можно определить из выражений:

$$q_{\max} = 3,57(g_k)^{0,75}; \quad t_{\max} = 26 - 5,1g_k^5 e^{-1,6g_k} \quad (4.88)$$

и для конструкций перекрытий и покрытий

$$q_{\max} = (0,26g_k^{-0,75} - 3,3 \cdot 10^{-2} g_k e^{-1,6g_k})^{-1};$$

$$t_{\max} = 26 - 7,2g_k^5 e^{-1,6g_k}. \quad (4.89)$$

Для ПРВ значения q_{\max} определяют из уравнения (4.74) или (4.75).

Относительная (средняя) погрешность определения суммарной плотности теплового потока составляла 20 %, суммарного коэффициента теплоотдачи – 25 %.

Максимальные средние плотности тепловых потоков, полученные при огневых испытаниях на фрагментах, при ПРВ достигали величин 30–35 кВт · м⁻², а их локальные значения 40–45 кВт · м⁻².

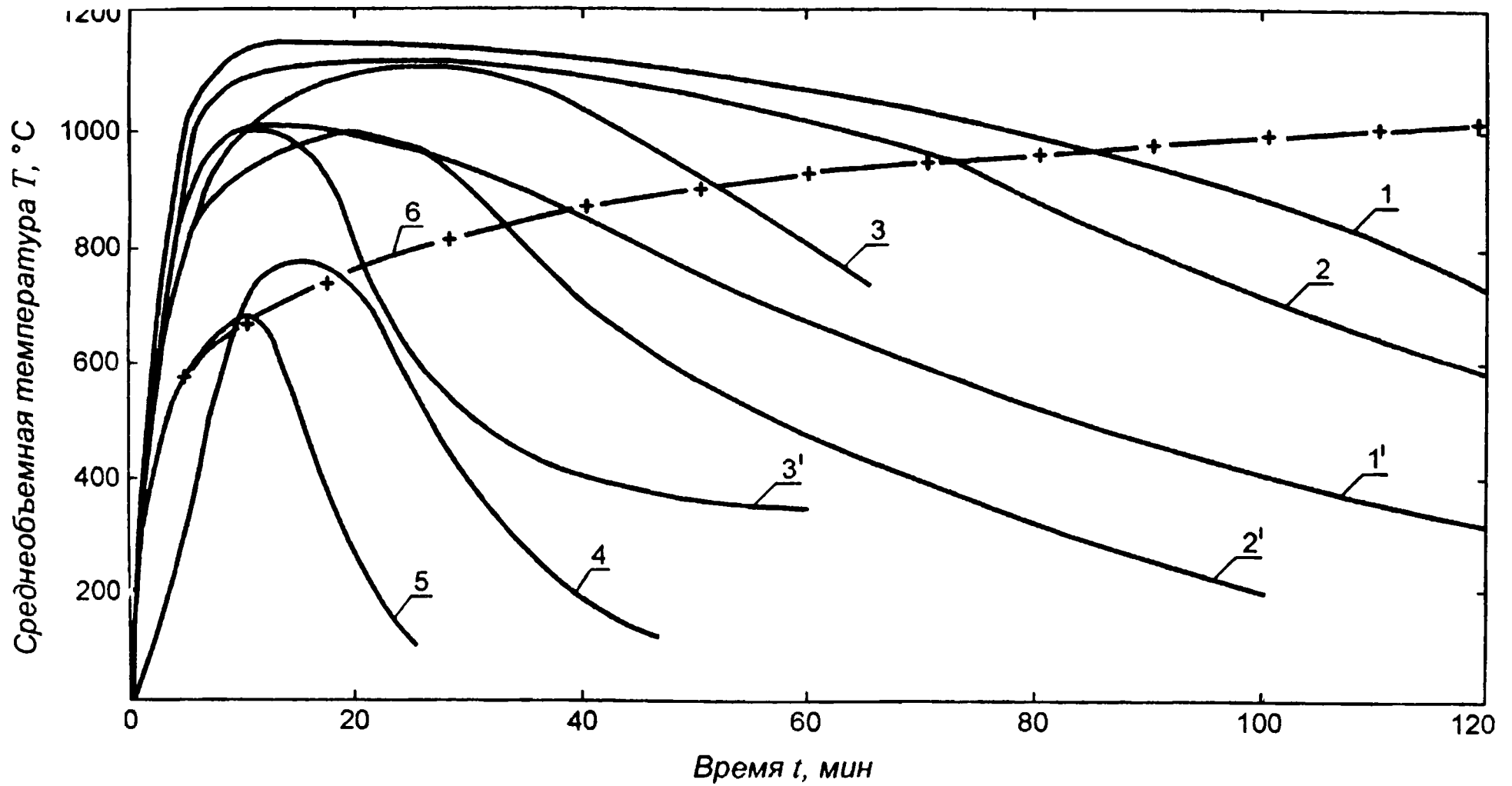


Рис. 4.29. Изменение среднеобъемной температуры в помещениях жилых зданий:

1, 1' – соответственно максимальные и минимальные значения среднеобъемной температуры в помещениях с параметрами: $F = 36 \text{ м}^2$, $g = 30\text{--}60 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$ (ПРВ); 2, 2' – то же для $F = 19 \text{ м}^2$; 3, 3' – то же для $F = 12 \text{ м}^2$; 4 – то же для $F = 19 \text{ м}^2$ (ПРН); 5 – то же для $F = 12 \text{ м}^2$ (ПРН); 6 – стандартная кривая “температура – время”

Полученная экспериментально зависимость безразмерного среднеинтегрального теплового потока в конструкции стен и потолка, выполненных из бетона, огнеупорного и шамотного кирпича, от безразмерного времени развития пожара описывается следующим уравнением:

$$\frac{q}{q_{\max}} = 37 \left(\frac{t}{t_{\max}} \right)^{3,6} e^{-3,6 \left(\frac{t}{t_{\max}} \right)}, \quad (4.87)$$

где q – плотность теплового потока в момент времени t ; q_{\max} – максимальная плотность теплового потока за время развития пожара; t – время; t_{\max} – время достижения максимального теплового потока.

Максимальную плотность теплового потока q_{\max} для конструкций стен и t_{\max} , мин, для ПРН можно определить из выражений:

$$q_{\max} = 3,57(g_k)^{0,75}; \quad t_{\max} = 26 - 5,1g_k^5 e^{-1,6g_k} \quad (4.88)$$

и для конструкций перекрытий и покрытий

$$q_{\max} = (0,26g_k^{-0,75} - 3,3 \cdot 10^{-2} g_k e^{-1,6g_k})^{-1};$$

$$t_{\max} = 26 - 7,2g_k^5 e^{-1,6g_k}. \quad (4.89)$$

Для ПРВ значения q_{\max} определяют из уравнения (4.74) или (4.75).

Относительная (средняя) погрешность определения суммарной плотности теплового потока составляла 20 %, суммарного коэффициента теплоотдачи – 25 %.

Максимальные средние плотности тепловых потоков, полученные при огневых испытаниях на фрагментах, при ПРВ достигали величин 30–35 кВт · м⁻², а их локальные значения 40–45 кВт · м⁻².

Удельное количество теплоты, поглощенной конструкциями за время развития пожара, описывается следующими соотношениями:

для стен

$$Q_{\text{ст}} = 5,5 g_{\text{к}}^{0,75}; \quad (4.90)$$

для перекрытия

$$Q_{\text{п}} = 6,9 g_{\text{к}}^{0,75}, \quad (4.91)$$

где $Q_{\text{ст}}$, $Q_{\text{п}}$ – количество теплоты $\text{МДж} \cdot \text{м}^{-2}$; $g_{\text{к}}$ – удельная пожарная нагрузка, $\text{кг} \cdot \text{м}^{-2}$.

За время развития пожара принимают момент времени, когда температуры поверхностей и газовой среды выравниваются.

Отношение количества теплоты, поглощенной строительными конструкциями за время пожара, к теоретически возможному количеству теплоты, выделяемой при пожаре, имеет следующие значения: для локальных пожаров – 45–25 %; для объемных пожаров (ПРН) – 25–18 %; для пожаров, регулируемых условиями газообмена (ПРВ), – среднее значение 5 %, при закрытых проемах – до 65 %.

Сравнение экспериментальных и теоретических исследований процесса теплообмена строительных конструкций в условиях объемных пожаров показало их хорошую сходимость.

Анализ экспериментальных данных средних плотностей тепловых потоков в конструкции, средних значений температур поверхностей этих конструкций и среднеобъемной температуры показал одинаковый характер их изменения, выраженный в безразмерном виде $f/f_{\text{max}} = F(t/t_{\text{max}})$. Эти функции имеют общий вид для параметров $f = ax^n e^{-nx}$ и отличаются значениями постоянных величин a и n , что позволяет развить величину плотности теплового потока в i -ю конструкцию при объемных пожарах следующей зависимостью:

$$q_i(t) = \frac{q_{\max_i}}{T_{\max} - T_0} [T(t) - T_0]. \quad (4.92)$$

В выражении (4.92) комплекс $q_{\max_i}/(T_{\max} - T_0) = \alpha^*$ имеет размерность коэффициента теплоотдачи и характеризует отношение средней максимальной плотности теплового потока в соответствующую конструкцию к максимальному прогреву газовой среды в очаге пожара.

Коэффициент α^* является функцией максимальных тепловых параметров пожара и целиком определяется граничными условиями развития пожара.

Для помещений с фиксированной пожарной нагрузкой коэффициент α^* является постоянной величиной, характеризующей функциональную пожарную опасность этих помещений. Связь коэффициента α^* с коэффициентом теплоотдачи выражается соотношением

$$\alpha_i^* = \alpha_i \left[\frac{T(t) - T_{w_i}(t)}{T(t) - T_0} \right], \quad (4.93)$$

где $T(t)$ – среднеобъемная температура в очаге пожара в момент времени t , К; $T_{w_i}(t)$ – средняя температура поверхности i -й конструкции, К.

Использование соотношения (4.92) в экспериментальных исследованиях условий теплообмена очага объемного пожара со строительными конструкциями упрощает процесс исследования, так как максимальные значения соответствующих параметров достигаются в условиях стационарного режима и исключаются известные сложности учета нестационарности при измерениях. Кроме того, использование соотношения (4.92) в ряде математических моделей сокращает затраты машинного времени без снижения точности определения изменения среднеобъемной температуры в очаге пожара.

ГЛАВА 5

РАСПРОСТРАНЕНИЕ ОГНЯ ПО ПОВЕРХНОСТИ СТРОИТЕЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЙ В УСЛОВИЯХ ПОЖАРА

5.1. Математическая модель процесса распространения огня

Рассмотрим процесс распространения огня по поверхности термически тонкой конструкции (материала). Под термически тонкой конструкцией будем понимать конструкцию толщиной Δ , меньшей, чем возможная глубина ее прогрева. Иными словами, у термически тонкой конструкции при нагреве изменяется температура как обогреваемой, так и необогреваемой поверхности. Практически важным является то, что большинство облицовочных и отделочных материалов (в данном случае – элементы конструкций) наносятся на сравнительно массивное основание – главным образом из негорючих материалов или ДСП и ДВП.

Решение поставленной задачи подробно рассмотрено в работе [10] при следующих основных допущениях:

- теплофизические свойства материала приняты постоянными, независимыми от температуры в исследуемом диапазоне ее изменения;

- тепловой поток от пламени загоревшегося материала постоянен на участке $l = a/U$ перед фронтом пламени;

- потери тепла с поверхности материала характеризуются эффективным коэффициентом теплоотдачи, учитывающим конвекцию и излучение;

- перенос тепла в массиве твердого горючего происходит по двум координатам (x и y);

- критерием положения фронта пламени является температура воспламенения материала.

Схема принятой модели приведена на рис. 5.1.

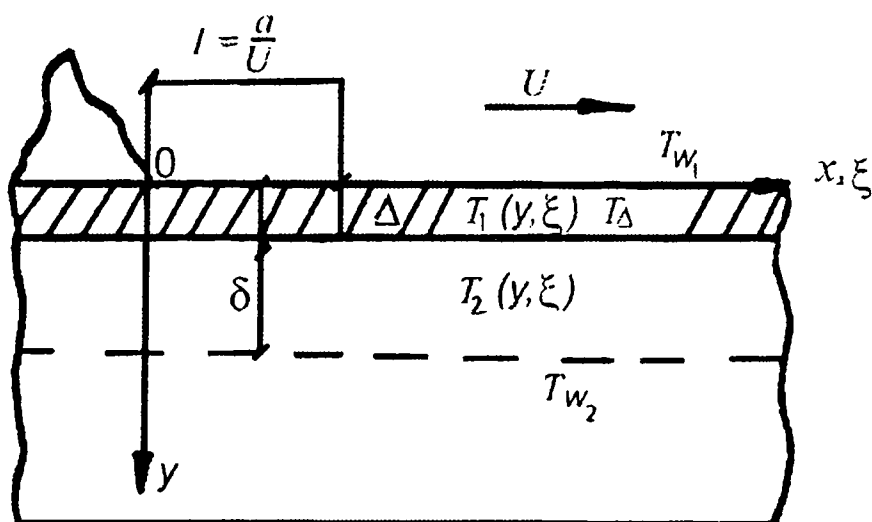


Рис. 5.1. Схема рассматриваемого процесса:

$l = a/U$ – длина зоны прогрева (реакционная зона);
 T_{w_1} – температура обогреваемой поверхности облицовочного материала; T_{Δ} – температура в месте соединения облицовочного материала и материала основания; T_{w_2} – температура не прогретой части основания; $T_1(y, \xi)$ – текущая температура облицовочного материала; $T_2(y, \xi)$ – текущая температура основания; Δ – толщина облицовочного материала;
 δ – глубина прогрева конструкции

Решением сформулированной задачи является соотношение [10]

$$U = \frac{q_{\Sigma \text{эф}}}{c_p \rho (T_B - T_1)} - \frac{T_B - T_2}{T_B - T_1} \frac{1}{c_p \rho \left(\frac{h}{2\lambda_2} + \frac{\Delta}{\lambda_1} \right)} \quad (5.1)$$

или в безразмерном виде

$$\text{Pe} = \frac{q_{\Sigma\text{эф}}}{\frac{\lambda_1}{\Delta}(T_{\text{в}} - T_1)} - \frac{T_{\text{в}} - T_2}{T_{\text{в}} - T_1} \frac{1}{\frac{1}{2} \frac{R_0}{R_{\text{м}}} + 1}, \quad (5.2)$$

где $\text{Pe} = \frac{U\Delta}{a_1}$ – аналог критерия Пекле, построенный по значению Δ (толщина облицовочного материала); a_1 – коэффициент температуропроводности материала облицовки;

$R_0 = \frac{h}{\lambda_2}$ – термическое сопротивление материала основы;

$R_{\text{м}} = \frac{\Delta}{\lambda_1}$ – термическое сопротивление материала облицовки;

$q_{\Sigma\text{эф}} = \eta M Q_{\text{н}}^{\text{р}} + q_{\text{эф}}$.

Глубина прогрева основы определяется по следующему соотношению:

$$h = \left[\frac{2a(T_{\text{в}} - T_2)}{T_2} t \right]^{1/2} - \Delta. \quad (5.3)$$

В уравнении (5.3) $t = t_1 + t_2$ – время прогрева конструкции, где t_1 – время прогрева конструкции до ее воспламенения и t_2 – время прогрева конструкции при распространении по ее поверхности пламени на расстоянии l со скоростью U , $t_2 = a_1/U_2$.

Коэффициент температуропроводности конструкции определяется из соотношения

$$a = \frac{\delta^2}{(R_{\text{м}} + R_0)(\rho_1 \Delta c_{p_1} + \rho_2 h c_{p_2})}. \quad (5.4)$$

Уравнение (5.2) решается методом последовательных приближений.

Для термически толстых материалов второй член уравнения (5.2) равен 1 и соотношение (5.2) преобразуется в выражение для определения скорости распространения пламени по термически толстым материалам:

$$Pe = \frac{1}{2} \kappa_1 - 1 + \frac{1}{2} \kappa_2, \quad (5.5)$$

где $Pe = U\delta/a$ – аналог числа Пекле;

$$\kappa_1 = \frac{\eta M Q_H^p}{\frac{\lambda}{\delta} (T_v - T_1)}; \quad \kappa_2 = \frac{q_{эф}}{\frac{\lambda}{\delta} (T_v - T_1)}; \quad T_1 \cong T_2.$$

По физическому смыслу критерий κ_1 похож на показатель горючести. Но показатель горючести, определяемый по известным методикам, является функцией состояния материала при фиксированном процессе горения. Критерий κ_1 в формуле (5.5) является функцией как состояния, так и процесса. В сильной степени от процесса горения зависит скорость потери массы материала M и коэффициент недожога η .

Если зафиксировать тепловое воздействие очага пожара на материал ($q_{эф} = \text{const}$), как это делается в стандартных методах испытаний по определению коэффициента горючести Γ , с точностью до постоянной величины

$$\kappa = \frac{1}{2} \left(\frac{\eta M Q_H^p}{\frac{\lambda}{\delta} (T_v - T_1)} \right) + \text{const.}$$

Второй критерий κ_2 является также функцией как состояния, так и процесса.

Зависимость κ_2 от процесса определяется главным образом условиями теплообмена между окружающей средой

и поверхностью. Величина плотности эффективного теплового потока $q_{эф}$ зависит от температуры газовой среды и температуры поверхности, от ориентации образца и от характеристики пламени, образующегося при горении.

Уравнение (5.5) позволяет сформулировать условие, при котором распространения огня по поверхности термически толстого материала не будет, т. е. $U = 0$:

$$\frac{1}{2}(\kappa_1 + \kappa_2) \leq 1. \quad (5.6)$$

Значение параметра $\frac{1}{2}(\kappa_1 + \kappa_2)$, на основании которого конструкции разделяют на распространяющие и не распространяющие огонь по своей поверхности, совпадает с принятой классификацией материалов при определении индекса распространения пламени [18].

Полученная зависимость (5.5) позволяет ответить на вопрос о переходе от лабораторных испытаний к натурным. Для того чтобы безразмерная скорость распространения огня, полученная в лабораторных условиях (на модели), Re_m , была равна безразмерной скорости распространения горения в натуральных условиях Re_n , необходимо следующее: определяющие критерии, полученные по данным лабораторных испытаний и в условиях натурального опыта, должны быть равны между собой

$$\left[\frac{\eta M Q_H^p + q_{эф}}{\frac{\lambda}{\delta}(T_B - T_1)} \right]_m = \left[\frac{\eta M Q_H^p + q_{эф}}{\frac{\lambda}{\delta}(T_B - T_1)} \right]_n. \quad (5.7)$$

При соблюдении равенства (5.7) можно записать $Re_m = Re_n$, что позволяет скорость распространения горения в натуральных условиях определить как

$$U_H = U_M \left(\frac{a_H}{a_M} \right) \left(\frac{\delta_M}{\delta_H} \right). \quad (5.8)$$

Эффективная плотность теплового потока на поверхность материала определяется по соотношению

$$q_{\text{эф}} = \pm q_k + \sum_{i=1}^n q_{\text{л}}, \quad (5.9)$$

где q_k – конвективная плотность теплового потока, $\text{кВт} \cdot \text{м}^{-2}$; $q_{\text{л}}$ – лучистая плотность теплового потока, $\text{кВт} \cdot \text{м}^{-2}$.

Значения q_k и $q_{\text{л}}$ определяются с учетом ориентации поверхности, характеристик факела пламени, возникающего при горении поверхности, и значений температуры газовой среды и поверхности. При распространении огня по горизонтальной поверхности в начальной стадии пожара главным в плотности эффективного теплового потока будет плотность лучистого теплового потока от пламени горящего материала в зону горения на расстоянии $x = 0,5D$ от центра факела, что соответствует координатам на поверхности $y = 0$; $\xi = 0$ (рис. 5.1).

Подробно лучистый теплообмен между очагом пожара и произвольно ориентированной поверхностью рассмотрен в гл. 4. В соответствии с данными, приведенными в гл. 4, и принимая температуру поверхности у фронта пламени ($y = 0$; $\xi = 0$) равной температуре воспламенения, эффективную плотность теплового потока можно представить в зависимости от размера факела:

для $0 < \text{Bu} \leq 1$

$$q_{\text{эф}} = \varepsilon_w (60\text{Bu} - \sigma_0 T_b^4 \cdot 10^{-3}) - q_k; \quad (5.10)$$

для $14 \geq \text{Bu} > 1$

$$q_{\text{эф}} = \varepsilon_w [(58,86 + 1,14\text{Bu}) - \sigma_0 T_b^4 \cdot 10^{-3}] - q_k; \quad (5.11)$$

для $Bu > 14$

$$q_{\text{эф}} = \varepsilon_v(75 - \sigma_0 T_v^4 \cdot 10^{-3}) - q_k. \quad (5.12)$$

Плотность конвективного теплового потока в выражении (5.10) определяется как

$$q_k = \frac{0,7(\text{Gr} \cdot \text{Pr})^{1/4} \lambda_k}{Bu} (T_v - T_0), \quad (5.13)$$

а в выражениях (5.11) и (5.12)

$$q_k = \frac{0,176(\text{Gr} \cdot \text{Pr})^{1/3} \lambda_k}{Bu} (T_v - T_0). \quad (5.14)$$

В уравнениях (5.13) и (5.14) определяющим размером является диаметр очага пожара. Плотность конвективной составляющей теплового потока не превышает 5 % от суммарной (эффективной) плотности теплового потока, и в инженерных расчетах ее можно принимать равной 0. Значение коэффициента поглощения k определяется по соотношению $k = 1,6T_{\text{max}} \cdot 10^{-3} - 0,5$, а $Bu = kD$, где D – диаметр очага.

При распространении огня по вертикальной поверхности сверху вниз также определяющим в условиях НСП является процесс лучистого переноса тепла от очага к поверхности в области фронта пламени. Процессы передачи тепла за счет излучения от факела к поверхности при горизонтальном распространении огня и при вертикальном направлении сверху вниз качественно не отличаются.

В обоих случаях лучистый теплообмен можно представить как процесс переноса лучистой энергии между двумя взаимно перпендикулярными поверхностями, имеющими общую сторону. В количественном отношении разница в плотностях эффективных лучистых потоков для одного и того же материала будет зависеть от величины средних коэффициентов взаимной облученности. Для двух взаимно

перпендикулярных поверхностей, имеющих общую сторону длиной W , высоту излучающей поверхности l_2 и ширину поглощающей l_1 , коэффициенты взаимной облученности зависят от величин l_2/W и l_1/W [11]. При распространении огня по горизонтальной поверхности значение l_2/W имеет порядок единицы и более, значение $l_1/W \ll 1$. При распространении огня по вертикальной поверхности сверху вниз высота излучающей поверхности имеет порядок толщины теплового пограничного слоя $l_2 \sim \delta_t$ и значение $l_2/W \ll 1$, так как и значение $l_1/W \ll 1$. Таким образом, отношение плотности эффективного лучистого теплового потока при горизонтальном распространении огня q_r к плотности потока при вертикальном распространении в направлении сверху вниз q_v будет пропорционально отношению соответствующих коэффициентов взаимной облученности $(q_v/q_r) \sim (\psi_v/\psi_r)$.

Учитывая, что значения критериев k_1 и k_2 , входящих в соотношение (5.5), имеют один порядок, скорость распространения огня по вертикальной поверхности сверху вниз будет меньше скорости распространения огня по горизонтальной поверхности в среднем на 20 %, а плотность эффективного лучистого потока в вертикальные конструкции $q_v = 0,64q_r$, где q_r определяется из соотношений (5.10)–(5.12) при значении $q_k = 0$.

Рассмотрим порядок отношения скорости распространения огня по конденсированной фазе вертикальной поверхности в направлении снизу вверх и скорости распространения огня по горизонтальной поверхности. Для определения плотности теплового потока, поступающего в конденсированную фазу, воспользуемся результатами исследования процесса теплообмена при наличии горения в пограничном слое, приведенными в гл. 4. Доля плотностей теплового потока за счет процесса горения и конвективной составляющей может достигать до 40 % от плотности суммар-

ного теплового потока, следовательно, их необходимо учитывать совместно с лучистой составляющей суммарного теплового потока.

Плотность эффективного теплового потока можно записать как

$$\begin{aligned}
 q_{\text{эф}} = & 0,2 (Gr_l \cdot Pr)^{1/3} \left[1 + \frac{\beta_m (m_\infty - m_w) l}{\beta t (T_{\text{max}} - T_{\text{в}}) \xi} \right]^{1/3} \times \\
 & \times \left[\frac{Pr^{2/3}}{2,14(1 + \kappa_T \xi^{1/2}) + Pr^{2/3}} \right]^{1/3} (1 + \kappa_T \xi^{1/2}) \frac{\lambda}{l} (T_{\text{max}} - T_{\text{в}}) + \\
 & + \varepsilon_{\text{пр}} \sigma \left[\left(\frac{T_{\text{max}}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_{\text{в}}}{100} \right)^4 \right]. \quad (5.15)
 \end{aligned}$$

Анализ значений максимальных плотностей лучистых тепловых потоков от очага пожара в нормальном к оси очага направлении $q_{\text{в}}^*$ на расстоянии $0,5D$ от оси пламени и плотностей тепловых потоков к основанию пламени $q_{\text{г}}$ на расстоянии $0,5D$ от оси показывает, что $(q_{\text{в}}^*/q_{\text{г}}) \sim 1,4$. Учитывая соотношения между плотностями лучистых тепловых потоков и влияние конвективных составляющих, скорость распространения огня по конденсированной фазе вертикальной конструкции снизу вверх в среднем на 40 % больше, чем эта скорость по горизонтальной поверхности. Однако следует иметь в виду, что при распространении огня по вертикальным поверхностям снизу вверх пожарную опасность создает как процесс распространения огня по конденсированной фазе материала, так и распространение продуктов горения (огня) в газовой фазе. Процесс распространения огня в газовой фазе происходит со скоростями порядка $(\text{м} \cdot \text{с}^{-1})$, что может быть

больше скоростей распространения огня по конденсированной фазе на два и более порядка.

При отсутствии основы для термически тонкого материала в выражении (5.2) $R_0 = \alpha^{-1}$, где α – коэффициент теплоотдачи от необогреваемой поверхности термически тонкого материала.

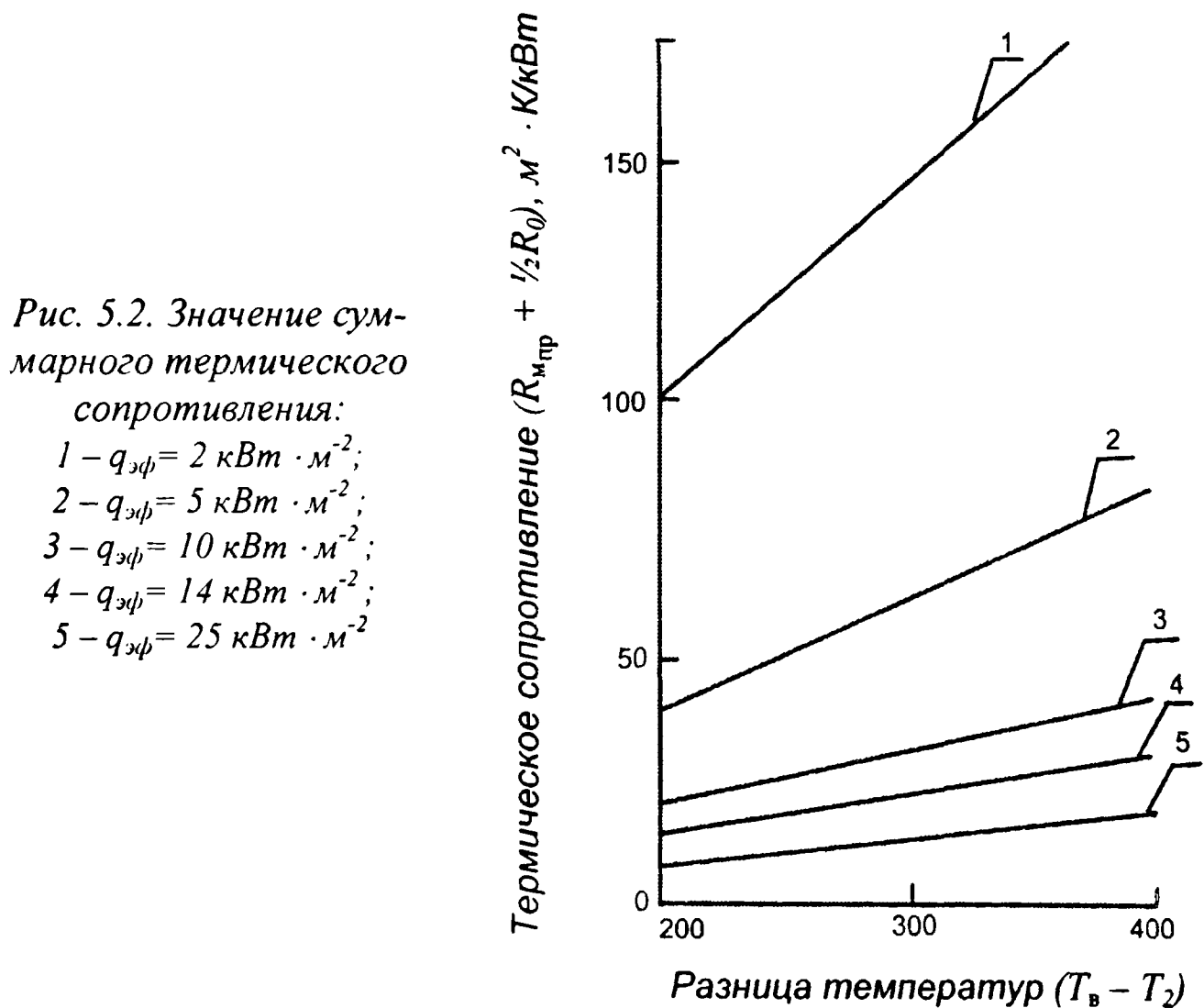
Анализ уравнения (5.2) позволяет сделать вывод, что использование в качестве основы металлических конструкций не приводит к снижению пожарной опасности облицовочных материалов. В этом случае второй член правой части уравнения (5.2) стремится к 1, так как $R_0 \ll R_m$ и значение $(T_b - T_2)/(T_b - T_1) \rightarrow 1$.

Поведение облицовочного материала в случае применения в качестве основы массивных металлических конструкций подобно поведению их, как термически толстых материалов с глубиной прогрева, равной их толщине.

В общем случае термическое сопротивление основания из металла определяется двумя величинами (при условии, если металлическое основание прогревается на всю глубину): термическим сопротивлением металлической основы R_0 и термическим сопротивлением теплового пограничного слоя R_T у свободной металлической поверхности. При массивных металлических конструкциях с толщиной $\delta > \delta_l \cdot 10^{-2}$ (где δ_l – толщина теплового пограничного слоя) $R_0 \gg R_T$ и действие металлической основы аналогично описанному выше. При уменьшении толщины металлической основы до значений порядка $\delta_l \cdot 10^{-3}$ термические сопротивления соизмеримы и при $\delta < \delta_l \cdot 10^{-3}$ $R_0 \ll R_T$. При значениях $R_0 \ll R_T$ эффект металлической основы будет противоположен описанному выше. Скорость распространения пламени в этом случае может несколько уменьшиться, а терми-

ческое сопротивление теплового пограничного слоя будет действовать аналогично основе из бетона с толщиной прогрева порядка $0,1\delta_r$. Эффект уменьшения скорости распространения пламени при тонкой металлической основе возможен при толщине ее порядка $0,1$ мм или порядка 1 мм при нанесении конструкции на бетонное основание.

Очевидно, что наибольший эффект уменьшения пожарной опасности достигается при наименьшем значении R_0/R_m .



Если принять значение $Pe = 0$, что соответствует значению $U = 0$, и при этих условиях решить соотношение (5.2) относительно термического сопротивления облицовочного материала R_m , то в результате этого получим значение тер-

мического сопротивления $R_{\text{мпр}}$, при котором пламя по поверхности распространяться не будет

$$R_{\text{мпр}} = \frac{T_{\text{в}} - T_2}{q_{\Sigma_{\text{эф}}}} - \frac{1}{2} R_0. \quad (5.16)$$

Таким образом, если значение $R_{\text{м}} \leq R_{\text{мпр}}$, распространения пламени до поверхности облицовочного материала происходить не будет, при $R_{\text{м}} > R_{\text{мпр}}$ пламя по поверхности будет распространяться со скоростью, определяемой соотношением (5.2). На рис. 5.2 приведена зависимость $(R_{\text{мпр}} + 1/2R_0)$ от значений $(T_{\text{в}} - T_2)$ и $q_{\Sigma_{\text{эф}}}$.

5.2. Температура газовой среды в коридоре этажа пожара

Разработка методических основ оценки горючести материалов, позволяющих прогнозировать их пожарную опасность в условиях эксплуатации, требует достоверных данных о динамике температурного режима пожара в помещениях, где эти материалы используются. Во ВНИИПО МВД СССР были проведены серии экспериментов на фрагменте высотного здания [33, 34], которые послужили основой для построения математической модели, описывающей изменение средних температур по длине коридора при пожаре в помещении.

При построении математической модели, описывающей изменение средней по сечению температуры по длине поэтажного коридора, был исследован ряд зависимостей.

Данные дисперсионного анализа позволили выбрать вид зависимости, наилучшим образом описывающей изменение $T_{\text{ср}l}$ от длины поэтажного коридора в диапазоне $0 < l/H \leq 4$,

$$\lg(T_{\text{ср}l}/T_{\text{ср}0}) = 9,7 \cdot 10^{-3} - 0,8\bar{l} + 0,41l^2. \quad (5.17)$$

Верхний доверительный предел описывается соотношением

$$\lg(T_{\text{ср}l}/T_{\text{ср}0}) = 6,13 \cdot 10^{-2} - 0,55\bar{l} + 0,64\bar{l}^2, \quad (5.18)$$

а нижний доверительный предел

$$\lg(T_{\text{ср}l}/T_{\text{ср}0}) = -4,19 \cdot 10^{-2} - 1,04\bar{l} + 0,17\bar{l}^2. \quad (5.19)$$

В соотношениях (5.17)–(5.19):

$T_{\text{ср}l}$ – среднее значение температуры газовой среды в сечении на расстоянии l от дверного проема; $T_{\text{ср}0}$ – то же в сечении дверного проема; $\bar{l} = l/H$ – безразмерное расстояние от дверного проема до исследуемого сечения.

Уравнения регрессии получены при значении вероятности $P = 0,95$, остаточная дисперсия составила $2,42 \cdot 10^{-3}$.

На рис. 5.3 приведены экспериментальные данные по исследованию температуры газовой среды в испытательном объеме установки “туннельная печь” [31], полученные при холостых испытаниях. Как видно из рис. 5.3, экспериментальные данные хорошо согласуются с полученными зависимостями, что дает полное основание переносить результаты испытаний на установке “туннельная печь” [32] в реальные условия. За значение $T_{\text{ср}0}$ в опытах на установке “туннельная печь” принято значение средней температуры.

На рис. 5.3 приведен характер изменения температуры поверхности потолка и пола. Сравнение характера изменения безразмерной температуры потолка и пола от длины коридора позволяет сделать вывод, что влияние лучистого теплового потока от очага пожара в большей степени сказывается на конструкции пола. Это объясняется главным образом существенной разницей характеров конвективных потоков и оптических характеристик дымовых газов и воздуха. Определяющее влияние лучистого теплового потока

от очага пожара на конструкции пола сказывается на расстоянии порядка $0,6H$, и при расстоянии порядка H от очага пожара это влияние незначительное.

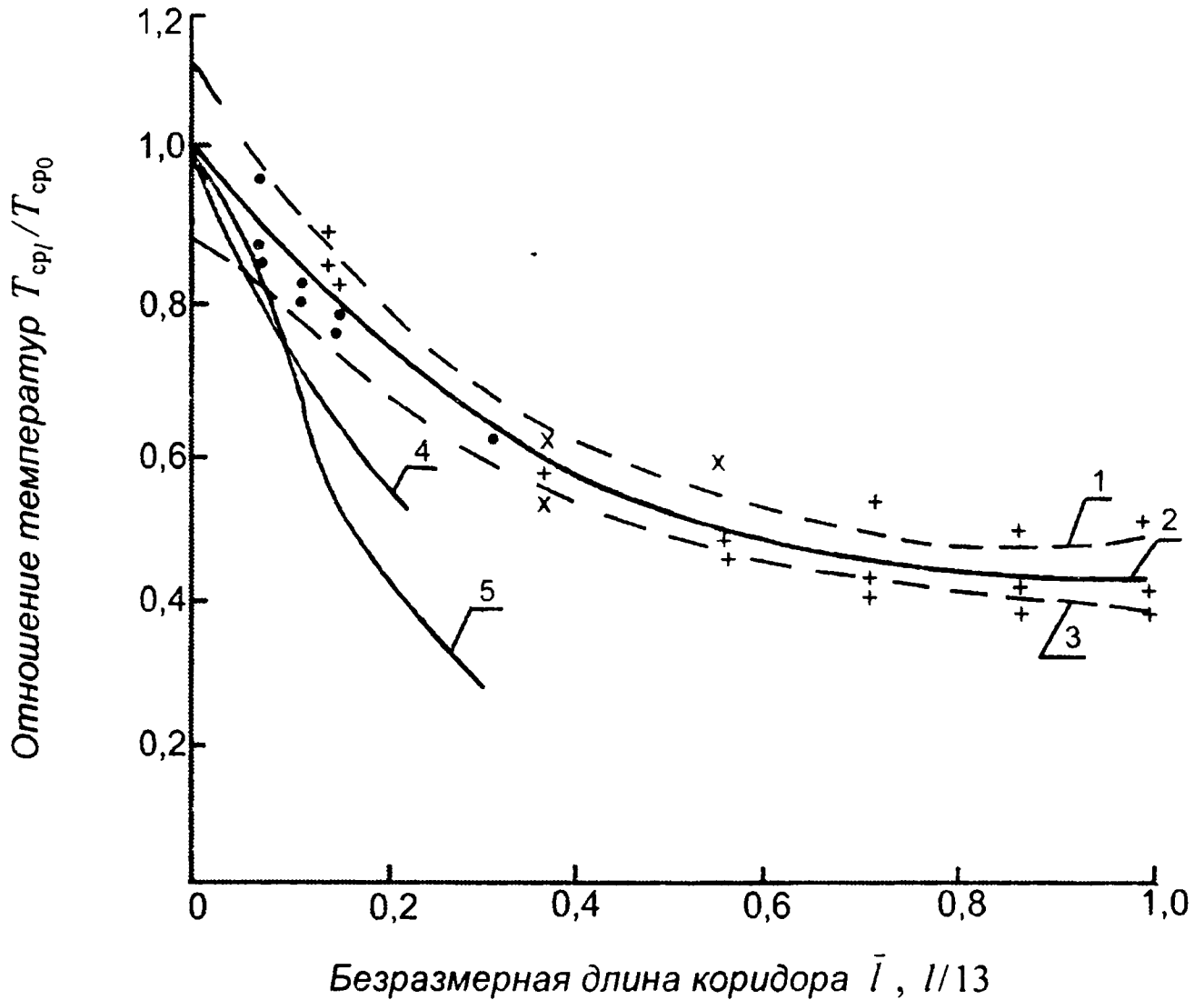


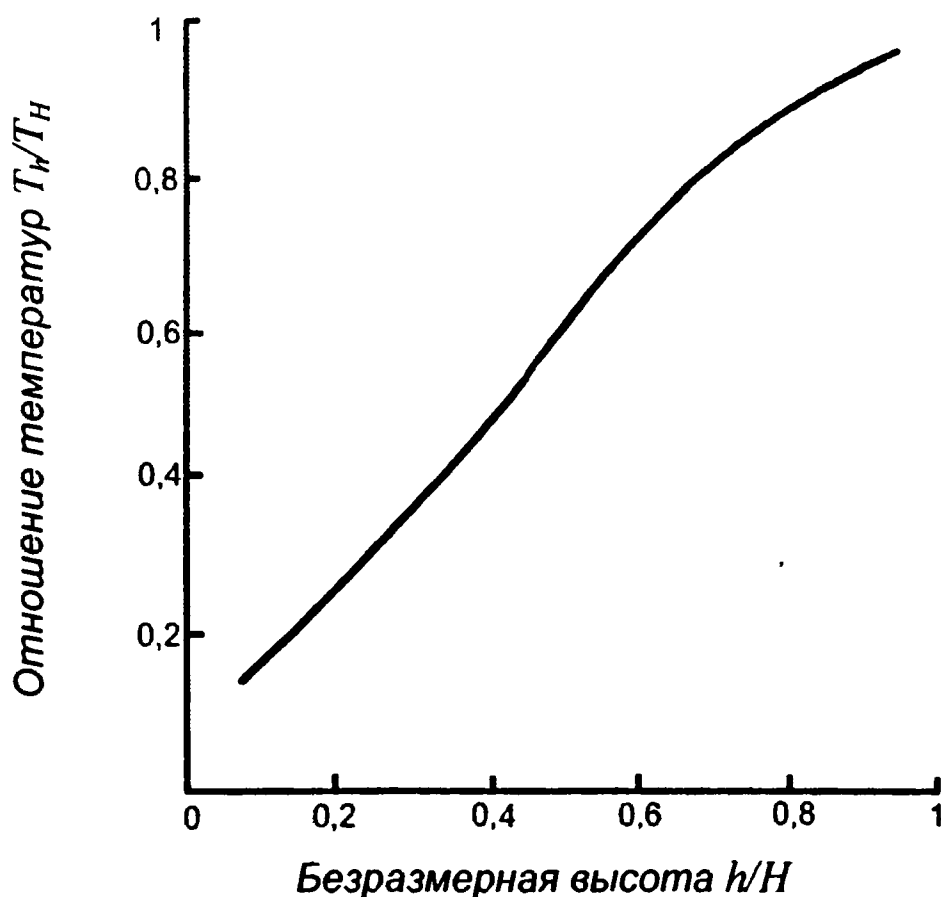
Рис. 5.3. Изменение средних по сечению температур по длине коридора: изменение средней по сечению температуры газовой среды: 1 — верхний доверительный предел; 2 — статистика; 3 — нижний доверительный предел; 4 — температура поверхности потолка; 5 — температура поверхности пола, • — экспериментальные значения средних по сечению температур газовой среды на установке "туннельная печь"; + — то же на фрагменте высотного здания; $T_{ср0}$ — среднее значение температур в сечении дверного проема

На рис. 5.4 представлена зависимость средней температуры в сечении дверного проема от высоты сечения, которая удовлетворительно описывается следующим соотношением:

$$T_h/T_H = 0,094 + 0,69(h/H) + 1,32(h/H)^2 - 1,104(h/H)^3, \quad (5.20)$$

где T_h – средняя температура в сечении на высоте h от уровня пола, °С; $T_h = 0,6T$ – средняя температура в сечении дверного проема; h – высота сечения от уровня пола, для которой определяется T_h , м; H – общая высота сечения, м; T – среднеобъемная температура в очаге пожара. Как показывают многочисленные экспериментальные исследования, характер движения газовых потоков в очаге пожара в период начальной его стадии хорошо описывается закономерностями струйного течения. Для путей эвакуации эта закономерность сохраняется и за пределами начальной стадии пожара в достаточно больших диапазонах длин [34].

Рис. 5.4. Зависимость средней температуры в сечении дверного проема от высоты сечения



На рис. 5.5 приведен общий характер распределения температуры по высоте помещения при наличии в нем струйного течения горячих газов от очага пожара. Толщина теплового пограничного слоя $\delta_i \ll H$, поэтому с достаточной

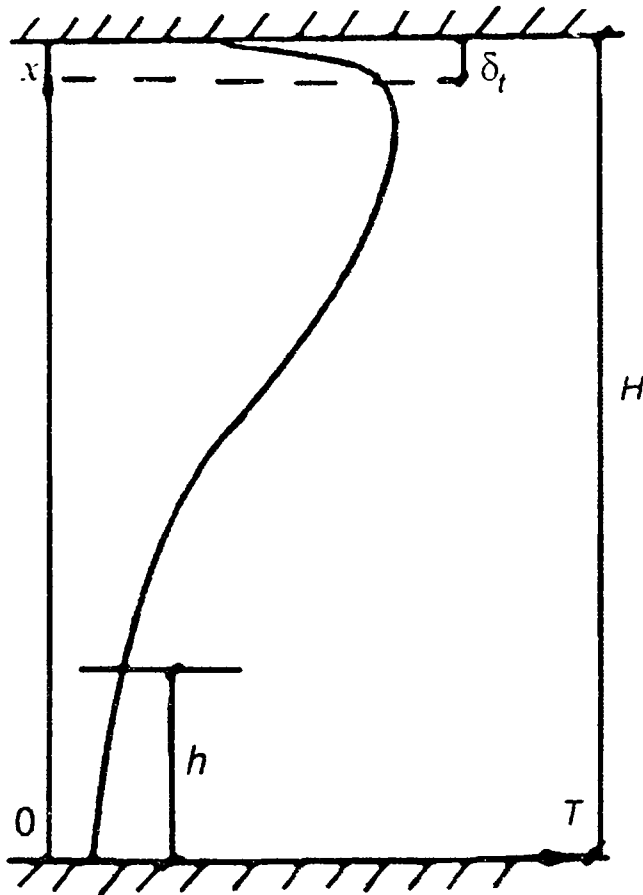


Рис. 5.5. Характер изменения температуры по высоте помещения в начальной стадии пожара:

δ_t – толщина пограничного слоя;

H – высота помещения;

$h = 1,5$ м – контрольное сечение

помещения): $T_x = T_m$ – значение максимальной температуры в искомом сечении струйного течения.

С учетом приведенных граничных условий коэффициенты полинома (5.21) определяются из соотношений:

$$a = T_{wп}; \quad b = -\frac{q_{кв}}{\lambda}; \quad c = \frac{q_{кв}}{\lambda H} + \frac{3(T_m - T_{wп})}{H^2};$$

$$d = -\left[\frac{2(T_m - T_{wп})}{H^3} + \frac{q_{кв}}{\lambda H^2} \right]. \quad (5.22)$$

степенью точности для определения средней температуры по высоте H зададимся распределением температуры по высоте в виде полинома третьей степени без учета уменьшения температуры в пограничном слое:

$$T_x = a + vx + cx^2 + dx^3. \quad (5.21)$$

Значения коэффициентов полинома (5.21) можно определить, используя следующие граничные условия:

при $x = 0$: $T_x = T_{wп}$ – температура поверхности конструкции пола;

$$-\lambda \frac{dT}{dx} \Big|_{x=0} = q_{кв};$$

при $x = H$ (высота по-

Полином (5.21) совместно с (5.22) описывает распределение температуры по высоте в НСП в помещении очага пожара, за пределами этого очага и в поэтажном коридоре.

Значение T_m определяется в зависимости от расстояния сечения от очага пожара по законам струйного течения $(T_m - T_w) = (T_0 - T_w) (1 + \bar{r})^{-0,62}$. Для помещений очага пожара значение температуры набегающего потока T_0 определяется по соотношениям, полученным в гл. 4 в зависимости от величины безразмерной высоты перекрытия. Для поэтажного коридора температура T_0 принимается равной температуре горючих газов, выходящих из очага пожара, $T_0 = 0,8T$, где T – значение среднеобъемной температуры в очаге. Безразмерное расстояние \bar{r} для поэтажного коридора определяется как отношение расстояния от дверного проема очага пожара до сечения к высоте поэтажного коридора $\bar{r} = l/H$.

Для относительно малых времен, характерных для задач, связанных с эвакуацией людей, когда $q_{кв} \cong 0$ и $T_{wn} \cong T_{0n}$, на расстоянии от очага, которое больше высоты этого очага, и для поэтажного коридора, для расстояний, превышающих высоту дверного проема, распределение температуры по высоте можно найти из соотношения

$$T_x = T_{0n} + \frac{3(T_m - T_{0n})}{H^2} x^2 - \frac{2(T_m - T_{0n})}{H^3} x^3. \quad (5.23)$$

Для анализа полей термодинамических параметров в поэтажном коридоре, смежном с очагом пожара, был использован метод дифференциального математического моделирования, позволяющий получать данные о локальных значениях температур, концентраций и скоростей газовых потоков [2–9]. В данном случае целью исследования являет-

ся изучение температурного режима в поэтажном коридоре и влияние на него очага пожара в смежном помещении.

Связь полученных полей температур и скоростей с реальным временем процесса устанавливается по средней температуре горячих газов $T_r = T_0 + i\Delta T$, выходящих из проема смежного помещения в коридор. Эта температура связана со среднеобъемной температурой в смежном помещении (в очаге пожара) соотношением [33]

$$T_r = 0,8T + 273. \quad (5.24)$$

Изменение среднеобъемной температуры в очаге пожара и ее связь с реальным масштабом времени определяется в соответствии с методами [1, 10] для объемных пожаров в различных их стадиях.

Для сравнения математической модели с экспериментом использованы данные ВНИИПО, полученные на фрагменте высотного здания при исследовании распространения продуктов горения в коридоре в условиях естественной вентиляции. Общая длина пути эвакуации (коридора) 13 м, высота 3 м. Описание фрагмента приведено в работе [33].

Для апробации расчетной модели использованы экспериментальные данные опыта с величиной пожарной нагрузки из древесины $50 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$ в смежном помещении в момент времени $\bar{t} = 0,7$ ($t = 3000 \text{ с}$), когда средняя температура выбрасываемых в коридор горячих газов по данным экспериментальных исследований составляла около 1000 К.

Сопоставление численного и физического экспериментов представлено на рис. 5.6.

Относительное среднеквадратичное отклонение для поля температур $\sigma = 0,040$.

Характерные экспериментальные и теоретические скорости потоков в эвакуационном проеме коридора также нахо-

дятся в хорошем соответствии. Относительные ошибки не превышают значений $100\% (1,2 - 0,96)/1,2 = 20\%$ на выходе из коридора и $100\% (0,91 - 0,8)/0,8 = 14\%$ на его входе.

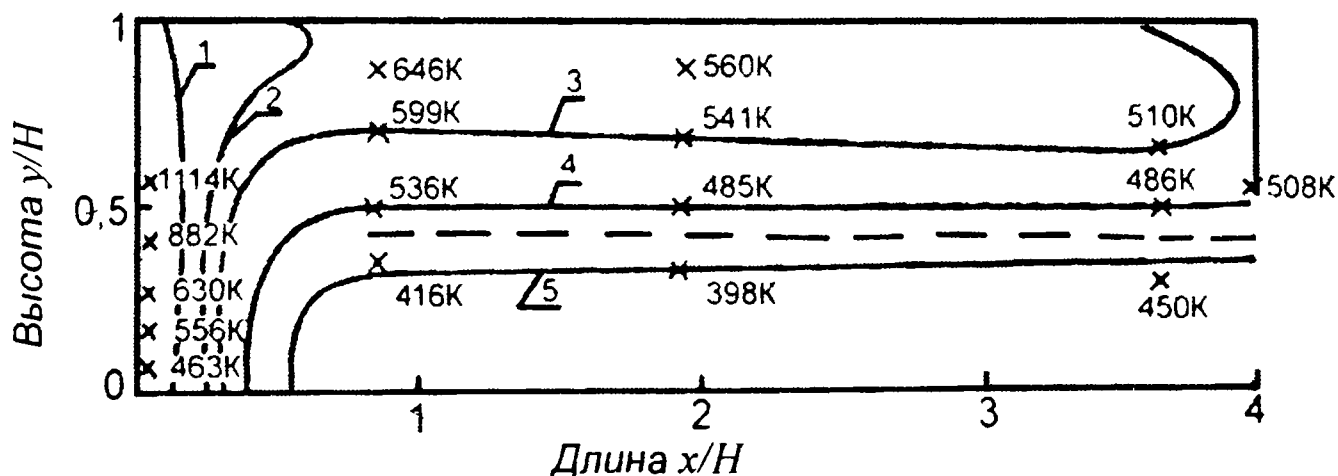


Рис. 5.6. Изолинии температур в сечении размером $13,0 \times 3,0$ м при $T_0 = 1000$ К (адиабатические условия):

1 — $T = 870$ К; 2 — $T = 750$ К; 3 — $T = 629$ К;
4 — $T = 508$ К; 5 — $T = 383$ К; x — экспериментальные значения

Удовлетворительное согласие теоретических и экспериментальных результатов в развитой стадии пожара получено при использовании математической модели с адиабатическими граничными условиями на ограждающих конструкциях.

В условиях начальной стадии пожара в помещениях с ограждающими конструкциями из неметаллических материалов лучшими граничными условиями являются изотермические.

На основе разработанной математической модели были проведены численные эксперименты по определению температурного режима при пожаре с диапазоном изменения длины коридора от 13,2 до 39,6 м, что соответствовало изменению отношений длины коридора к высоте от 4 до 12.

На рис. 5.7 приведены данные численного сечения коридора на расстоянии l от очага пожара в плоскости на высоте 1,5 м от уровня пола, в зависимости от температуры выходящих газов.

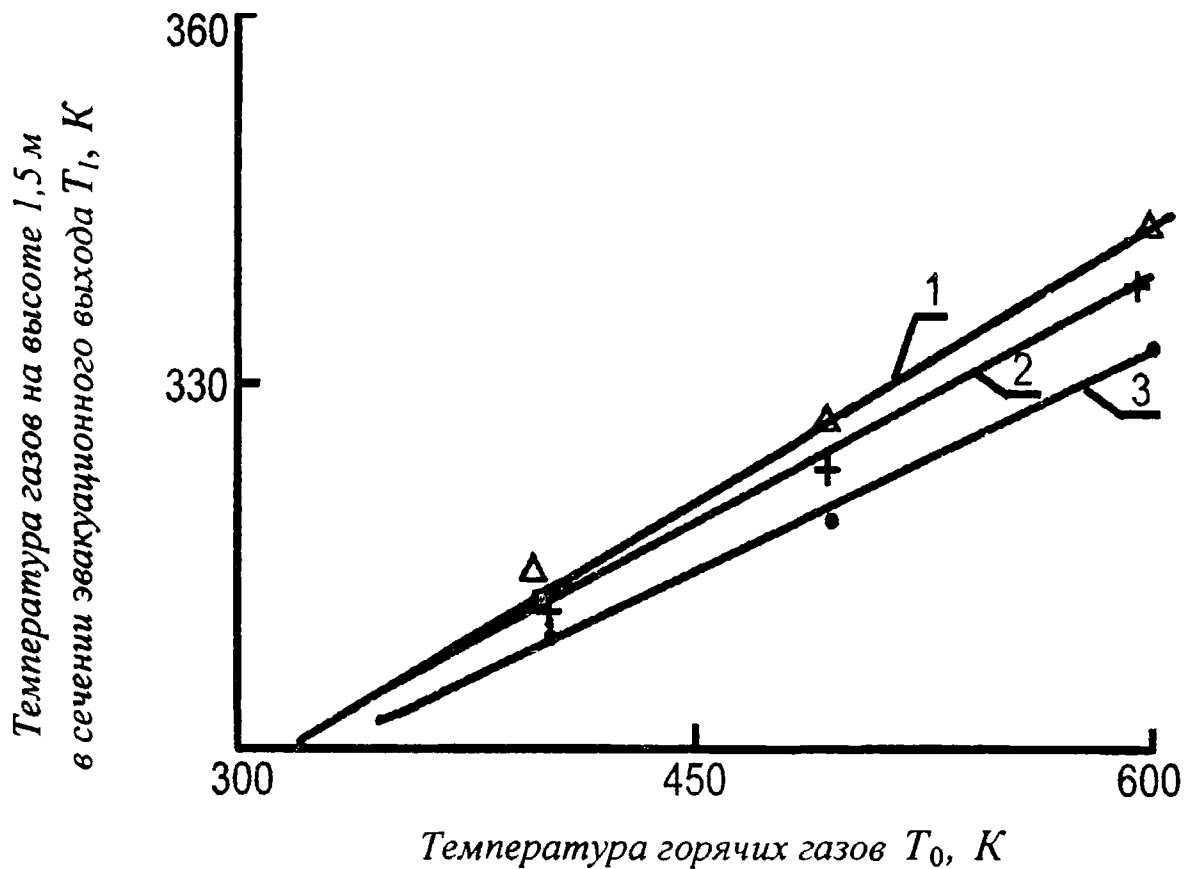


Рис. 5.7. Зависимость температуры газов в сечении эвакуационного выхода (на высоте 1,5 м) от температуры горячих газов:

$1 - l = 13,2$ м; $2 - l = 26,4$ м; $3 - l = 39,6$ м;

Δ , +, ● — данные численных экспериментов

На рис. 5.8 приведены результаты численных экспериментов, характеризующие изменение температуры по длине коридора этажа пожара на высоте 1,5 м от уровня пола в зависимости от температуры газов, поступающих в коридор из очага пожара, которое в интервале $4 \leq (l/H) \leq 28$ может быть описано в виде линейной зависимости

$$\frac{T_{\text{ср}l}}{T_{\text{ср}0}} = 0,486 - 17 \cdot 10^{-3} \frac{l}{H}. \quad (5.25)$$

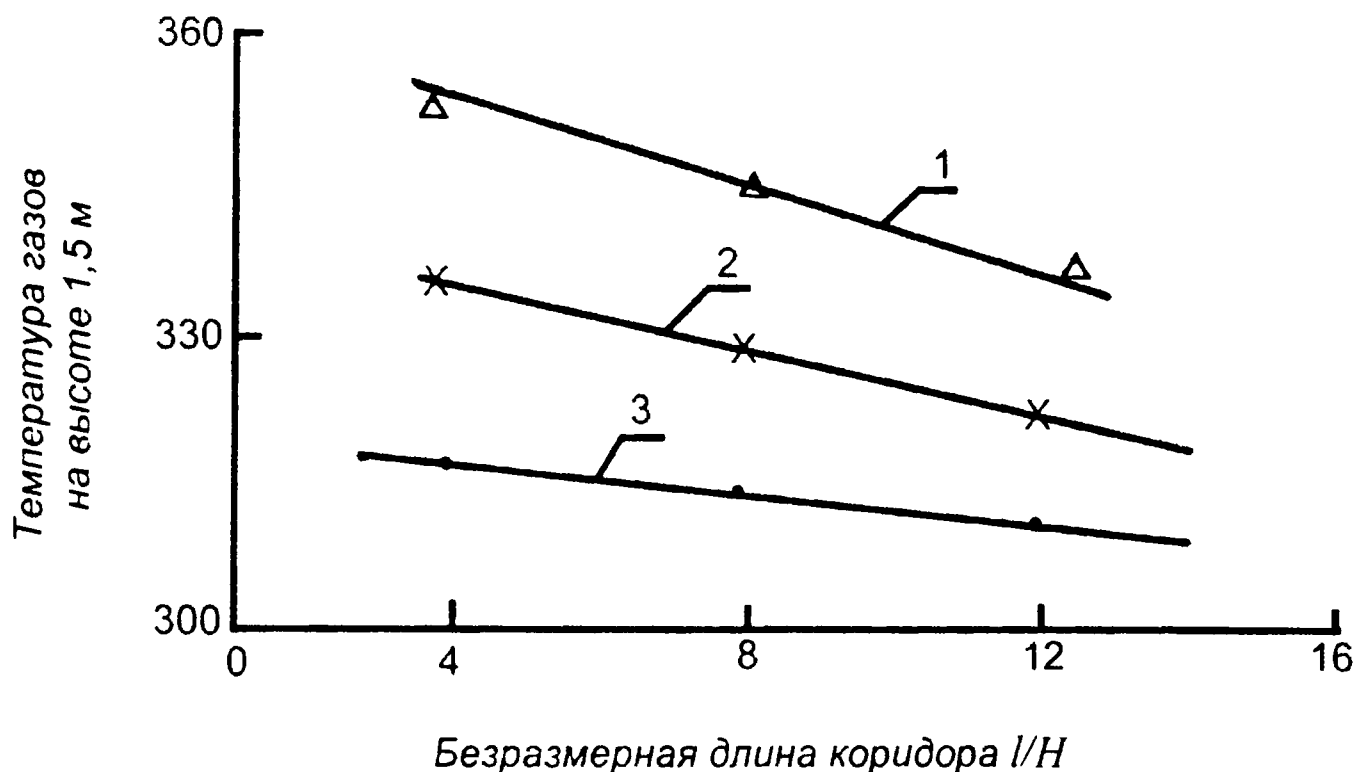


Рис. 5.8. Зависимость температуры газов на высоте 1,5 м от длины коридора:

1 — $T_0 = 600$ К; 2 — $T_0 = 500$ К; 3 — $T_0 = 400$ К;
 Δ , $+$, \bullet — данные численных экспериментов

Таким образом, проведенные исследования дают возможность описать характер изменения средних по сечению температур газовой фазы на этаже пожара зависимостями (5.17) и (5.25). Полученные общие закономерности изменения температуры по длине коридора позволили обосновать геометрические размеры экспериментальной установки для исследования процесса распространения огня по элементам строительных конструкций (в том числе облицовочным и отделочным материалам), с использованием в качестве моделирования процессов теплообмена граничных условий III рода. Наиболее интенсивное изменение средней температуры по длине коридора происходит в диапазоне изменения значения $0 < (l/H) \leq 3,5$, при дальнейшем увеличении длины коридора темп изменения температуры падает. Кривая, описывающая изменение средней температуры по дли-

не коридора, имеет точку перегиба при $l/H = 3,5$, что говорит об изменении качества процесса.

Следовательно, для достоверной оценки пожарной опасности облицовочных и отделочных материалов, конструкций, разработки методов прогнозирования их пожарной опасности необходимо создавать испытательный участок, геометрически подобный натуре и длиной не менее величины $l/H = 3,5$.

При использовании гипотезы о подобии полей температур и концентраций полученные результаты позволяют прогнозировать изменение концентрации продуктов горения и кислорода по длине поэтажного коридора в зависимости от их концентрации в очаге пожара. Концентрация продуктов горения будет определяться из соотношения

$$c_p/c_{p_s} \approx (T - T_0)/(T_s - T_0). \quad (5.26)$$

Концентрация кислорода определяется из выражения

$$(c_{k_0} - c_k)/(c_{k_0} - c_{k_s}) \approx (T - T_0)/(T_s - T_0). \quad (5.27)$$

В соотношениях (5.26) и (5.27) параметры с индексом "0" соответствуют их исходным значениям, параметры с индексом "s" – значениям в зоне горения. Если из экспериментов или каких-либо других источников получены данные по соответствующим концентрациям на выходе газов из очага пожара в коридор, тогда их можно подставить в соотношения (5.26) и (5.27) вместо параметров зоны горения c_{p_s} и c_{k_s} . Следует отметить удовлетворительное согласие среднеобъемных значений относительных массовых концентраций продуктов горения $c_{p_{cp}}^{теор}$, вычисленных по соотношению (5.26), с данными, полученными для фрагмента ВНИИПО в момент времени $t = 49$ мин. Относительное отклонение составило

$$\frac{c_{P_{\text{ср}}}^{\text{теор}} - c_{P_{\text{ср}}}^{\text{эксп}}}{c_{P_{\text{ср}}}^{\text{эксп}}} = \frac{0,25 - 0,21}{0,21} = 0,19.$$

В табл. 5.1 приведены литературные данные по линейным скоростям распространения пламени по поверхности горючих материалов.

Таблица 5.1

**Линейная скорость распространения пламени
по поверхности материалов**

Материал	Среднее значение линейной скорости распространения пламени $U \cdot 10^2, \text{ м} \cdot \text{с}^{-1}$
Угары текстильного производства в разрыхленном состоянии	10,0
Корд	1,7
Хлопок разрыхленный	4,2
Лен разрыхленный	5,0
Хлопок + капрон (3:1)	2,8
Древесина в штабелях при влажности в %:	
8–12	6,7
16–18	3,8
18–20	2,7
20–30	2,0
более 30	1,7
Подвешенные ворсистые ткани	6,7–10
Текстильные изделия в закрытом складе при загрузке $100 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$	0,6
Бумага в рулонах в закрытом складе при загрузке $140 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$	0,5
Синтетический каучук в закрытом складе при загрузке свыше $290 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$	0,7
Деревянные покрытия цехов большой площади, деревянные стены и стены, отделанные древесно-волокнистыми плитами	2,8–5,3
Соломенные и камышитовые изделия	6,7
Ткани (холст, байка, бязь):	
- по горизонтали	1,3
- в вертикальном направлении	30
- в направлении, нормальном к поверхности тканей при расстоянии между ними 0,2 м	4,0

5.3. Снижение распространения огня (пожарной опасности конструкций)

Расстояние, на которое распространяется огонь по поверхности строительных конструкций, является важной характеристикой, определяющей вероятность развития пожара по помещению или из помещения очага пожара в смежное помещение. Расстояние, на которое может распространиться пламя (как и скорость его распространения) зависит от горючести материала, конструктивных особенностей и условий развития температурного режима в помещении, где этот материал применяется.

Проведенные экспериментальные исследования на установке, имеющей реальные размеры стандартных путей эвакуации, позволяют говорить о подобии закона теплообмена на установке и в реальных условиях и выразить характер теплового воздействия на поверхности через значение температуры газовой среды в объеме помещения. Методика экспериментальных исследований позволяет определить значение температуры газовой среды, при которой распространение пламени по поверхности прекращается ($T_{кр}$), т. е. скорость распространения пламени $U = 0$. Проведенные экспериментальные и теоретические исследования изменения температуры газовой среды по длине коридора с высотой 2,5–3,3 м позволили описать это изменение в виде зависимостей (5.17) и (5.25), связывающих температуру в очаге пожара с температурой в поэтажном коридоре. Эти соотношения позволяют определять распределение по длине коридора средних по сечению значений температур газовой среды в зависимости от характера развития пожара в очаге в любой момент. Расстояние от плоскости дверного проема, связывающего поэтажный коридор с очагом пожара до стены, где средняя температура становится равной $T_{кр}$, будет

определять расстояние, на которое может распространиться пламя. Это расстояние, определенное для максимальных значений среднеобъемных температур в очаге, будет соответствовать предельному распространению пламени. На рис. 5.9 приведена зависимость расстояния, на которое распространится пламя по поверхности, от значений $T_{кр}$ и среднеобъемной температуры в очаге пожара T . Если при анализе развития пожара используется “интегральный” метод моделирования, приведенный в работе [10], то температуру T или расстояние l можно связать со временем развития пожара t , тем самым получив данные о динамике распространения пламени. Если при определении температуры T взять ее максимальное значение, то значение l , найденное по рис. 5.9, будет соответствовать предельному распространению пламени.

На рис 5.10 приведены результаты экспериментальных исследований распространения огня по поверхностям покрытий полов в виде зависимости безразмерной длины распространения огня $\bar{S}(\bar{t})$ от безразмерного времени развития пожара \bar{t} , которое связано с температурным и тепловым режимами пожара в помещениях, где размещены эти покрытия (32).

В данном случае безразмерные параметры определяются через масштабы времени t_0 и длины x_0 , $\bar{S}(\bar{t}) = \frac{l}{x_0}$ и $\bar{t} = \frac{t}{t_0}$.

Масштабы времени и длины находятся из соотношений:
 $t_0 = c\rho hT_0q^{-1}$ и $x_0 = (\lambda hT_0q^{-1})^{1/2}$,

где c ; ρ ; λ – удельная теплоемкость, Дж · кг⁻¹ · К⁻¹; плотность, кг · м⁻³; теплопроводность, Вт · м⁻¹ · К⁻¹, материала отделки; h – толщина отделки; T_0 – начальная температура окружающей среды, К; q – плотность теплового потока на фронте пламени, Вт · м⁻².

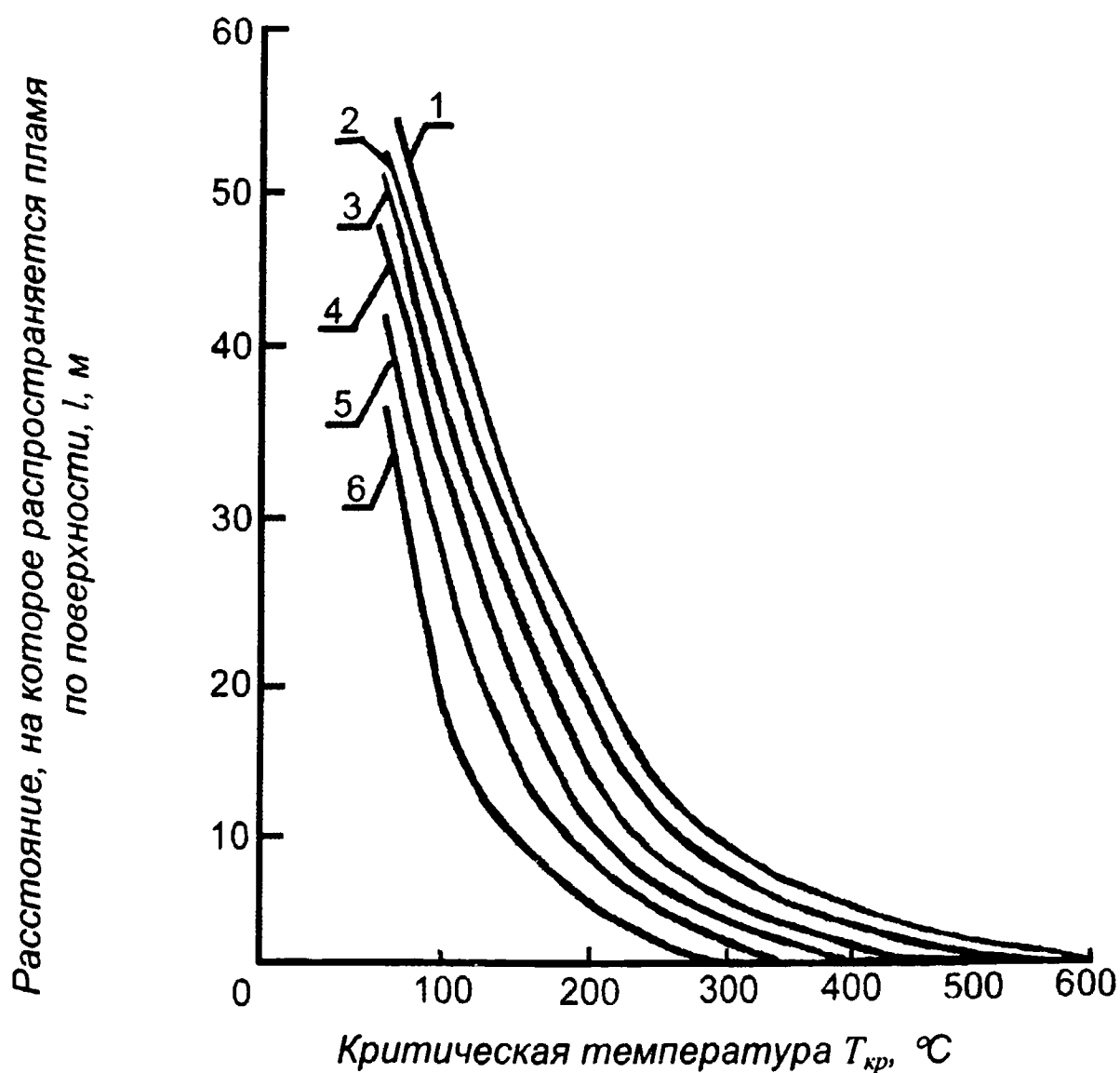


Рис. 5.9. Зависимость предельного распространения пламени от критической температуры $T_{кр}$ и температуры в очаге пожара T :

1 – $T = 1000$ °C; 2 – $T = 900$ °C; 3 – $T = 800$ °C;
4 – $T = 700$ °C; 5 – $T = 600$ °C; 6 – $T = 500$ °C

Несмотря на то, что распространение огня на поверхности является сложным процессом, зависящим от теплофизических свойств материалов, конструктивных характеристик и температурного (теплового) режима развития пожара, удалось, используя приведенные выше масштабы параметров, обобщить экспериментальные данные для принципиально различных покрытий полов.

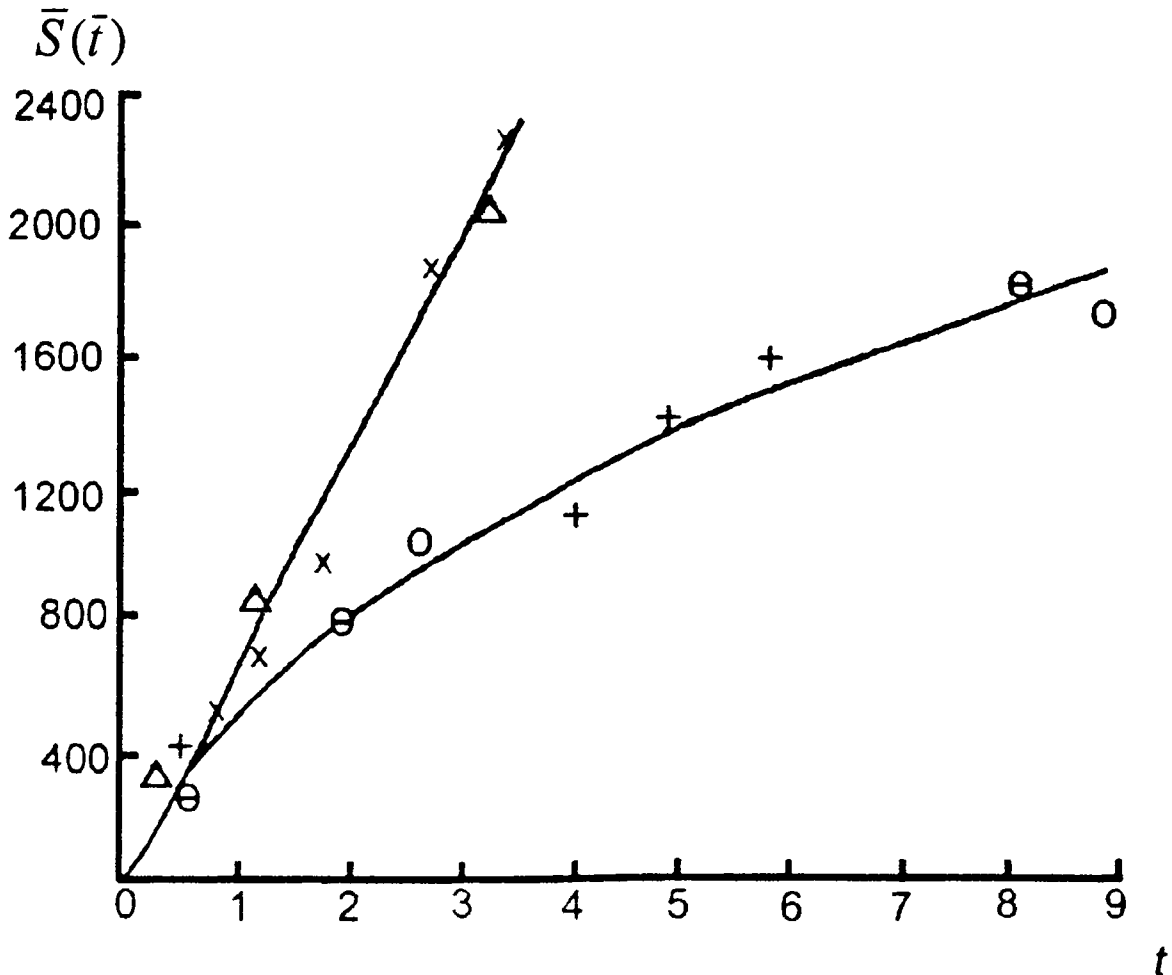


Рис. 5.10. Зависимость безразмерной длины распространения пламени от безразмерного времени:

o – эпоксидное покрытие “ЭПИРЕКС” толщиной 1,0 мм; e – эпоксидное покрытие “ЭК-1” толщиной 4,0 мм; x – линолеум “Релин” толщиной 1,0 мм; Δ – линолеум ПВХ на тканевой основе

Качественное совпадение процессов позволило описать их одним уравнением $\bar{S}(\bar{t}) = \frac{a + b\bar{t}}{1 + c\bar{t} + d\bar{t}^2}$, где коэффициенты a, b, c, d зависят от характеристик покрытий:

для линолеумов – $a = 4,36; b = 576,8; c = -0,15; d = 0,03;$

для эпоксидных покрытий – $a = 3,36; b = 659,2; c = 0,3; d = -0,008.$

Связь с реальным временем и длиной распространения огня по поверхности легко осуществить через нахождение величин масштабов времени t_0 и длины x_0 с использованием данных рис. 5.10.

Если в соотношениях, описывающих масштабы, принять $q = q_{кр}^{пр}$, то при определении t_0 по рис. 5.9 можно выяснить, будет или не будет осуществляться распространение огня по поверхностям в любое заданное физическое время развития процесса. Если за определяющий параметр принять значение масштаба x_0 , то по данным рис. 5.10 можно найти, в какой момент времени произойдет распространение огня по поверхности с заданной величиной физического распространения l , или будет или не будет наблюдаться распространение огня по поверхности. Такие же задачи можно решать и при произвольных значениях плотности потока q , который связан с условиями развития пожара в помещениях.

На рис. 5.11 и 5.12 приведены результаты исследования распространения пламени по поверхности покрытий полов по методу “туннельная печь” [31, 32] и с помощью радиационной панели [31]. В ходе проведения крупномасштабных и лабораторных экспериментов удалось связать индекс распространения пламени J с критической плотностью падающего теплового потока $q_{кр}$ [32] и критической среднеобъемной температурой $T_{кр}$ (°C) для покрытий полов. Это позволяет для покрытий, испытанных на индекс распространения пламени [31], используя данные рис. 5.11 или 5.12 и методы моделирования температурных и тепловых режимов (гл. 4), связать лабораторные показатели J с условиями эксплуатации покрытий полов и, следовательно, прогнозировать их пожарную опасность.

Аналогичные зависимости для конструкций стен и потолков получить не удалось. Это связано с тем, что часто определяющим фактором в распространении пламени по этим конструкциям является перенос тепла по газовой фазе (“пробежка пламени”).

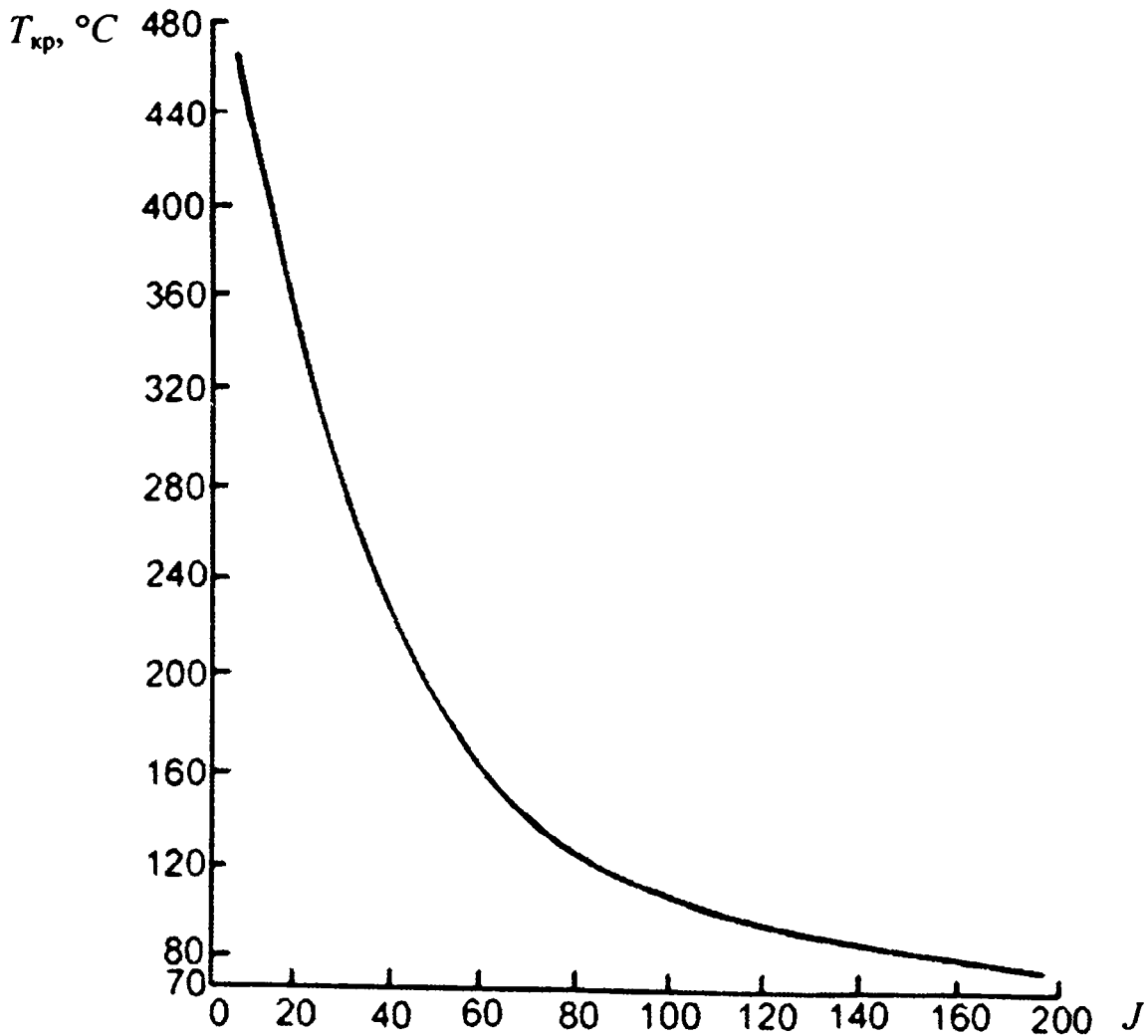


Рис. 5.11. Зависимость между критической среднеобъемной температурой и индексом распространения пламени для покрытий полов

“Пробежка пламени” в известной степени является случайным процессом. Он зависит от физических свойств материала самой отделки, ориентации при монтаже, технических условий монтажа, что существенно усложняет процессы моделирования.

Уменьшение температуры газовой среды в зоне размещения материала, а следовательно, и снижение плотности теплового потока приводит к уменьшению предельного распространения пламени. Изменять значение температуры газовой фазы в зоне размещения можно за счет изменения динамики пожара в очаге или за счет монтажа облицовочного материала в зонах пониженных температур.

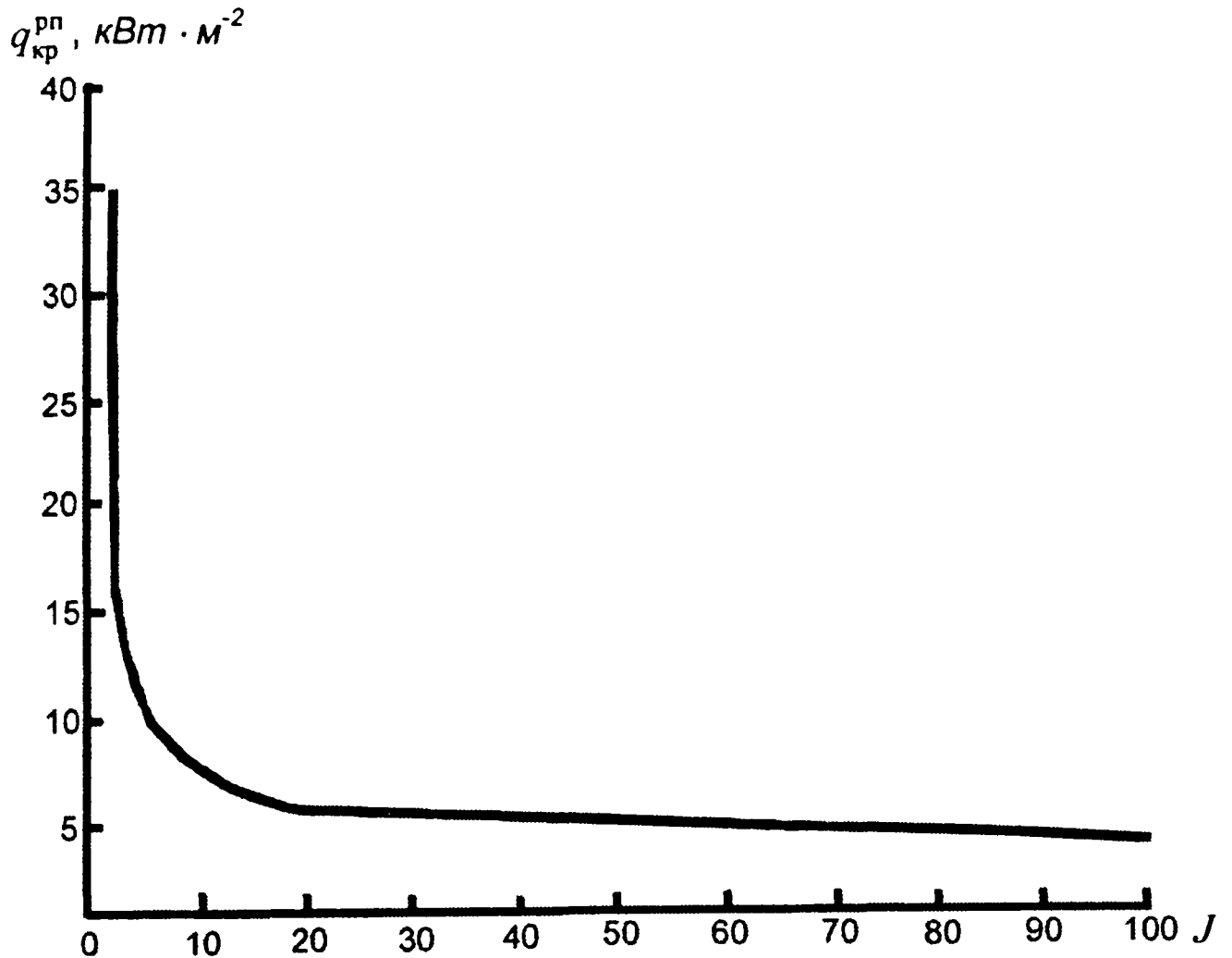


Рис. 5.12. Зависимость между падающим критическим тепловым потоком распространения пламени и индексом распространения пламени для полов

Распространение пламени по поверхности облицовочных материалов не будет происходить, если эти материалы смонтированы на высоте, где значение средней температуры T_h не превышает значения критической температуры или плотность поглощенного поверхностью конструкции теплового потока равна или меньше $q_{кр}^{pp}$ ($q \leq q_{кр}^{pp}$).

Таким образом, изменяя высоту монтажа облицовочного материала для различных условий возможного пожара, в очаге можно добиться конструктивным путем различных пределов распространения пламени. На рис. 5.13–5.17 приведена зави-

симось предельного распространения пламени по поверхности облицовочных материалов с различными значениями $T_{кр}$ от возможных значений максимальных среднеобъемных температур в очаге пожара и высоты облицовки.

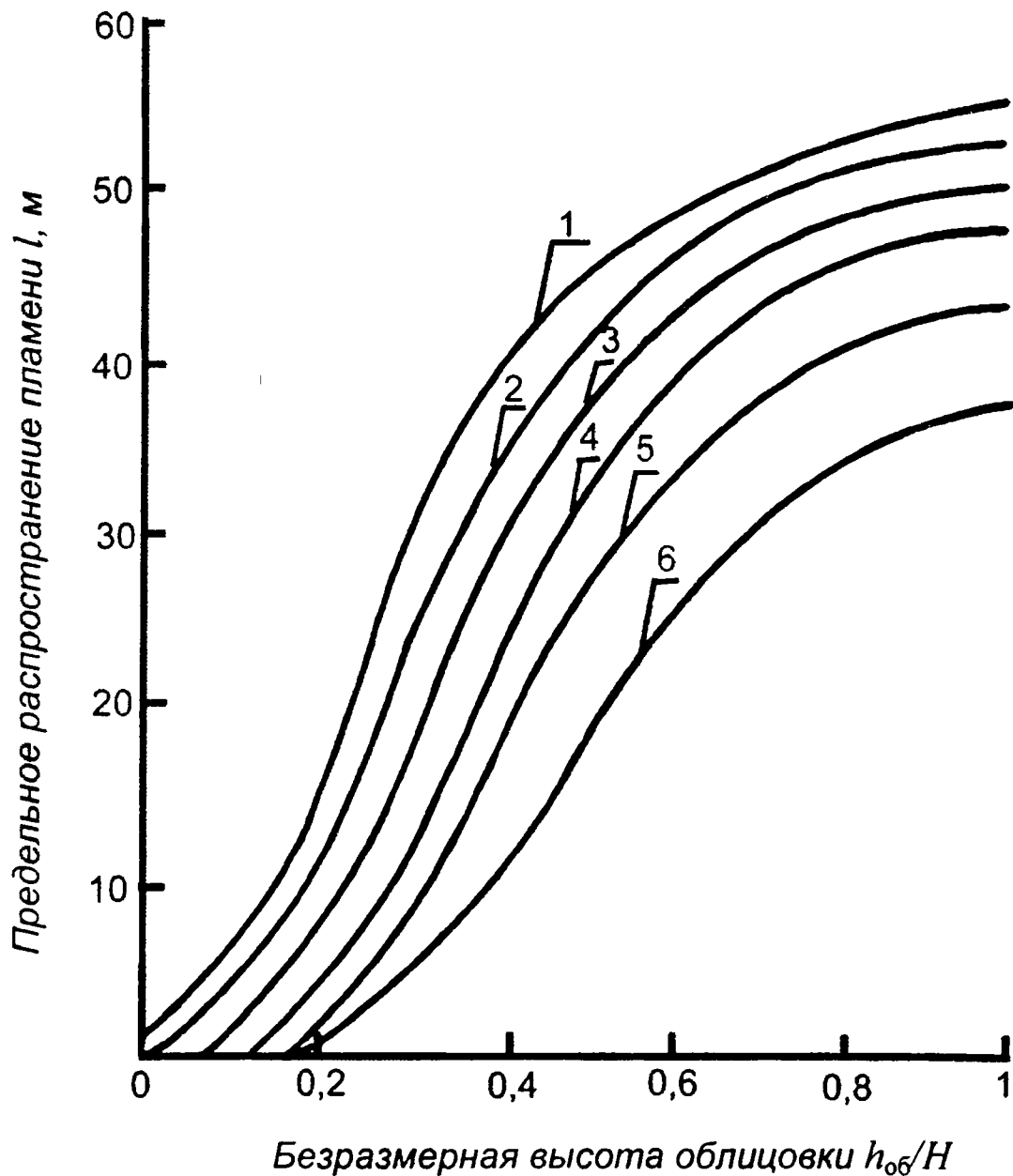


Рис. 5.13. Зависимость предельного распространения пламени по поверхности облицовочного материала с $T_{кр} = 70 \text{ }^\circ\text{C}$ от высоты его монтажа:

1 – $T = 1000 \text{ }^\circ\text{C}$; 2 – $T = 900 \text{ }^\circ\text{C}$; 3 – $T = 800 \text{ }^\circ\text{C}$;
4 – $T = 700 \text{ }^\circ\text{C}$; 5 – $T = 600 \text{ }^\circ\text{C}$; 6 – $T = 500 \text{ }^\circ\text{C}$

Большое практическое значение имеет использование горючих материалов в качестве отделки, необходимой для соблюдения правильной технологии эксплуатации объектов. Это главным образом относится к спортивным сооружениям, где в их зальных помещениях применяются в качестве отделочных материалов синтетические покрытия беговых дорожек, игровых полей и т. д.

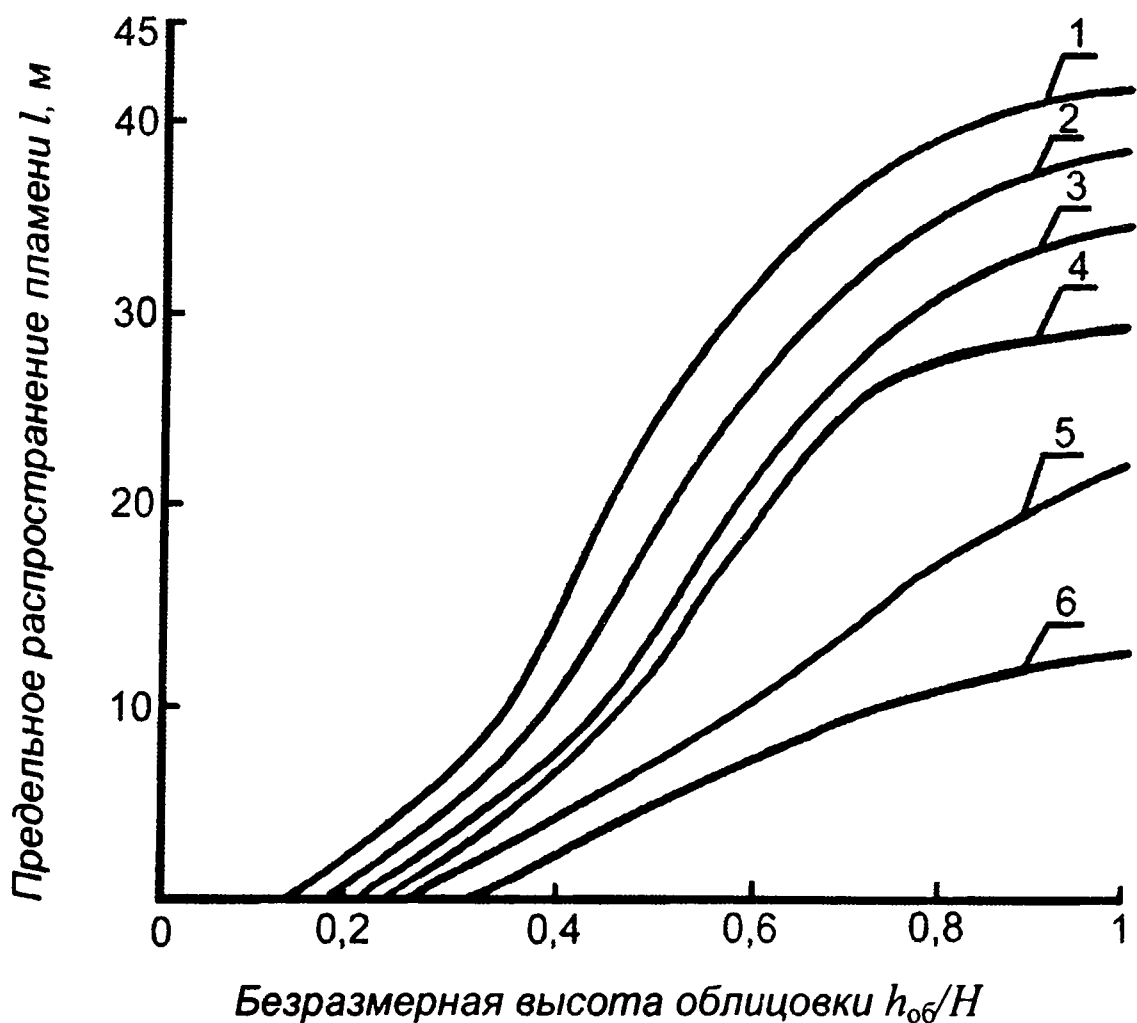


Рис. 5.14. Зависимость предельного распространения пламени по поверхности облицовочного материала с $T_{кр} = 120$ °C от высоты его монтажа:

1 – $T = 1000$ °C; 2 – $T = 900$ °C;

3 – $T = 800$ °C; 4 – $T = 700$ °C;

5 – $T = 600$ °C; 6 – $T = 500$ °C

Применение таких материалов в зальных помещениях спортивных сооружений (и им подобных) необходимо для их правильной эксплуатации и ставит перед специалистами, работающими в области пожарной профилактики, дополнительные задачи, связанные с обеспечением пожарной безопасности таких конструкций.

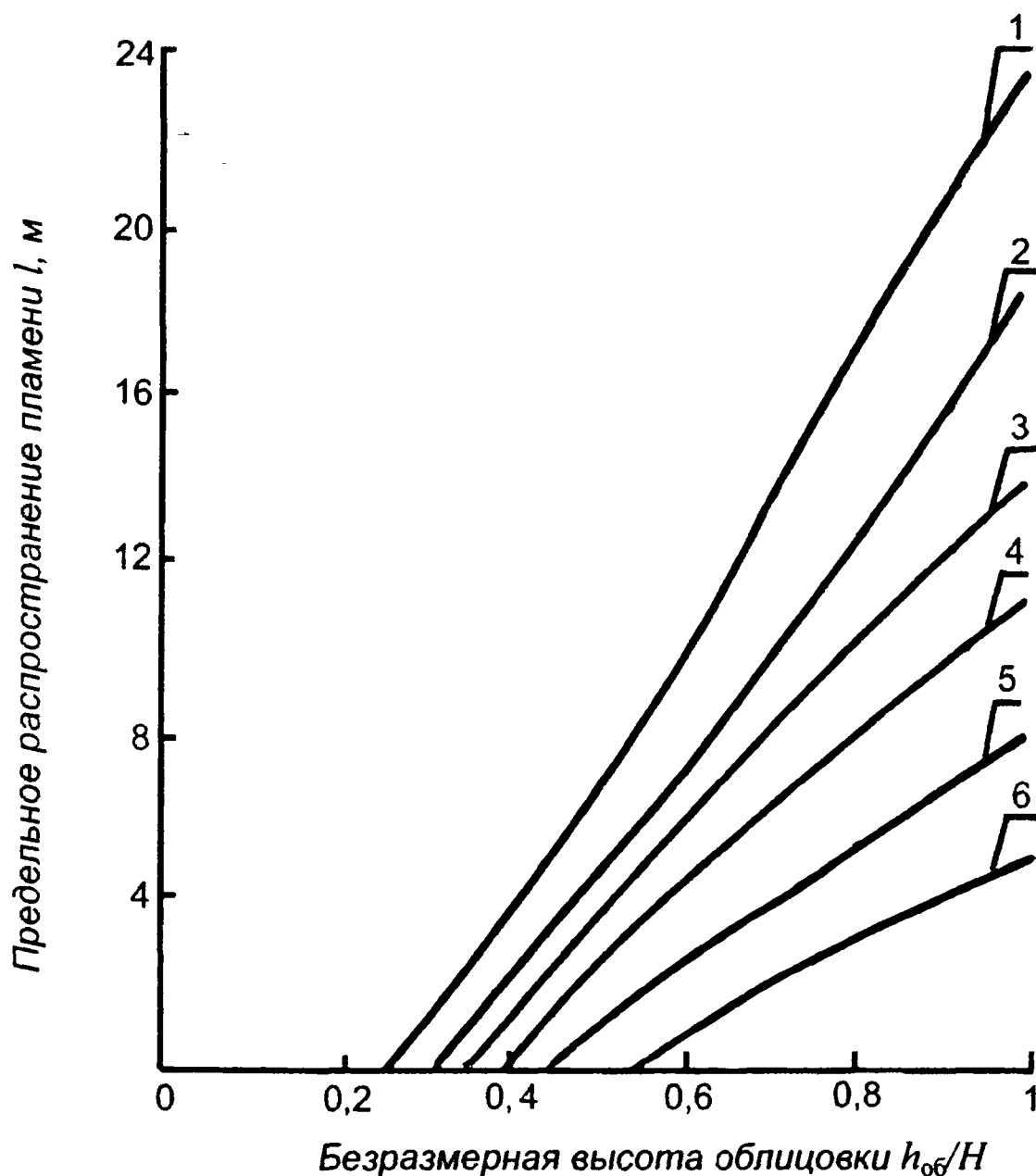


Рис. 5.15. Зависимость предельного распространения пламени по поверхности облицовочного материала с $T_{кр} = 200$ °C от высоты его монтажа:

1 – $T = 1000$ °C; 2 – $T = 900$ °C; 3 – $T = 800$ °C;
4 – $T = 700$ °C; 5 – $T = 600$ °C; 6 – $T = 500$ °C

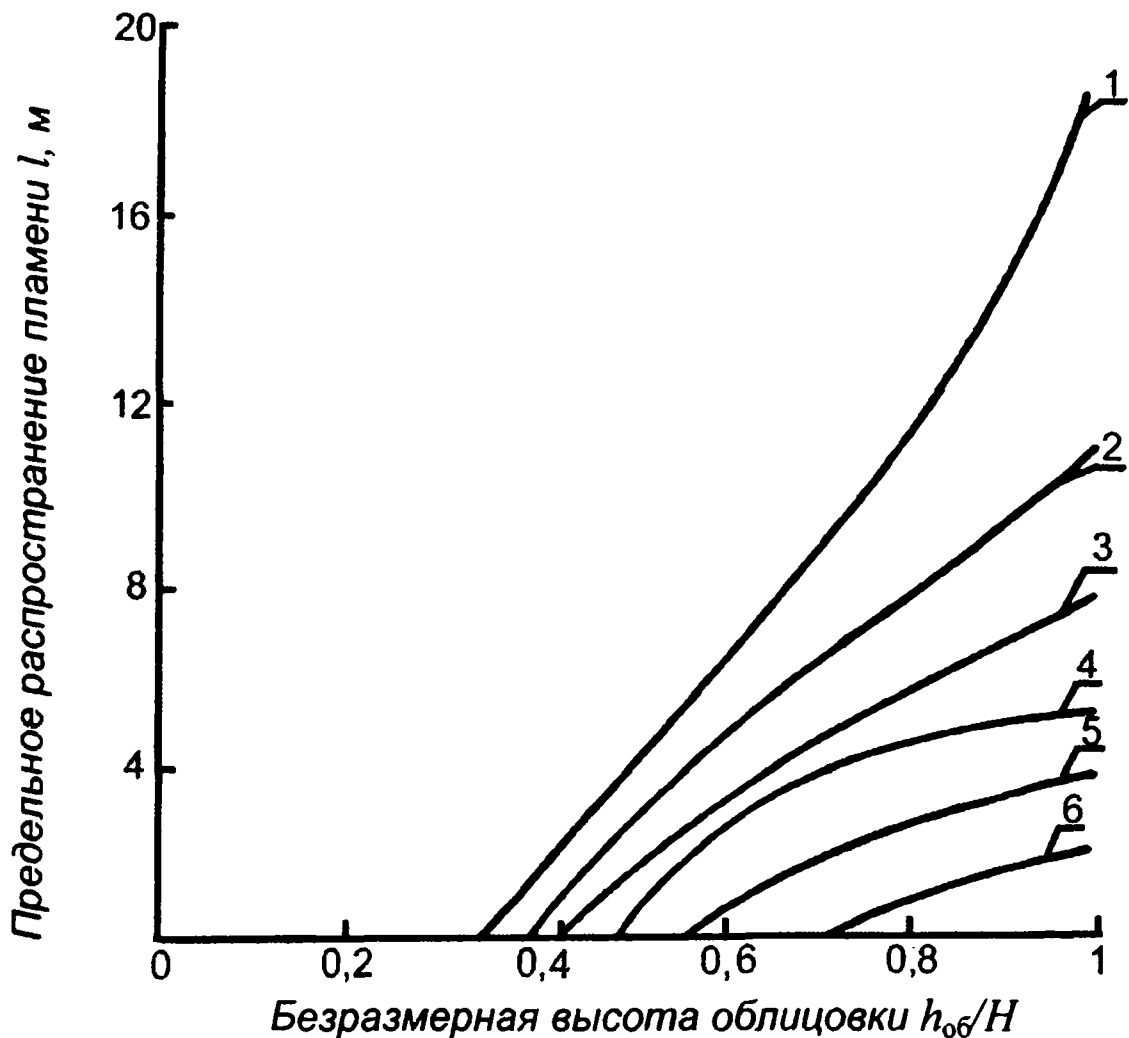


Рис. 5.16. Зависимость предельного распространения пламени по поверхности облицовочного материала с $T_{кр} = 250 \text{ } ^\circ\text{C}$ от высоты его монтажа:

1 – $T = 1000 \text{ } ^\circ\text{C}$; 2 – $T = 900 \text{ } ^\circ\text{C}$; 3 – $T = 800 \text{ } ^\circ\text{C}$;
 4 – $T = 700 \text{ } ^\circ\text{C}$; 5 – $T = 600 \text{ } ^\circ\text{C}$; 6 – $T = 500 \text{ } ^\circ\text{C}$

Одним из способов уменьшения пожарной опасности горючих отделочных (облицовочных) материалов является ограничение пожарной нагрузки в помещениях, где используются материалы (конструкции), способные при определенных условиях распространять огонь по своей поверхности. Метод основан на определении допустимого количества пожарной нагрузки, при горении которой максимальное значение среднеобъемной температуры в помещении не будет превышать его критического значения.

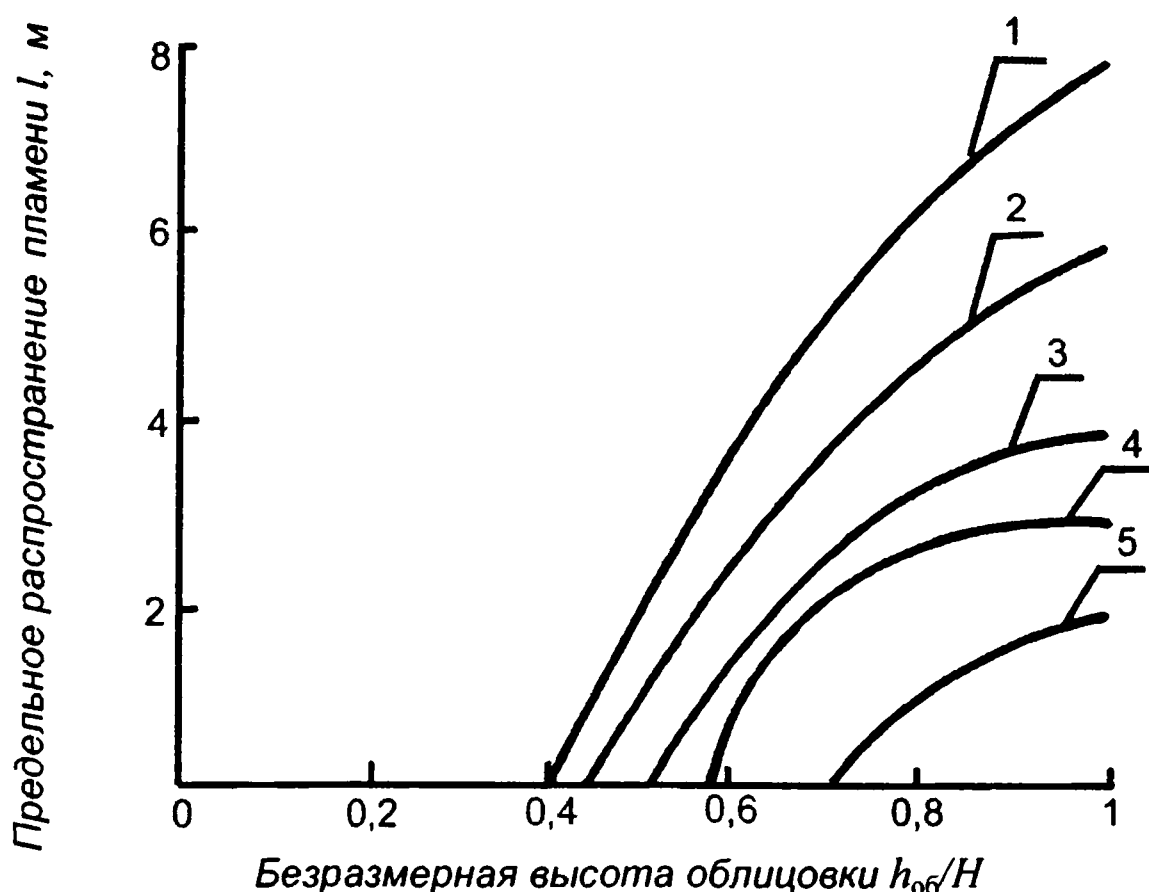


Рис. 5.17. Зависимость предельного распространения пламени по поверхности облицовочного материала с $T_{кр} = 300$ °C от высоты его монтажа:

1 – $T = 1000$ °C; 2 – $T = 900$ °C; 3 – $T = 800$ °C;
4 – $T = 700$ °C; 5 – $T = 600$ °C

Изменение температурного режима возможного пожара в помещениях, различных по конструктивно-планировочным решениям, и при разных значениях пожарной нагрузки определялось расчетным путем по методу “интегрального” моделирования [10]. Численные эксперименты проведены в следующих интервалах изменения основных исходных параметров:

- объем помещений $V = 1 \cdot 10^4 - 30 \cdot 10^4$ м³;
- высота помещения $H = 3-25$ м;
- отношение суммарной площади проемов к площади пола $\Pi = 0-0,4$.

Результаты анализа численных экспериментов приведены в разд. 4.4.

Порядок определения допустимого количества пожарной нагрузки в помещениях для известного значения $T_{кр}$ конструкции состоит в следующем.

По анализу проектной документации или натуральных обследований определяются необходимые для расчета конструктивно-планировочные характеристики исследуемого помещения: средняя высота помещения H ; объем помещения V ; величина проемности Π .

По соотношению, приведенному в гл. 2, в соответствии с найденными значениями V и Π определяется величина удельной плотности пожарной нагрузки $g_{к.кр}$. По данным рис. 5.18 определяется значение максимальной среднеобъемной температуры в помещении объемом V , проемностью Π и высотой $H = 10$ м при количестве удельной пожарной нагрузки $g_{к.кр}(T_{H=10})$. По графику, приведенному на рис. 5.19, определяется отношение максимальных температур в помещении высотой H к температуре в помещении с $H = 10$ при $V = 1 \cdot 10^4$. По данным рис. 5.20 определяется поправка к температуре ΔT , учитывающая отличие объема помещения V от значения $1 \cdot 10^4$ м³. Максимальное значение температуры при пожаре в помещении с параметрами V , Π и H определяется по соотношению

$$T_{м} = \left[T_{м10} \left(\frac{T_{м}}{T_{м10}} \right)_{V=10^4} \pm \Delta T \right]. \quad (5.28)$$

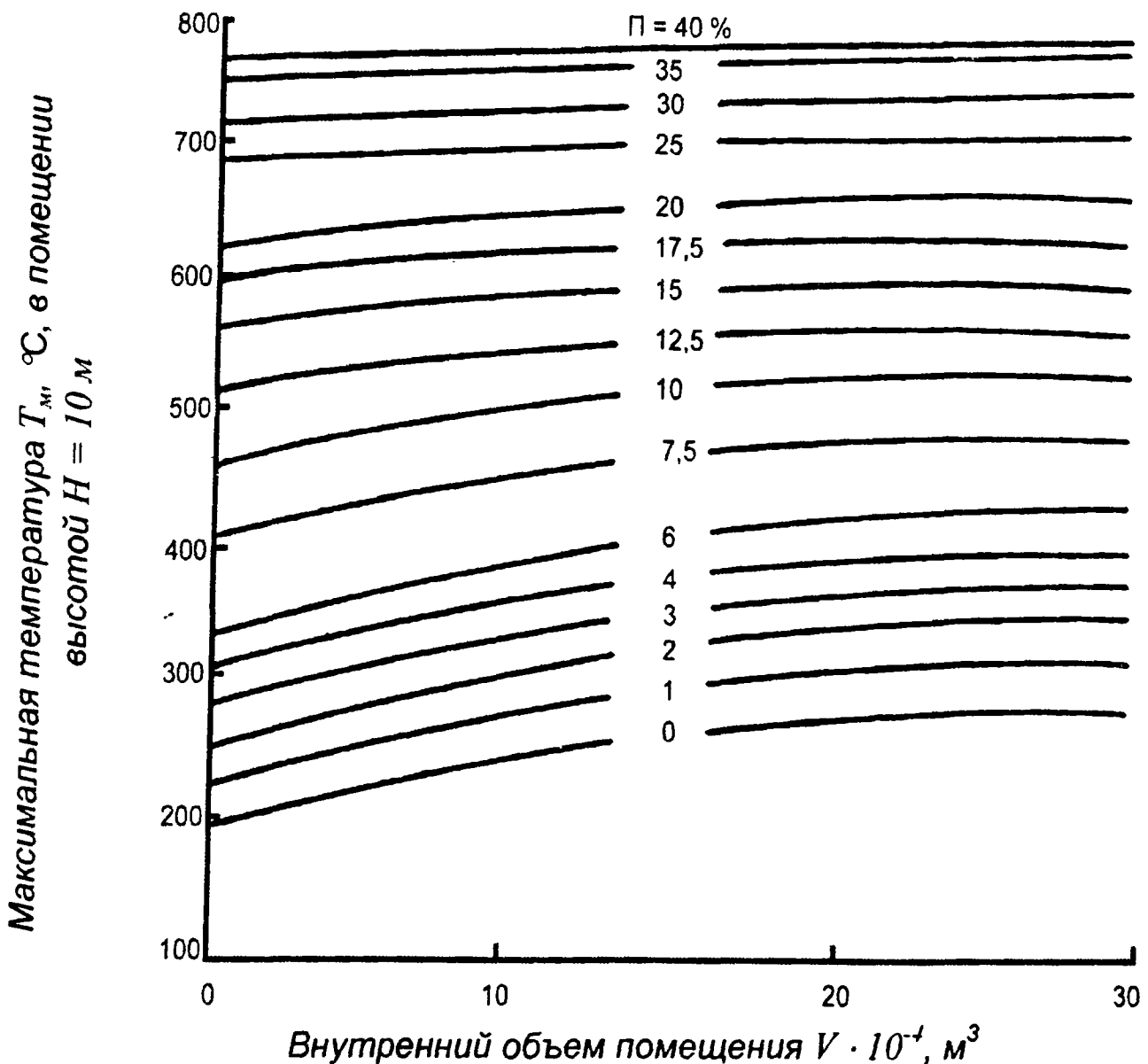


Рис. 5.18. Номограмма для определения значения максимальной среднеобъемной температуры при пожаре в помещениях высотой $H = 10$ м

С использованием данных рис. 5.21 определяется расчетное допустимое удельное значение пожарной нагрузки с $Q_H^p = 13,8 \cdot 10^3$ кДж · кг⁻¹ по соотношению

$$g_k = g_{k,кр} \left(\frac{T_{кр}}{T_m} \right). \quad (5.29)$$

Если определенное значение $T_m \leq T_{кр}$, то значение расчетной допустимой удельной пожарной нагрузки берется

равным ее критическому значению $g_k = g_{k,кр}$. Расчетное значение допустимого количества пожарной нагрузки из материалов с $Q_H^p \neq 13,8 \cdot 10^3 \text{ кДж} \cdot \text{кг}^{-1}$ определяется из выражения

$$g_{ki} = \frac{13,8 g_k \cdot 10^3}{Q_{H_i}^p}. \quad (5.30)$$

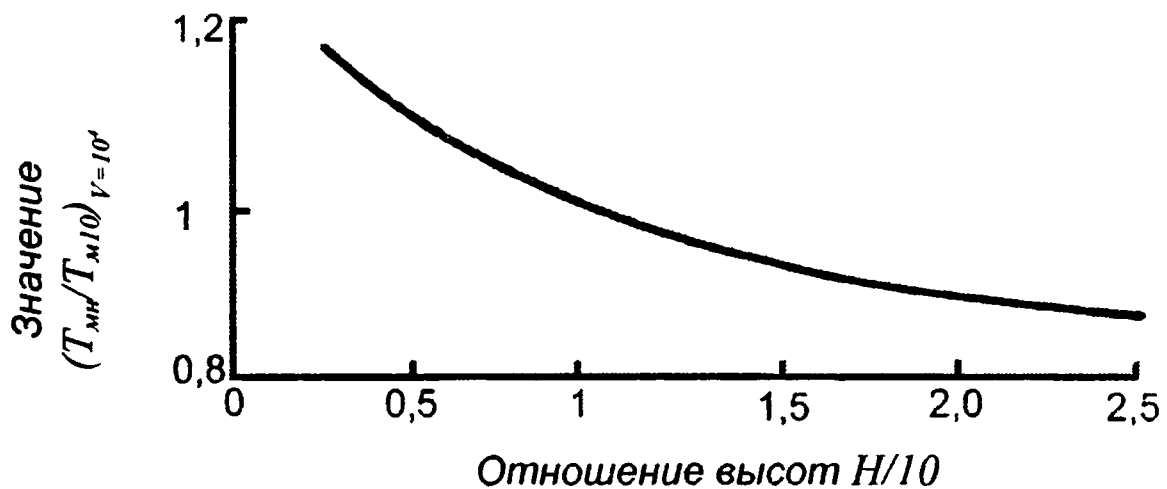


Рис. 5.19. Зависимость $(T_H/T_{H10})_{V=10^4} = f(H/10)$ для определения максимальной среднеобъемной температуры при пожаре в помещении высотой H и объемом $V = 1 \cdot 10^4 \text{ м}^3$

При наличии в помещении k видов пожарной нагрузки допустимое их значение определяется из выражения

$$\sum_{i=1}^k g_{kg_i} Q_{H_i}^p \leq 11,1 g_{kg} \cdot 10^3. \quad (5.31)$$

В этом случае допускаются любые количественные сочетания из k материалов. Необходимым и достаточным условием является соблюдение условий соотношения (5.31).

В практике часто встречается распространение пламени по газовой фазе без последующего загорания основы (“пробежка пламени”). Такой вид распространения пламени характеризуется большой скоростью (несколько метров в секунду) и относительно непродолжительным временем.

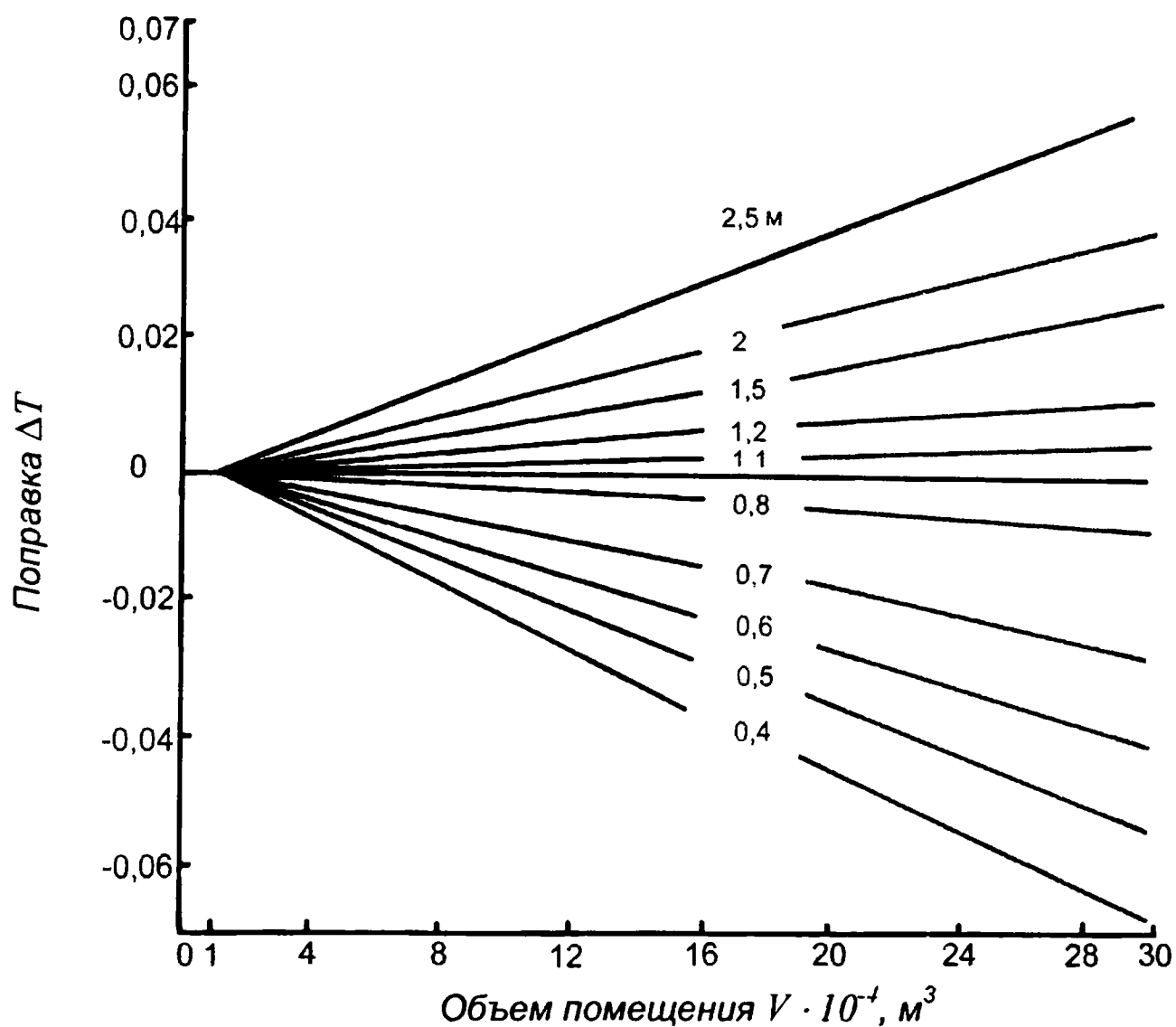


Рис. 5.20. Номограмма для определения ΔT

Обычно время “пробежки” измеряется несколькими секундами и в большинстве случаев встречается при использовании лакокрасочных материалов, полимерных пленочных покрытий и других облицовочных и отделочных материалов. Оценка опасности “пробежки пламени” имеет важное практическое значение, поскольку от этого в большинстве случаев зависит возможность применения лакокрасочных изделий и некоторых облицовочных материалов. Пожарную опасность “пробежки пламени” будем оценивать по двум направлениям: с точки зрения эвакуации людей и с точки зрения возможности распространения пожара по лакокрасочным и облицовочным материалам с последующим их загоранием.

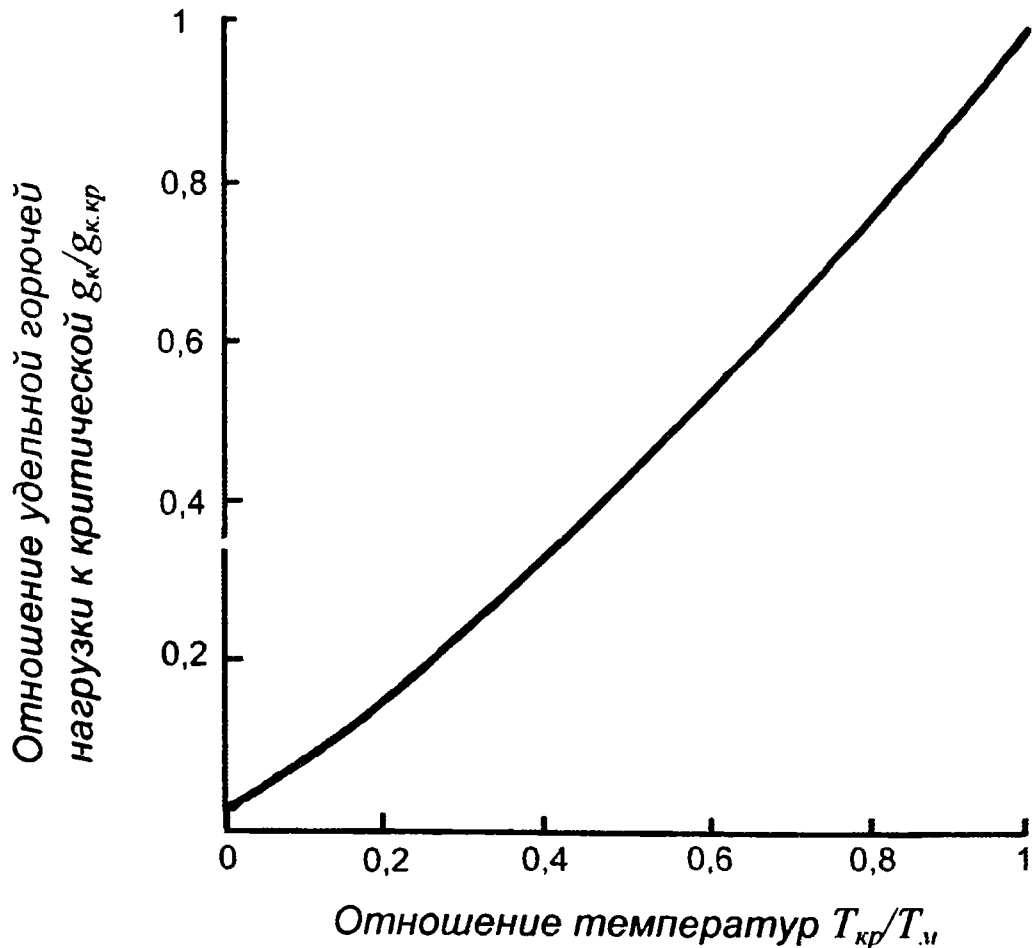


Рис. 5.21. Зависимость $(g_k/g_{кр}) = f(T_{кр}/T_{н})$ для определения допустимой удельной пожарной нагрузки с $Q_H^p = 13,8 \text{ МДж} \cdot \text{кг}^{-1}$

Для обеспечения безопасной эвакуации людей “пробежка пламени” любой продолжительности недопустима, поскольку, даже в силу малой продолжительности, она может быть опасна по тепловому воздействию, но будет опасна как причина возникновения паники.

С точки зрения обеспечения безопасной эвакуации людей конструкции на путях эвакуации не должны распространять пламя по своей поверхности (в том числе и не должно быть “пробежки пламени” любой продолжительности) при температурах, равных (и меньших) температуре, при которой обеспечивается безопасная эвакуация людей при пожаре.

Гораздо сложнее оценка влияния “пробежки пламени” на характер распространения пожара по помещению и зда-

нию. Очевидно, “пробежка пламени” не всякой продолжительности повлечет за собой быстрое развитие пожара.

Рассмотрим в этом аспекте опасность “пробежки пламени” по горючим облицовочным материалам. “Пробежка пламени” происходит со скоростями намного большими, нежели распространение пламени по конденсированной фазе. В достаточно короткий промежуток времени горящие газы распространятся по всей поверхности облицовочного материала или его большей части.

Степень опасности этого состояния облицовочного материала будет зависеть от того, успеет поверхность конденсированной фазы нагреться до температуры воспламенения за время “пробежки пламени” или нет. Если конденсированная фаза облицовочного материала успеет воспламениться от воздействия горящих газов, то опасность “пробежки пламени” будет очевидна. Возможность воспламенения конденсированной фазы зависит от времени “пробежки пламени”, начальной температуры поверхности, свойств облицовочного материала и температуры горячих газов, нагревающих эту поверхность.

Определим допустимое время “пробежки пламени”, используя следующие соображения. Как правило, облицовочные материалы используются на массивных негорючих основаниях, толщина которых намного больше толщины самой облицовки. К моменту начала “пробежки пламени” и до момента его окончания основа, на которой смонтирована облицовка, не прогревается на всю глубину.

Распределение температуры по толщине конструкции опишем следующим полиномом:

$$T = a + by + cy^2, \quad (5.32)$$

где y – координата, нормальная к поверхности.

Определим коэффициенты полинома (5.32), используя следующие граничные условия:

$$\text{при } y = 0: -\lambda_n \left. \frac{dT}{dy} \right|_{y=0} = q_w; \quad (5.33)$$

$$\text{при } y = \delta, \text{ где } \delta = f(t): T = T_{w0}, \left. \frac{dT}{dy} \right|_{y=\delta} = 0.$$

С учетом выражения (5.33) значения коэффициентов следующие:

$$a = T_0 + \frac{q_w \delta}{2\lambda_m}; \quad b = -\frac{q_w}{\lambda_m}; \quad c = \frac{q_w}{2\lambda_m \delta}, \quad (5.34)$$

что приводит к выражению для определения профиля температуры в массиве конструкции:

$$T = T_{w0} + \frac{q_w \delta}{2\lambda_m} - \frac{q_w}{\lambda_m} y + \frac{q_w}{2\lambda_m \delta} y^2. \quad (5.35)$$

Изменение температуры на поверхности облицовочного материала определяется из уравнения (5.36) при $y = 0$:

$$T_w = T_{w0} + \frac{q_w \delta}{2\lambda_m}. \quad (5.36)$$

В выражении (5.36) T_{w0} – температура поверхности облицовочного материала в момент возникновения “пробежки пламени” ($t = 0$); δ – толщина прогрева конструкции, является функцией продолжительности “пробежки пламени” и зависит от условий развития пожара, в частности, от времени возникновения “пробежки пламени”:

$$\delta = \delta_0 + \delta_t, \quad (5.37)$$

где δ_0 – глубина прогрева конструкции в момент возникновения “пробежки пламени”, м; δ_t – прогрев конструкции за время “пробежки пламени”, м.

Глубину прогрева конструкции к моменту возникновения “пробежки пламени” определим из работы [10]:

$$\delta_0 = \left[\frac{2a_{k_0}(T_{w_0} - T_0)}{T_0} t_{\text{п}} \right]^{1/2}, \quad (5.38)$$

где T_{w_0} – температура поверхности облицовки, при которой возникла “пробежка пламени”, К; T_0 – начальная температура поверхности, равная температуре обогреваемой поверхности, К; $t_{\text{п}}$ – время прогрева конструкции до возникновения “пробежки пламени”, с; a_{k_0} – коэффициент температуропроводности конструкции, $\text{м}^2 \cdot \text{с}^{-1}$. Коэффициент температуропроводности конструкции определяется из следующего выражения:

$$a_{k_0} = \frac{\delta_0^2}{\left(\frac{\delta_{\text{м}}}{\lambda_{\text{м}}} + \frac{\delta_0 - \delta_{\text{м}}}{\lambda_{\text{ос}}} \right) \left[\rho_{\text{м}} \delta_{\text{м}} c_{p_{\text{м}}} + \rho_{\text{ос}} (\delta_0 - \delta_{\text{м}}) c_{p_{\text{ос}}} \right]}, \quad (5.39)$$

где индекс “м” относится к материалу, “ос” – к основе.

Глубина прогрева конструкций за время “пробежки пламени” определяется из выражения

$$\delta_t = \left[\frac{2a_{\text{к}}(T_{\text{в}} - T_{w_0})}{T_{w_0}} t \right]^{1/2}. \quad (5.40)$$

В общем случае значение коэффициента температуропроводности определяется из соотношения

$$a_{\text{к}} = \frac{\delta^2}{\left(\frac{\delta_{\text{м}}}{\lambda_{\text{м}}} + \frac{\delta_0 - \delta_{\text{м}}}{\lambda_{\text{ос}}} \right) \left[\rho_{\text{м}} \delta_{\text{м}} c_{p_{\text{м}}} + \rho_{\text{ос}} (\delta_0 - \delta_{\text{м}}) c_{p_{\text{ос}}} \right]}. \quad (5.41)$$

Поскольку “пробежка пламени” происходит в течение непродолжительного времени, можно принять, что $a_{k_0} \cong a_{\text{к}}$.

Общая глубина прогрева конструкции определяется из соотношения

$$\delta = \left[\frac{2a_{к0}(T_{w0} - T_0)}{T_0} t_{п} \right]^{1/2} + \left[\frac{2a_{к0}(T_{в} - T_{w0})}{T_{w0}} t \right]^{1/2}. \quad (5.42)$$

Подставив соотношение (5.42) в (5.36), после несложных преобразований получим продолжительность “пробежки пламени”, которая может привести к загоранию конденсированной фазы на поверхности облицовочного материала,

$$t_{в} = \frac{\left\{ (T_{в} - T_{w0}) \frac{q_w}{2\lambda_{м}} \left[\frac{2a_{к0}(T_{w0} - T_0)}{T_0} t_{п} \right]^{1/2} \right\}^2}{2q_w^2 a_{к0} (T_{в} - T_{w0})} 4\lambda_{м} T_{w0}. \quad (5.43)$$

Таким образом, если продолжительность “пробежки пламени” будет меньше времени $t_{в}$, определяемого из выражения (5.43), то это не приведет к воспламенению конденсированной фазы. При условии, что $t \geq t_{в}$, “пробежка пламени” перейдет в горение конденсированной фазы, что существенно повлияет на процесс развития пожара.

Из уравнения (5.43) легко получить предельное значение плотности теплового потока, при величине которого на поверхности конструкции разница во времени возникновения “пробежки пламени” и загорания конденсированной фазы будет стремиться к нулю:

$$q_w^{пр} = \frac{2(T_{в} - T_{w0})\lambda_{м}}{\left[\frac{2a_{к0}(T_{w0} - T_0)}{T_0} t_{п} \right]^{1/2}}. \quad (5.44)$$

Как видно из уравнений (5.43) и (5.44), уменьшение плотности теплового потока при его значениях $q_w < q_w^{пр}$ при-

водит к увеличению значения t_b , т. е. увеличению допустимого времени “пробежки пламени”. Уменьшения эффективной плотности теплового потока на поверхности отделочных и облицовочных материалов в условиях пожара при их применении на путях эвакуации можно достичь за счет снижения температуры горячих газов, воздействующих на эти поверхности, в том числе и при помощи конструктивных мероприятий.

В табл. 5.2 приведены результаты огневых испытаний на установке “туннельная печь” [31].

Таблица 5.2

Результаты испытаний облицовочных и отделочных материалов на их способность к распространению пламени по поверхности [31]

Наименование материала, ГОСТ, ТУ	Организация- разработчик	Критическая температура $T_{кр}$ °С	Класс конструктивной по- жарной опасности по СНиП 21-01-97*	Индекс распространения пла- мени [31], ГОСТ 12.1.044-89
Покрытия полов				
Тафтинговое напольное покрытие, ТУ 17 РСФСР 42-86423-76	ПО Мосстройпласт- масс Главмоспром- стройматериалов, г. Мытищи Моск. обл.	240	К3	30,6
Покрытие “Ковроплен”, ТУ 400-1/184-79	То же	160	К3	74
Линолеум ПВХ антиста- тический для судострое- ния, опытная партия (ОП)	“-”	480	К2	-
Линолеум ПВХ антипири- рованный (ОП)	“-”	180	К3	-
Линолеум ПВХ со вспе- ненным слоем и печатным рисунком, тип I-A, ТУ 400-1/411-50-79	“-”	135	К3	68

Наименование материала, ГОСТ, ТУ	Организация- разработчик	Критическая температура $T_{кр}$ °С	Класс конструктивной по- жарной опасности по СНиП 21-01-97*	Индекс распространения пла- мени [31], ГОСТ 12.1.044-89
Линолеум ПВХ много- слойный с печатной пленкой (ОП)	ПО Мосстройпласт- масс Главмоспром- стройматериалов, г. Мытищи Моск. обл.	40	К3	-
Линолеум ПВХ на пла- стификаторе ТФФ, ТУ-400-1/411-26-81	То же	350	К2	3,4
Линолеум ПВХ на пла- стификаторе ДФИБФФ, ТУ 400-1/411-27-82	-"	310	К3	8,8
Линолеум ПВХ на ткане- вой основе (ОП)	Хлюпинский завод стройполимеров Главмособлстрой- материалов, п. Хлюпино Моск. обл.	-	К2	-
Линолеум ПВХ, тип ВТ, ТУ 400-1-17-80	То же	240	К3	20,6
Покрытие из керамиче- ских кислотоупорных плит по прослойке и с заполнением швов мастикой на основе смолы ФАЭД-8Ф40 (ОП)	ЦНИИпромзданий, Москва	255	К3	-
То же, с заполнением швов раствором полимера на основе мономера ФАМ (ОП)	То же	> 430	К2	0
Покрытие из эмали на основе смолы ФАЭД-8Ф55 (ОП)	-"	336	К2	11,8

Продолжение табл. 5.2

Наименование материала, ГОСТ, ТУ	Организация- разработчик	Критическая температура $T_{кр}$ °С	Класс конструктивной по- жарной опасности по СНиП 21-01-97*	Индекс распространения пла- мени [31], ГОСТ 12.1.044-89
Покрытие из полимеррас- твор на основе смолы ФАЭД-8Ф35 (ОП)	ЦНИИпромзданий, Москва	260	К3	16,3
Покрытие из эмали ХС-5132 (ОП)	То же	290	К3	0
Трикотажное ковровое изделие, арт. 9615, ТУ 17 РСФСР 61-4554-76	Московское про- изводственное ковровое объеди- нение	150	К3	65
Линолеум ПВХ безоснов- ный (ОП)	ВНИИстройпо- лимер, Москва	500	К1	2,6
Синтетическое покрытие "Спортан", ТУ 6-05-1769-76	Институт "Союзспортпроект", Москва	120	К3	86,7
Флокированный ковер, ТУ 6-15-1142-78	Ашхабадский завод бытовой химии	195	К3	10
Сборно-разборное декоративное покрытие, ТУ 6-05-1403-71	Производственно- техническое управ- ление ВДНХ СССР, Москва	160	К3	17,6
Облицовки стен (с) и потолков (п)				
Панель "Декорот-П"	ПО Мосстройпласт- масс Главмос- промстроймате- риалов, г. Мытищи Моск. обл.	260	К3	12,2
Асбосилитовые плиты, облицованные декоратив- ным бумажно-слоистым пластиком, ТУ 400-1-18-74 (с)	То же	180	К3	-

Наименование материала, ГОСТ, ТУ	Организация- разработчик	Критическая температура $T_{кр}$ °С	Класс конструктивной по- жарной опасности по СНиП 21-01-97*	Индекс распространения пла- мени [31], ГОСТ 12.1.044-89
Пластик бумажно- слоистый декоративный ГОСТ 9590-76 (с)	ПО Мосстройпласт- масс Главмос- промстроймате- риалов, г. Мытищи Моск. обл.	80	К3	23,3
Отделочный материал “Винистен” (ОП, с)	То же	190	К3	51
Крупноразмерный акмигран, ТУ 400-1/412-5-82(П)	”-”	-	К2	0
Пластик бумажно- слоистый декоративный, ТУ 400-1-18-79 (с)	”-”	160	К3	6,5
Элементы вакуум- формовочные из пласти- фицированного ПВХ, ТУ 21-92-76-81 (с)	Эксперименталь- ное предприятие НПО Полимер- стройматериалы, п. Тучково Моск. обл.	200	К3	-
Рейка ПВХ малоусадочная декоративная, ТУ 21-29-95-81 (с)	То же	70	К3	-
Асбоцементные листы, облицованные материалом “Винистен”, ТУ 400-1/51-91-76 (с)	ПО Мосасботер- мостекло, г. Железнодорож- ный Моск. обл.	230	К3	-
Асбоцементные плиты с окрасочным спецпокры- тием ЭТ (ОП,С+П)	Научно-исследо- вательский сектор института Гидро- проект, Москва	280	К3	24,1

Окончание табл. 5.2

Наименование материала, ГОСТ, ТУ	Организация- разработчик	Критическая температура $T_{кр}$ °С	Класс конструктивной по- жарной опасности по СНиП 21-01-97*	Индекс распространения пла- мени [31], ГОСТ 12.1.044-89
Асбоцементные листы с окрасочным спецпокрыти- ем типа ЭКТ-03 (ОП, С+П)	Научно-исследо- вательский сектор института Гидро- проект, Москва	275	К3	22,3

*При испытаниях покрытия полов и потолка монтировались на бетонных конструкциях, облицовочные и отделочные материалы для стен – на стенах из красного кирпича. Все конструкции монтировались без воздушного зазора.

Поскольку рассматриваемый метод огневых испытаний не включен в список нормативных ссылок действующих СНиП 21-01-97*, то класс пожарной опасности, приведенный в табл. 5.2, следует считать рекомендуемым.

ОГНЕСТОЙКОСТЬ И ПОЖАРНАЯ ОПАСНОСТЬ СТРОИТЕЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЙ

6.1. Термины и определения

Обсуждение проблемы, рассматриваемой в настоящей главе, необходимо начать с терминологии, которая используется в научных работах и нормативных документах по огнестойкости и пожарной опасности строительных конструкций.

К сожалению, в научных работах встречаются термины, которые не только не совпадают с общепринятыми нормативными, но и затрудняют понимание исследуемых процессов.

Рассмотрим термин “стандартный пожар”, который подменяет в большинстве случаев нормативный термин “огневые испытания при стандартном температурном режиме” или “стандартный температурный режим”. Очевидно, что эти термины, применяемые при описании одного и того же процесса, по своей сути имеют разное значение.

Нормативный термин “пожар” определяется как “неконтролируемое горение, приводящее к ущербу” [35].

Добавление к нормативному термину “пожар” определения “стандартный” делает этот термин труднообъяснимым, особенно применительно к условиям стандартных испытаний. При стандартных огневых испытаниях горение всегда контролируемое и не приводит к ущербу, а, наоборот, выполняет положительную функцию.

Таким образом, термин “стандартные огневые испытания” сравнивать с термином “пожар” нецелесообразно.

Вопрос о разработке некоего “стандартного пожара” и использовании затем его в соответствующих нормативных целях является спорным. По мнению автора, делать это нецелесообразно, особенно без изменения нормативного термина “пожар”.

Рассмотрим еще один термин, который встречается в различных научных статьях, касающихся вопросов огнестойкости строительных конструкций, – “предел огнестойкости строительных конструкций в условиях “реальных” пожаров”.

Прежде чем сформулировать этот термин и дать ему характеристику с точки зрения его правомерности для использования в специальной литературе, в том числе и для нормативных задач, рассмотрим существующие нормативные термины [35].

“Огнестойкость конструкций” – способность конструкций сохранять несущие и (или) ограждающие функции в условиях пожара.

Таким образом, “огнестойкость конструкций” – это соответствующее свойство конструкций, определяющее их способность сопротивляться воздействию пожара (тепловым нагрузкам и статическим нагрузкам, если такие имеются). Следовательно, этот термин может быть применен для

любых конструкций в условиях любых пожаров, в том числе и для условий стандартных испытаний.

“Предел огнестойкости конструкций” – показатель огнестойкости конструкций, определяемый временем от начала огневого испытания при стандартном температурном режиме до наступления одного из нормируемых для данной конструкции предельных состояний по огнестойкости.

В работе [31] приведены уточнения этого определения, где указывается, что “испытание должно продолжаться до наступления одного или по возможности последовательно всех предельных состояний, нормируемых для данных конструкций”. Это дополнение практически не меняет общего определения, приведенного в работе [35].

Далее будут более подробно рассмотрены стандартный температурный режим и предельные состояния по огнестойкости.

В данном случае важно, что, исходя из определения, термин “предел огнестойкости конструкций” относится только к условиям стандартных испытаний [31] и использовать его в контексте с “реальным” пожаром ни практически, ни теоретически недопустимо.

Рассмотрим спорный вопрос в терминологии [35] о *“степени огнестойкости здания (сооружения, пожарного отсека)”* – классификационная характеристика объекта, определяемая показателями огнестойкости и пожарной опасности строительных конструкций.

Вообще вся система и порядок нормирования в области пожарной безопасности зданий и сооружений говорят об обратном. Огнестойкость и пожарная опасность строительных конструкций определяются в зависимости от степени огнестойкости здания и его класса конструктивной пожарной опасности.

В свою очередь, степень огнестойкости здания и его конструктивную пожарную опасность определяют из условий проектирования (этажность здания, площадь противопожарных отсеков, функциональная пожарная опасность и другие функциональные условия проектирования, в частности для промышленных и складских помещений – категорий помещений, зданий по взрывопожарной и пожарной опасности).

При указании на эту неточность в определении “степени огнестойкости здания” [35] подчеркивается, что нормируемые степень огнестойкости здания и его класс конструктивной пожарной опасности являются первичными относительно нормируемых пределов огнестойкости строительных конструкций и их класса пожарной опасности.

Отметим термин “*пожарная опасность конструкции*” – свойство конструкции, способствующее возникновению опасных факторов пожара и развитию пожара.

Важны оба свойства конструкции. Возникновение опасных факторов пожара зависит от пожароопасных характеристик материалов, образующих конструкцию, и степени их защиты от теплового воздействия очага пожара.

Развитие пожара (ускоряющее развитие пожара) в большей степени зависит от конструктивных особенностей (наличие или отсутствие пустот в конструкции) и наличия или отсутствия гидравлических связей с помещением возможного очага пожара.

В специальной литературе можно встретить термин “предел распространения огня”. Эта характеристика конструкции была нормативной до выхода документа [36] и являлась частным случаем оценки пожарной опасности конструкции.

Метод испытания строительных конструкций на распространение огня изложен в работе [37] (прил. 1, обязательное).

Нормативными значениями являются минимальный предел огнестойкости и класс пожарной опасности строительных конструкций. Эти нормативные значения даны в соответствующих документах на проектирование для различных по своей функциональной пожарной опасности зданий и сооружений [36] и определяют нижний предел нормативных требований.

Далее рассмотрим термины и определения, которые не носят нормативного характера, но необходимы для однозначного понимания дальнейшего изложения.

Максимальный требуемый предел огнестойкости – предел огнестойкости, которым должна обладать конструкция, обеспечивающая огнестойкость за все время свободно развивающегося пожара (без процессов его тушения).

Максимальный требуемый предел огнестойкости зависит от условий развития пожара. Использовать конструкции с пределом огнестойкости выше максимального требуемого предела нецелесообразно, прежде всего с экономической точки зрения.

Требуемый предел огнестойкости – требование к огнестойкости строительных конструкций, зависящее от условий развития пожара, экономических, социальных и других особенностей конкретного объекта защиты.

Требуемый предел огнестойкости лежит между минимальным и максимальным требованиями по огнестойкости.

Потеря огнестойкости строительной конструкции – потеря способности конструкции сохранять несущие и (или) ограждающие функции в условиях пожара. Потеря огне-

стойкости определяется по времени (мин, ч) от воспламенения (начала пожара) до момента потери огнестойкости.

Очевидно, что потеря огнестойкости и предел огнестойкости – разные понятия, отличающиеся друг от друга по условиям теплового воздействия на конструкции. Предел огнестойкости является нормативной величиной, а потеря огнестойкости нормативной величиной не является.

Несмотря на то, что потеря огнестойкости не является нормативной величиной, она очень важна для оценки поведения конструкций в условиях “реальных” пожаров.

Эквивалентная продолжительность пожара – продолжительность стандартных испытаний, воздействие которых на конструкции аналогично воздействию на них “реального” пожара.

Введение понятия “эквивалентная продолжительность пожара” позволяет связать нормативные требования по пределам огнестойкости с условиями развития “реальных” пожаров.

6.2. Предел огнестойкости строительных конструкций

За предел огнестойкости строительных конструкций и инженерного оборудования принимается время от начала их огневого стандартного испытания до возникновения одного или последовательно нескольких предельных состояний по огнестойкости с учетом условий эксплуатации конструкций.

Исследование огнестойкости конструкций связано с обширными исследованиями в области строительной механики (статическая нагрузка) и теплообмена (тепловая нагрузка).

Сложность теоретических разработок диктует использование экспериментальных методов исследований, как наиболее достоверных. Результаты испытаний могут быть использованы для оценки огнестойкости расчетными методами для аналогичных (по форме, материалам, конструктивному исполнению) конструкций.

Принципы испытаний на огнестойкость строительных конструкций изложены в работе [31]. Этот стандарт регламентирует общие требования к методам испытаний строительных конструкций и элементов инженерных систем на огнестойкость при стандартном тепловом воздействии в целях определения пределов огнестойкости.

Стандартное тепловое воздействие создается путем сжигания соответствующего топлива в объеме испытательной печи и контролируется по изменению температуры во время испытаний по закону, описанному в работе [31]:

$$T - T_0 = 345 \lg(8t + 1), \quad (6.1)$$

где T – температура в печи в момент времени t , °С; T_0 – температура в печи до начала огневых испытаний, принимается равной температуре окружающей среды, °С; t – время от начала испытания, мин.

Правомерность контроля тепловой нагрузки на строительные конструкции с помощью измерения температуры газовой среды подробно рассмотрена ниже.

Примем выражение (6.1) как аксиому и отметим только степень качественного соответствия изменения температуры (6.1) изменению температуры газовой среды (рис. 2.1). Выражение (6.1) не описывает начальную стадию пожара и в нем отсутствует описание затухающей стадии пожара. Видимо, считать, что соотношение (6.1) отражает качественный характер изменения среднеобъемной температуры

в очаге “реального” пожара, не представляется возможным. Это вызвало развитие исследований, цель которых – привести в соответствие результаты стандартных испытаний с условиями тепловых нагрузок при “реальных” пожарах. Об этих исследованиях речь пойдет в разд. 6.3.

Продолжим рассматривать вопросы, связанные с пределом огнестойкости. При исследовании пределов огнестойкости различают следующие основные виды предельных состояний строительных конструкций.

Потеря несущей способности вследствие обрушения конструкции или возникновения предельных деформаций. Обозначают этот характер предельного состояния буквой R.

Предельные состояния конструкций по потере несущей способности в зависимости от деформации R соответственно работе [38] определяются:

- для изгибаемых конструкций предельное состояние наступает, если прогиб достигает величины $L/20$ или скорость нарастания деформаций достигает $L^2/(9000h)$ см · мин⁻¹.

В данном случае L – длина пролета, см; h – расчетная высота сечения конструкции, см;

- для вертикальных конструкций предельным состоянием является то, когда вертикальная деформация достигает $L/100$ или скорость нарастания вертикальных деформаций становится 10 мм · мин⁻¹ для образцов высотой $(3 \pm 0,5)$ м.

Потеря целостности в результате образования в конструкции сквозных трещин или отверстий, через которые на необогреваемую поверхность проникают продукты горения или пламя (E). В процессе испытания потеря целостности определяется при помощи ватного тампона, который помещают в специальную металлическую рамку и подносят к месту, где возможно проникновение пламени

или продуктов горения, и в течение 10 с держат на расстоянии 20–25 мм от поверхности образца. Время от начала испытаний до воспламенения или возникновения тления со свечением тампона принимается за предел огнестойкости по признаку потери целостности Е. При этом тление без свечения не является признаком потери огнестойкости по Е.

Потеря теплоизолирующей способности I определяется как следствие повышения температуры на необогреваемой поверхности до опасных значений, которое может привести к воспламенению материала в помещении, смежном с очагом пожара, и таким образом способствовать его распространению. Описанные значения температур должны зависеть от условий эксплуатации конструкции, то есть от функциональной пожарной опасности помещений [36].

Принято считать, что потеря теплоизолирующей способности I [38] происходит вследствие повышения температуры на необогреваемой поверхности конструкции в среднем более чем на 140 °С, или в любой точке этой поверхности более чем на 180 °С в сравнении с температурой конструкции до испытания, или более 220 °С независимо от температуры конструкции до испытаний.

Такие же предельные состояния приняты при определении предела огнестойкости дверей и ворот [39].

Учет условий эксплуатации дверей шахт лифтов, а также требования в части пожарной безопасности лифтовых холлов и шахт лифтов позволили изменить значения предельных температур на необогреваемой поверхности створок дверей при определении предела огнестойкости его теплоизолирующей способности I [40].

Потеря теплоизолирующей способности I происходит вследствие повышения температуры на необогреваемой поверхности створок дверей шахт лифтов в сравнении

с температурой образца перед началом испытаний в среднем более чем на 280 °С или более чем на 330 °С в любой точке поверхности двери.

При нормировании пределов огнестойкости строительных конструкций, как правило, используются следующие предельные состояния [38]:

- для колонн, балок, ферм, арок и рам предельным состоянием является потеря несущей способности конструкции и ее узлов (R);

- для несущих наружных стен и покрытий – потеря несущей способности и целостности (R, E);

- для ненесущих внутренних стен и перегородок – потеря теплоизолирующей способности и целостности (E, I);

- для несущих внутренних стен и перекрытий – потеря несущей способности, целостности и теплоизолирующей способности (R, E, I).

Обозначение пределов огнестойкости конструкций, прошедших стандартные испытания (в том числе и численные), состоит из условных обозначений нормируемых для данной конструкции предельных состояний и цифры (или цифр), соответствующей времени достижения этих предельных состояний.

Например: R 120 – означает, что предел огнестойкости данной конструкции определен по потере несущей способности и составляет 120 мин; REI 30 – предел огнестойкости по потере несущей способности, целостности и теплоизолирующей способности независимо от того, какое из этих предельных состояний наступило ранее, составляет 30 мин.

Если для конструкции нормируют пределы огнестойкости по различным предельным состояниям, обозначение предела огнестойкости состоит из двух или трех частей. Например, R 120/EI 60 – означает, что предел огнестойкости по по-

тере несущей способности составляет 120 мин, а по потере целостности и теплоизолирующей способности – 60 мин.

Цифровой показатель в обозначении предела огнестойкости в часах должен соответствовать предпочтительно одному из чисел ряда: 0,25; 0,5; 0,75; 1; 1,5; 2; 2,5; 3; 4; 6.

Огнестойкость строительных конструкций является сложным физическим процессом, зависящим от неаддитивных статических и тепловых нагрузок на эти конструкции. Причем если в условиях стандартных испытаний тепловые нагрузки строго зафиксированы, то в реальных условиях их может быть огромное количество, отличающихся как качественно, так и количественно друг от друга.

Основными параметрами, которые оказывают определяющее влияние на предел огнестойкости бетонных и железобетонных конструкций, являются: физические характеристики бетона, вяжущего и заполнителя; класс арматуры; тип конструкции; форма поперечного сечения; размеры элементов; величина статической нагрузки; влажность бетона; условия нагрева (тепловая нагрузка).

Уже простое перечисление определяющих параметров указывает на сложность исследуемого процесса.

Предел огнестойкости изгибаемых и внецентренно сжатых с большим эксцентриситетом элементов по R зависит в сильной степени от критической температуры нагрева арматуры. *Критической температурой нагрева* арматуры является температура, при которой сопротивление растяжению или сжатию уменьшается до величины напряжения, возникающего в арматуре от нормативной нагрузки.

Защитный слой из бетона или другого теплоизоляционного материала предохраняет арматуру от быстрого нагрева и достижения ее критической температуры, при которой наступает предел огнестойкости конструкции.

Если нет специальных указаний, то при определении предела огнестойкости за критическую температуру прогрева арматуры или металлических конструкций принимается 500 °С.

В данном случае обеспечение требуемого предела огнестойкости достигается применением теплоизоляционного покрытия необходимой толщины, обеспечивающего тепловую защиту металлических конструкций от воздействия тепловой нагрузки.

Например, теплоизоляционное покрытие из известково-цементной штукатурки (толщиной 15 мм), гипсовой штукатурки (10 мм), вермикулитовой штукатурки или теплоизоляции из минерального волокна (10 мм) эквивалентно увеличению на 10 мм толщины слоя тяжелого бетона.

В табл. 6.1 приведены физические параметры некоторых строительных материалов, которые необходимы для практических расчетов прогрева конструкций, в том числе и для определения необходимой толщины защитного слоя при определении предела огнестойкости.

Таблица 6.1

Физические параметры некоторых строительных материалов

Материал	Объемная масса, кг · м ⁻³	Коэффициент теплопроводности, Вт · м ⁻¹ · °С ⁻¹	Удельная теплоемкость, кДж · кг ⁻¹ · °С ⁻¹	Степень черноты
Гипсобетонные плиты	1300	$0,4 + 8 \cdot 10^{-5}t$	$0,84 + 6 \cdot 10^{-4}t$	0,9
Сухая гипсовая штукатурка	900	$0,23 + 3,5 \cdot 10^{-4}t$	$1,0 + 6 \cdot 10^{-4}t$	0,9
	900	$0,17 + 2,6 \cdot 10^{-4}t$	$1,01 + 5,9 \cdot 10^{-4}t$	0,86
Асбестоцементные листы	1800	$0,31 + 8 \cdot 10^{-5}t$	$0,84 + 6,3 \cdot 10^{-4}t$	0,96
Минераловатные плиты	120	$0,07 + 5,8 \cdot 10^{-4}t$	$0,75 + 6,3 \cdot 10^{-4}t$	0,96

Материал	Объемная масса, кг · м ⁻³	Коэффициент теплопроводности, Вт · м ⁻¹ · °С ⁻¹	Удельная теплоемкость, кДж · кг ⁻¹ · °С ⁻¹	Степень черноты
Листы из алюминиевого сплава	2700	-	$0,9 + 3,5 \cdot 10^{-3}t$	0,28
Сталь углеродистая обыкновенного качества	7800	$48 - 3,65 \cdot 10^{-2}t$	$0,44 + 4,8 \cdot 10^{-4}t$	0,74
Цементно-песчаная штукатурка	1930	$0,62 - 3,3 \cdot 10^{-4}t$	$0,77 + 6,3 \cdot 10^{-4}t$	0,87
Кирпич глиняный обыкновенный	1580	$0,34 + 1,7 \cdot 10^{-4}t$	$0,71 + 4,2 \cdot 10^{-4}t$	0,94
Кирпич силикатный	1730	$0,79 + 3,5 \cdot 10^{-4}t$	-	-
Покрытие по стали фосфатное огнезащитное	200	$0,026 + 1,6 \cdot 10^{-4}t$	$1,25 + 6,3 \cdot 10^{-4}t$	0,92
Бетон на известняковом щебне	2250	$0,84 - 4 \cdot 10^{-4}t$	$0,71 + 8,4 \cdot 10^{-4}t$	0,63
Бетон на гранитном щебне	2220	$1,42 - 11 \cdot 10^{-4}t$	$0,77 + 6,3 \cdot 10^{-4}t$	-
Бетон песчаный	1900	$1,05 - 5,8 \cdot 10^{-4}t$	То же	-
Газобетон на молотом песке	480	$0,093 + 7 \cdot 10^{-5}t$	$0,92 + 6,3 \cdot 10^{-4}t$	-
То же	750	$0,186 + 8,1 \cdot 10^{-5}t$	То же	-
Керамзитобетон	950	$0,23 + 13,3 \cdot 10^{-5}t$	$0,84 + 5,8 \cdot 10^{-4}t$	-
То же	1380	$0,385 + 8,1 \cdot 10^{-5}t$	$0,92 + 6,3 \cdot 10^{-4}t$	-

Предел огнестойкости железобетонных конструкций в сильной степени зависит от их статической схемы работы. В общем случае предел огнестойкости статически неопределимых конструкций больше, чем предел огнестойкости статически определимых, если в местах действия отрицательных моментов имеется необходимая арматура.

Увеличение предела огнестойкости статически неопределимых изгибаемых железобетонных элементов зависит от соотношения площадей сечения арматуры над опорой и в пролете согласно табл. 6.2 [41], при этом не менее 20 % требуемой на опоре верхней арматуры должно проходить над серединой пролета. Более подробные и полные сведения по обеспечению требуемых пределов огнестойкости несущих железобетонных конструкций приведены в работах [41–43].

Предел огнестойкости несущих металлических конструкций зависит от приведенной толщины металла $\delta_{пр}$, которая определяется по формуле

$$\delta_{пр} = \frac{A}{u}, \quad (6.2)$$

где A – площадь поперечного сечения, см^2 ; u – обогреваемый периметр сечения, см .

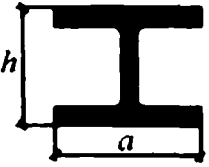

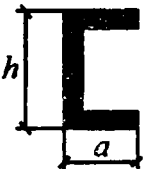
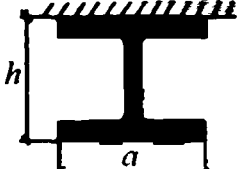
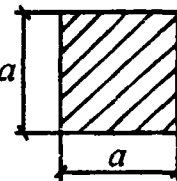
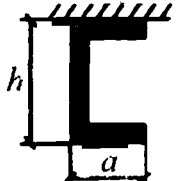
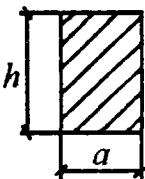
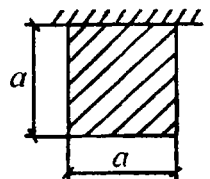
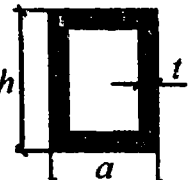
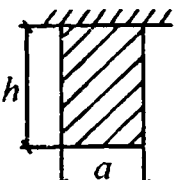
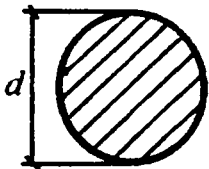
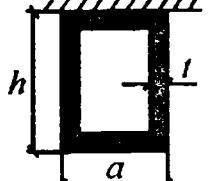
Т а б л и ц а 6.2

**Увеличение предела огнестойкости
статически неопределимых изгибаемых железобетонных элементов**

Отношение площади арматуры над опорой к площади арматуры в пролете	Увеличение предела огнестойкости изгибаемого статически неопределимого элемента, %, по сравнению с пределом огнестойкости статически определимого элемента
0,25	10
0,5	25
1	50
2	150

В табл. 6.3 даны условия определения приведенной толщины конструкций, встречающихся в практике строительства.

Определение приведенной толщины металла

Вид сечения	Значение $\delta_{пр}$	Вид сечения	Значение $\delta_{пр}$
	$\frac{A}{u}$		$\frac{t(2d-t)}{4}$
	$\frac{A}{u}$		$\frac{A}{u-a}$
	$\frac{a}{4}$		$\frac{A}{u-a}$
	$\frac{a \times h}{2(a+h)}$		$\frac{a}{3}$
	$\frac{t(a+h-2t)}{a+h}$		$\frac{a \times h}{a+2h}$
	$\frac{d}{4}$		$\frac{2t(a+h-2t)}{a+2h}$

Обогреваемый периметр металлической конструкции определяется без учета поверхностей, примыкающих к мачтам, настилам перекрытий и стен, при условии, если предел огнестойкости этих конструкций не ниже предела огнестойкости обогреваемой конструкции.

Для ферм и других статически определимых конструкций, состоящих из элементов различного сечения, приведенная толщина металла определяется по наименьшему значению для всех нагруженных элементов.

На рис. 6.1 приведены результаты нагрева стальной плиты при различной конструктивной ее защите в условиях стандартных испытаний.

Результаты, приведенные на рис. 6.1, можно использовать для оценки эффективности огнезащиты металлических конструкций различными теплоизоляционными материалами, зная значение критической температуры (обычно 500 °С) и приведенную толщину металла $\delta_{пр}$.

Пределы огнестойкости каменных конструкций зависят от вида материала, из которого эта конструкция выполнена, и ее толщины с учетом наружных покрытий из негорючих теплоизоляционных материалов (обычно штукатурка):

- стены и перегородки из сплошных керамических и силикатных кирпича и камней при толщинах: 6,5 см – I 0,75, 12 см – I 2,5, более или равных 25 см – I $\geq 5,5$;

- стены из естественных, легкобетонных и гипсовых камней, облегченных кирпичных кладок с заполнением легким бетоном, несгораемыми или горючими теплоизоляционными материалами группы Г1 при толщинах: 6 см – I 0,5, 12 см – I 1,5; более или равных 25 см – I $\geq 4,0$;

- стены из виброкирпичных армированных панелей из силикатного и обыкновенного глиняного кирпича толщиной 15 см (сплошное опирание на раствор, средние напряжения вертикальных нормативных нагрузок) – при значениях нагрузок, меньше или равных 30 кгс · см⁻², – I 3,7, при 31–40 кгс · см⁻² – R 2,5, при нормативных нагрузках более 40 кгс · см⁻² предел огнестойкости необходимо определить по результатам испытаний;

- перегородки из пустотелых керамических камней при толщине, определяемой за вычетом пустот: при толщине 3,5 см – I 0,5, при 5 см – I 1, при 6,5 см – I 1,5, при 8 см – I 2;

- кирпичные колонны и столбы сечением 25×25 см – R 2,5; 25×38 см – R 3.

Пределы огнестойкости фахверковых стен и перегородок из кирпича, бетонных и естественных камней со стальным каркасом зависят от степени огнезащитности элементов стального каркаса.

Если элементы стального каркаса не защищены, то огнестойкость таких конструкций определяется в зависимости от минимальной приведенной толщины незащищенного элемента металлического каркаса $\delta_{пр}$: при $\delta_{пр} = 0,3$ – R 0,12; $\delta_{пр} = 0,5$ – R 0,15; $\delta_{пр} = 1$ – R 0,25; $\delta_{пр} = 1,5$ – R 0,3; $\delta_{пр} = 2$ – R 0,35; $\delta_{пр} = 3$ – R 0,45.

Приведенная толщина незащищенных элементов стального каркаса определяется по соотношению (6.2) с учетом данных табл. 6.3.

Предел огнестойкости несущих деревянных конструкций может быть ориентировочно определен с учетом скорости обугливания элементов конструкций. Скорость обугливания может быть принята $0,7 \text{ мм} \cdot \text{мин}^{-1}$ для элементов сечением $120 \times 120 \text{ мм}^2$ и более и $1 \text{ мм} \cdot \text{мин}^{-1}$ – для элементов сечением менее $120 \times 120 \text{ мм}^2$. Огнезащитная обработка не уменьшает скорости обугливания древесины, а следовательно, и не увеличивает пределы огнестойкости конструкций из нее. Металлические соединительные детали деревянных конструкций должны быть защищены от огня и иметь предел огнестойкости не ниже требуемого предела огнестойкости конструкции.

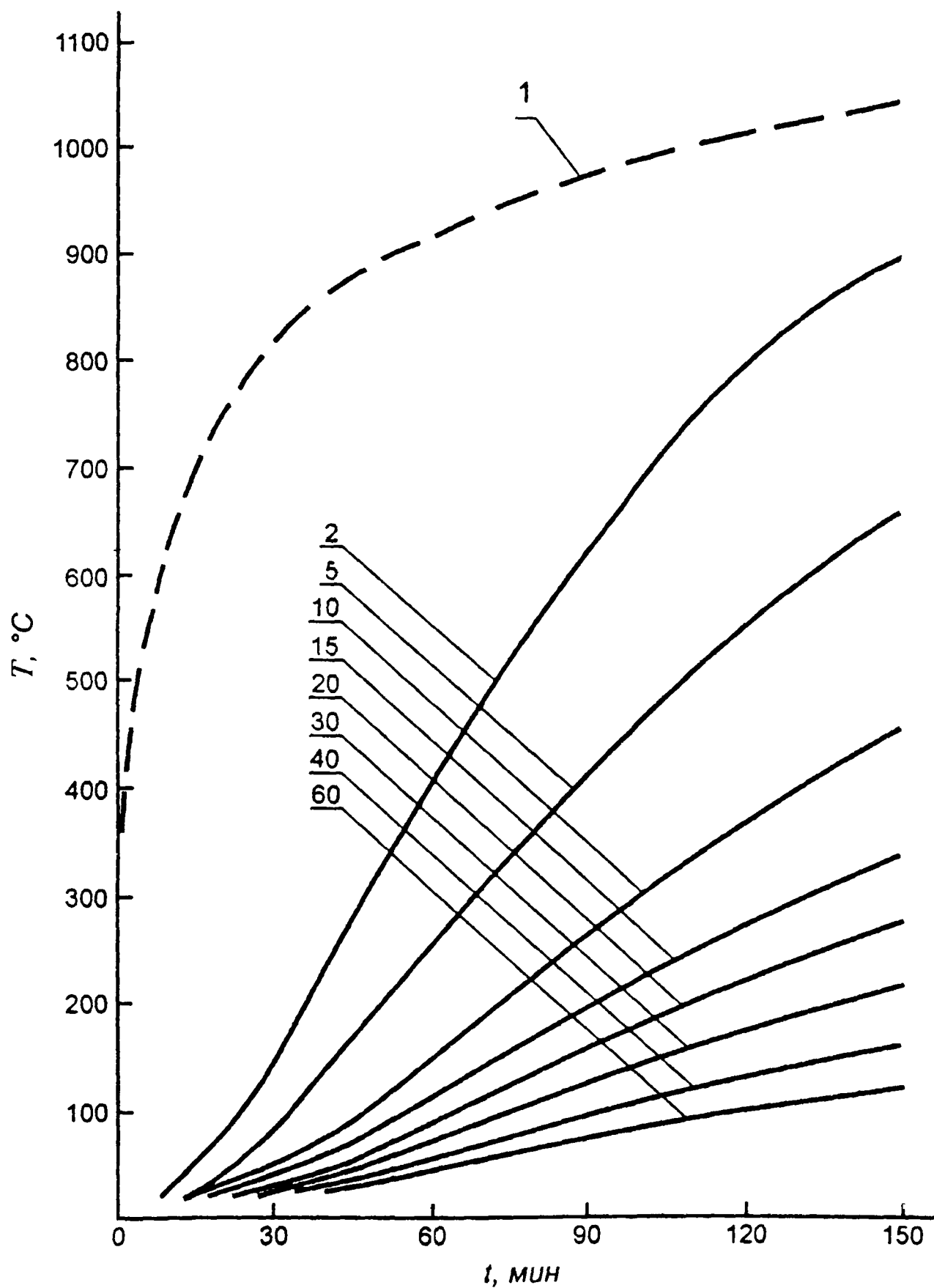


Рис. 6.1а. Зависимость температуры T стальной пластины с облицовкой минераловатными плитами (матами) на синтетическом связующем толщиной 100 мм от времени нагрева t (кривая 1). Цифры у кривых соответствуют приведенной толщине металла $\delta_{\text{ст}}$, мм

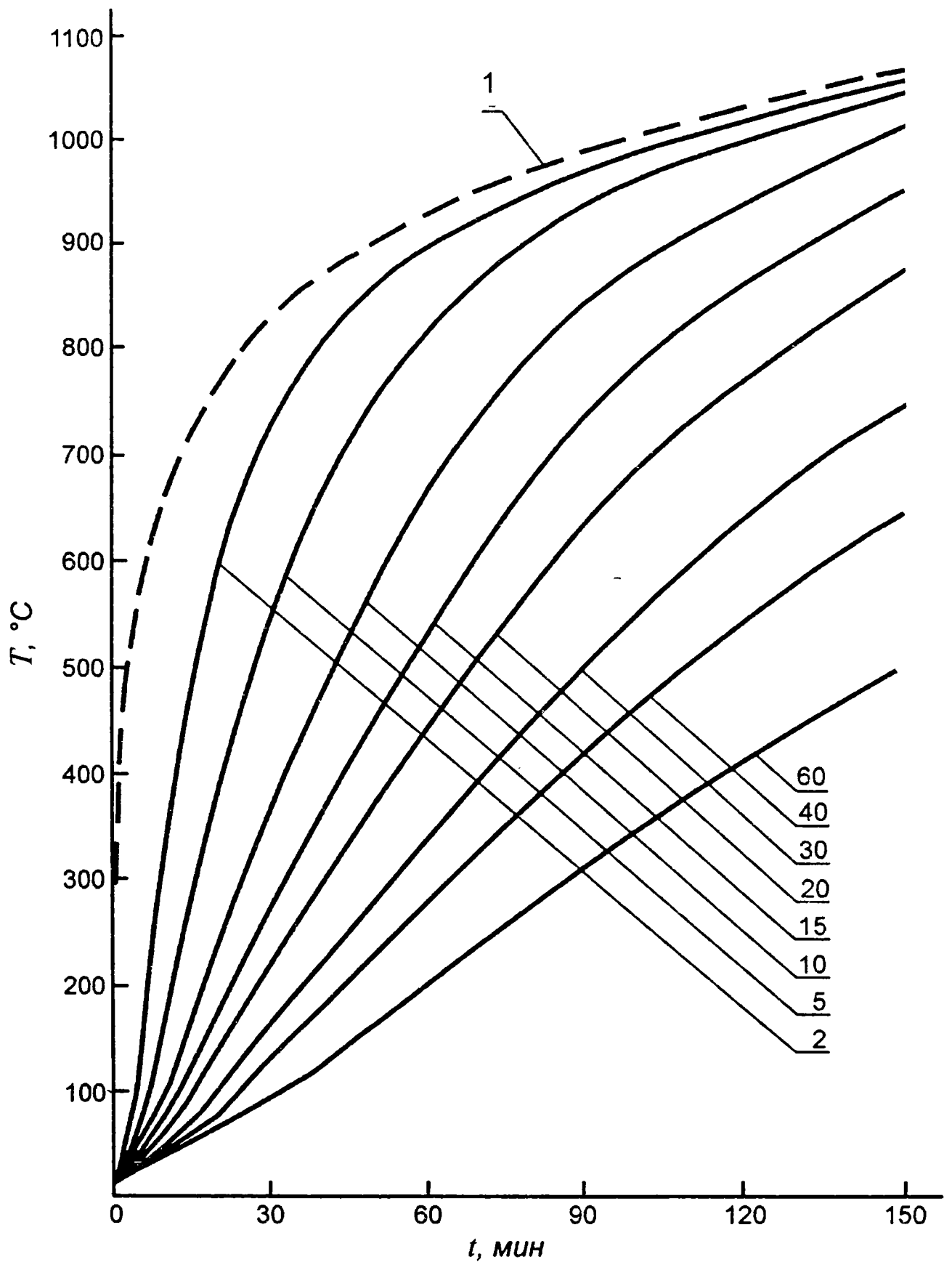


Рис. 6.1б. Зависимость температуры T стальной пластины, облицованной фосфатным огнезащитным покрытием толщиной 10 мм, от времени нагрева t

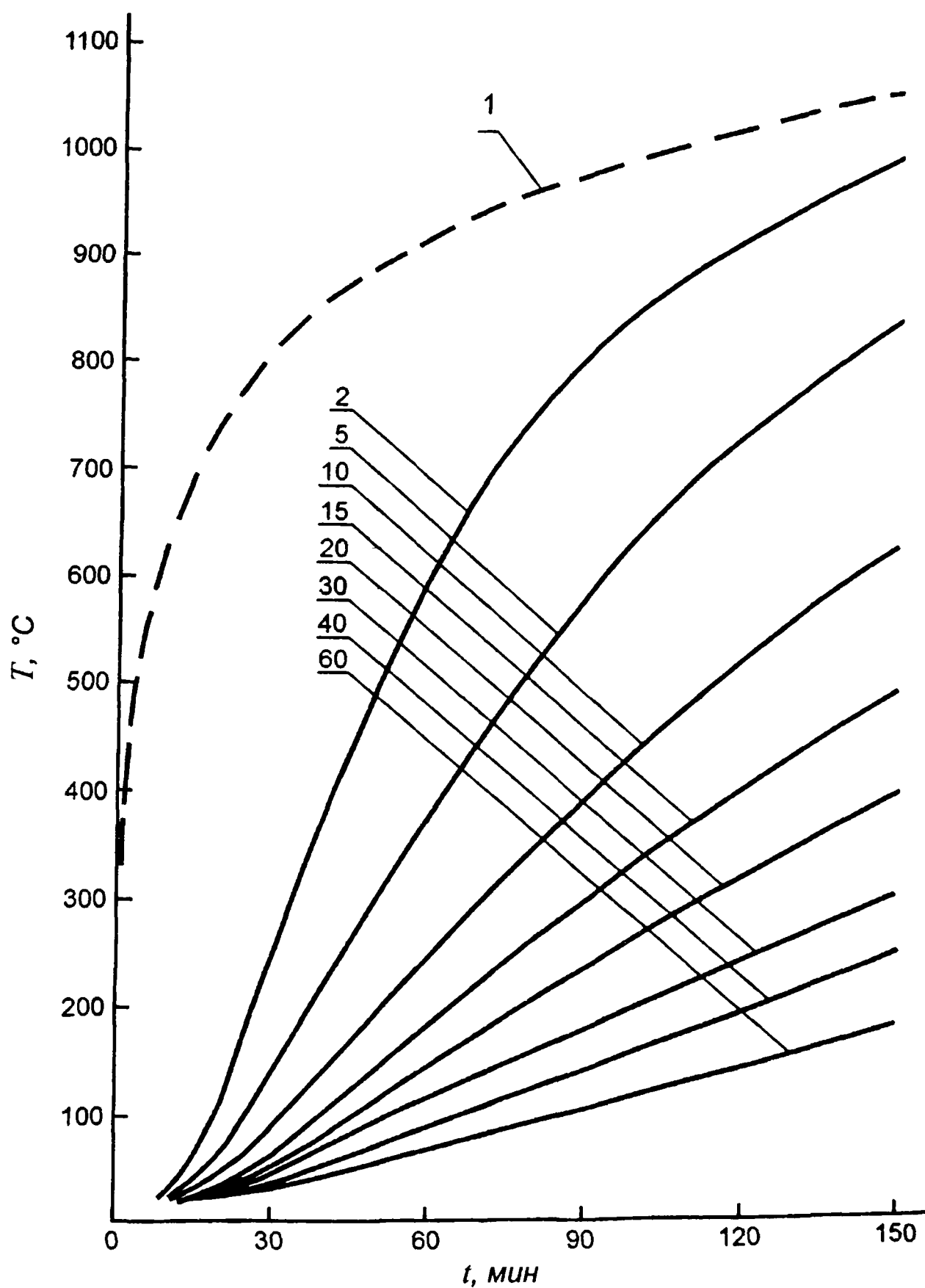


Рис. 6.1в. Зависимость температуры T стальной пластины, облицованной фосфатным огнезащитным покрытием толщиной 40 мм, от времени нагрева t

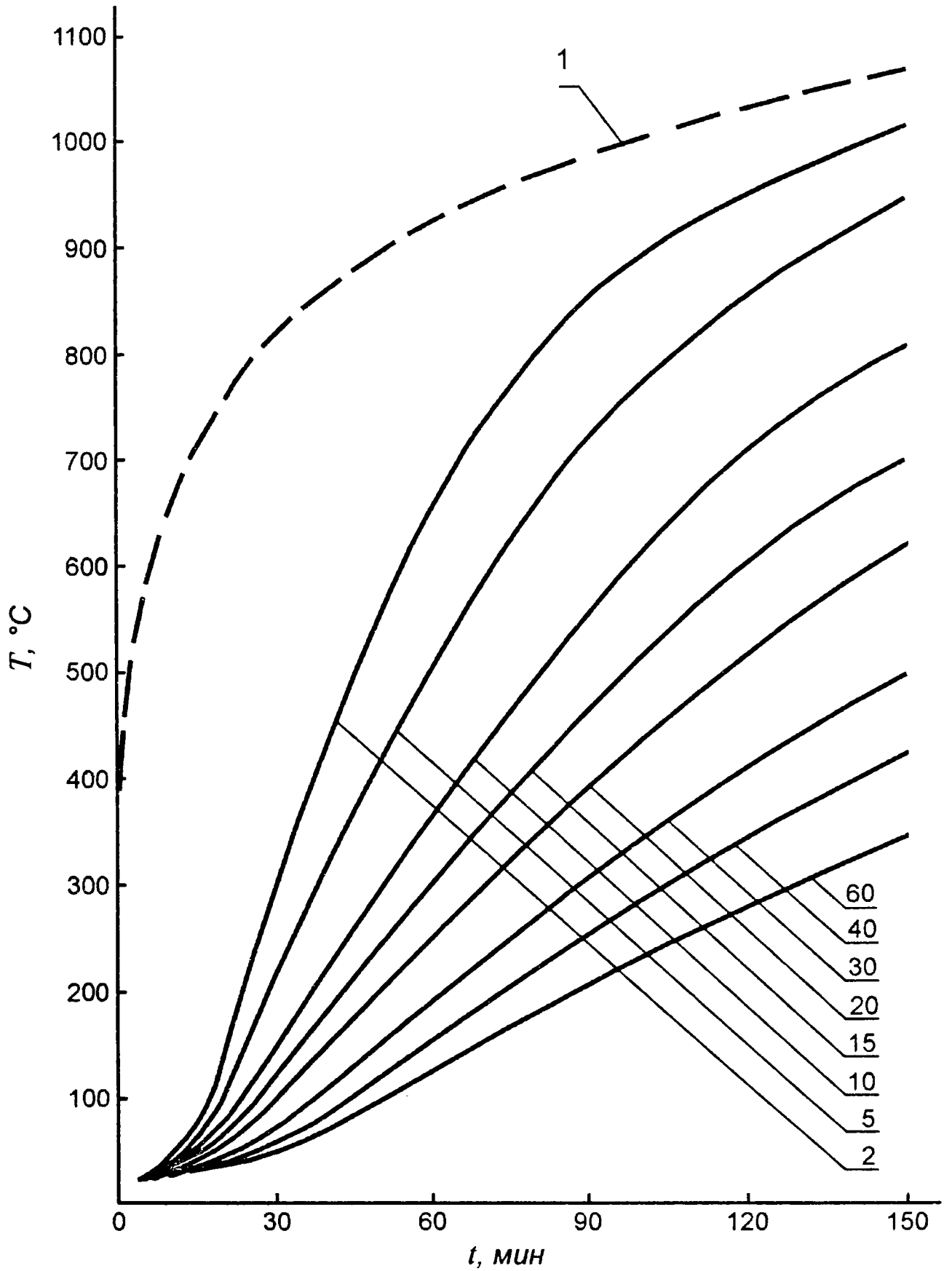


Рис. 6.1г. Зависимость температуры T стальной пластины с облицовкой из сухой гипсовой штукатурки толщиной 32 мм от времени нагрева t

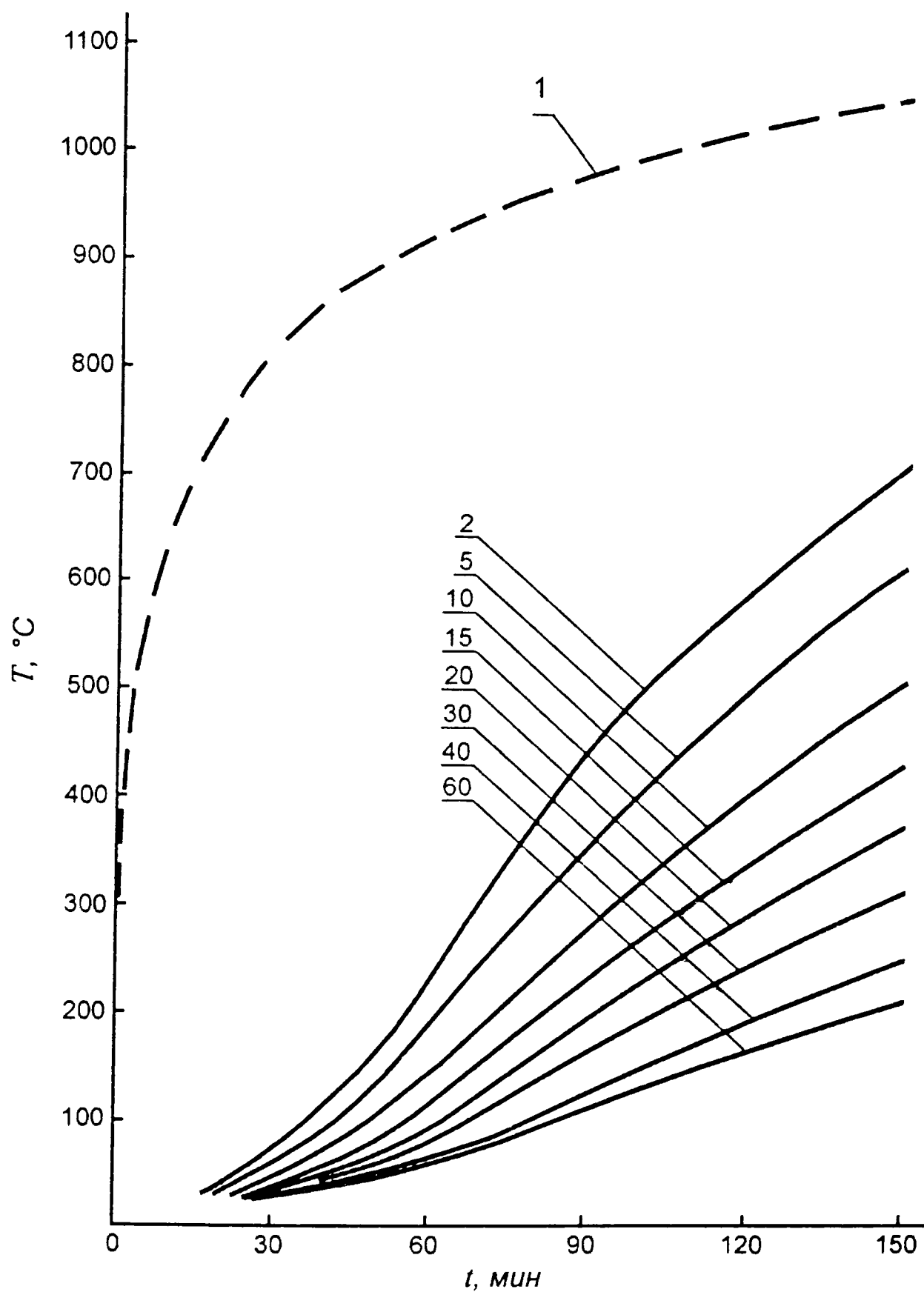


Рис. 6.1д. Зависимость температуры T стальной пластины с облицовкой из красного кирпича толщиной 65 мм от времени нагрева t

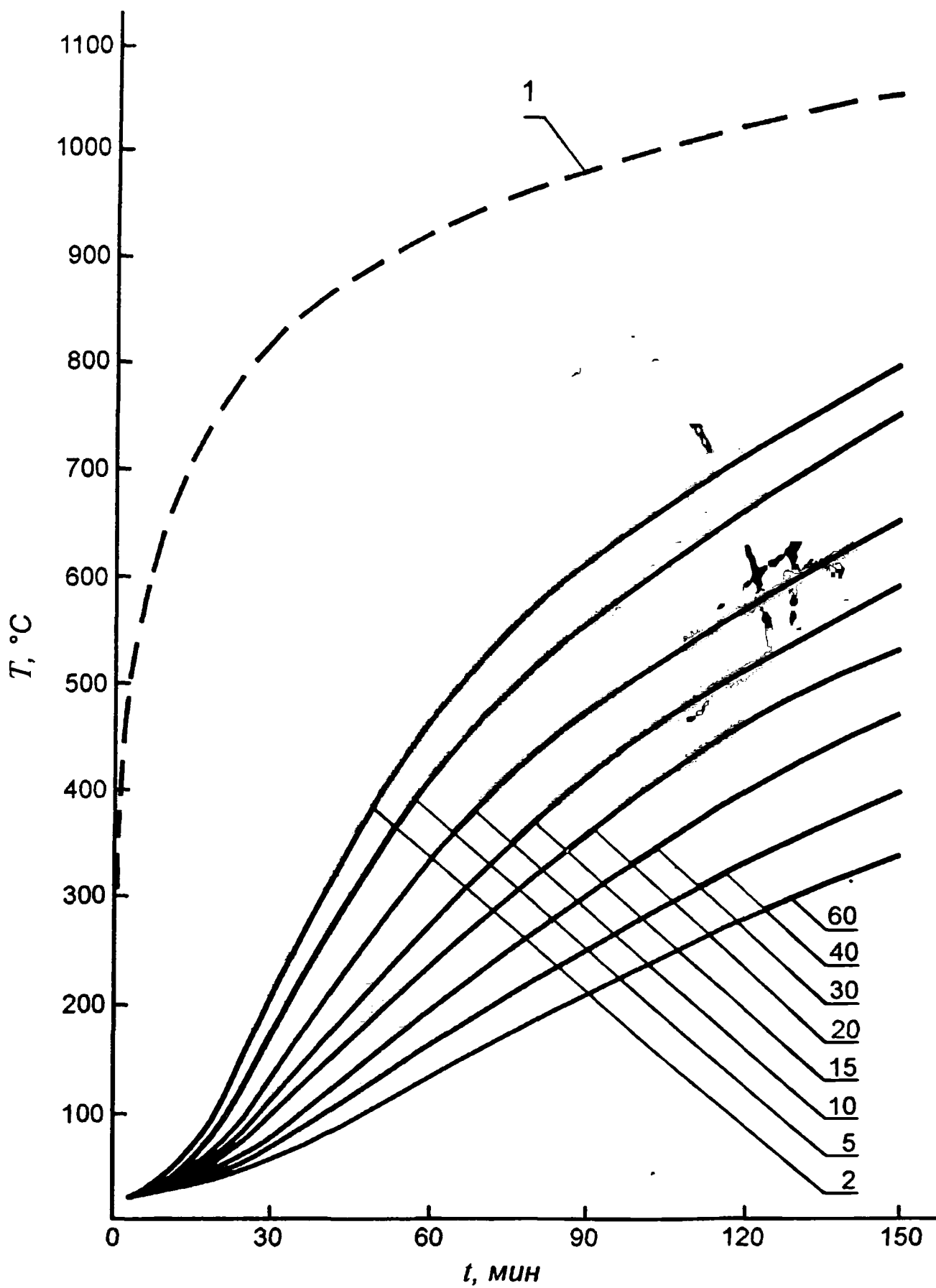


Рис. 6.1е. Зависимость температуры T стальной пластины с облицовкой из цементно-песчаной штукатурки толщиной 40 мм от времени нагрева t

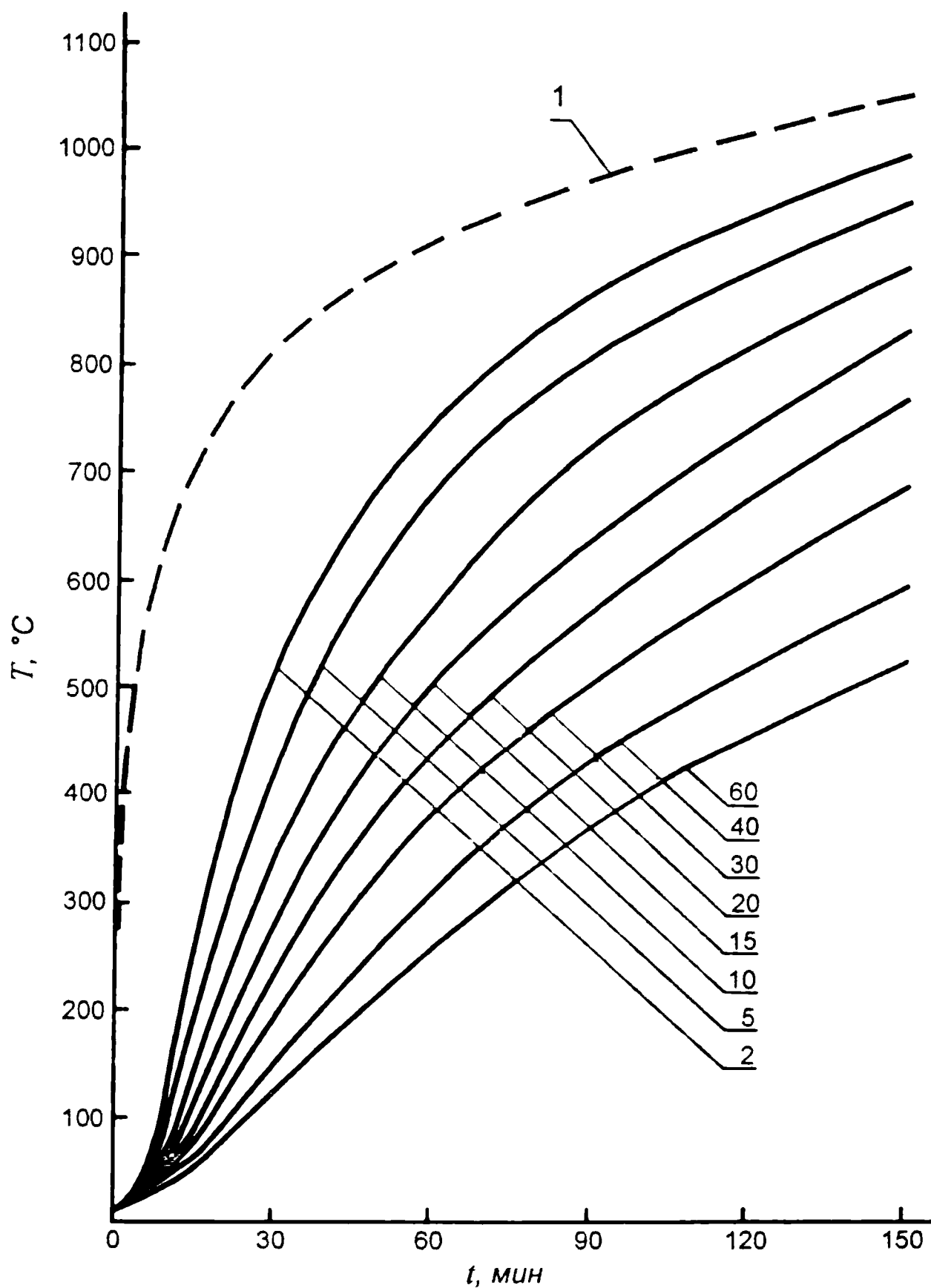


Рис. 6.1ж. Зависимость температуры T стальной пластины с облицовкой из цементно-песчаной штукатурки толщиной 20 мм от времени нагрева t

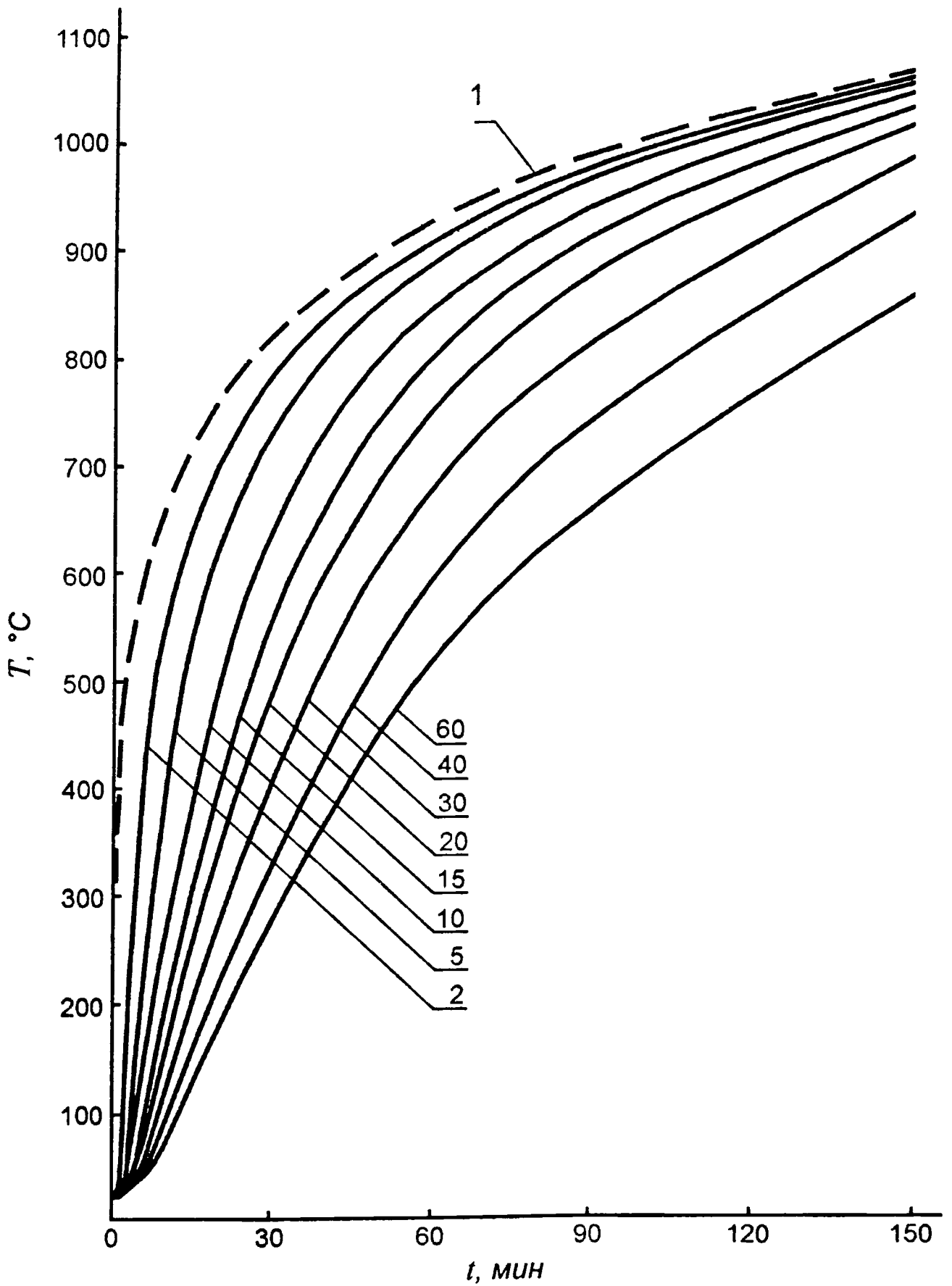


Рис. 6.13. Зависимость температуры T стальной пластины с облицовкой из цементно-песчаной штукатурки толщиной 5 мм от времени нагрева t

Предел огнестойкости несущих деревянных конструкций в сильной степени зависит от их огневой защиты негорючими материалами:

- деревянные стены и перегородки, оштукатуренные с двух сторон, при толщине слоя штукатурки с каждой стороны не менее 2 см и толщине деревянной конструкции 10 см – R, I (0,6), при 15 см – R, I (0,75), при 20 см – R, I (1), при 25 см – R, I (1,25);

- деревянные каркасные стены и перегородки, оштукатуренные или обшитые с двух сторон листовыми материалами группы горючести Г1 или НГ толщиной не менее 8 мм с заполнением пустот из материалов Г1 – R, I (0,5) и негорючими материалами (НГ) – R, I (0,75);

- перекрытия деревянные с накатом или с подшивкой и штукатуркой по дранке или по сетке при толщине штукатурки, равной или более 2 см, – R, I (0,75);

- перекрытия по деревянным балкам при накате из негорючих материалов и защите слоем гипса или штукатурки толщиной 2 см – R 1 и при толщине 3 см – R 1,5;

- деревянные клееные балки прямоугольного сечения при пролете 300–1200 см, высоте 31,5–72 см и ширине 12–21 см – R 0,5;

- колонны и стойки клееные и из цельной древесины, защищенные штукатуркой толщиной не менее 2 см, сечением $20 \times 20 \text{ см}^2$ и более – R 1.

Более подробно о пределах огнестойкости конструкций, прошедших стандартные испытания, можно узнать из работ [41, 44].

Остановимся далее на тепловой нагрузке, которая реализуется в условиях стандартных испытаний.

Рассмотрим способ контроля тепловой нагрузки при проведении стандартных испытаний по температурному

режиму, определяемому по соотношению (6.1): $T - T_0 = 345 \lg(8t + 1)$.

Под тепловой нагрузкой будем понимать то количество тепла, которое подводится к строительной конструкции от источника тепловой энергии (Дж) и воздействует на нее с соответствующей мощностью (Вт). Очевидная связь мощности теплового воздействия q и количества тепловой энергии, подведенной к поверхности исследуемого образца Q ,

определяется соотношением $Q = \int_{t_1}^{t_2} q(t) dt$. Далее будем ис-

следовать плотности тепловых потоков (q , Вт · м⁻²) и количество подведенного тепла (Q , Дж · м⁻²).

Плотность теплового потока является сложной функцией, зависящей от разности температур газовой среды и поверхности конструкции и условий (или законов) теплообмена. Очевидно, что контролировать, а тем более определять плотность теплового потока с помощью замера только температуры газовой среды, некорректно. Поэтому метод контроля тепловой нагрузки при испытании на огнестойкость следует уточнить в части замены контроля температуры среды в огневой камере на контроль плотностей тепловых потоков, поступающих к испытываемой конструкции и адекватных принятой зависимости (6.1).

Для определения нормативных значений плотностей тепловых потоков рассмотрим структуру (характер) передачи тепла от источника (факела пламени) к поверхности испытываемой конструкции.

При определении пределов огнестойкости строительных конструкций расчетными методами [42–44] традиционно используют граничные условия III рода с заданием коэффициентов теплоотдачи α в виде зависимостей:

для обогреваемых поверхностей

$$\alpha_1 = 2,9 + 5,76\varepsilon_{\text{пр}} \frac{\left(\frac{T_{\text{из}}}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_w}{100}\right)^4}{T_{\text{из}} - T_w}, \text{ Вт} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{К}^{-1}; \quad (6.3)$$

для необогреваемых поверхностей

$$\alpha_2 = \sqrt[3]{T_w - T_\infty} + 5,76\varepsilon_w \frac{\left(\frac{T_{w_2}}{100}\right)^4}{T_{w_2} - T_\infty}, \text{ Вт} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{К}^{-1}. \quad (6.4)$$

Структура соотношений (6.3) и (6.4) указывает на то, что рассматриваются два закона теплоотдачи: конвективный и лучистый.

Закон лучистого теплообмена принят как между двумя изотермическими поверхностями бесконечной длины с оптически прозрачной газовой средой.

Поскольку среда является оптически прозрачной, то для условий лучистого теплообмена применение модели диффузионного теплообмена (с использованием параметра α), как это делается в литературе [42–44 и др.], не соответствует принятому физическому процессу и может рассматриваться как искусственный вычислительный прием.

Возникает вопрос: почему в части конвективной составляющей для обогреваемой поверхности принята постоянная величина, а для необогреваемой $\alpha_k = f(\sqrt[3]{T_w - T_\infty})$. Причем для обогреваемой поверхности $\alpha_k = 29 \text{ кВт} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{К}^{-1}$.

Величину в размерности кВт следует считать опечаткой, естественно, надо читать: $\alpha_k = 29 \text{ Вт} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{К}^{-1}$. Такое значение α_k является явно завышенным даже для условий вынужденной конвекции.

В литературе, посвященной расчетным методам определения предела огнестойкости конструкций, не указывается, какая модель конвективной составляющей принята для моделирования (вынужденная или естественная конвекция).

Для необогреваемой поверхности $\alpha_k = f(\sqrt[3]{T_w - T_\infty})$, что может следовать из модели турбулентной естественной конвекции, где $\alpha_k = f(Gr)^{1/3}$.

Учитывая это предположение, а также результаты исследования процессов теплообмена при пожаре, изложенные в гл. 4, а также в работах [10, 1], можно принять процесс передачи тепла от газовой среды к обогреваемой поверхности как турбулентную естественную конвекцию.

При этом коэффициент конвективного теплообмена определяется из соотношения [1]

$$\alpha_k = 0,135(Gr Pr)^{1/3}, \quad (6.5)$$

где $Gr = \frac{g\beta(T_w - T_\infty)x^3}{\nu^2}$ – число Грасгофа; Pr – число Прандтля,

которое для воздуха, дымовых газов, а также их смесей для практических расчетов принимается $Pr \cong 1$.

Значения конвективного коэффициента теплоотдачи для условий стандартных испытаний при определении пределов огнестойкости строительных железобетонных и аналогичных им по теплофизическим параметрам конструкций, определенные по уравнению (6.5), приведены в табл. 6.4.

В период испытаний с 15-й по 360-ю мин коэффициент конвективной теплоотдачи меняется в пределах $\alpha_k = (5,8-1,9) \text{ Вт} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{К}^{-1}$, что характерно для условий турбулентной естественной конвекции и не совпадает с принятым в расчетах постоянным значением $\alpha_k = 29 \text{ Вт} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{К}^{-1}$.

Сравнивая соотношения (6.3)–(6.5), важно отметить, что температуры T_∞ и $T_{из}$ имеют разные значения по качественным и количественным признакам. T_∞ , следуя закону Ньютона–Рихмана, является значением температуры на внешней границе конвективного теплового пограничного слоя. $T_{из}$ – это значение температуры излучателя, который формирует лучистую составляющую сложного теплообмена.

В данном случае лучистая составляющая главным образом формирует тепловую нагрузку на конструкцию (см. табл. 6.4) и зависит от характеристики факела пламени.

Определим, какую же температуру (T_∞ или $T_{из}$) измеряют термодары, контролирующие режим в печах и стоящие на расстоянии 100 мм от поверхности нагрева.

Прежде определим, правильно ли принята модель оптически прозрачного слоя, т. е. лучистый тепловой поток свободно проходит через газовую среду, не нагревая ее.

Оптически прозрачной газовой среду можно считать, если для этой среды $Bu \approx 1$. Если $Bu \gg 1$, то среда является оптически активной и в данном случае нельзя использовать модель (6.3), (6.4) [30, 11, 10].

Оценим значение $Bu = \kappa l$ при $T_{из} = 1273$ К, где κ – коэффициент ослабления газовой среды можно найти по соотношению $\kappa = 1,6 \cdot 10^{-3} T - 0,5$, m^{-1} [10] и l , м – значение характерного размера, принимая расстояние от факела пламени до поверхности нагреваемой конструкции $\Delta = 0,8$ м.

По данным работы [29], $l = m \frac{V}{F}$, где значение m принимается в зависимости от величины V/F , V – объем газовой среды, m^3 ; F – поверхность, ограничивающая этот объем, m^2 .

По данным работы [15], определяющий размер для горизонтальных изотермических плоских тел можно найти

$$\text{из соотношения } l = \frac{3}{4} \Delta.$$

Расчеты по приведенным выше соотношениям показывают, что при $T = 1273 \text{ К}$ и $\Delta = 0,8 \text{ м}$ $\kappa = 1,5 \text{ м}^{-1}$, $\Delta = (0,6-1) \text{ м}$ при $\Delta_{\text{ср}} = 0,8 \text{ м}$ и $\text{Ву} \cong 1,2 \text{ м}$.

Это позволяет утверждать, что модель оптически прозрачной газовой среды для условий стандартных испытаний правомерна.

Определим, что же измеряют термопары, установленные на расстоянии 100 мм от нагреваемой поверхности. Измерять температуру излучателя $T_{\text{из}}$ они не могут, так как установлены на расстоянии от поверхности, которое гораздо меньше расстояния от факела до поверхности.

Оценим порядок толщины теплового пограничного слоя, формирующегося у поверхности в условиях турбулентной естественной конвекции.

Толщину теплового пограничного слоя δ_t можно оценить из очевидного соотношения

$$\delta_t = \lambda / \alpha. \quad (6.6)$$

Если принять теплопроводность воздуха $\lambda = 31,5 \cdot 10^{-3} \text{ Вт} \cdot \text{м}^{-1} \cdot \text{К}^{-1}$ и диапазон изменения коэффициента конвективной теплоотдачи $\alpha_{\kappa} = (2-6) \text{ Вт} \cdot \text{м}^{-1} \cdot \text{К}^{-1}$ (табл. 6.4), то легко определить, что толщина теплового пограничного слоя будет изменяться в диапазоне $\delta_{\kappa} = (16-5) \text{ мм}$ при среднем значении $\delta_{t_{\text{ср}}} = 8 \text{ мм}$.

Толщина теплового пограничного слоя существенно меньше расстояния до размещения термопар. Поэтому термопары должны фиксировать значения T_{∞} , т. е. значения температуры на внешней границе пограничного слоя.

Но в принятой модели среда является оптически прозрачной и, следовательно, $T_w > T_\infty$. Конвективная составляющая сложного теплообмена должна охлаждать, а не нагревать поверхность.

Однако многочисленные измерения показывают, что $T_\infty > T_w$ и газовая среда нагревает конвекцией поверхность, а не охлаждает, как это должно быть, исходя из принятой модели.

Превышение температуры газовой среды над температурой поверхности вполне закономерно и объясняется оно не столько процессами теплоотдачи, сколько процессами смешения дымовых газов и нагретого воздуха от поверхностей огневой камеры с “холодным” воздухом в этой камере. Математическая модель этих процессов в общей системе модели тепловых нагрузок отсутствует, и поэтому достоверно сказать, какая должна быть температура T_∞ в соотношении (6.3) и какую температуру измеряют контрольные термопары, не представляется возможным. Отсюда и результаты стандартных испытаний, выполненных на разных огневых камерах, не всегда совпадают.

Все эти вопросы могли бы быть сняты, если контроль испытаний в части тепловых нагрузок производился не измерением температуры газовой среды, а измерением плотностей падающих потоков на поверхность испытываемой конструкции.

Величины падающих лучистых тепловых потоков в условиях стандартных испытаний, соответствующих требованиям изменения температуры во времени (6.1), приведены в табл. 6.4.

Замена измерений температуры газовой среды на измерения плотностей падающих тепловых потоков не влечет за собой каких-либо технических сложностей, при этом появляются очевидные преимущества.

Удается избавиться от неопределенности трактовки, какую же температуру измеряют на расстоянии 100 мм от поверхности, исключить некорректное применение диффузионной модели лучистого теплообмена для оптически прозрачной газовой среды.

Кроме того, контроль тепловой нагрузки посредством измерения падающих лучистых тепловых потоков имеет ряд преимуществ.

Увеличивается точность измерения температуры источника тепловой нагрузки, определяемой соотношением (6.1). При точности измерения плотностей тепловых потоков 20 % (что является вполне реальным) точность измерения температуры составит 2–3 %. Отпадает большинство обязательных требований по конструктивным характеристикам печей и видам применяемых топлив. В результате такой замены можно будет гарантированно сравнивать результат испытаний на предел огнестойкости конструкций различных специализированных лабораторий.

В табл. 6.4 приведены результаты расчетов теплотехнических параметров, реализуемых при стандартных испытаниях в соответствии с зависимостью (6.1) и принятой моделью сложного теплообмена (естественная конвекция и лучистый теплообмен изотермических плоских параллельных тел через оптически прозрачную газовую среду).

При выполнении расчетов использовались следующие физические параметры.

Изменение температуры на поверхности определялось как среднее по данным работ [41–44] применительно к бетону со степенью черноты поверхности $\varepsilon_w = 0,63$. Степень черноты излучателя, создающего тепловую нагрузку, принята по аналогии со степенью черноты газовой среды при объемных пожарах в помещениях $\varepsilon = 0,8$ [10].

Таблица 6.4

**Теплотехнические параметры стандартного испытания на предел огнестойкости
строительных конструкций**

Вре- мя, мин	Темпе- ратура по стан- дартной кривой (6.1), °С	Темпе- ратура обогре- ваемой поверх- ности, °С	Плотность конвек- тивной состав- ляющей теплового потока, кВт · м ⁻²	Плотность падающего лучистого теплового потока, кВт · м ⁻²	Плотность погло- щенного лучистого теплового потока, кВт · м ⁻²	Суммар- ная плот- ность погло- щенного теплового потока, кВт · м ⁻²	Конвектив- ный коэф- фициент теплоот- дачи, Вт · м ⁻² · К ⁻¹	Лучистый коэффици- ент тепло- отдачи, Вт · м ⁻² · К ⁻¹	Суммарный коэффици- ент тепло- отдачи, Вт · м ⁻² · К ⁻¹
15	738	615	0,7	47,1	13,4	14,1	5,8	109	114,8
30	841	720	0,6	69,3	18	18,6	5,3	148	153,3
60	945	850	0,4	98	19,5	19,9	4,3	205	209,3
90	1006	940	0,2	119	17,3	17,5	3,4	262	265,4
120	1049	980	0,2	136	18,7	18,9	3,4	271	274,4
150	1080	1030	0,14	149	14,7	14,8	2,7	294	296,7
180	1110	1060	0,11	163	16,1	16,2	2,3	322	324,3
240	1153	1110	0,1	184	15,2	15,3	2,3	354	356,3
360	1213	1180	0,06	217	13,3	13,4	1,9	418	419,9

В случае, если испытания проходит конструкция со степенью черноты поверхности ε_i , отличной от принятой в табл. 6.4 $\varepsilon_w = 0,63$, оценить плотность поглощенного теплового потока q_i можно по соотношению

$$q_i = q_{(6)} \frac{\varepsilon_i}{\varepsilon_{w=0,63}}, \text{ где } q_{(6)} - \text{плотность поглощенного тепло-}$$

вого потока, приведенного в табл. 6.4. Очевидно, что плотность падающего лучистого потока и конвективная составляющая сложного теплообмена от степени черноты поверхности не зависят.

Рассмотрим некоторые характерные параметры, приведенные в табл. 6.4.

Лучистый коэффициент теплообмена, как это показано выше, научной значимости не имеет. Он приведен для оценки того, чем практически пользуются при современных расчетах.

Доля плотности конвективной составляющей от плотности поглощенной лучистой составляющей изменяется от 5 % на 15-й мин до 0,05 % на 360-й мин. Это подтверждает обоснованность приведенного выше предложения о контроле тепловой нагрузки по падающему лучистому тепловому потоку, значения которого даны в табл. 6.4.

Следует отметить, что среднее значение плотности поглощенного теплового потока в интервале времени испытания от 15 до 360 мин с точностью около 20 % составляет $16,5 \text{ кВт} \cdot \text{м}^{-2}$.

Проведенные аналогичные расчеты для необогреваемой поверхности при значении температуры ее поверхности, равном максимально допустимому по признаку прогресса I ($T_w = 220 \text{ }^\circ\text{C}$), показали следующее.

Плотность конвективной составляющей сложного теплообмена составила $q_k = 1,8 \text{ кВт} \cdot \text{м}^{-2}$, плотность теплового потока, излучаемого в окружающую среду, $q_1 = 2 \text{ кВт}$. Суммарная плотность теплового потока от поверхности в окружающую среду $3,8 \text{ кВт} \cdot \text{м}^{-2}$, что составляет около 20 % от плотности суммарного теплового потока, поглощенного нагреваемой поверхностью.

Результаты расчетов дают основание утверждать, что при выполнении теплотехнических расчетов с достаточной степенью точности можно использовать аналитические решения нестационарной теплопроводности с граничными условиями II рода при $q = \text{const}$, например из работы [29].

Определяющим размером при расчете прогрева арматуры в железобетонных конструкциях будет толщина защитного слоя, а при расчете предела огнестойкости по признаку прогрева I за определяющий размер следует принимать толщину конструкции. На необогреваемых поверхностях конструкции или защитного слоя можно использовать адиабатические условия ($q = 0$).

6.3. Огнестойкость строительных конструкций в условиях “реальных” пожаров. Эквивалентная продолжительность пожара

Предел огнестойкости конструкций в связи с методом его определения является условной величиной и характеристикой конструкции, отражающей ее способность сопротивляться воздействию огня при известных “стандартных” условиях. В связи с этим предел огнестойкости конструкции не дает представления о реальном времени, в течение которого конструкция может потерять свою несущую (или преграждающую) способность в условиях “реальных” по-

жаров. Кроме того, каждая строительная конструкция может быть использована в различных проектных решениях и, следовательно, на нее могут воздействовать различные тепловые нагрузки.

Для правильного нормирования требуемых пределов огнестойкости необходимо, учитывая характеристики “реальных” пожаров, определить пути обоснованного перехода от многообразия условий “реальных” пожаров к единому стандартному режиму. “Реальный” пожар и стандартный метод испытаний являются явлениями одного рода, описываются одними и теми же системами дифференциальных уравнений и имеют подобные граничные условия.

Для перехода от условий “реального” пожара к стандартному режиму нагрева конструкций обязательным является равенство всех определяющих критериев. Кроме так называемой теплотехнической части вопроса необходимо учитывать схему работы конструкции и условия (или схему) ее разрушения, т. е. прочностную задачу. Совершенно очевидно, что условия равенства определяющих критериев можно добиться, только изменяя их значения при испытании по стандартному режиму. Достижение равенства определяющих критериев в условиях различных пожаров является сложнейшей научно-технической задачей, и ее решение следует считать нецелесообразным, поскольку, в противном случае, теряется смысл испытания конструкций на огнестойкость по стандартному режиму, как испытания, по которому нормируют пределы огнестойкости. Многообразие температурных режимов “реальных” пожаров делает нецелесообразным проведение испытаний (определение пределов огнестойкости) в условиях этих режимов.

В ряде случаев невозможно предсказать условия, в которых будет эксплуатироваться та или иная конструкция,

что также говорит о справедливости этого утверждения. Может иметь практический интерес переход на иной режим испытания для специальных конструкций, предназначенных для эксплуатации в конкретных зданиях и сооружениях.

Большинство строительных конструкций имеют широкую область применения, и для определения предела их огнестойкости используется стандартизированный метод испытаний. Это позволяет не только определять способность конструкций сопротивляться воздействию огня, но и сравнивать между собой различные конструкции. Таким образом, стандартный метод испытания строительных конструкций на огнестойкость позволяет производить сравнительную оценку и получать количественное значение предела огнестойкости.

Поскольку вопрос перехода от “реальных” пожаров к стандартному испытанию вызван проблемой оценки поведения строительных конструкций, то сравнение тепловых нагрузок необходимо проводить посредством анализа воздействия этих пожаров на конструкцию. Продолжительность стандартного испытания будет эквивалентна продолжительности “реального” пожара, если последствия воздействия стандартного испытания и “реального” пожара на соответствующую строительную конструкцию будут одинаковы. Параметром, определяющим соответствие стандартного испытания и “реального” пожара, является эквивалентная продолжительность пожара $t_{\text{ЭКВ}}$. Эквивалентная продолжительность пожара выражает собой продолжительность стандартного испытания, воздействие которого на конструкцию аналогично воздействию на нее “реального” пожара.

Эквивалентная продолжительность пожара определяется по моменту потери несущей (огнепреграждающей) способности соответствующей конструкции. Причем для

металлических, огнезащищенных металлических, ряда железобетонных изгибаемых элементов с арматурой в растянутой зоне потеря несущей способности может определяться по критическому значению температуры прогрева металлических конструкций или арматуры.

Для таких конструкций приведение “реальных” пожаров к стандартному режиму осуществляется по моменту достижения в какой-либо конструкции критических температур, определяющих ее огнестойкость.

Техника приведения заключается в следующем.

Рассчитываются температуры прогрева, например, трех защитных слоев толщиной δ_1 , δ_2 , δ_3 (рис. 6.2а) в конструкции при воздействии “реального” пожара. По точкам, соответствующим максимальным температурам прогрева слоев, строится кривая зависимости этих температур от толщины защитного слоя (рис. 6.2б). По величине критической температуры $T_{кр}$ определяют толщину защитного слоя $\delta_{пр}$, при которой в условиях “реального” пожара конструкция может потерять свою огнестойкость. Далее по толщине этого защитного слоя расчетом находят предел огнестойкости конструкции, т. е. определяют длительность действия стандартного испытания, также разрушающего рассматриваемую конструкцию. Вычисленная длительность стандартного испытания будет эквивалентна “реальному” пожару.

Если предел огнестойкости конструкций, работающих на сжатие, например таких, как колонны, несущие стены, определяется достижением их несущей способности значений нормативной рабочей нагрузки, общая процедура расчета прогрева конструкций должна быть дополнена статическим расчетом изменения прочности конструкций за время возможного пожара в помещении. Определение предела огнестойкости таких конструкций по температурной кривой

стандартного испытания производится при условии непрерывного повышения температуры внешней среды и в сечении колонны. При “реальном” пожаре, в его затухающей стадии, температура внешней среды уменьшается. Вследствие инерционности передачи тепла некоторое время продолжается повышение температуры в отдельных элементах сечения конструкции, затем начинается ее охлаждение.

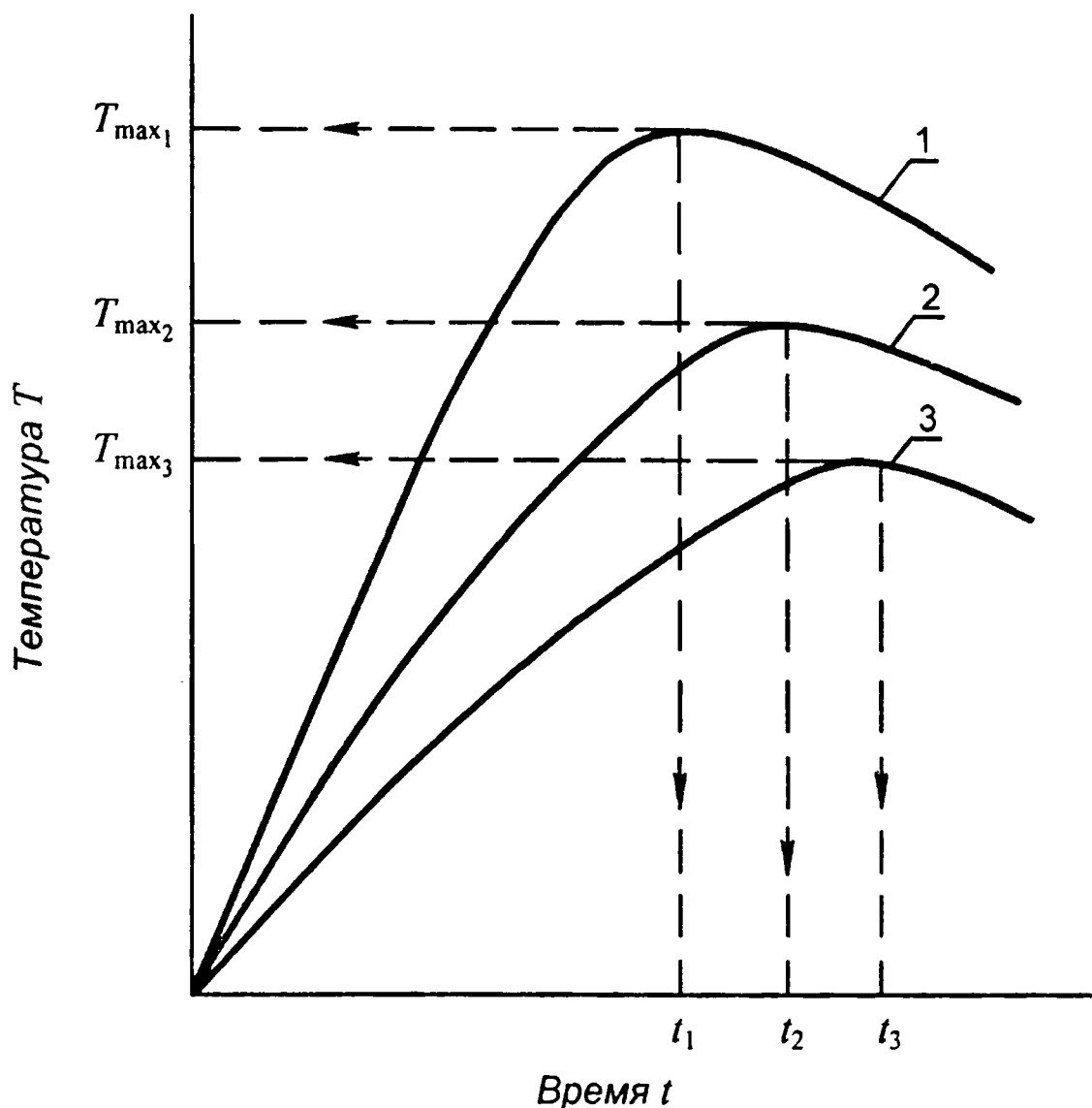


Рис. 6.2а. Принцип определения максимальных значений температуры по толщине конструкции:

1, 2, 3 — кривые прогрева защитных слоев, соответственно толщиной δ_1 , δ_2 , δ_3 ;
 t — время прогрева слоев до максимальных значений температур T_{\max}

В затухающей стадии пожара продолжается снижение несущей способности железобетонных сжатых элементов

конструкций. Поэтому расчет несущей способности таких конструкций в условиях “реальных” пожаров должен включать в себя, помимо тепловой и статической задачи в развивающейся и развитой стадиях пожара, определение потери несущей способности в затухающей стадии пожара.

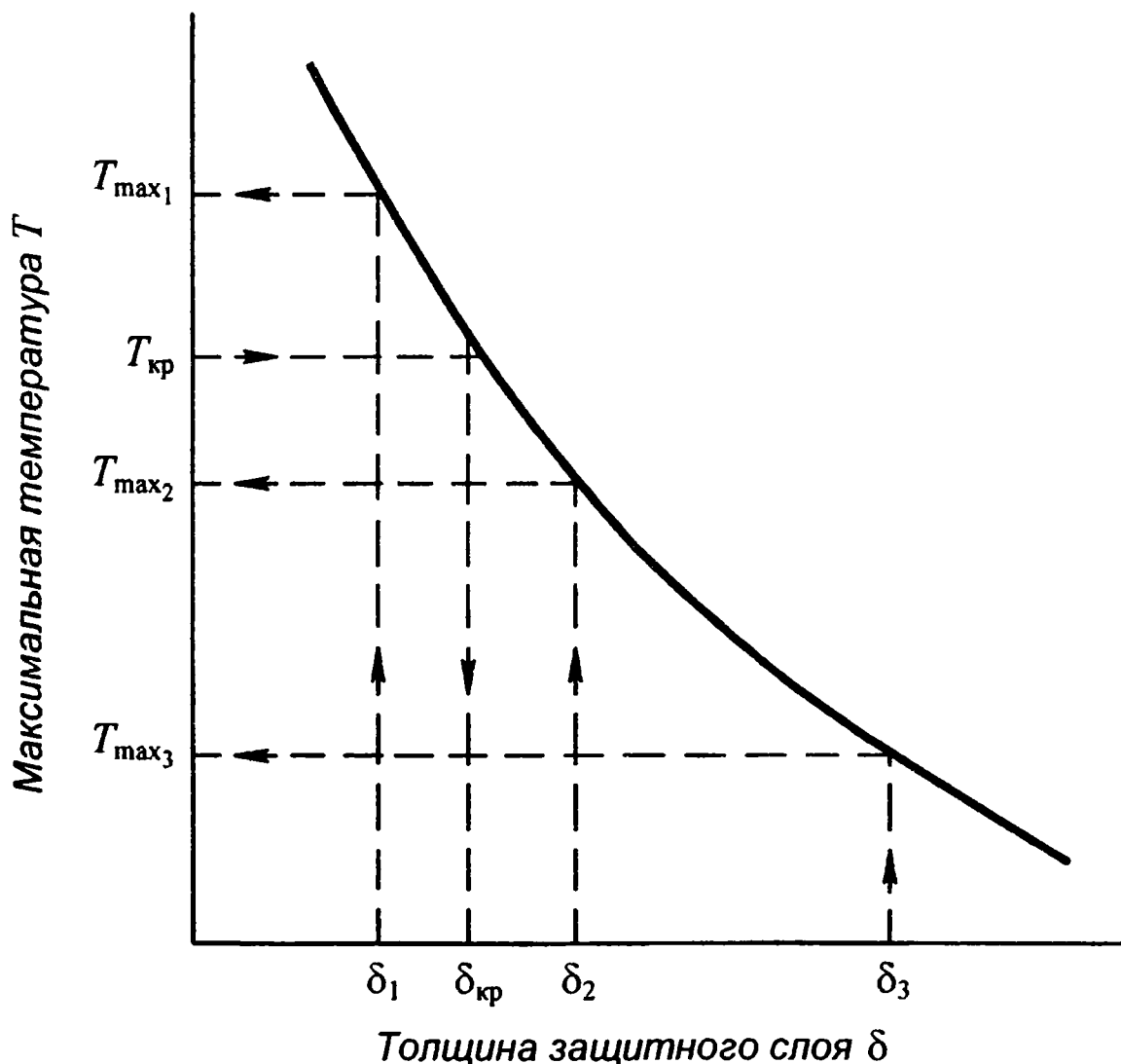


Рис. 6.26. Принцип определения критической толщины защитного слоя:

— — кривая прогрева защитных слоев при различных их толщинах;

$\delta_{кр}$ — критическая толщина защитного слоя;

$T_{кр}$ — критическое значение температур

Порядок расчета несущей способности железобетонных конструкций при “реальном” пожаре представляет собой следующую процедуру.

Рассчитывается температурный режим пожара, прогрев сечения конструкции и ее несущая способность со-

гласно работам [42-44]. Закон теплообмена выбирается в соответствии с ориентацией конструкции. Расчет ее несущей способности продолжается до тех пор, пока не достигнет максимума среднее значение температуры в сечении конструкций, которое вычисляется по формуле

$$T_{\text{ср max}} = \frac{\sum_{ij}^{MN} T_{ij}}{MN}, \quad (6.7)$$

где T_{ij} – температура в узле ij ; M, N – количество шагов пространственной расчетной сетки сечения колонны в направлениях ij .

Практически аналогичные результаты дает использование метода [42] для определения несущей способности конструкции как суммы несущих способностей элементов сетки до момента достижения максимальной температуры последнего элемента. При этом несущая способность элементов, которые уже остывают, принимается равной их несущей способности, соответствующей максимальной температуре, достигнутой за время пожара.

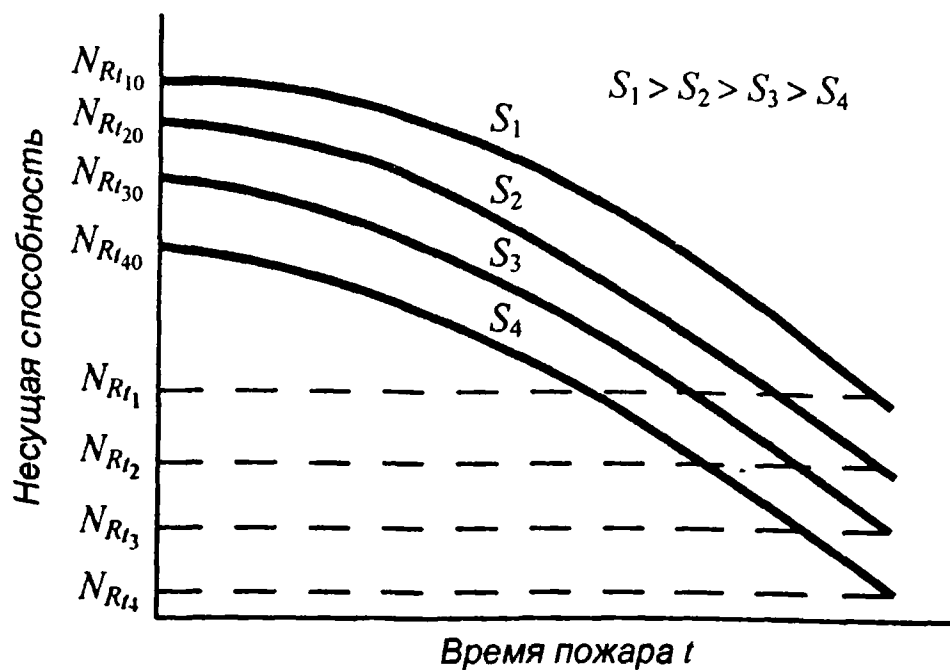
Фиксируется максимальная температура каждого расчетного элемента сетки в сечении колонны (стены) за время пожара $T_{ij \text{ max}}$. Расчет прогрева колонны (стены) продолжается до момента окончания действия инерционности прогрева (как правило, до полного остывания).

Зная начальную несущую способность каждого элемента сетки сечения конструкции и значения $T_{ij \text{ max}}$, по зависимости потери несущей способности бетонных образцов от температуры их нагрева определяем потерю несущей способности каждого элемента сетки при полном ее остывании. Затем рассчитывается несущая способность всей конструкции при полном остывании суммированием несущей

щей способности каждого элемента. Путем линейной интерполяции определяется изменение несущей способности конструкции от момента достижения максимальной средней температуры в ее сечении до полного остывания. Тем самым определяется изменение несущей способности колонны за период всего свободно развивающегося пожара.

Изложенный выше метод расчета потери несущей способности конструкции позволяет решать вопрос о нормировании требуемого предела огнестойкости с помощью перехода от “реальных” пожаров к стандартным испытаниям. Принцип перехода от “реального” пожара к стандартному испытанию по потере несущей способности конструкции состоит в следующем. Для заданной пожарной нагрузки в помещении рассчитывается температурный режим возможного пожара, прогрев и изменение несущей способности конструкции с различными пределами огнестойкости (различные сечение и процент армирования). Строится зависимость отношения несущей способности конструкции при полном ее остывании к начальной ее величине, например от размеров сечения при заданном проценте армирования. В качестве иллюстрации на рис. 6.3, *а* приведено изменение несущей способности колонн различного сечения от времени пожара. По полученной зависимости, зная относительное значение нормативной рабочей нагрузки \bar{N}_n , определяем соответствующую ей величину сечения колонны с заданным процентом армирования, как это схематично показано на рис. 6.3, *б*. По стандартному режиму испытания рассчитывается предел огнестойкости с полученной величиной сечения и заданным процентом армирования. Вычисленное значение предела огнестойкости будет соответствовать эквивалентному времени стандартного испытания, для данного помещения и анализируемой строительной конструкции.

а



б

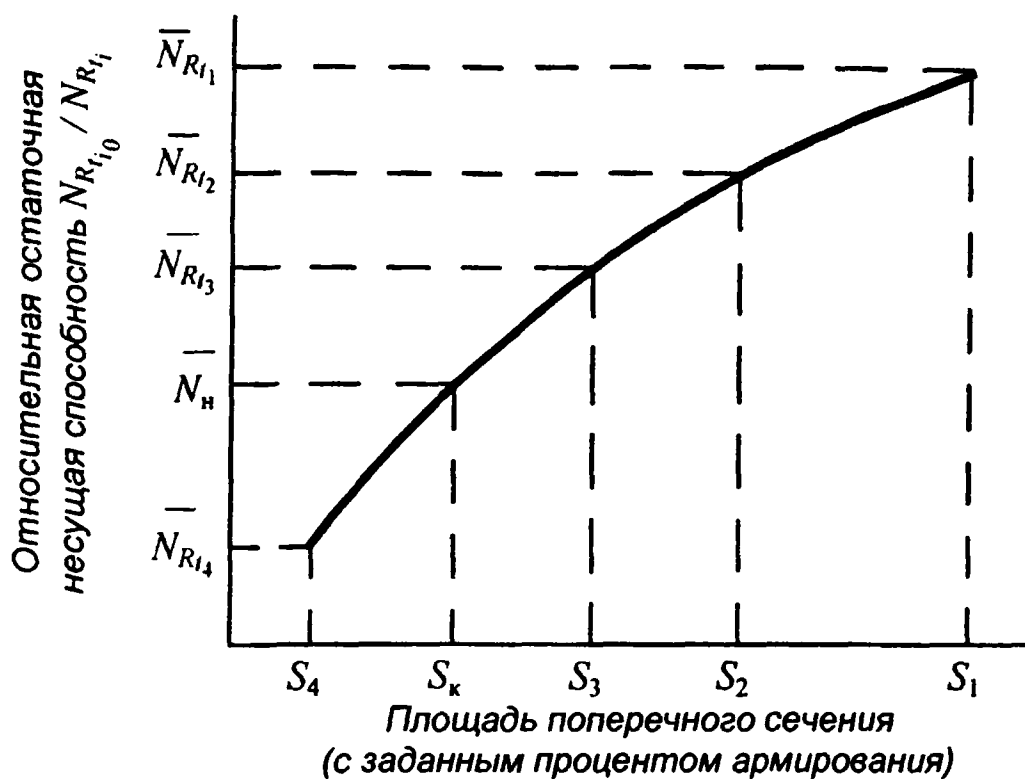


Рис. 6.3. Метод определения эквивалентной продолжительности пожара по потере несущей способности конструкции:

S_k – критическое сечение конструкции; $\bar{N}_n = \frac{N_{R_{i_1}}}{N_n}$ – относительная нормативная

нагрузка; N_n – нормативная нагрузка; S – сечения конструкций с заданным процентом армирования; $N_{R_{i_0}}$ – начальное значение несущей способности;

$N_{R_{i_1}}$ – начальное значение несущей способности

Рассмотрим некоторые результаты численных экспериментов по определению эквивалентной продолжительности пожара с использованием изложенных выше алгоритмов. Как показали исследования, для конструкции из железобетона или огнезащищенного металла учет утечки тепла вдоль конструкции приводит к снижению значений расчетных температур менее чем на 5 %, что не дает практического повышения точности результатов, но значительно увеличивает машинное время. В связи с этим для расчета прогрева конструкций, выполненных из железобетона или огнезащищенных металлических конструкций, использовались одномерные модели. Для конструкции из металла разница расчетных значений температур может превышать 5 %, и при анализе прогрева металлических конструкций учитывались возможные растечки тепла вдоль радиуса очага пожара.

На рис 6.4–6.6 приведены результаты численных экспериментов по прогреву строительных конструкций в условиях локальных пожаров. Эксперимент проведен при широком диапазоне определяющих параметров. Значение критической температуры изменялось в диапазоне от 400 до 800 °С и значение $H/\sqrt{F_{\text{п}}}$ для железобетонных и огнезащищенных металлических конструкций от 1,2 до 3,6, металлических горизонтальных конструкций от 1,2 до 6,0, для металлических вертикальных конструкций $x/\sqrt{F_{\text{п}}} = 0,5–2$. Значение приведенной толщины $\delta_{\text{пр}}$ для металлических конструкций изменялось от $5 \cdot 10^{-3}$ до $50 \cdot 10^{-3}$ м. Для горизонтальных конструкций H , м – расстояние от этих конструкций до зеркала горения; для вертикальных конструкций x , м – расстояние от центра очага до поверхности вертикальных конструкций; $F_{\text{п}}$ – площадь очага пожара, м².

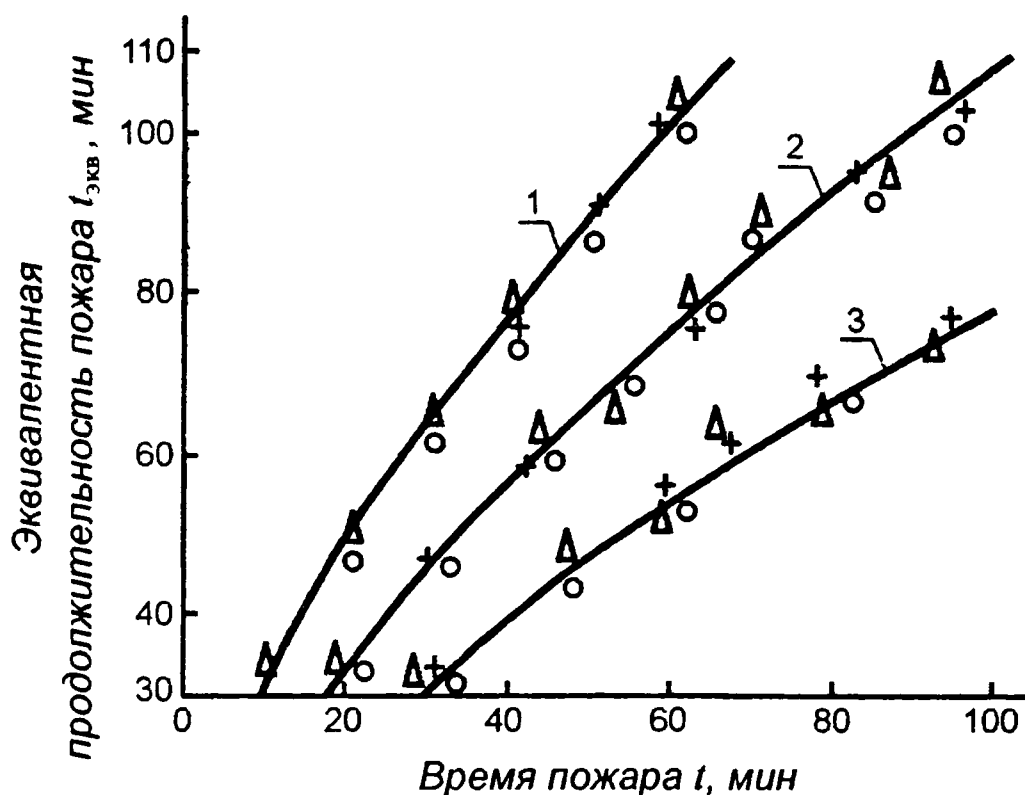


Рис. 6.4. Зависимость эквивалентной продолжительности пожара от продолжительности пожара для железобетонных и огнезащищенных металлических изгибаемых (горизонтальных) конструкций:

— — экстраполяция экспериментальных данных; \circ — $T_{кр} = 400$ °C;
 $+$ — $T_{кр} = 500$ °C; Δ — $T_{кр} = 600$ °C;
 1 — $H/\sqrt{F_n} \leq 1,2$; 2 — $H/\sqrt{F_n} = 1,4$; 3 — $H/\sqrt{F_n} = 1,8$

Как следует из результатов машинных экспериментов, эквивалентная продолжительность пожара для изгибаемых строительных конструкций и металлических сжатых конструкций не зависит от значения критической температуры. Как для условий объемных пожаров, так и для условий локальных пожаров величина эквивалентной продолжительности пожара является универсальной характеристикой теплового воздействия очага пожара на строительные конструкции для соответствующего помещения.

На рис. 6.7 приведены результаты численного эксперимента, позволяющие определить предельную продолжительность локального пожара в зависимости от характеристик конструкций и очага пожара.

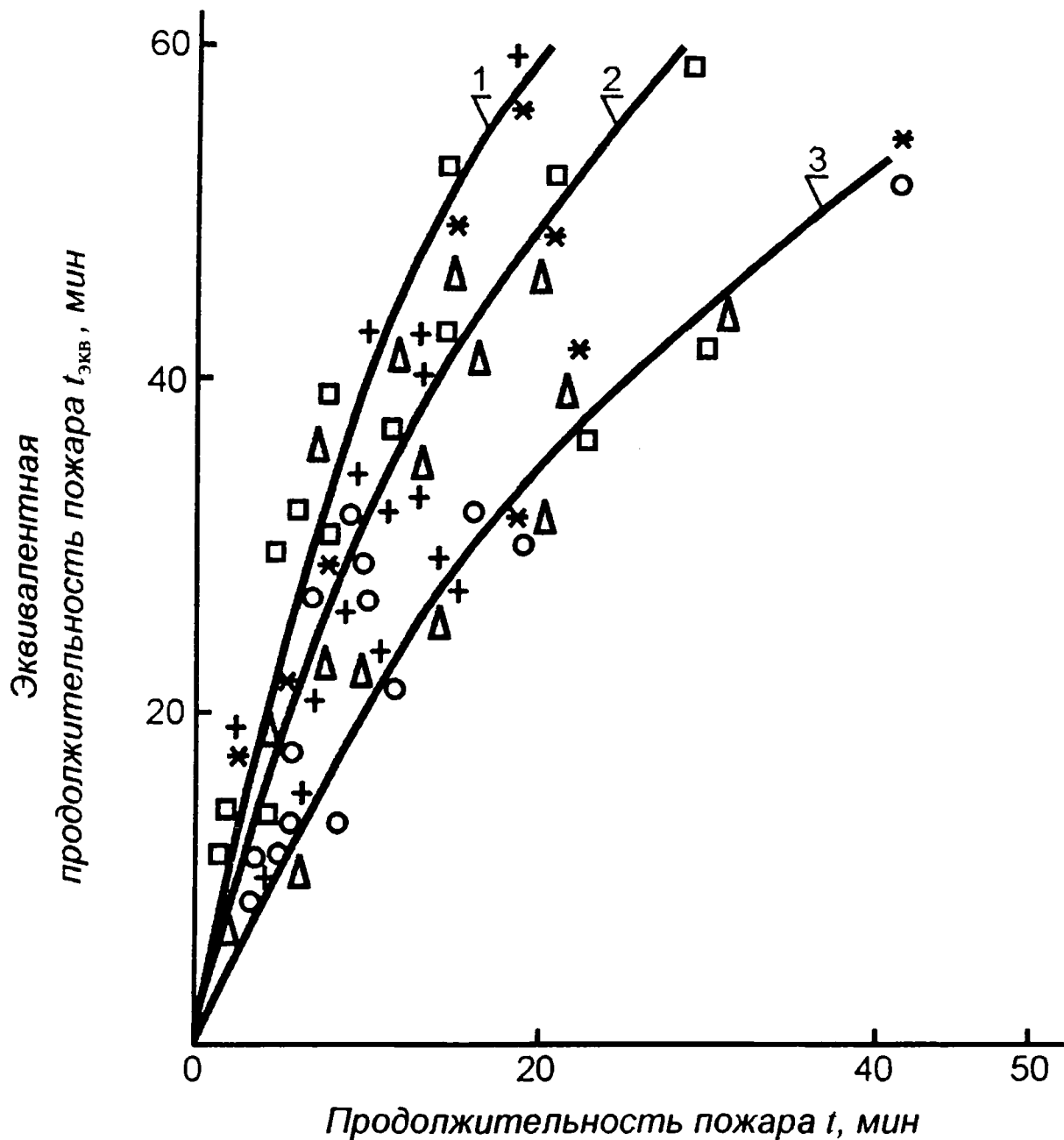


Рис. 6.5. Зависимость эквивалентной продолжительности пожара от продолжительности пожара для металлических изгибаемых (горизонтальных) конструкций:

- — экстраполяция экспериментальных данных;
 ○ — $T_{\text{кр}} = 400 \text{ }^\circ\text{C}$; + — $T_{\text{кр}} = 500 \text{ }^\circ\text{C}$; Δ — $T_{\text{кр}} = 600 \text{ }^\circ\text{C}$;
 * — $T_{\text{кр}} = 700 \text{ }^\circ\text{C}$; □ — $T_{\text{кр}} = 800 \text{ }^\circ\text{C}$;
 1 — $H/\sqrt{F_{\text{п}}} = 1,2$; 2 — $H/\sqrt{F_{\text{п}}} = 1,6$; 3 — $H/\sqrt{F_{\text{п}}} = 2$

Под предельной продолжительностью локального пожара понимается время, в течение которого конструкция нагревается до критической температуры и, следовательно, может потерять свою огнестойкость.

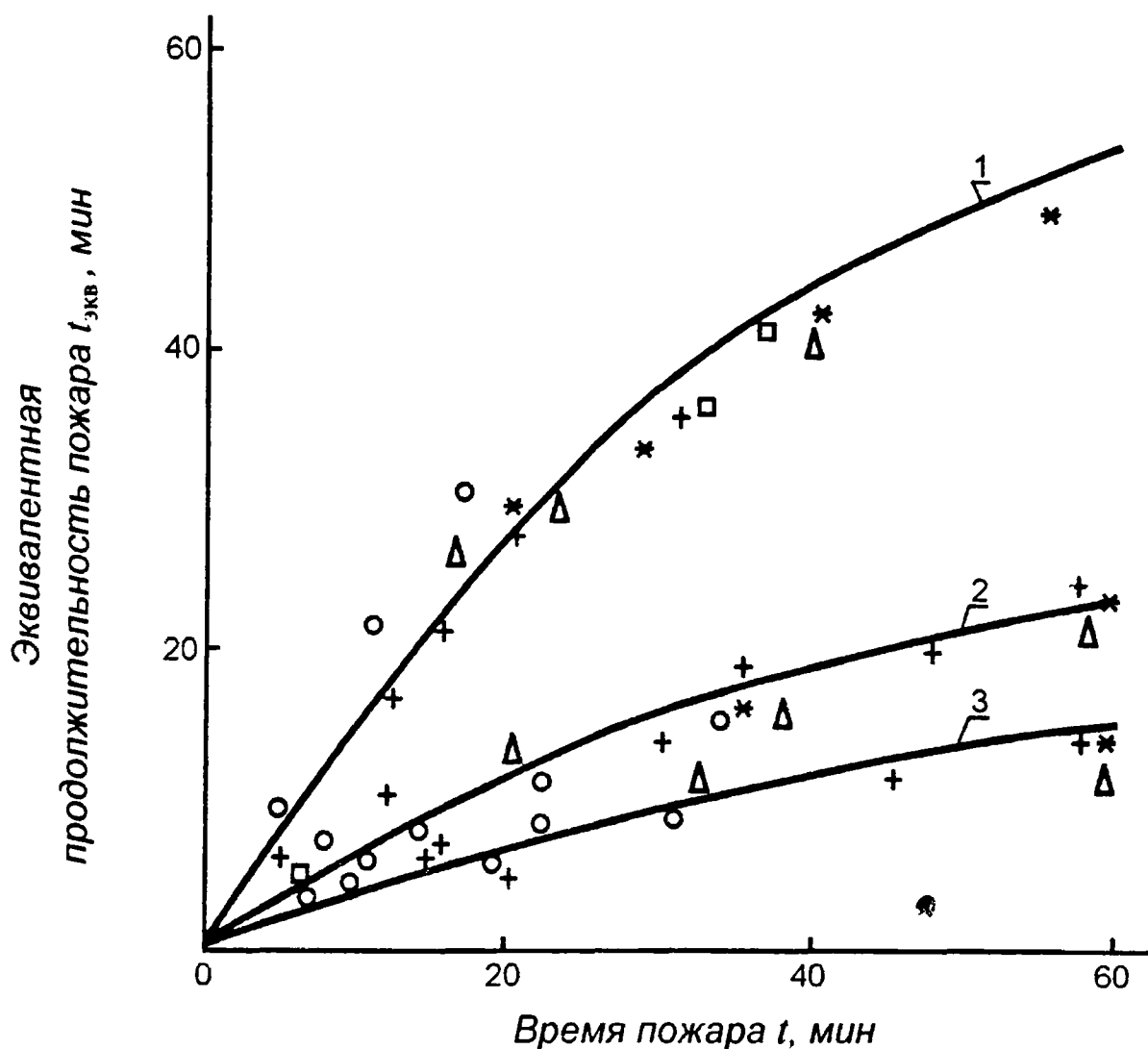


Рис. 6.6. Зависимость эквивалентной продолжительности пожара от продолжительности пожара для металлических сжатых (вертикальных) конструкций:

— — экстраполяция экспериментальных данных;

○, +, Δ, *, □ — то же, что на рис. 6.5;

1 — $x/\sqrt{F_n} = 0,5$; 2 — $x/\sqrt{F_n} = 1$; 3 — $x/\sqrt{F_n} = 1,5$

Предельная продолжительность пожара в сильной степени зависит от геометрических размеров очага и его расположения относительно конструкций. Это позволяет изменить предельную продолжительность пожара не только за счет изменения свойств конструкции (замены конструкции), но и за счет инженерно-технических мероприятий, направленных как на ограничение и уменьшение площади разлива (площади очага пожара F_n), так и на ограничение

и уменьшение аварийного вылива ЛВЖ и ГЖ, или ограничение количества пожарной нагрузки из твердых горючих и трудногорючих материалов.

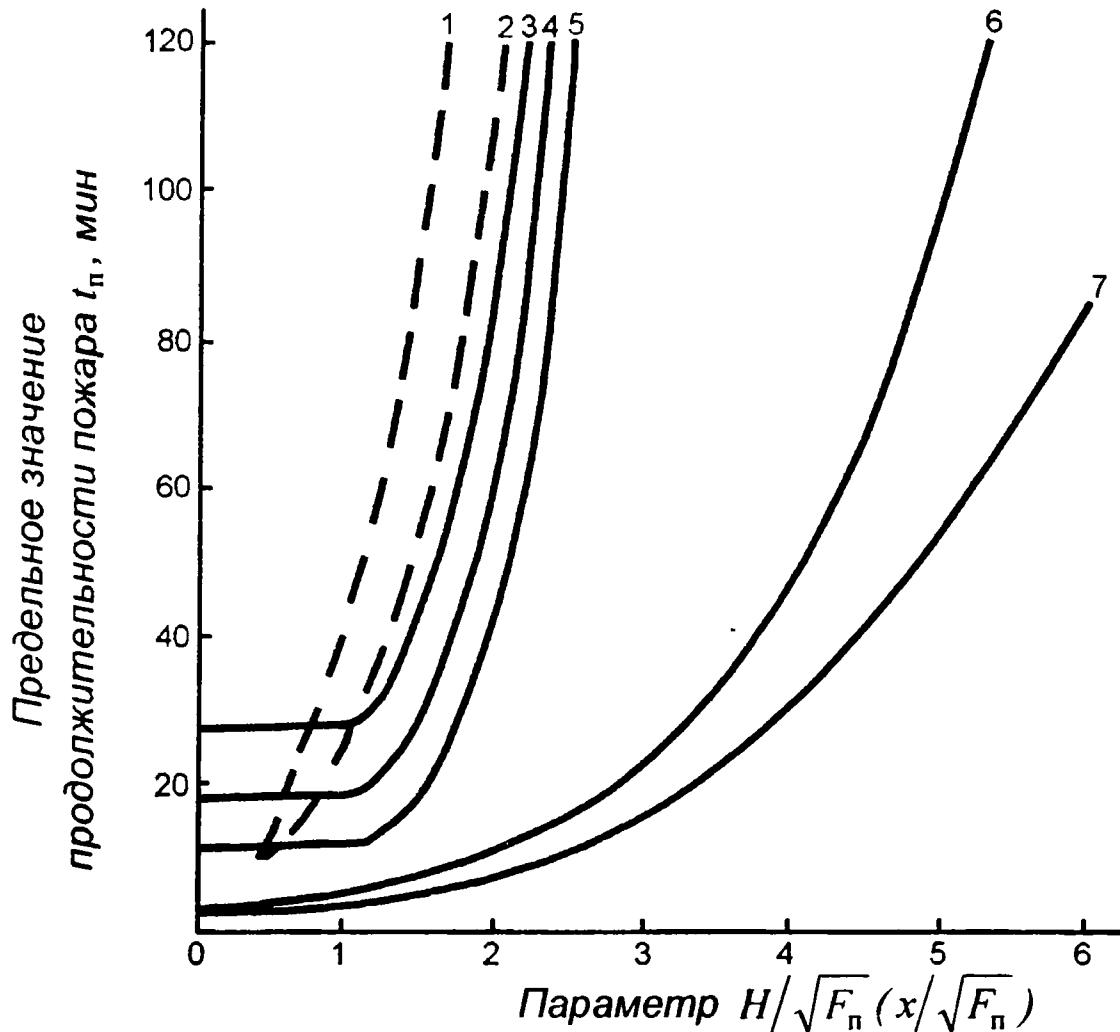


Рис. 6.7. Зависимость предельной продолжительности локального пожара от параметра $H/\sqrt{F_p}$ ($x/\sqrt{F_p}$) для конструкций с различными пределами огнестойкости (ПО):

- — — — — изгибаемые горизонтальные конструкции;
- — — — — сжатые вертикальные металлические конструкции;
- 1 — ПО = 0,33 ч; 2 — ПО = 0,25 ч; 3 — железобетонные и огнезащитные металлические конструкции, ПО = 1 ч; 4 — то же, ПО = 0,75 ч;
- 5 — то же, ПО = 0,5 ч; 6 — металлические конструкции, ПО = 0,33 ч;
- 7 — то же, ПО = 0,25 ч

На рис. 6.8 приведена зависимость предельного количества пожарной нагрузки от параметра $H/\sqrt{F_p}$. Наиболее опасная ситуация, относительно изгибаемых горизонтальных конструкций, возникает в условиях локальных пожаров

при значении параметра $H/\sqrt{F_{\text{п}}} = 1,2$. В этом случае конструкция попадает в область пламени, имеющую максимальное значение температуры и тепловой нагрузки. Значение параметра $H/\sqrt{F_{\text{п}}} = 1,2$ соответствует величине площади горения $F_{\text{п}} = (0,83H)^2$, а предельное значение пожарной нагрузки, при наличии которой продолжительность локального пожара будет иметь предельное значение, будет минимальным.

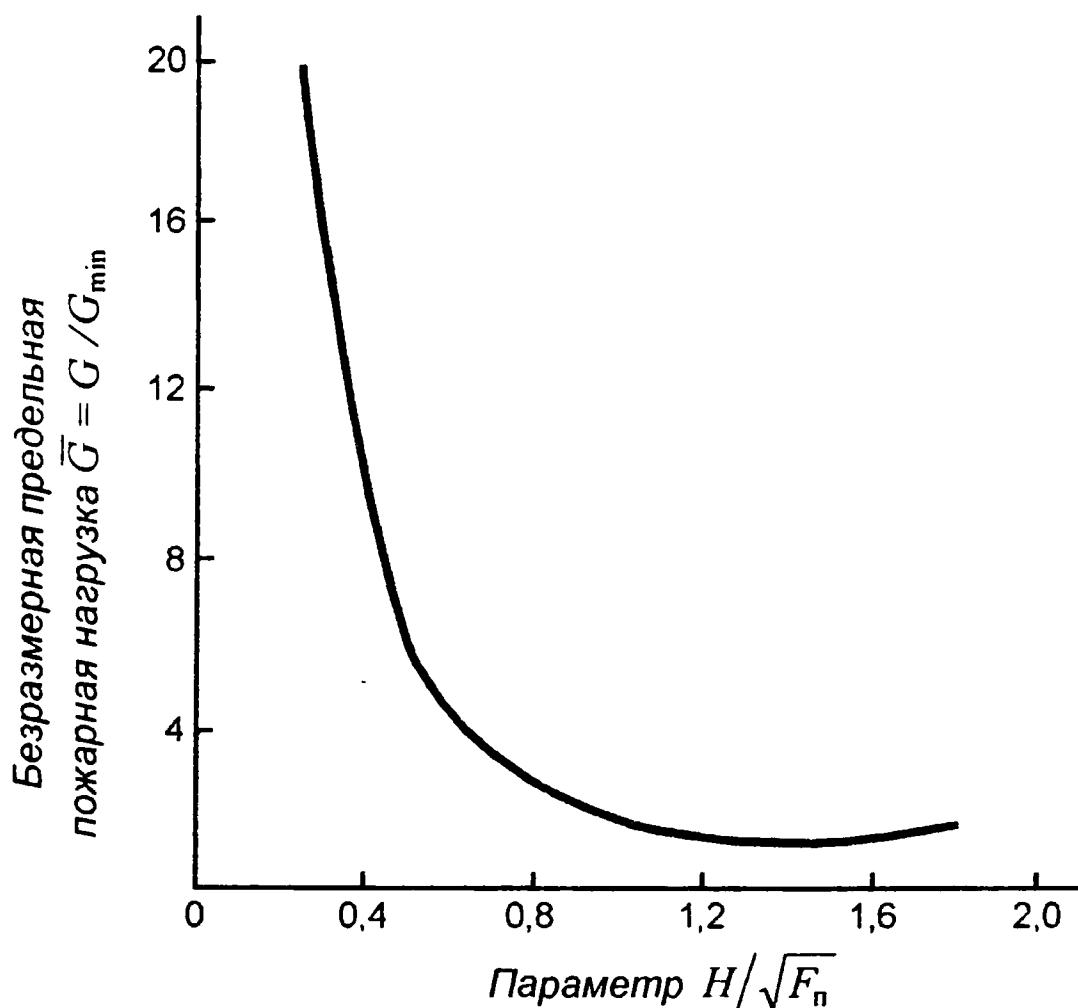


Рис. 6.8. Зависимость безразмерной предельной пожарной нагрузки \bar{G} от параметра $H/\sqrt{F_{\text{п}}}$

Зависимость минимального значения предельного количества пожарной нагрузки для изгибаемых железобетонных и огнезащищенных металлических конструкций приведена на рис. 6.9. Аналогичная зависимость для изгибаемых метал-

лических конструкций представлена на рис. 6.10. На рис. 6.11–6.14 приведены номограммы, полученные с помощью численного эксперимента и позволяющие определять эквивалентную продолжительность пожара для горизонтальных и вертикальных незащищенных металлических конструкций (рис. 6.11, 6.12), горизонтальных железобетонных и огнезащищенных металлических конструкций перекрытий (рис. 6.13) в условиях локальных пожаров при горении ЛВЖ и ГЖ. Время пожара определяется по выражению $t_p = G/\psi_0 F_p$, где G – общее количество пожарной нагрузки, кг; ψ_0 – скорость сгорания материала пожарной нагрузки, $\text{кг} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{мин}^{-1}$.

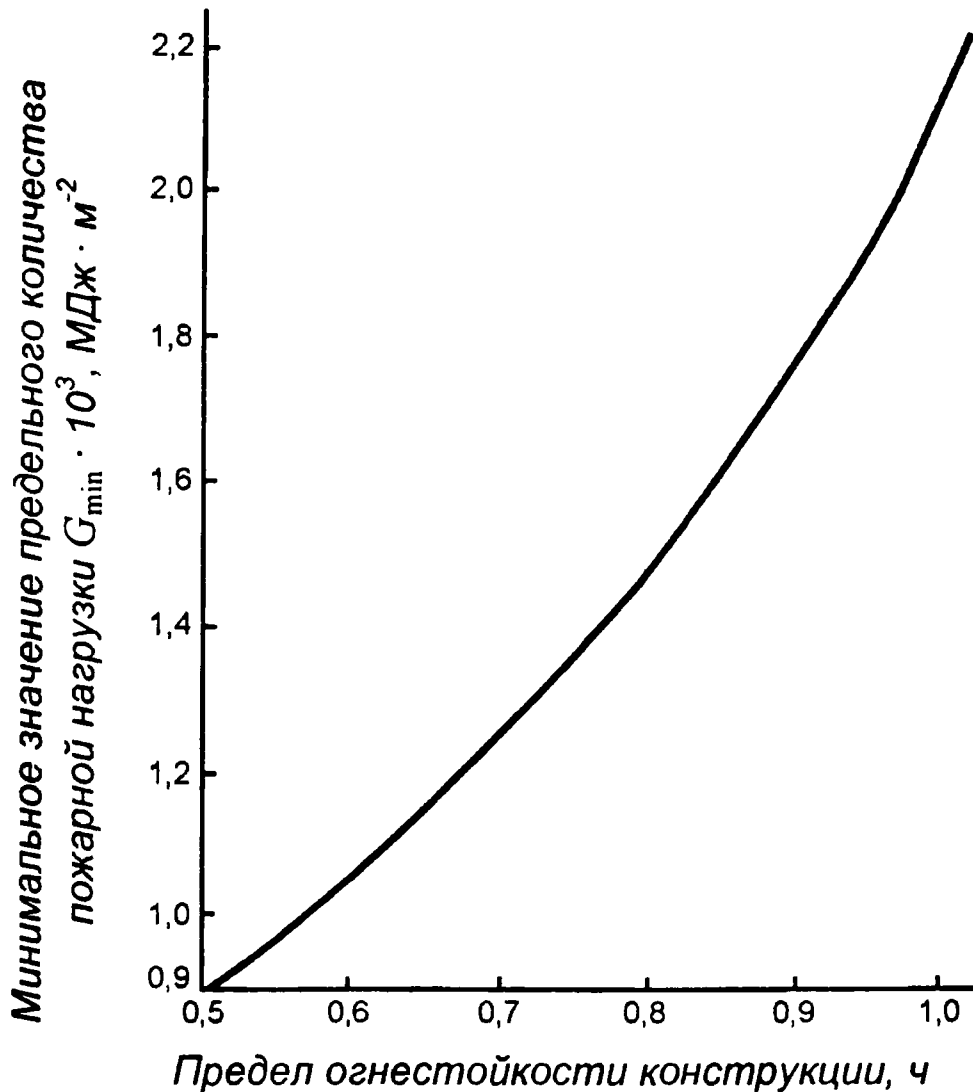
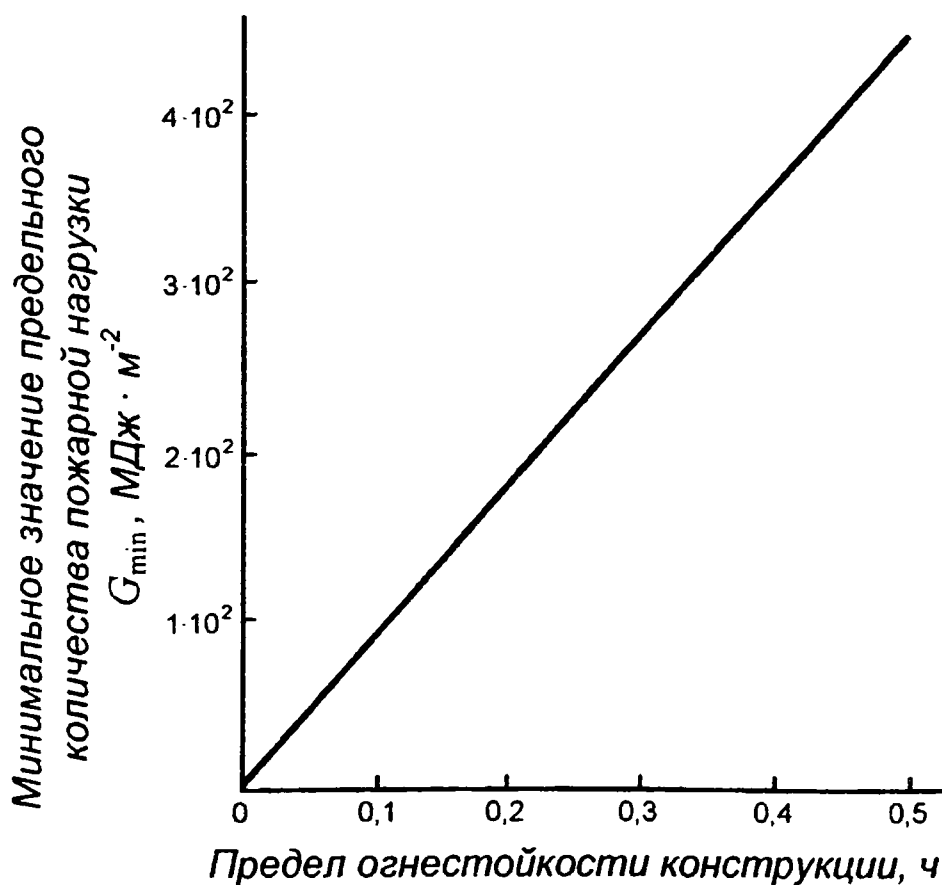


Рис. 6.9. Зависимость минимального значения предельного количества пожарной нагрузки от предела огнестойкости железобетонных и огнезащищенных металлических конструкций

Рис. 6.10. Зависимость минимального значения предельного количества пожарной нагрузки от предела огнестойкости изгибаемых металлических конструкций



На рис. 6.14 приведены данные по эквивалентной продолжительности пожара для железобетонных и огнезащищенных металлических конструкций в условиях начальной стадии пожара при горении твердых горючих и трудногорючих материалов.

На рис. 6.15–6.17 приведены номограммы, позволяющие определять эквивалентную продолжительность пожара для железобетонных изгибаемых конструкций перекрытия, центрально сжатых железобетонных колонн и несущих железобетонных стен при объемных пожарах. В качестве определяющих параметров приняты

$$\Pi = \frac{\sum_i^n F_{0i} \sqrt{h_i}}{V^{2/3}}, \quad t_{\Pi} = \frac{g_K F_w Q_H^p}{6285 \sum_i^n F_{0i} \sqrt{h_i}} \frac{R_{\max g}}{R_{\max i}}, \quad \text{ч.} \quad (6.8)$$

творная способность “стандартной” древесины, $\text{МДж} \cdot \text{кг}^{-1}$;
 R_{max_g} , R_{max_i} – максимальная скорость выгорания древесины и
 i -го материала пожарной нагрузки, $\text{кг} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{мин}^{-1}$.

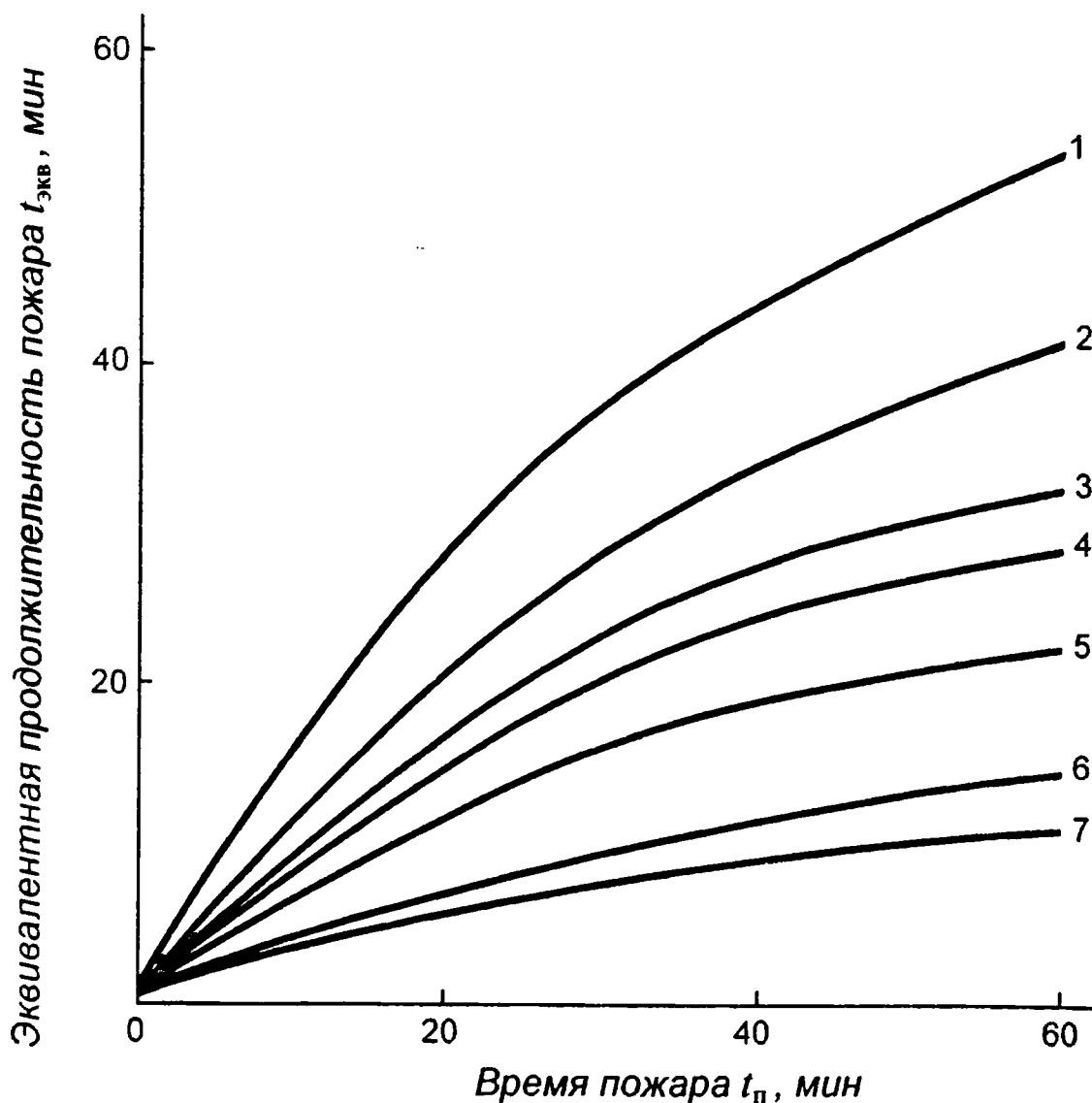


Рис. 6.12. Зависимость эквивалентной продолжительности пожара от времени пожара для вертикальных незащищенных металлических конструкций:

$$1 - x/\sqrt{F_n} = 0,5; \quad 2 - x/\sqrt{F_n} = 0,6; \quad 3 - x/\sqrt{F_n} = 0,7; \quad 4 - x/\sqrt{F_n} = 0,8;$$

$$5 - x/\sqrt{F_n} = 1,0; \quad 6 - x/\sqrt{F_n} = 1,5; \quad 7 - x/\sqrt{F_n} = 2,0$$

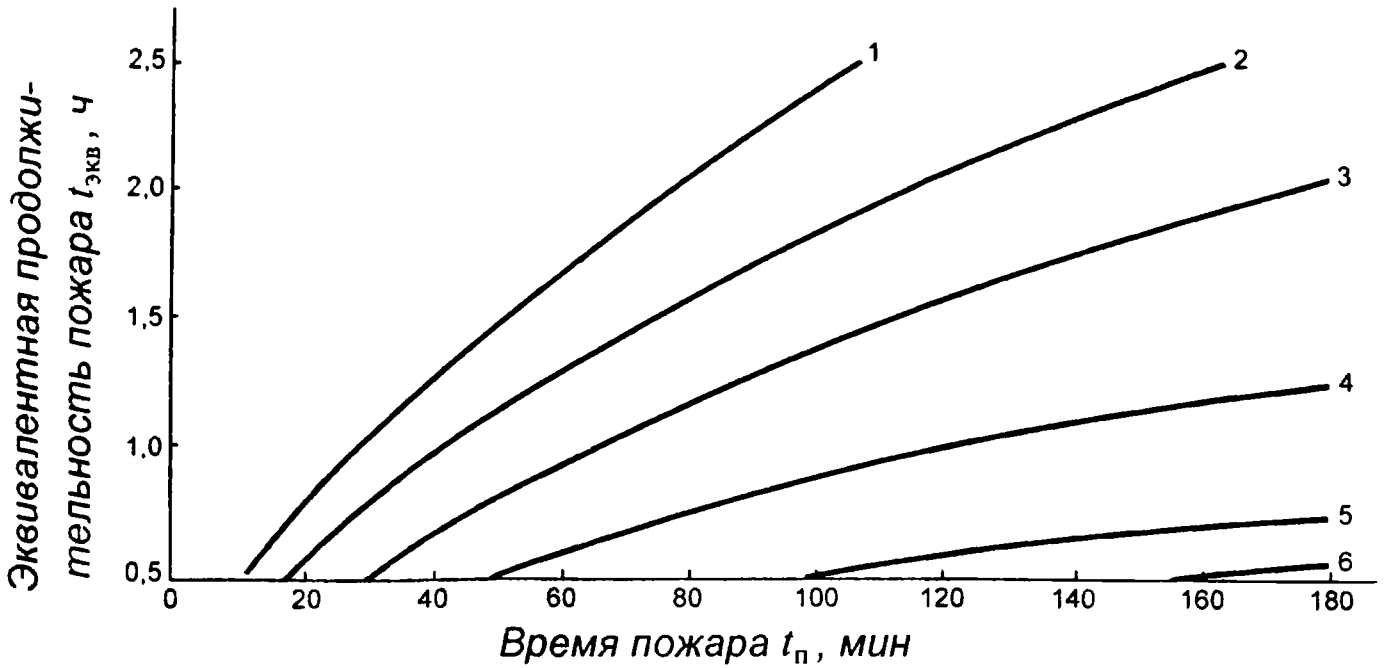


Рис. 6.13. Зависимость эквивалентной продолжительности пожара от времени пожара для железобетонных и огнезащищенных металлических конструкций перекрытия при горении ЛВЖ и ГЖ:

$$1 - H/\sqrt{F_n} = 1,2; \quad 2 - H/\sqrt{F_n} = 1,5; \quad 3 - H/\sqrt{F_n} = 1,8; \quad 4 - H/\sqrt{F_n} = 2,2;$$

$$5 - H/\sqrt{F_n} = 2,4; \quad 6 - H/\sqrt{F_n} = 3,6$$

Удельное количество пожарной нагрузки, выраженное в “стандартной” древесине (g_k), входящее в соотношение (6.8) определяется из выражения

$$g_k = \frac{\sum_{i=1}^n g_{k_i} Q_{H_i}^p}{Q_H^p}, \quad (6.9)$$

где g_{k_i} – удельное количество i -й пожарной нагрузки, $\text{кг} \cdot \text{м}^{-2}$; $Q_{H_i}^p$ – низшая теплотворная способность материала i -й пожарной нагрузки, $\text{МДж} \cdot \text{кг}^{-1}$; $Q_H^p = 13,8 \text{ МДж} \cdot \text{кг}^{-1}$ – низшая теплотворная способность “стандартной” древесины при ее эксплуатационной влажности.

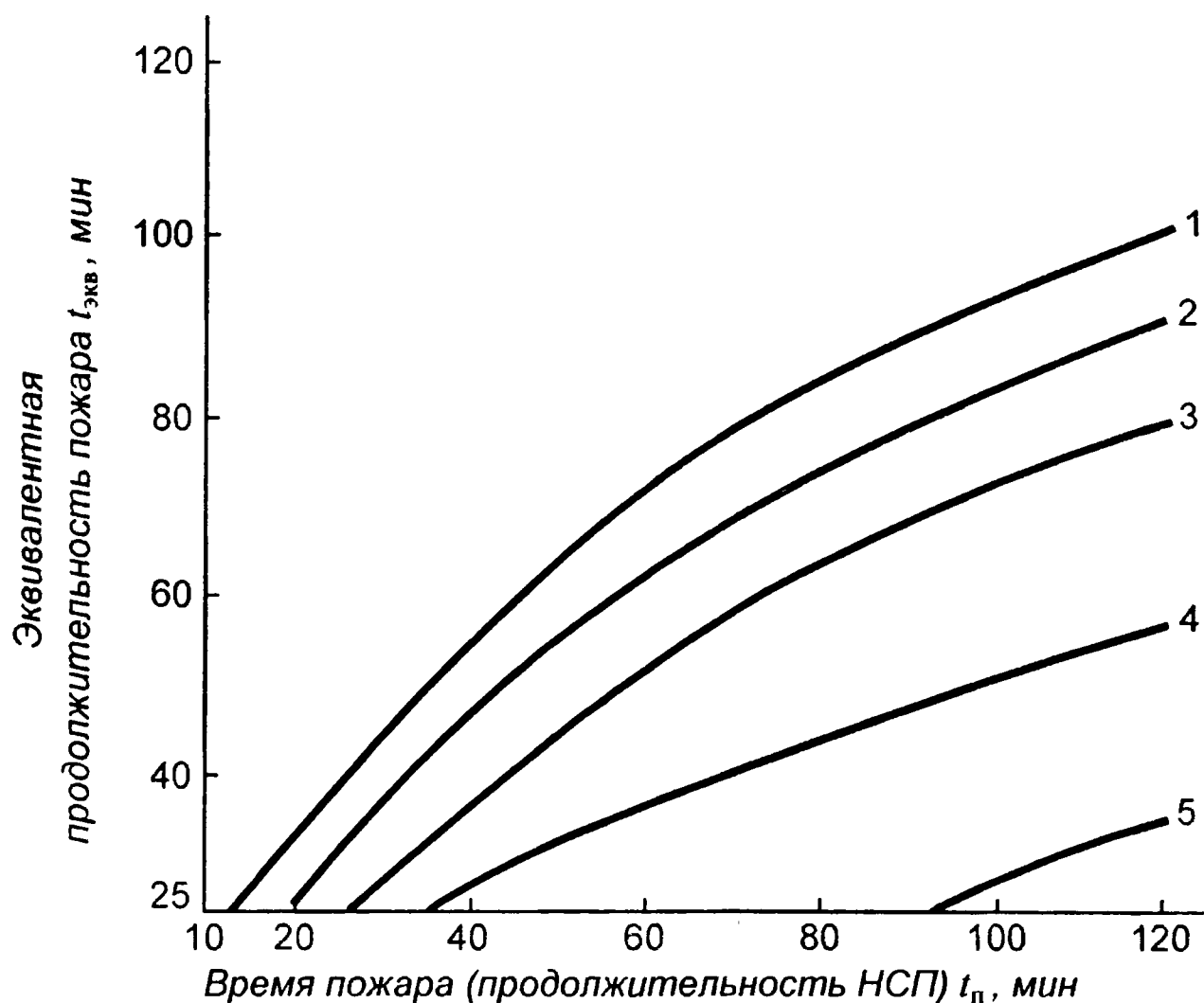


Рис. 6.14. Зависимость эквивалентной продолжительности пожара от времени пожара для железобетонных и огнезащитных металлических конструкций перекрытия в условиях локальных пожаров (или в НСП) при горении твердых горючих и трудногорючих материалов:

$$1 - H/\sqrt{F_n} = 1,2; \quad 2 - H/\sqrt{F_n} = 1,5; \quad 3 - H/\sqrt{F_n} = 1,8;$$

$$4 - H/\sqrt{F_n} = 2,2; \quad 5 - H/\sqrt{F_n} = 2,4;$$

На рис. 6.18 приведены данные зависимости $t_{\text{экв}} = f(t_{\text{п}}, \Pi)$ для несущих стен, предел огнестойкости которых определяется признаком прогрева необогреваемой поверхности. По этой же зависимости рис. 6.18 можно определить $t_{\text{экв}}$ для противопожарных конструкций.

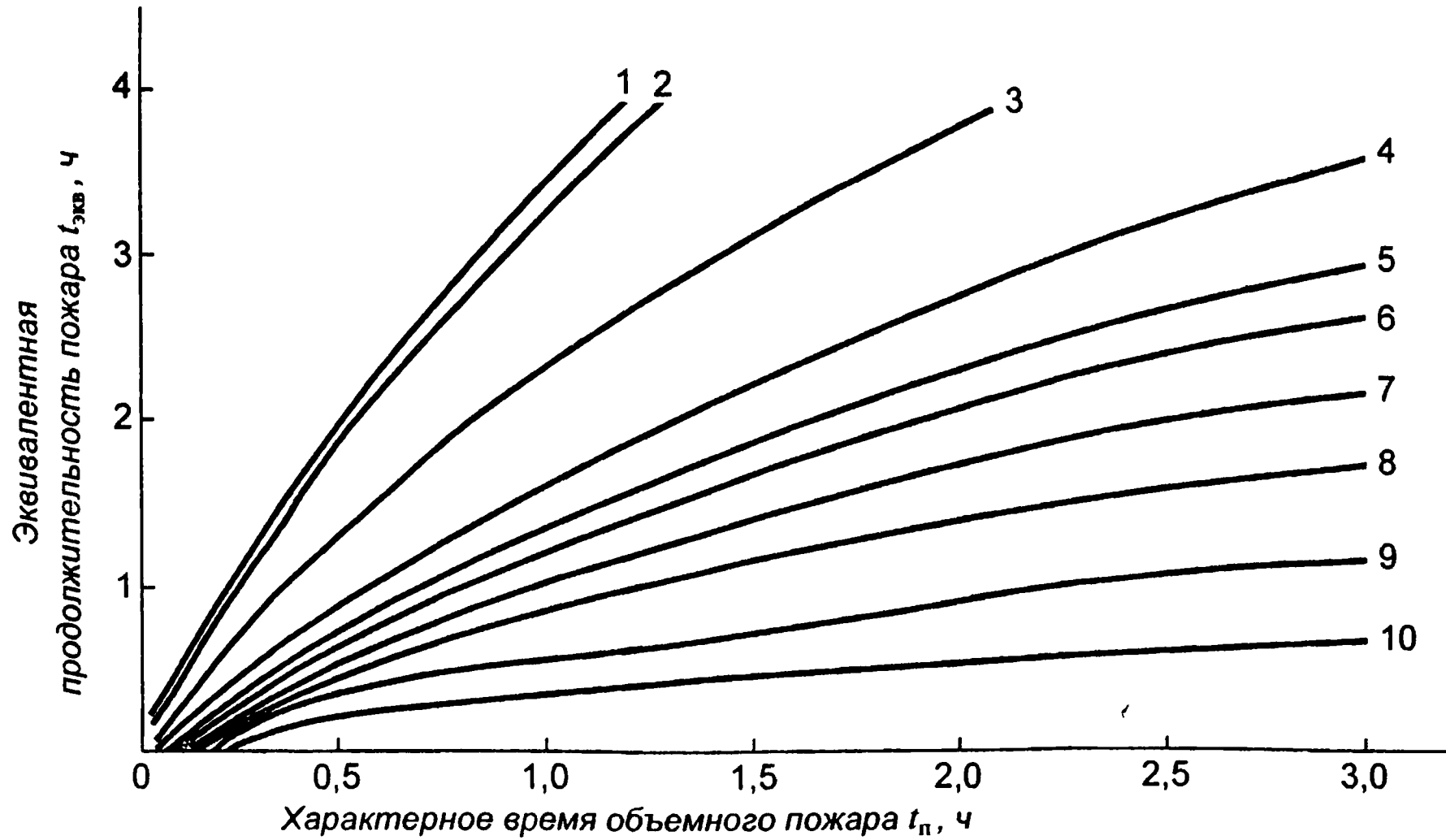


Рис. 6.15. Зависимость эквивалентной продолжительности пожара $t_{экв}$ от характерного времени объемного пожара $t_{п}$ (огнезащищенные металлические и железобетонные конструкции перекрытия):

1 – проемность $\Pi = 1,2 \text{ м}^{0,5}$; 2 – $\Pi = 1,0 \text{ м}^{0,5}$; 3 – $\Pi = 0,5 \text{ м}^{0,5}$; 4 – $\Pi = 0,25 \text{ м}^{0,5}$; 5 – $\Pi = 0,20 \text{ м}^{0,5}$;
 6 – $\Pi = 0,18 \text{ м}^{0,5}$; 7 – $\Pi = 0,15 \text{ м}^{0,5}$; 8 – $\Pi = 0,12 \text{ м}^{0,5}$; 9 – $\Pi = 0,08 \text{ м}^{0,5}$; 10 – $\Pi = 0,04 \text{ м}^{0,5}$

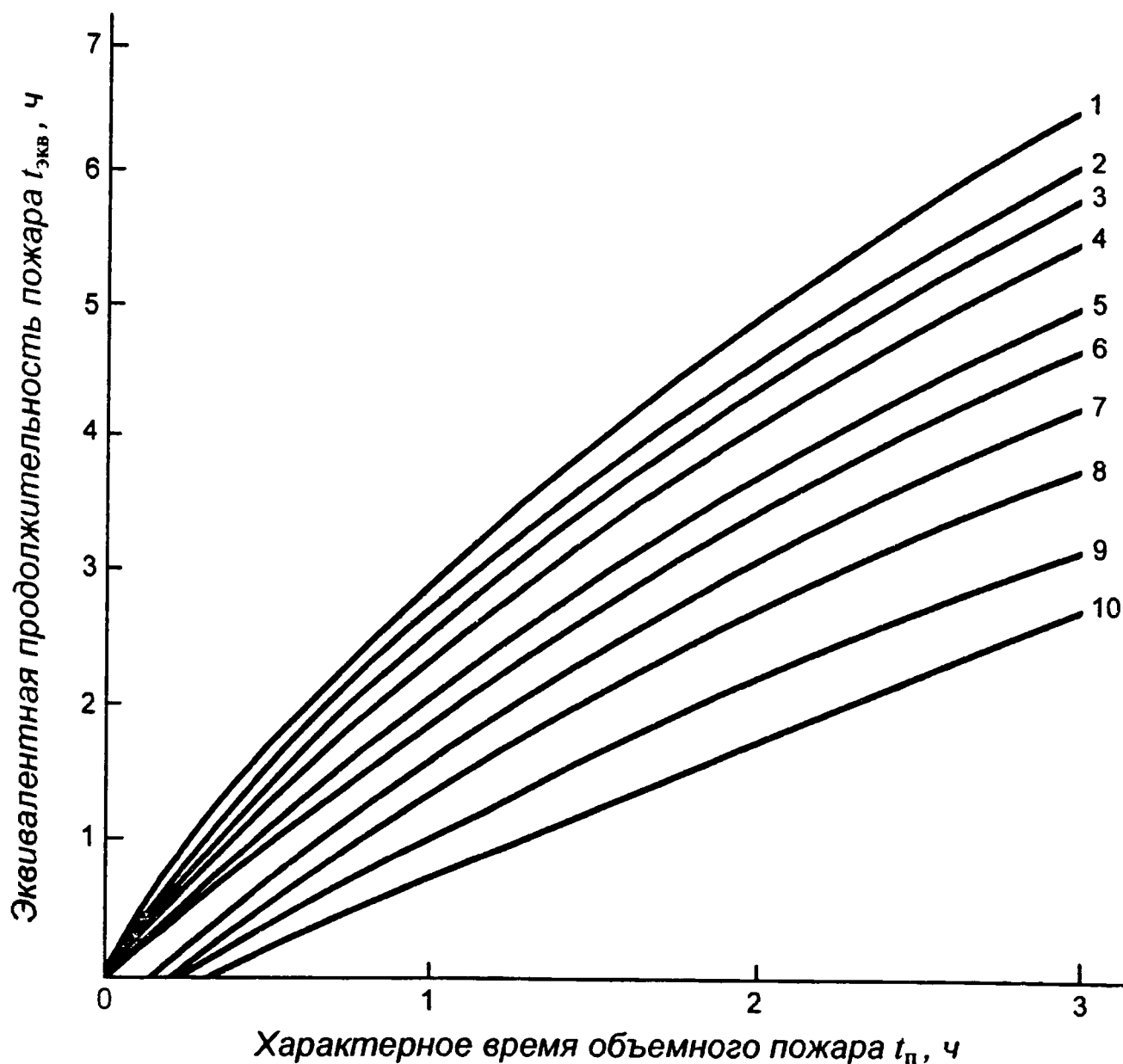


Рис. 6.16. Зависимость эквивалентной продолжительности пожара для несущих железобетонных и огнезащищенных металлических колонн от характерного времени объемного пожара для ПРВ:

$$\begin{aligned}
 &1 - П = 0,3 \text{ м}^{0,5}; \quad 2 - П = 0,27 \text{ м}^{0,5}; \quad 3 - П = 0,24 \text{ м}^{0,5}; \quad 4 - П = 0,21 \text{ м}^{0,5}; \\
 &5 - П = 0,18 \text{ м}^{0,5}; \quad 6 - П = 0,15 \text{ м}^{0,5}; \quad 7 - П = 0,12 \text{ м}^{0,5}; \quad 8 - П = 0,09 \text{ м}^{0,5}; \\
 &9 - П = 0,06 \text{ м}^{0,5}; \quad 10 - П = 0,03 \text{ м}^{0,5}
 \end{aligned}$$

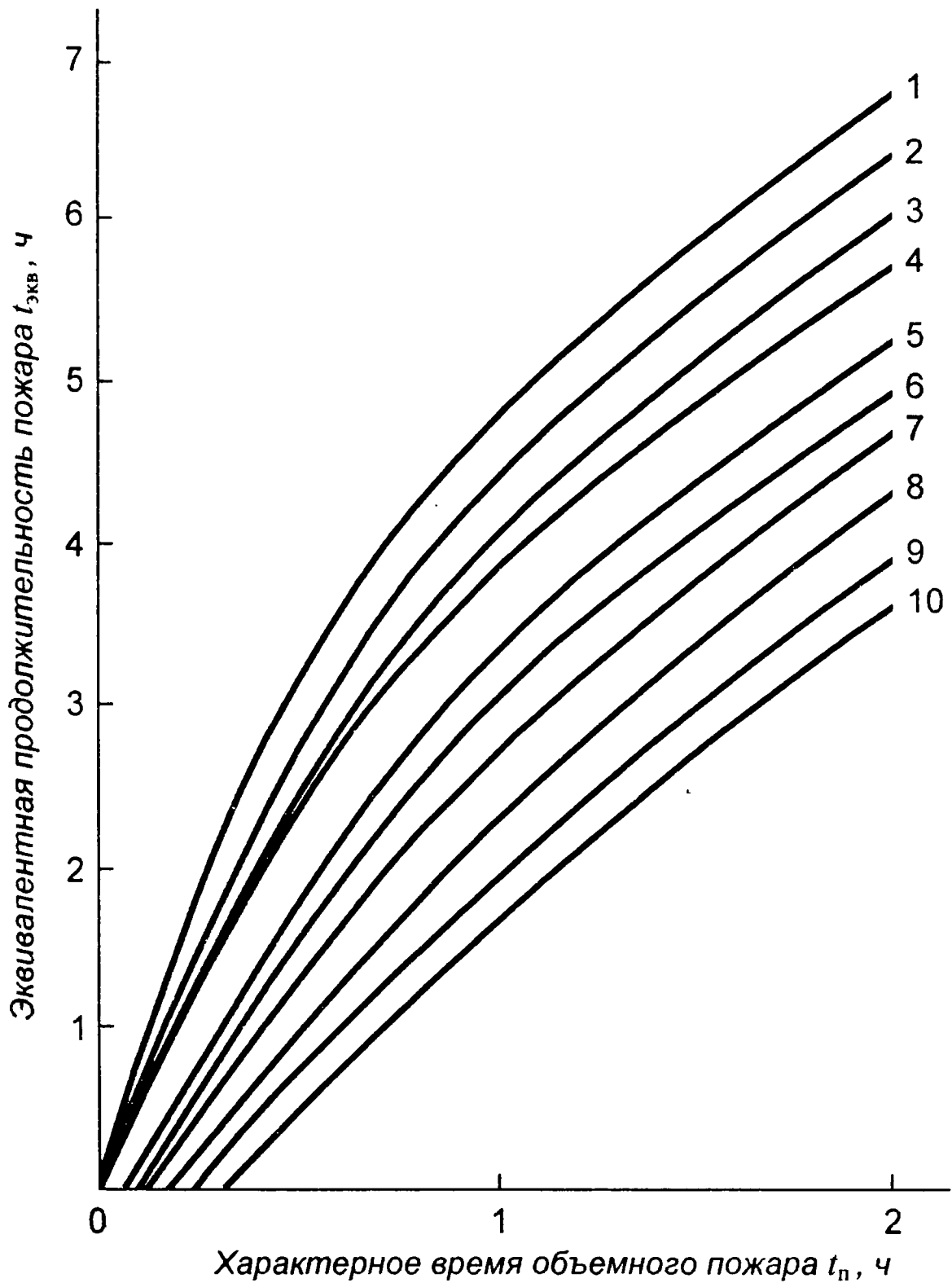


Рис. 6.17. Зависимость эквивалентной продолжительности пожара для несущих железобетонных стен от характерного времени объемного пожара для ПРВ:

1 – $\Pi = 0,3 \text{ м}^{0,5}$; 2 – $\Pi = 0,27 \text{ м}^{0,5}$; 3 – $\Pi = 0,24 \text{ м}^{0,5}$; 4 – $\Pi = 0,21 \text{ м}^{0,5}$;
 5 – $\Pi = 0,18 \text{ м}^{0,5}$; 6 – $\Pi = 0,15 \text{ м}^{0,5}$; 7 – $\Pi = 0,12 \text{ м}^{0,5}$; 8 – $\Pi = 0,09 \text{ м}^{0,5}$;
 9 – $\Pi = 0,06 \text{ м}^{0,5}$; 10 – $\Pi = 0,03 \text{ м}^{0,5}$

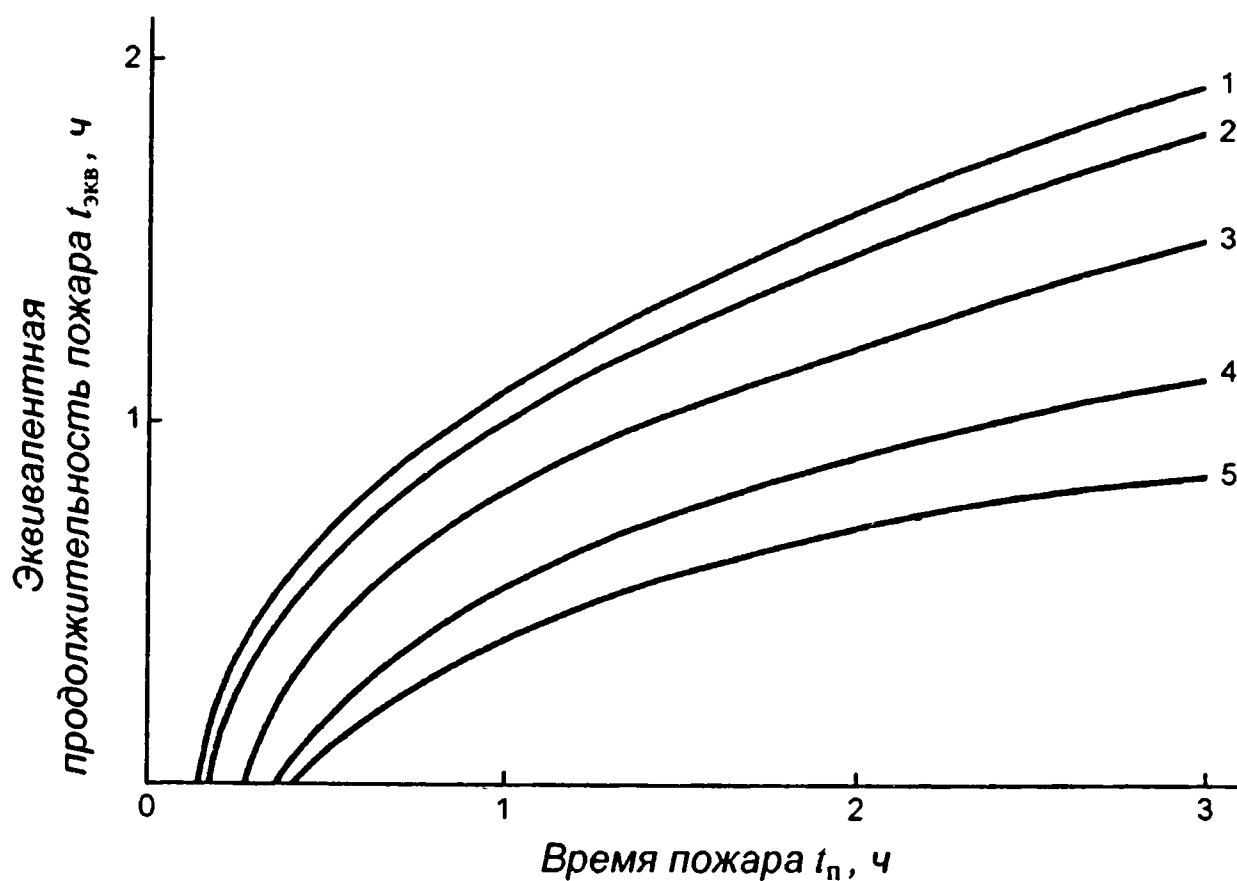


Рис. 6.18. Зависимость эквивалентной продолжительности пожара от времени пожара для несущих стен:

$$1 - П = 0,3 \text{ м}^{0,5}; \quad 2 - П = 0,27 \text{ м}^{0,5}; \quad 3 - П = 0,2 \text{ м}^{0,5}; \\ 4 - П = 0,1 \text{ м}^{0,5}; \quad 5 - П = 0,05 \text{ м}^{0,5}$$

В табл. 6.5 и на рис. 6.19 приведены данные численных экспериментов, позволяющие прогнозировать время возможной потери огнестойкости конструкций перекрытий в начальной стадии пожара (или при локальных пожарах) в зависимости от расстояния поверхности конструкции перекрытия от зеркала горения H (м), линейной скорости распространения огня по поверхности пожарной нагрузки U_n ($\text{м} \cdot \text{мин}^{-1}$) и предела огнестойкости конструкций перекрытий.

Для решения различных прогнозных задач в области огнестойкости строительных конструкций необходимо знать следующие данные об объекте исследования.

Значение критического времени до возможной потери огнестойкости конструкций перекрытий (покрытий) в начальной стадии пожара при горении твердых горючих материалов

Высота помещений, м	Линейная скорость распространения огня по поверхности пожарной нагрузки, м · мин ⁻¹	Минимальное время возможной потери огнестойкости конструкций покрытий при различных пределах их огнестойкости, ч			
		0,25	0,5	0,75	1,0
4	0,6	6	12	27	36
	1,2	5	11	25	35
	2,4	4	9	23	33
	3,6	3	9	21	32
	4,8	3	8	21	30
	6,0	3	7	19	30
5	0,6	7	13	28	36
	1,2	5	11	26	35
	2,4	4	11	23	33
	3,6	4	9	22	33
	4,8	3	8	20	32
	6,0	3	7	20	32
6	0,6	7	13	28	38
	1,2	5	11	27	37
	2,4	5	11	25	36
	3,6	4	10	24	36
	4,8	3	8	22	33
	6,0	3	8	21	32
7	0,6	8	15	29	40
	1,2	6	13	27	39
	2,4	6	11	24	37
	3,6	5	10	23	35
	4,8	4	10	21	34
	6,0	4	9	21	33
8	0,6	9	18	31	40
	1,2	7	15	29	39
	2,4	6	13	27	37
	3,6	5	12	26	35
	4,8	5	11	24	33
	6,0	4	10	22	33

Окончание табл. 6.5

Высота помещения, м	Линейная скорость распространения огня по поверхности пожарной нагрузки, м · мин ⁻¹	Минимальное время возможной потери огнестойкости конструкций покрытий при различных пределах их огнестойкости, ч			
		0,25	0,5	0,75	1,0
9	0,6	10	19	32	41
	1,2	9	17	30	39
	2,4	7	15	27	38
	3,6	7	13	25	36
	4,8	6	11	24	34
	6,0	5	11	23	33
10	0,6	10	22	34	43
	1,2	8	19	31	40
	2,4	8	16	29	37
	3,6	7	14	27	37
	4,8	7	13	25	35
	6,0	6	11	24	34

Конструктивно-планировочные данные о помещении возможного очага пожара: площадь проемов $\sum_i^k F_{0,i}$ (м²); высота проемов $\sum_i^k h_i$ (м); объем помещения V (м³); высота помещения H (м). Эти данные без труда можно определить или из технической документации, или из натурного обследования.

Данные о временной пожарной нагрузке в предполагаемом очаге пожара: вид; количество $g_{k,i}$ и характер размещения i -й пожарной нагрузки; низшая теплотворная способность материала i -й пожарной нагрузки $Q_{H,i}^p$, МДж · кг⁻¹; возможная максимальная скорость выгорания, кг · м⁻² · мин⁻¹; линейная скорость распространения огня по поверхности временной пожарной нагрузки, м · мин⁻¹, и высота помещения, м.

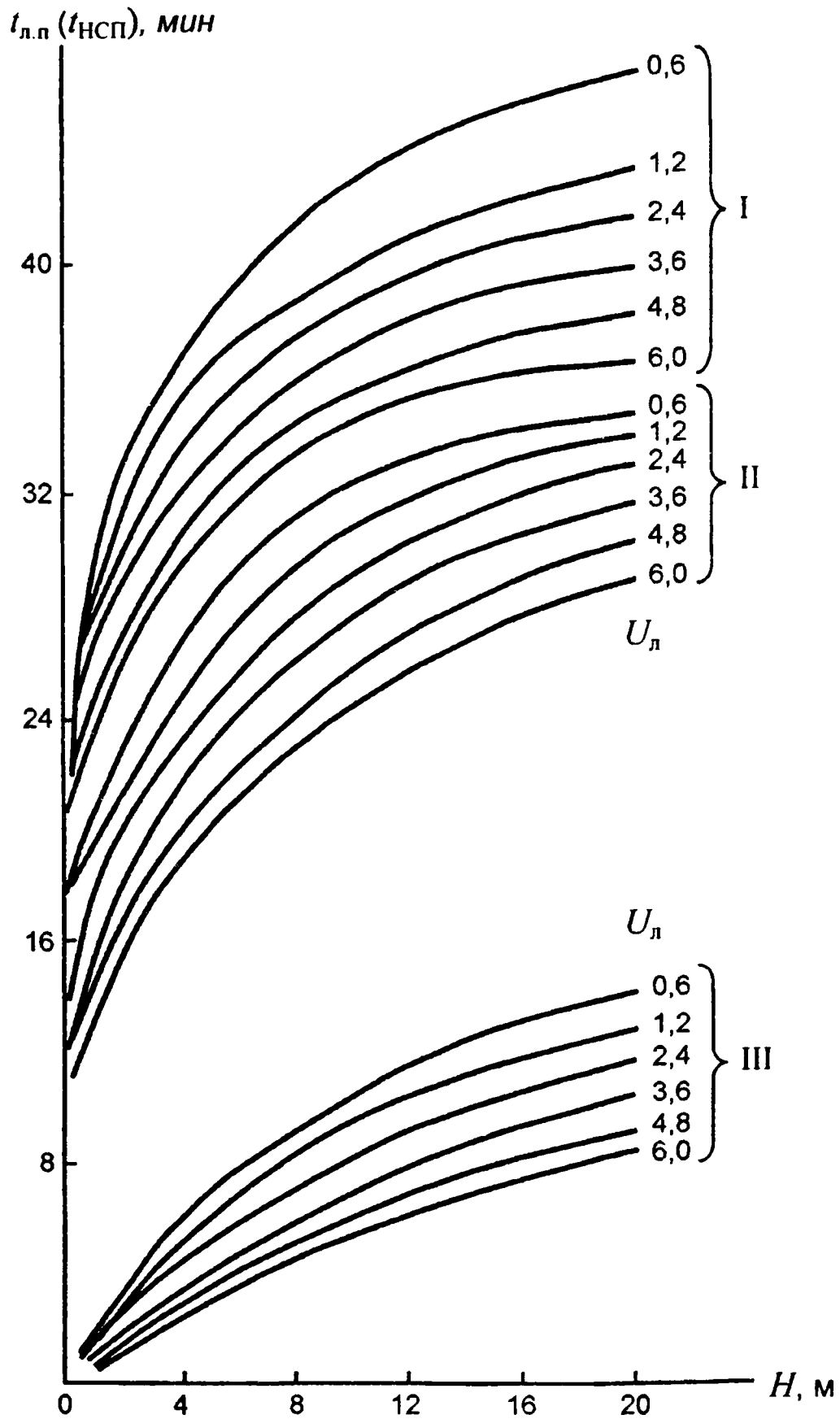


Рис. 6.19. Зависимость предельной продолжительности локального пожара от расстояния и линейной скорости распространения огня: (0,6–6,0) – линейная скорость распространения огня, $m \cdot min^{-1}$; I, II, III – зависимости для пределов огнестойкости конструкций: I – 1 ч; II – 0,75 ч; III – 0,25 ч

Эти данные определяются в зависимости от функциональной пожарной опасности объекта. Как правило, при практической временной пожарной нагрузке в зданиях общественного и жилого назначения $R_{\max g}/R_{\max i} \cong 1$.

Посмотрим на условном примере, как и какие задачи можно решать с помощью приведенных выше данных по эквивалентной продолжительности пожара.

Предположим, что анализ технической документации, в том числе и по функциональной пожарной опасности объекта, дал следующие данные (6.8): $\Pi = 0,3 \text{ м}^{0,5}$; $t_{\text{п}} = 0,3 \text{ ч}$. Скорость распространения огня $U_{\text{л}} = 1,2 \text{ м} \cdot \text{мин}^{-1}$; высота помещения 4 м; площадь помещения с равномерно распределенной временной пожарной нагрузкой 50 м^2 ; объем помещения $V = 200 \text{ м}^3$.

Определим, что может произойти со строительными конструкциями, если степень огнестойкости здания I или II.

Минимальное время возможной потери огнестойкости конструкции покрытий в начальной стадии пожара для здания I степени огнестойкости с пределом огнестойкости (ПО) 1,0 ч для $H = 4 \text{ м}$ и $U_{\text{л}} = 1,2 \text{ м} \cdot \text{мин}^{-1}$ составит 35 мин. Это время существенно выше, чем минимальная продолжительность начальной стадии пожара $t_{\text{нсп}} \cong 10 \text{ мин}$ (гл. 2), поэтому ожидать потерю огнестойкости в начальной стадии пожара не следует. Для здания II степени огнестойкости с ПО = 0,75 ч это время составит 25 мин, что также больше минимальной продолжительности начальной стадии пожара.

Для здания III степени огнестойкости с ПО = 0,5 ч время возможной потери огнестойкости составит 11 мин, что практически совпадает с продолжительностью начальной стадии пожара.

Поэтому для здания III степени огнестойкости потеря огнестойкости конструкции перекрытия возможна в начальной стадии пожара.

Посмотрим, как будут себя вести конструкции в условиях объемного пожара для помещения с $\Pi = 0,3 \text{ м}^{0,5}$ и $t_{\text{п}} = 0,3 \text{ ч}$.

Эквивалентная продолжительность пожара $t_{\text{ЭКВ}}$ составит в соответствии с данными рис. 6.15–6.18: для конструкций перекрытий (покрытий) – $t_{\text{ЭКВ}} = 0,5 \text{ ч}$; для конструкций несущих колонн – $t_{\text{ЭКВ}} = 1,25 \text{ ч}$; для несущих стен – $t_{\text{ЭКВ}} = 2,0 \text{ ч}$; для ненесущих стен – $t_{\text{ЭКВ}} = 0,5 \text{ ч}$.

Найденные значения $t_{\text{ЭКВ}}$ определяют требования к конструкциям, обладающим одинаковой огнестойкостью в помещении, которое рассмотрено в примере.

Зная пределы огнестойкости конструкций в рассматриваемом помещении, легко определить их поведение в условиях возможного пожара.

Если предел огнестойкости конструкций больше или равен определенной эквивалентной продолжительности пожара ($\text{ПО} \geq t_{\text{ЭКВ}}$), то конструкции не потеряют свою огнестойкость при свободно развивающемся пожаре.

Если $\text{ПО} < t_{\text{ЭКВ}}$, то конструкция потеряет свою огнестойкость.

Для условий примера, если применить конструкцию перекрытия с $\text{ПО} = 0,25 \text{ ч}$, то потеря огнестойкости произойдет при $t_{\text{п}} = 0,2 \text{ ч}$.

Для определения этого времени необходимо принять $t_{\text{ЭКВ}} = 0,25 \text{ ч}$ и по данным рис. 6.15 для $\Pi = 0,3 \text{ м}^{0,5}$ и $t_{\text{ЭКВ}} = 0,25 \text{ ч}$ определить его.

Реальное время потери огнестойкости будет равно $t = t_{\text{п}} + t_{\text{НСП}}$. Если принять, что $t_{\text{НСП}}$ для данного помещения составляет около 10 мин (см. гл. 2), то реальное время возможной потери огнестойкости составит $t = 10 + 12 = 22 \text{ мин}$.

Это означает, что если локализации пожара не произойдет за время меньше 22 мин, конструкция перекрытия может потерять свою огнестойкость. Как правило, неизвестна продолжительность начальной стадии пожара (или ее трудно определить на момент ликвидации пожара), поэтому время локализации целесообразно сравнивать с определенным значением $t_{п} = 0,2$ ч. Для данного случая, если время локализации превышает значение 12 мин, то возможна потеря огнестойкости конструкции перекрытия с $ПО = 0,25$ ч.

В табл. 6.6 приведены результаты численного эксперимента по определению требования по пределу огнестойкости конструкции, обеспечивающему огнестойкость конструкций за все время свободно развивающегося пожара.

Расчеты проведены для помещений с проемностью $П = (0,25-0,3) м^{0,5}$, это около 30 % площади проемов от площади пола.

Таблица 6.6

Результаты численных экспериментов по определению максимальных пределов огнестойкости для помещения с проемностью $П = (0,25-0,3) м^{0,5}$

Условная продолжительность пожара (6.8) $t_{п}$, ч	Максимально допустимая продолжительность начальной стадии пожара при горении твердых горючих материалов $t_{нсп}$, мин	Максимально допустимая продолжительность локального пожара при горении ЛВЖ или ГЖ $t_{лп}$, мин	Максимальный требуемый предел огнестойкости ПО, ч				
			Перекрытия, покрытия	Колонны	Несущие стены	Ненесущие стены, перегородки	Статически неопределимые конструкции
1	45	30	2	3	4	1	3
0,75	30	20	1,5	2,5	3,25	0,75	2,5
0,5	16	10	1,0	1,75	2	0,5	2
0,25	10	5	0,5	1,25	1,25	0,25	1
0,125	Не нормируется						

Статистика и практика исследований “реальных” пожаров позволяют сделать следующий приблизительный вывод:

$t_{п} \cong 0,3$ ч – величина, характерная для общественных зданий (гостиницы, дома отдыха и др.);

$t_{п} \cong 0,5$ ч – жилые здания;

$t_{п} \cong 0,5-0,75$ ч – административные здания;

$t_{п} \cong 0,75-1$ ч и более – складские помещения.

Ориентировочное значение количества временной пожарной нагрузки из древесины с $Q_{н}^p = 13,8$ МДж · кг⁻¹ при $\Pi = (0,25-0,3)$ м^{0,5} приведено в табл. 6.6.

В отличие от таблиц, определяющих минимальные требования по огнестойкости для разных типов зданий (приведенных в различных нормативных документах), в табл. 6.6 приведены данные по максимальным значениям пределов огнестойкости конструкций, обеспечивающих их огнестойкость в условиях свободно развивающихся пожаров.

Значения для статически неопределимых конструкций определены как средние для изгибаемых и сжатых несущих конструкций.

В таблице приведены максимальные значения продолжительности начальной стадии пожара $t_{нсп}$ и продолжительности локальных пожаров при горении ЛВЖ или ГЖ $t_{л.п}$, при которых не произойдет потеря огнестойкости конструкций перекрытий.

Если значение $t_{нсп}$ или $t_{л.п}$ для конкретных помещений окажется меньшим, чем приведенное в табл. 6.6, а предел огнестойкости конструкций перекрытий будет соответствовать приведенному в таблице, то эти конструкции не потеряют свою огнестойкость в начальной стадии пожара и при локальных пожарах.

Рассмотрим разницу между требованиями по пределу огнестойкости железобетонных изгибаемых несущих конструкций (конструкций перекрытий, покрытий) и сжатых несущих конструкций (колонны, стены) $\Delta\text{ПО} = \text{ПО}_{\text{сж}} - \text{ПО}_{\text{изг}}$.

Анализируя эту разницу, будем иметь в виду, что для изгибаемых конструкций за критерий потери огнестойкости принимается значение температуры прогрева арматуры в растянутой зоне.

Если температура арматуры за время пожара не превысила своего критического значения (в большинстве случаев это $500\text{ }^{\circ}\text{C}$), то конструкция не потеряет своей огнестойкости. В данном случае затухающая стадия пожара не влияет на огнестойкость.

Для сжатых несущих конструкций потеря огнестойкости может происходить и на затухающей стадии пожара, поэтому для этих конструкций затухающая стадия пожара имеет значение.

Для различных условных продолжительностей пожара $t_{\text{п}}$ эта разница составила:

для $t_{\text{п}} = 1\text{ ч}$ – $\Delta\text{ПО} = (2-1)\text{ ч}$;

для $t_{\text{п}} = 0,75\text{ ч}$ – $\Delta\text{ПО} = (1-1,75)\text{ ч}$;

для $t_{\text{п}} = 0,5\text{ ч}$ – $\Delta\text{ПО} = (0,75-1)\text{ ч}$;

для $t_{\text{п}} = 0,28\text{ ч}$ – $\Delta\text{ПО} \cong 0,75$.

С увеличением значения $t_{\text{п}}$ разница $\Delta\text{ПО}$ увеличивается, принимая максимальное значение 2–1 ч при среднем максимальном значении температуры в очаге пожара $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$. С уменьшением величины $t_{\text{п}}$ уменьшается и значение средней максимальной температуры. При $t_{\text{п}} = 0,3-0,5\text{ ч}$ максимальное значение температуры может снизиться до $800\text{ }^{\circ}\text{C}$, а при значении $t_{\text{п}} \leq 0,25\text{ ч}$ пожар может перейти в ПРН с максимальной температурой газовой среды в очаге около $600\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Определим эту разницу из анализа динамики пожара и требований по сохранению огнестойкости конструкций за все время развития пожара.

Изгибаемая несущая конструкция не потеряет своей огнестойкости, если ее арматура не прогреется до критической температуры.

Это означает, что арматура не должна нагреться до критической температуры в начальной и объемной стадиях пожара.

$$ПО_{из} \geq t_{НСП} + 1,1t_n, \quad (6.10)$$

где $t_{НСП}$, ч – метод определения изложен в гл. 2; t_n , ч – определяется из соотношения (6.8); коэффициент 1,1 учитывает процесс инерционности при нагреве конструкции.

Для сжатых несущих конструкций

$$ПО_{сж} \geq t_{НСП} + t_n + t_{з.п}. \quad (6.11)$$

Таким образом, разница в максимальных требуемых пределах огнестойкости конструкций будет пропорциональна продолжительности затухающей стадии пожара $t_{з.п}$.

Темп уменьшения температуры в очаге пожара в его затухающей стадии можно принять 10 °С в минуту.

При диапазоне изменения максимальных температур от 1000 до 600 °С $t_{з.п} = 100-60$ мин.

Разница в требуемых максимальных пределах огнестойкости составит при $t_n = 1$ ч – $\Delta ПО \cong 1,7$ ч и при $t_n = 0,25$ ч – $\Delta ПО \cong 1$ ч, что хорошо согласуется с данными табл. 6.6.

Очевидно, что данные табл. 6.6 или другие аналогичные таблицы, которые могут быть построены для различных по функциональной пожарной опасности помещений, не подменяют собой требования нормативных документов по минимальному требуемому пределу огнестойкости, а дополняют их. Они позволяют определить максимальные

требуемые пределы огнестойкости, обеспечивающие равную огнестойкость основных строительных конструкций. Эти данные и метод их получения особенно успешно может быть применен для уникальных зданий, для которых система противопожарной защиты строится по специальным техническим условиям, для зданий, на которые отсутствуют нормативные требования, или при разработке компенсирующих мероприятий.

Следует иметь в виду, что если при расчете по изложенному методу требуемый предел огнестойкости окажется меньше нормативного, то для практических целей следует применять нормативные требования.

6.4. Пожарная опасность строительных конструкций

В соответствии с работой [36] пожарно-техническая классификация строительных конструкций основывается на их разделении по свойствам, способствующим возникновению опасных факторов пожара и его развитию, – пожарная опасность, и по свойству сопротивляемости воздействию пожара и распространения его опасных факторов – огнестойкости. Понятие пожарной опасности конструкций было сформулировано еще в работе [35], однако в соответствующих СНиП этот параметр не находил своего применения. До ввода в практическую деятельность [36] строительные конструкции испытывались и нормировались по пределам распространения огня.

Метод испытаний строительных конструкций на распространение огня приведен в работе [37].

Испытание на распространение огня является элементом оценки пожарной опасности и заключается в размере повреждения конструкций вследствие ее горения за преде-

лы зоны нагрева, т. е. зоны, где моделируется тепловая нагрузка.

Фиксацию зоны повреждения можно оценить как качественную оценку пожарной опасности конструкции. Очевидно, что чем больше зона повреждения, тем больше конструкция может выделить тепла и продуктов горения (дым, токсичные продукты горения).

Этот метод, к сожалению, не позволяет количественно определять выделение опасных факторов пожара, тем более при различных возможных тепловых нагрузках “реальных” пожаров.

Большое количество строительных конструкций прошли испытания на предел распространения огня, и величина этого параметра включена в классификационные документы по этим конструкциям.

Введение нового классификационного параметра [36] “класс пожарной опасности строительных конструкций” и соответствующих этому новых методов испытаний ставит практические задачи. Что делать с многочисленными ранее проведенными испытаниями на “распространение огня” [37]? Необходимо либо проводить новые испытания в соответствии с требованиями документа [36], либо разработать обоснованные методы перехода от “распространения огня” к “классу пожарной опасности”. Такой метод перехода возможен, так как в нем используются параметры, определяющие повреждения конструкций.

В табл. 6.7 приведены возможные ориентировочные соотношения для конструкций перегородок.

Таблица 6.7

Ориентировочные соотношения между пределами распространения огня [37] и классами пожарной опасности конструкций перегородок (по ГОСТ 30403-96)

Предел распространения огня Δ , мм		Класс пожарной опасности конструкции при времени теплового воздействия t		
		15	30	45
$\Delta = 0$	НГ	0	0	0
	$\Delta \leq 5$	К0	К1	К2 (К1)
$5 < \Delta < 40$		К1	К2	К3
$\Delta = 40$		К2	К2	К3
$\Delta > 40$		К3	К3	К3

Остановимся далее на методах определения “класса пожарной опасности”.

К моменту ввода в действие СНиП 21.01-97* был разработан ГОСТ 30403-96 “Конструкции строительные. Метод определения пожарной опасности”. Этот ГОСТ разрабатывался в развитие метода “распространения огня”, уточняя технику измерения, критерии оценки и возможность и необходимость учета пожароопасных характеристик материалов, входящих в состав конструкций.

Настоящий стандарт разработан для следующих элементов зданий (конструкций): колонн, ригелей, ферм, балок, арок, рам и связей, наружных и внутренних стен, перегородок, перекрытий, покрытий стен лестничных клеток, противопожарных преград, маршей и площадок лестниц.

Стандарт не может быть применен для оценки пожарной опасности подвесных потолков, воздуховодов, трубопроводов, электрических кабелей и проводов. В дальнейшем было выявлено, что разработанный стандарт не может быть распространен также на следующие конструкции: системы наружного утепления, конструкции с облицовочными

и отделочными материалами, кровли, светопрозрачные конструкции и ряд других.

К разработанному стандарту ГОСТ 30403-96, во-первых, следует отнести как к первому опыту создания метода, определяющего новый нормативный критерий и, во-вторых, в нем необходимо учитывать тепловую нагрузку в виде, позволяющем использовать результат испытаний для задач прогноза пожароопасных ситуаций для различных объектов исследования.

Показатели пожарной опасности конструкций при их испытаниях в условиях теплового воздействия в течение времени, установленного настоящим стандартом, определяются в соответствии с требованиями к этим конструкциям по огнестойкости.

Следует отметить, что это является прогрессивным требованием, но, к сожалению, метод определения пожарной опасности для различных времен испытания в стандарте разработан недостаточно. Очевидно, проводить исследования при различных временах испытаний не перспективно в первую очередь по экономическим соображениям.

Целесообразно определять возможное состояние конструкций (пожарную опасность) для интервалов времени 15 мин, 30 мин и 45 мин при проведении испытаний в течение 45 мин.

Оценка пожарной опасности в промежуточные периоды испытаний возможна при анализе изменения соответствующих температур или тепловых потоков в материалах, которые могут определить пожарную опасность (горючие материалы), и сравнивая состояние этих материалов при соответствующих температурах или тепловых потоках. К сожалению, это направление исследования не рассмотрено в ГОСТ 30403-96.

При установлении класса пожарной опасности конструкций учитываются следующие параметры: наличие теплового эффекта от горения или термического разложения; наличие пламенного горения газов или расплавов; размеры и характер повреждений; характеристики пожарной опасности материалов, составляющих конструкцию.

В качестве характеристик пожарной опасности материалов используются горючесть (по ГОСТ 30244), воспламеняемость (по ГОСТ 30402), дымообразующая способность (по ГОСТ 12.1.044).

Для испытаний используется двухкамерная печь. В одной камере создается стандартизированный температурный режим по уравнению (6.1) с его контролем, как изложено в разд. 6.2. К сожалению, остается недостаток в контроле условий испытаний, не позволяющий определять изменение тепловых нагрузок, что также характерно для испытаний на огнестойкость строительных конструкций.

Вторая камера позволяет качественно размещать в ней контрольные датчики, применяемые при анализе результатов испытаний.

Конструкции, прошедшие испытания по ГОСТ 30403-96, подразделяются на классы по пожарной опасности в соответствии с табл. 6.8 по наименее благоприятному показателю.

Одна и та же конструкция может принадлежать к различным классам пожарной опасности в зависимости от времени теплового воздействия, например: К0(15) – конструкция класса К0 при времени теплового воздействия 15 мин; К1(30)/К3(45) – конструкция класса К1 при времени теплового воздействия 30 мин и класса К3 при времени теплового воздействия 45 мин.

Классификация пожарной опасности по ГОСТ 30403-96

Класс пожарной опасности конструкции	Допускаемый размер повреждения конструкций, см		Наличие		Допускаемые характеристики пожарной опасности поврежденного материала*		
	вертикальных	горизонтальных	теплового эффекта	горения	группа		
					горючести	воспламеняемости	дымообразующей способности
К0	0	0	н.д.	н.д.	-	-	-
К1	До 40	До 25	н.д.	н.д.	н.р.	н.р.	н.р.
	> 40	> 25	н.р.	н.д.	Г2	В2	Д2
К2	Более 40, но до 80	Более 25, но до 50	н.д.	н.д.	н.р.	н.р.	н.р.
	То же	То же	н.р.	н.д.	Г3	В3	Д2
К3	Не регламентируется						

*Обозначение группы горючести поврежденного материала принято по ГОСТ 30244, воспламеняемости – по ГОСТ 30402, обозначение группы дымообразующей способности поврежденного материала Д2 соответствует материалам с умеренной дымообразующей способностью по ГОСТ 12.1.044.

Условные обозначения: н.д. – не допускается; н.р. – не регламентируется.

Без испытаний конструкций допускается устанавливать классы их пожарной опасности: К0 – для конструкций, выполненных только из материалов группы горючести НГ; К3 – для конструкций, выполненных только из материалов группы горючести Г4.

К классификации по К0 пожарной опасности без испытаний только по признаку горючести материалов, входящих в конструкцию, следует относиться осторожно. При принятии решений о присвоении класса К0 без испытания необходимо провести анализ конструктивных характеристик на предмет наличия или отсутствия пустот в конструкциях и гидравлических связей между смежными помещениями.

Наличие пустот и гидравлических связей может существенно ускорить развитие пожара по помещению и между помещениями.

Кроме указанных недостатков следует отметить сложность проведения испытаний и отсутствие возможности исследовать получаемые характеристики для прогнозных задач.

Следует отметить, что проведенные исследования поставили вопросы об области и объеме данных по пожарной опасности материалов при определении классификационных параметров строительных конструкций.

Создавая ГОСТ 31251-2003 [45], авторы старались учесть и устранить приведенные выше недостатки.

Настоящий стандарт устанавливает классификацию по пожарной опасности наружных стен зданий с внешней стороны при наличии: систем внешней теплоизоляции, отделки толщиной более 0,5 мм; оклейки и облицовки.

Требования данного стандарта не распространяются на оценку пожарно-технологических характеристик заполнения проемов в наружных стенах, а также наружных стен из светопрозрачных конструкций.

Условия испытания имитируют тепловое воздействие на фасад здания факела пламени из окна помещения с очагом пожара и учитывают возможное влияние конструкций стен на распространение опасных факторов пожара.

Принятая в данном стандарте классификация по пожарной опасности относится к зданиям с величиной пожарной нагрузки в очаге пожара, не превышающей $700 \text{ МДж} \cdot \text{м}^{-2}$ ($50 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$ в пересчете на древесину), и проемностью, дающей условную продолжительность пожара t_n (1.20), не превышающую 35 мин. Принятые параметры охватывают практически жилые и большинство общественных зданий.

В случае несоответствия здания принятым параметрам (складские, библиотеки и др.) принимаются решения о проведении испытаний на фрагментах зданий с учетом работы [46].

В результате проведения огневых испытаний по временной методике на фрагменте трехэтажного здания были определены условия испытаний и тепловые нагрузки на наружную поверхность конструкций от факела пламени, выходящего из очага пожара.

На рис. 6.20 приведена схема установки с образцом системы утепления [45]. Параметры этой установки выбраны в результате анализа огневых испытаний фрагмента трехэтажного здания и практически совпадают между собой. Условия огневых испытаний по контролируемому температурному режиму не совпадают с традиционным температурным режимом (6.1), используемым при стандартных испытаниях на огнестойкость и конструктивную пожарную опасность для внутренних конструкций.

Это прежде всего связано с тем, что условия тепловых нагрузок для наружных стен с внешней стороны качественно и количественно отличаются от тепловых нагрузок внутри помещения. Значения тепловой нагрузки на поверхности конструкции контролируются тепломерами Д1 и Д2 (рис. 6.20) и также являются нормативными параметрами, определяющими условия и результаты испытаний.

Температура T , регистрируемая термопарой 1, должна соответствовать при калибровке установки данным, приведенным в табл. 6.9.

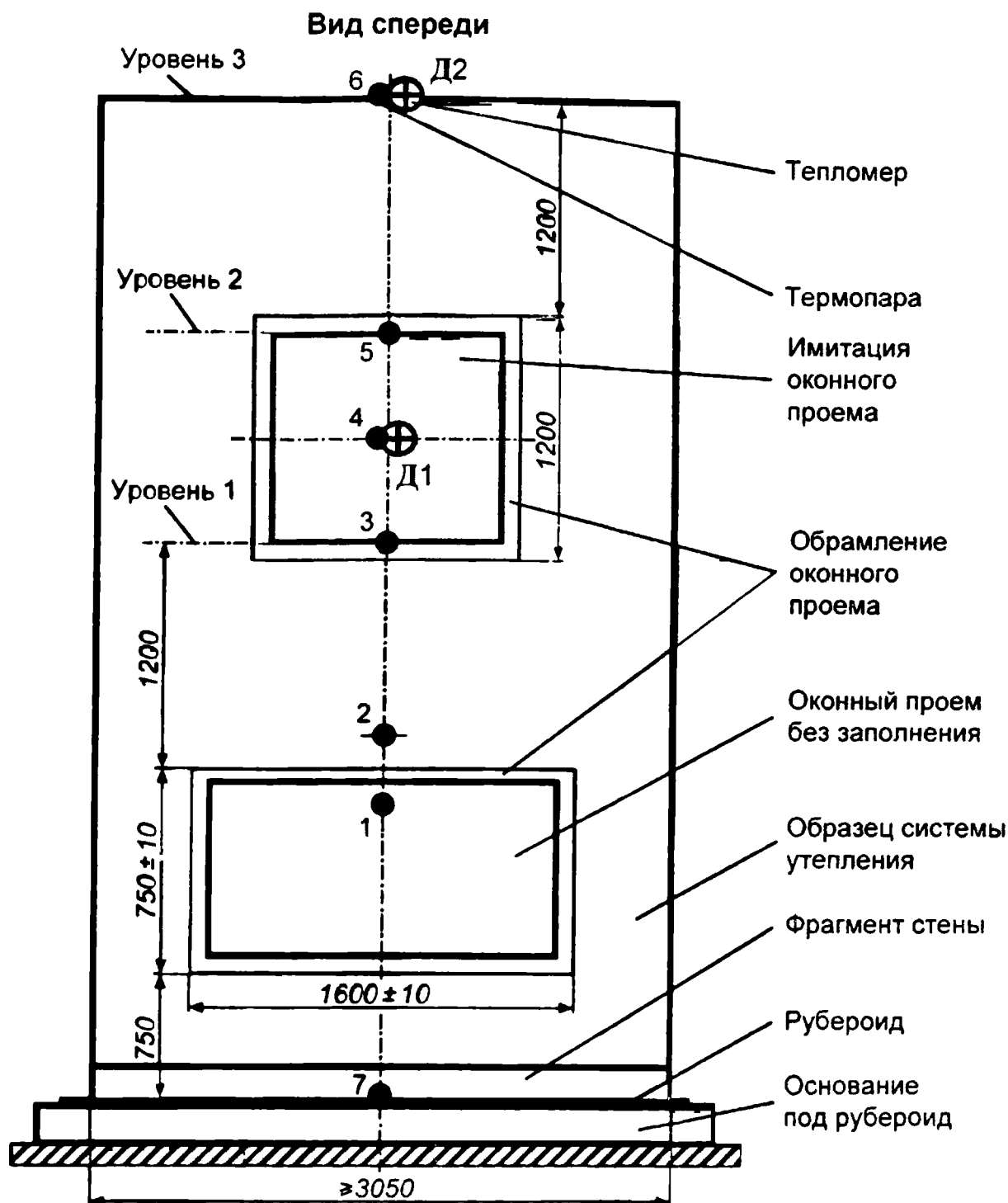


Рис. 6.20. Схема установки с образцом системы утепления

Следует отметить, что в данных огневых испытаниях, в отличие от условий огневых испытаний при определении предела огнестойкости, значение контролируемой термопарой 1 температуры имеет четкий физический смысл. Значение этой температуры является мерой кинетической

энергии газа, выходящего из очага пожара. Тепломерами Д1 и Д2 контролируется та часть энергии, которая воздействует на поверхность конструкции, являясь для нее тепловой нагрузкой.

Таблица 6.9

Нормативные изменения температуры при проведении испытаний по ГОСТ 31251

Время t , мин	Температура T , °С	Допускаемое отклонение, %
$0 \leq t < 7$	$100(1 + t) + 20$	± 15
$7 \leq t < 25$	820	± 10
$25 \leq t < 46$	$820 - 20(t - 25)$	± 15

Примечание. За начало отсчета времени испытания ($t = 0$) принимается момент достижения температуры, регистрируемой термопарой 1, значения 120 °С.

Среднее значение плотности поглощенного теплового потока, регистрируемого тепломером Д1 в непрерывном интервале времени калибровки от 7 до 25 мин, должно составлять $(12,5 \pm 2,5)$ кВт · м⁻², и ни в какой момент времени не должно превышать 20 кВт · м⁻².

В процессе калибровки регистрируют условия сжигания топлива, а также показания термопар 1–7 и тепломеров Д1 и Д2. Регистрация показаний термопар и тепломеров при калибровке должна осуществляться не реже чем через 60 и 10 с (1 и 0,167 мин) соответственно.

Для определения наличия теплового эффекта при испытании конструкций устанавливают контрольные показания термопар 3–6 путем увеличения зафиксированных при калибровке показаний на величину допускаемого отклонения, указанного в табл. 6.9.

По результатам калибровки для тепломеров Д1 и Д2 строят зависимости “плотность поглощенного теплового потока q_{i_k} , кВт · м⁻², – время t , мин, от момента начала калиб-

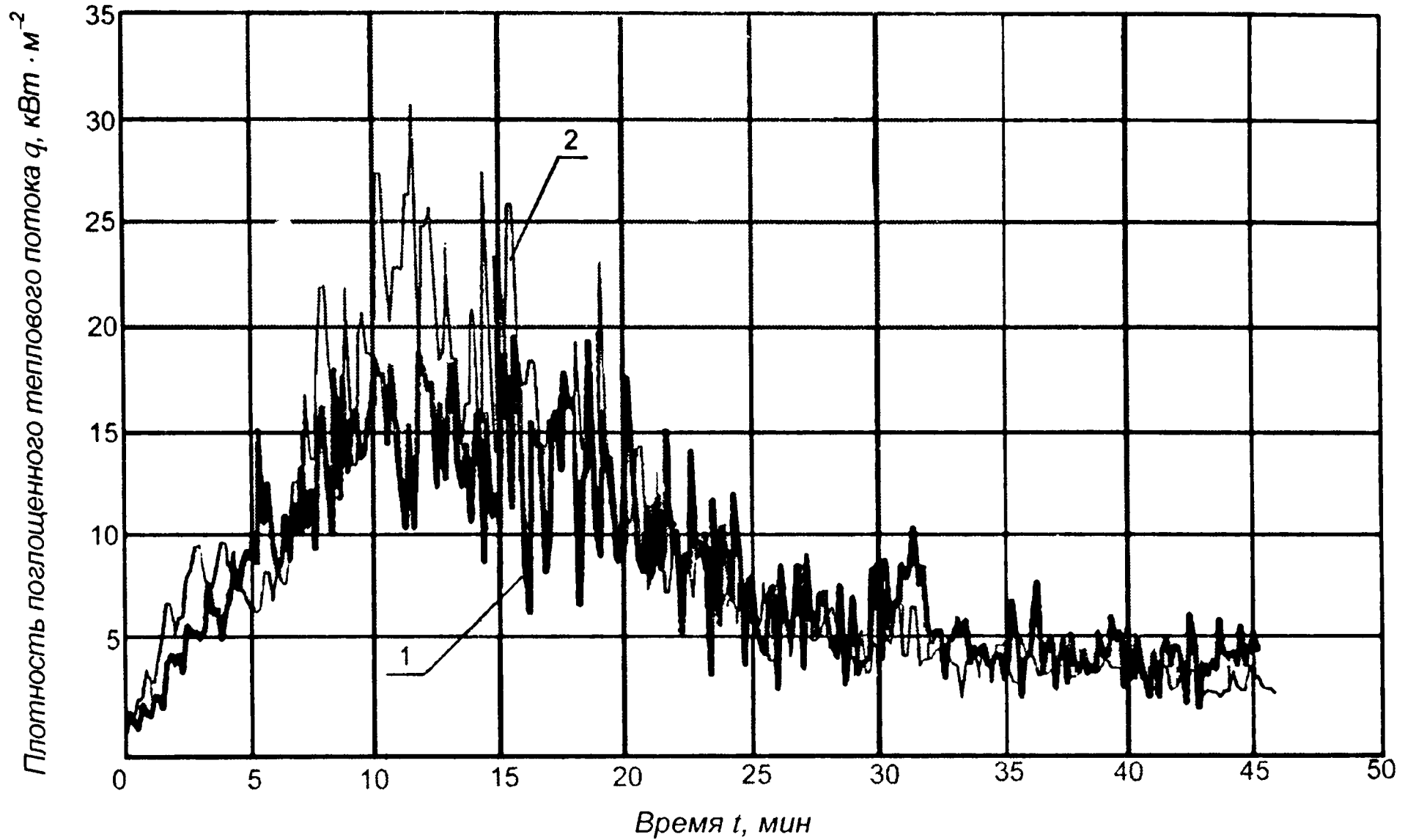
ровки” и определяют удельное поглощенное количество тепла Q_{i_k} , кВт · м⁻², по формуле

$$Q_{i_k} = 60 \int_{t=0}^{t=45} q(t) dt \approx 60 \sum_{t=0}^{t=45} q_{i_k}(t) \Delta t, \quad (6.12)$$

где индекс i – порядковый номер тепломера; $t = 0-45$ мин; Δt – интервал времени регистрации показаний тепломеров.

На рис. 6.21–6.25 в качестве примера приведены результаты измерения плотностей теплового потока, поглощенного поверхностью конструкции, в состав которой входит пластик или керамика.

На рис. 6.21 и 6.22 приведена запись плотностей тепловых потоков в виде, который фиксирует система измерения. Наличие сильных пульсаций, что соответствует процессу взаимодействия струи с вертикальной поверхностью в условиях сложного теплообмена, делает очень сложной работу с таким видом фиксации. Поэтому для дальнейшего анализа используются средние значения плотностей тепловых потоков. Величины средних значений плотностей тепловых потоков, соответствующих данным рис. 6.21 и 6.22, приведены на рис. 6.23 и 6.24.



6.21. Изменение плотностей теплового потока q_{D1} на тепломере $D1$ при огневых испытаниях поверхности конструкций с пластиком:

- 1 – изменение q_{D1} при калибровочных испытаниях;
 2 – изменение q_{D1} при огневых испытаниях

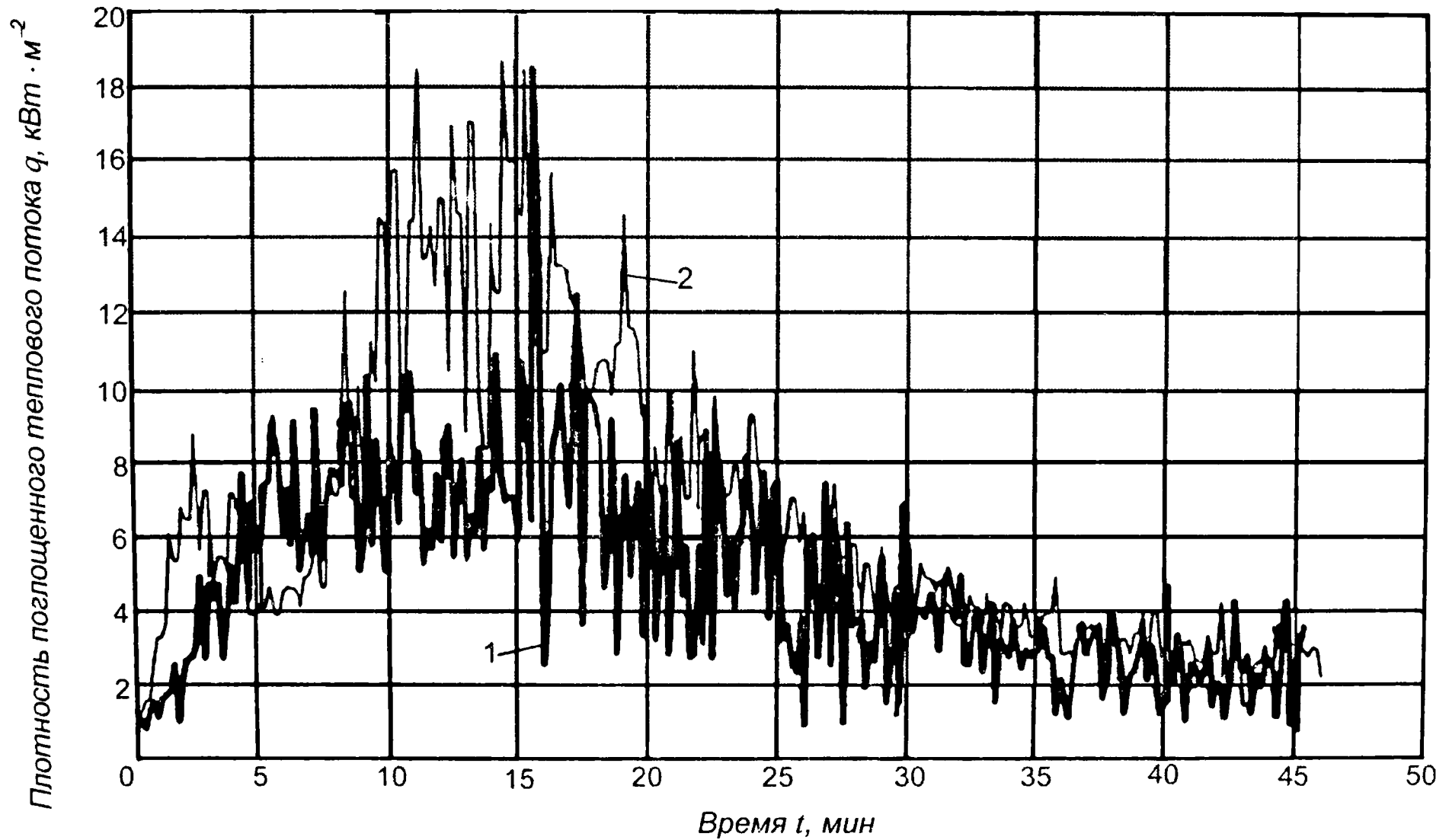


Рис. 6.22. Изменение плотностей теплового потока q_{D2} на тепломере D2 при огневых испытаниях поверхности конструкций с пластиком:

- 1 – изменение q_{D2} при калибровочных испытаниях;
- 2 – изменение q_{D2} при огневых испытаниях

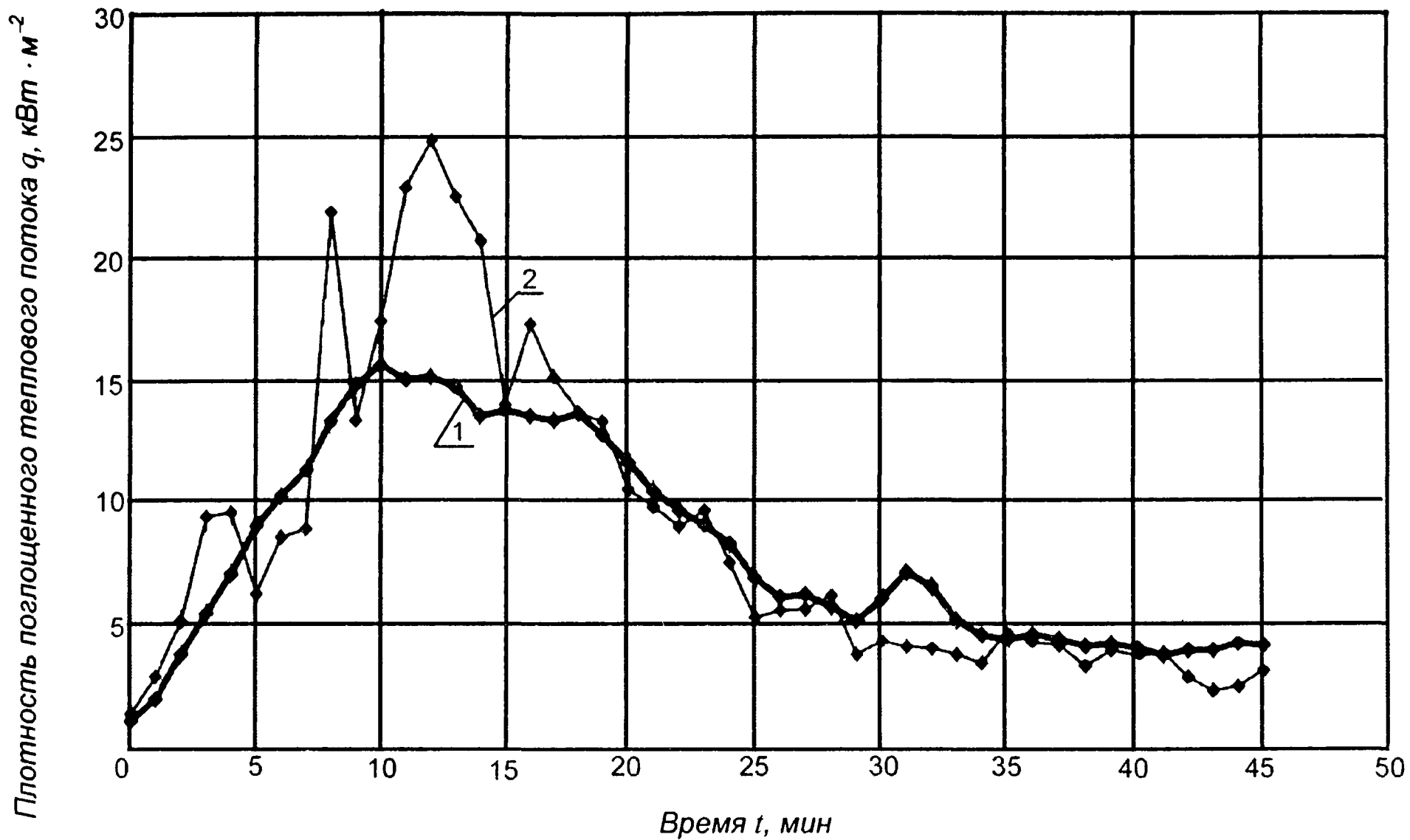


Рис. 6.23. Средние значения плотностей теплового потока q_{D1} (конструкции с пластиком):
 1 – калибровочные испытания; 2 – огневые испытания

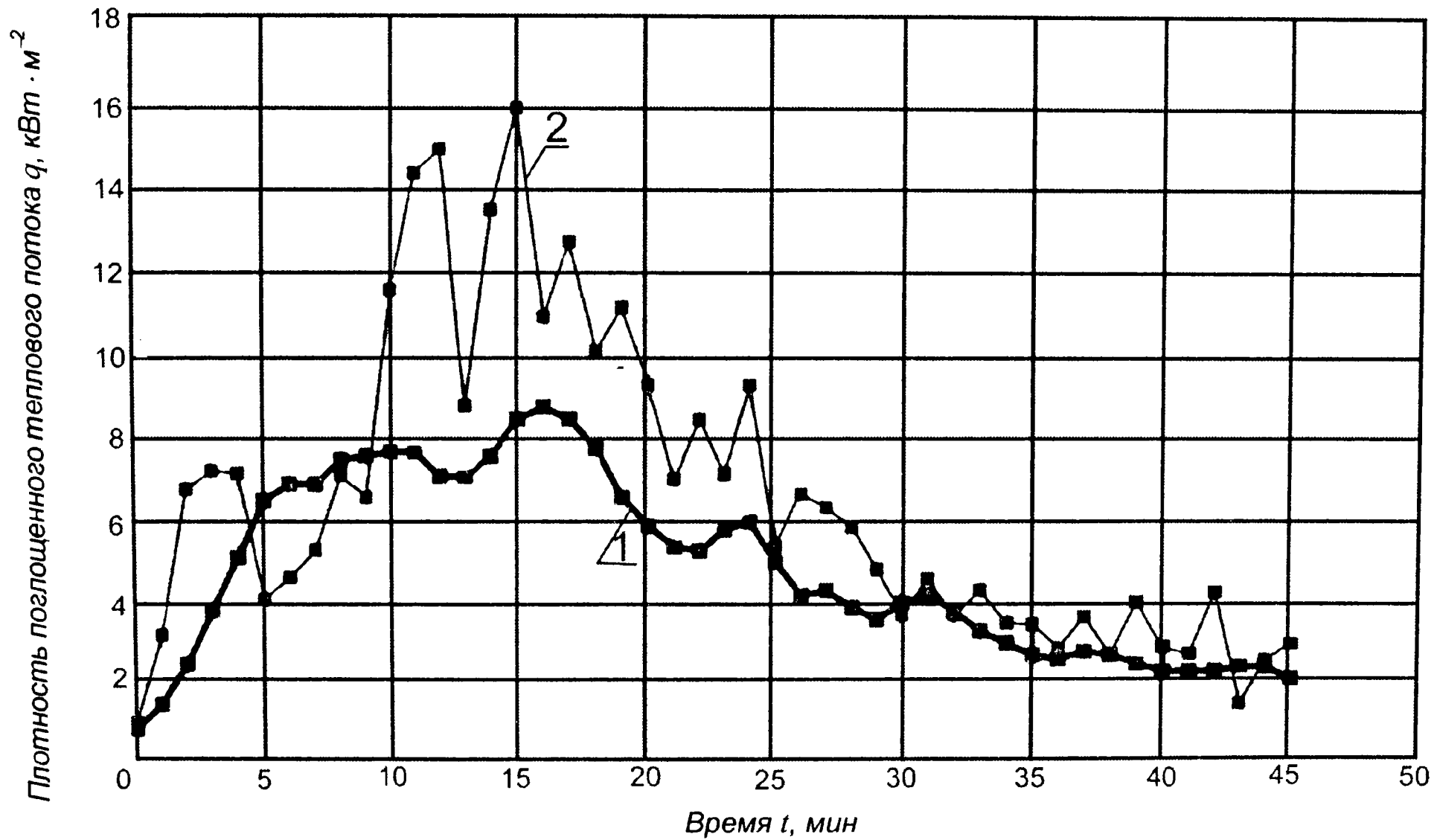


Рис. 6.24. Средние значения плотностей теплового потока q_{D2} (конструкции с пластиком):
 1 – калибровочные испытания; 2 – огневые испытания

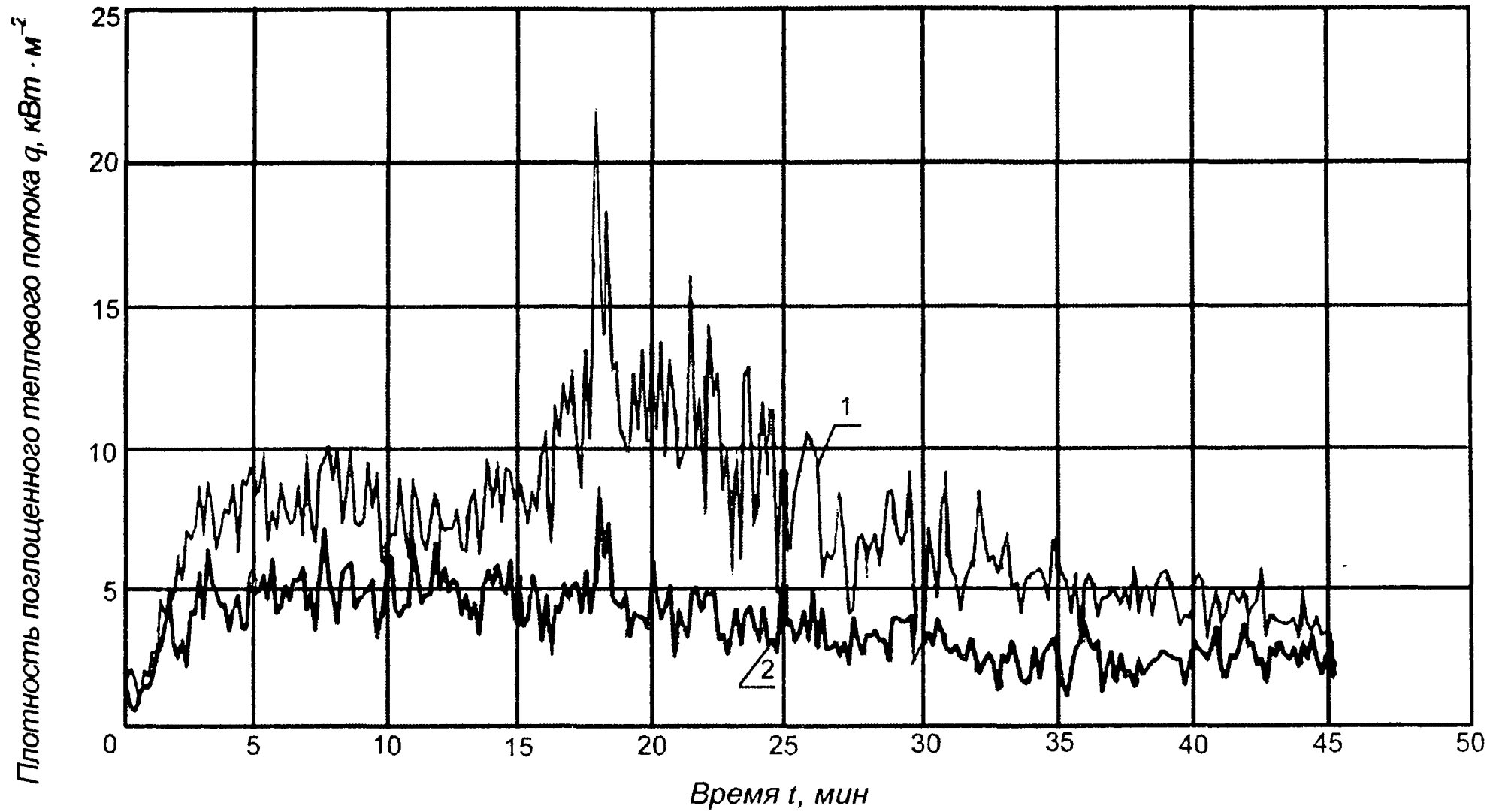


Рис. 6.25. Изменение плотности теплового потока на керамической поверхности при огневых испытаниях:

1 – показания термомера D1; 2 – показания термомера D2

Пожарная опасность конструкций определяется:

а) наличием теплового эффекта от горения или термического разложения материалов образца, который выражается в превышении контрольных показаний хотя бы одной из факельных термопар 3–6 (рис. 6.20). При этом учитывают только превышения с непрерывной продолжительностью более 2 мин и в интервале времени от 7 до 35 мин. Определяют интервалы времени, в пределах которых при испытании зафиксированы такие превышения, и рассчитывают значение теплового эффекта P_i , %, по формуле

$$P_i = \left\{ \frac{\sum_{j=1}^{j=n} 60 \sum_{t_{1j}}^{t_{2j}} [q_i(t) - q_{i_k}(t) \Delta t]}{Q_{i_k}} \right\} 100 \%, \quad (6.13)$$

где индекс i – порядковый номер тепломера; индекс $j = 1 \dots n$, где n – количество интервалов времени “ $t_{1j} - t_{2j}$ ”, в пределах которых наблюдается наличие теплового эффекта, зафиксированное факельными термопарами; Q_{i_k} – значение удельного поглощенного количества тепла при калибровке установки, $\text{кДж} \cdot \text{м}^{-2}$, определяемое по формуле (6.12); q_i и q_{i_k} – значения плотности поглощенного теплового потока, $\text{кВт} \cdot \text{м}^{-2}$, зафиксированные соответствующим тепломером при испытании и калибровке установки соответственно; Δt – интервал времени регистрации плотности поглощенного теплового потока;

б) возникновением вторичных источников зажигания непрерывно в течение не менее 5 с;

в) обрушением хотя бы одного элемента конструкции или его части массой 1,0 кг и более, определяемой как про-

изведение плотности материала, площади его обрушения и толщины;

г) размером повреждения материалов образца.

Системы утепления, отделка и стены, в том числе с системой утепления или отделкой, подразделяются на классы пожарной опасности в соответствии с табл. 6.10 по наименее благоприятному показателю.

Т а б л и ц а 6.10

Определение классов пожарной опасности систем наружного утепления

Класс пожарной опасности	Наличие			Повреждения материалов образца допускаются не выше уровня, указанного на рис. 6.20
	теплового эффекта P_i , %	вторичного источника зажигания	обрушения элементов	
К0	≤ 5	Не допускается	Не допускается	1
К1	≤ 20	Не допускается	Не допускается	2
К2	≤ 20	Не допускается	Не регламентируется	3; при этом на уровне 3 ширина размера повреждения – не более 100 мм
К3	Не регламентируется			

На рис. 4.5 приведены результаты замеров и экстраполяции изменения плотности поглощенных тепловых потоков по времени проведения огневых испытаний.

Данные, приведенные на рис. 4.5, могут быть использованы в качестве граничных условий II рода для решения практических вопросов, в том числе и по конструкциям наружного утепления, например в математической модели нестационарного прогрева конструкций с огнезащитой. Аналогичные данные получены для граничных условий I рода.

В практике решения вопросов пожарной профилактики в подавляющем большинстве используются граничные условия III рода. Это связано с тем, что условия III рода кон-

сервативны относительно характеристик поверхностей, а в ряде случаев искомыми параметрами могут являться значения плотностей потоков в конструкцию или температура поверхности.

Сформулируем граничные условия III рода для практического применения их в инженерных задачах.

Среднее изменение температуры газовой среды на расстоянии 300 мм от поверхности наружного утеплителя приведено на рис. 4.8.

В табл. 6.11 приведены значения эффективного коэффициента теплоотдачи на выходе из оконного проема, в зависимости от времени испытаний.

Таблица 6.11

Изменение эффективного коэффициента теплоотдачи в координате $x = 0$ (в верхней плоскости оконного проема)

Время испытаний $t_{и}$, мин	Эффективный коэффициент теплоотдачи α , Вт · м ⁻² · К ⁻¹	Время испытаний $t_{и}$, мин	Эффективный коэффициент теплоотдачи α , Вт · м ⁻² · К ⁻¹
2	7	25	83
5	24	30	97
10	32	35	100
15	38	40	94
20	55	45	75

Данные, приведенные на рис. 4.8 (кривая 1), и данные по эффективному коэффициенту теплоотдачи (табл. 6.11) являются граничными условиями III рода, которые целесообразно использовать при расчете задач прогрева защиты горючего утеплителя в системе наружного утепления.

Математический аналог процесса прогрева конструкции рассмотрен в математической модели нестационарного прогрева конструкций с огнезащитой.

Этот математический аналог является достаточно полным, но им можно пользоваться для получения количественных результатов при известных значениях всех физических параметров, входящих в эту модель.

В подавляющем большинстве случаев при решении практических вопросов наружного утепления отсутствуют данные по необходимым теплофизическим и термохимическим характеристикам материалов конструкций тепловой защиты наружного утепления с горючим утеплителем и использование точных моделей нестационарного прогрева оказывается неэффективным.

В этом случае для решения вопросов тепловой защиты горючих утеплителей на стадии эскизных разработок целесообразно использовать приближенные инженерные методы, а также имеющиеся аналитические решения нестационарного прогрева.

Используя полученные результаты огневых испытаний и нормативные требования, сформулируем граничные условия с дискретно постоянными температурой газовой среды и коэффициентом теплоотдачи.

В соответствии с работой [36] минимальные требуемые пределы огнестойкости несущих наружных стен в зависимости от степени огнестойкости здания могут быть 15 и 30 мин. Несущие стены могут иметь пределы огнестойкости 45 и 120 мин. При проведении испытаний конструкций на пожарную опасность время испытаний должно соответствовать минимальному требуемому пределу огнестойкости. Например, при значении предела огнестойкости 45 мин и более испытания на пожарную опасность проводятся в течение 45 мин.

Таким образом, подбор граничных условий с дискретно постоянными параметрами для граничных условий III рода

необходимо осуществлять в диапазоне времени 0–15 мин, 15–30 мин и 30–45 мин.

Начальные и граничные условия для расчета прогрева конструкций защиты горючих утеплителей наружной системы утепления приведены в табл. 6.12 и позволяют использовать известное аналитическое решение нестационарной теплопроводности при $T_{\infty, \alpha} = \text{const}$ в соответствующем временном интервале, для $G \leq 50 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$ и $t_{\text{п}} \leq 0,3$, что охватывает жилые здания и подавляющее большинство общественных зданий.

На рис. 4.11 приведены результаты расчета зависимостей температур на необогреваемой поверхности защитного слоя из цементно-песчаной штукатурки от ее толщины при различных значениях времени теплового воздействия: (15, 30, 45) мин.

Анализируя данные, представленные на рис. 4.11, следует отметить, что качественные изменения зависимости $\Delta = f(T)$ для кривой 1 ($t = 45$ мин) связано с характером изменения температуры газовой среды, выходящей из очага пожара.

Т а б л и ц а 6.12

Начальные и граничные условия для расчета прогрева конструкций защиты горючих утеплителей наружной системы утепления фасада зданий при $G \leq 50 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-2}$ и $t_{\text{п}} \leq 0,3$

Время минимального требуемого предела огнестойкости наружных стен П, мин	Начальная температура $T_{0,р}, ^\circ\text{C}$	Температура газовой среды $T_{ж}, ^\circ\text{C}$	Коэффициент теплоотдачи α , $\text{Вт} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{К}^{-1}$	Время расчета t , мин
15	20	250	30	15
30	$T_{30} = T_{15к}$	600	60	15
$\text{П} \geq 45$	$T_{45} = T_{30к}$	550	80	15

П р и м е ч а н и я:

1. Граничное условие на необогреваемой поверхности для всех промежутков расчета $q_{\Delta} = 0$ (q_{Δ} – тепловой поток на необогреваемой поверхности утеплителя).

2. Значение начальной температуры T_0 для каждого временного участка соответствует значению температуры прогрева необогреваемой поверхности $(i - 1)$ временного участка, при $i > 1$.

При значении времени теплового воздействия более 35 мин температура газовой среды начинает уменьшаться, что влечет за собой уменьшение температуры необогреваемой поверхности при малых ее толщинах (в данном случае $\Delta < 8$ мм). При больших толщинах этого снижения не происходит в результате инерционности процесса прогрева.

При наличии теплофизических характеристик материала конкретной защитной конструкции данные, аналогичные рис. 4.11, можно уточнить. Однако даже в представленном виде, как показано в работе, они могут служить для оценки толщины защитного слоя при эскизной проработке конструкций наружного утепления. При этом нужно иметь данные по поведению горючего утеплителя при различных значениях температур его нагрева, известные из литературы или определенные по методам термического анализа (ТА).

Таким образом, определив термоаналитические характеристики материала горючего утеплителя (температура начала разложения, температура максимума скорости потери массы, температура начала тепловыделения и т. д.) и выбрав необходимые значения, можно определить эффективную толщину защитного слоя горючего утеплителя (без учета возможной потери целостности защитного слоя). Толщина защитного слоя выбирается в зависимости от времени теплового воздействия на конструкцию, в соответствии с классом ее пожарной опасности.

В работе [30] метод термического анализа разработан для идентификационного контроля материалов.

Идентификационный контроль проводится в целях установления значений характеристик реакции на тепловое воздействие материалов, используемых в наружных стенах, в системах их утепления и отделке:

- потери массы;
- скорости потери массы;

- экзо- и эндотермических эффектов;
- температур возможного воспламенения и самовоспламенения.

Указанные характеристики в последующем могут быть использованы для идентификации и контроля качества материалов при их применении на конкретных объектах, а также для определения возможности замены материалов в конструкции стены или в системе утепления и отделке, класс пожарной опасности которых был установлен ранее. Разрешение на такую замену должно быть основано на заключении лаборатории, установившей класс пожарной опасности стены или системы утепления и отделки.

В результате проведения ТА получают все необходимые данные для оценки пожарной опасности материалов, применяемых в системах наружного утепления.

Для проведения испытаний должна использоваться аппаратура термического анализа, обеспечивающая возможность получения значений характеристик по термогравиметрическим (ТГ) и дифференциальным термогравиметрическим (ДТГ) зависимостям, а также по зависимостям дифференциально-термического анализа (ДТА) исследуемого материала в динамическом режиме.

Рекомендуется использовать приборы термического анализа модульного (например термоаналитический комплекс “Du Pont”) или совмещенного (например “Дериватограф-С”, Q) типа, а также другие подобные приборы, отвечающие следующим требованиям:

- температурный интервал нагрева образцов не менее чем от 25 до 1000 °С;
- интервал скорости нагревания от 5 до 20 °С · мин⁻¹;
- точность измерения температур в диапазоне температур от 50 до 1000°С не ниже + 3 %;

- точность измерения разности температур образца и эталона $\pm 0,2$ °С;

- возможность подачи в реакционную зону (тигельное пространство) воздуха с расходом, рекомендуемым инструкцией для данного типа прибора и тиглей;

- погрешность измерения массы образца не более 1,5 %.

Подготовка образцов для испытаний

Образцы однородных материалов вырезаются из проб и анализируются монолитным фрагментом.

В случае неоднородности материала из серии образцов готовят усредненный образец путем их измельчения (до порошкообразного состояния) и тщательного их перемешивания.

Масса и размеры образцов определяются типом используемого прибора.

Для материалов с малой потерей массы в процессе термодеструкции (менее 10 % от исходной) рекомендуется массу образца принимать близкой к максимально возможной для используемого прибора.

Испытания проводятся при следующих условиях:

начальная температура в реакционной камере – 25 °С;

конечная температура – 750 °С или температура, соответствующая окончанию всех контролируемых при испытании явлений;

газовая среда – проточный воздух;

скорость нагревания – 20 °С · мин⁻¹; для уточнения ТА-параметров допускается применение специально подобранных скоростей.

При предварительных испытаниях для выбора оптимальных условий ТА добиваются того, чтобы изменение массы испытуемого образца на 10 % приводило к изменению значений ТА-параметров не более чем на 5 %.

Для получения термоаналитических параметров проводят не менее двух испытаний, результаты которых отличаются не более чем на 5 % от среднего значения. При получении больших различий проводят дополнительное третье испытание и вычисляют среднеквадратичное отклонение.

По ТА-зависимостям с применением соответствующих используемому прибору прикладных программ обработки результатов испытаний или графическими методами определяют значения термоаналитических идентификационных характеристик материала.

Потерю массы характеризуют следующими значениями, определяемыми по ТГ-зависимостям:

- температурой (T_m , °С) фиксированных значений потери материалом относительной массы (Δm_{ϕ} , %); при этом полученный диапазон потери массы материала разбивают не менее чем на пять интервалов, из которых первый составляет 0,5 %, а соответствующую температуру обозначают $T_{нтр}$ (температура начала термического разложения материала); последующие интервалы определяют по достаточно характерным точкам на ТГ-зависимости, например 5, 10, 50, 85 % потери относительной массы;

- потерей относительной массы (Δm_T , %) при фиксированных значениях температуры (T_{ϕ} , °С); при этом диапазон характерных изменений ТГ-зависимости также разбивают не менее чем на пять интервалов, например 100, 300, 400, 500, 600 °С;

- величиной конечной относительной массы образца при температуре окончания испытаний ($m_k = 100 - \Delta m_k$).

Скорость потери относительной массы характеризуют величиной $A = dm/dt$, % · мин⁻¹, где $dt = U_{л}dT$; $U_{л}$ – скорость нагрева образца, °С · мин⁻¹, и значениями, определяемыми по ДТГ-зависимости:

- величиной максимумов скорости потери относительной массы (A_{m_i} , % · мин⁻¹);
- температурами максимумов скорости потери относительной массы ($T_{A_{j_{m_j}}}$, °С).

Экзо- и эндотермические эффекты характеризуют величиной $J = (T_{\text{обр}} - T_э)/m$, °С · мг⁻¹, где $T_{\text{обр}}$ – температура образца, °С; $T_э$ – температура эталона, °С; m – исходная масса образца, мг, и следующими значениями, определяемыми по ДТА-зависимости:

- максимумами экзо- и эндотермических эффектов (J_{m_i} , °С · мг⁻¹);
- температурами, соответствующими максимумам экзо- и эндотермических эффектов ($T_{j_{m_i}}$, °С);
- относительным тепловыделением и поглощением тепла (ΔH_i , °С · мин · мг⁻¹) в области температур, прилегающих к температуре $T_{j_{m_i}}$. Эта величина определяется как площадь под ДТА-кривой между двумя соседними точками ее пересечения с осью абсцисс.

Температуры возможного воспламенения и самовоспламенения характеризуются следующими значениями, определяемыми по ДТА-зависимости:

- температура возможного воспламенения соответствует температуре первого экзотермического максимума ($T_{j_{m1}}$, °С);
- температура возможного самовоспламенения соответствует температуре второго экзотермического максимума ($T_{j_{m2}}$, °С).

Примеры определения значений идентификационных характеристик представлены на рис. 6.26–6.27; рекомендуемая форма представления ТА-зависимостей в протоколе испытания приведена ниже.

(наименование организации, выполняющей испытания)

ПРОТОКОЛ № 1

результатов термоаналитических испытаний образца материала

Плита минераловатная марки НГ

от “___” _____ г.

1. Заказчик:

2. Наименование нормативного документа на материал:

3. Результаты визуального осмотра образца материала: образцы плиты минераловатной марки НГ, серо-желтого цвета.

Испытаниям подвергались 3 образца плиты. Диаметр образца – 4,5 мм, толщина – 4,0 мм.

4. Дата поступления образца на испытания:

5. Дата проведения испытаний:

6. Тип аппаратуры для ТА: “Дериватограф-С”.

7. Наименование методики испытаний:

ГОСТ 31251-2003 (прил. А).

8. Условия проведения испытаний: табл. 1.

Т а б л и ц а 1

Термопара	Pt/Pt-Rh13 %
Тигель	Корунд
Масса образцов, мг	51,1; 52,7; 52,1
Газовая среда	Воздух
Расход газа, мл · мин ⁻¹	120
Скорость нагрева, °С · мин ⁻¹	20
Конечная температура, °С	850
Число испытанных образцов	3

9. Результаты контроля

Т а б л и ц а 2 (к протоколу № 1)

Потеря массы					
Фиксированные значения потери массы Δm_{ϕ} , %	0,5	5	10	50	85
при температурах $T_{нтр}$, T_m , °С	$\frac{320^*}{2}$	-	-	-	-
Фиксированные значения температуры T_{ϕ} , °С	100	200	300	400	500
с потерей массы Δm_T , %	$\frac{0,0}{0,0}$	$\frac{0,0}{0,0}$	$\frac{0,2}{0,1}$	$\frac{0,7}{0,1}$	$\frac{1,3}{0,3}$
Конечная относительная масса образца m_k , %	$\frac{96,4}{0,2}$				
При температуре окончания испытаний T_k , °С	850				
Скорость потери массы					
Максимумы скорости потери относительной массы A_{m_i} , % · мин ⁻¹	A_{m1}				
	$\frac{0,6}{0,2}$				
Температуры максимумов скорости потери относительной массы $T_{A_{m_i}}$, °С	$T_{A_{m1}}$				
	$\frac{505}{3}$				
Экзо- и эндотермические эффекты					
Максимумы экзо- и эндотермических эффектов J_{m_i} , °С · мг ⁻¹	J_{m1}				
	$\frac{0,03}{0,01}$				
Температуры $T_{J_{m_i}}$, °С, соответствующие максимумам экзо- и эндотермических эффектов	$T_{J_{m1}}$				
	$\frac{501}{3}$				
Относительное тепловыделение или поглощение тепла ΔH_i , °С · мин ⁻¹ · мг ⁻¹ , в области температур, прилегающих к температуре $T_{J_{m_i}}$	$\frac{0,2}{0,1}$				
	$\frac{0,2}{0,1}$				
Суммарное тепловыделение тепла ΔH_{Σ} , °С · мин ⁻¹ · мг ⁻¹					
Температура возможного воспламенения $T_{J_{m1}}$, °С	-				
Температура возможного самовоспламенения $T_{J_{m3}}$, °С	-				

* В числителе приведены средние значения параметра, в знаменателе – характеристика рассеяния значений.

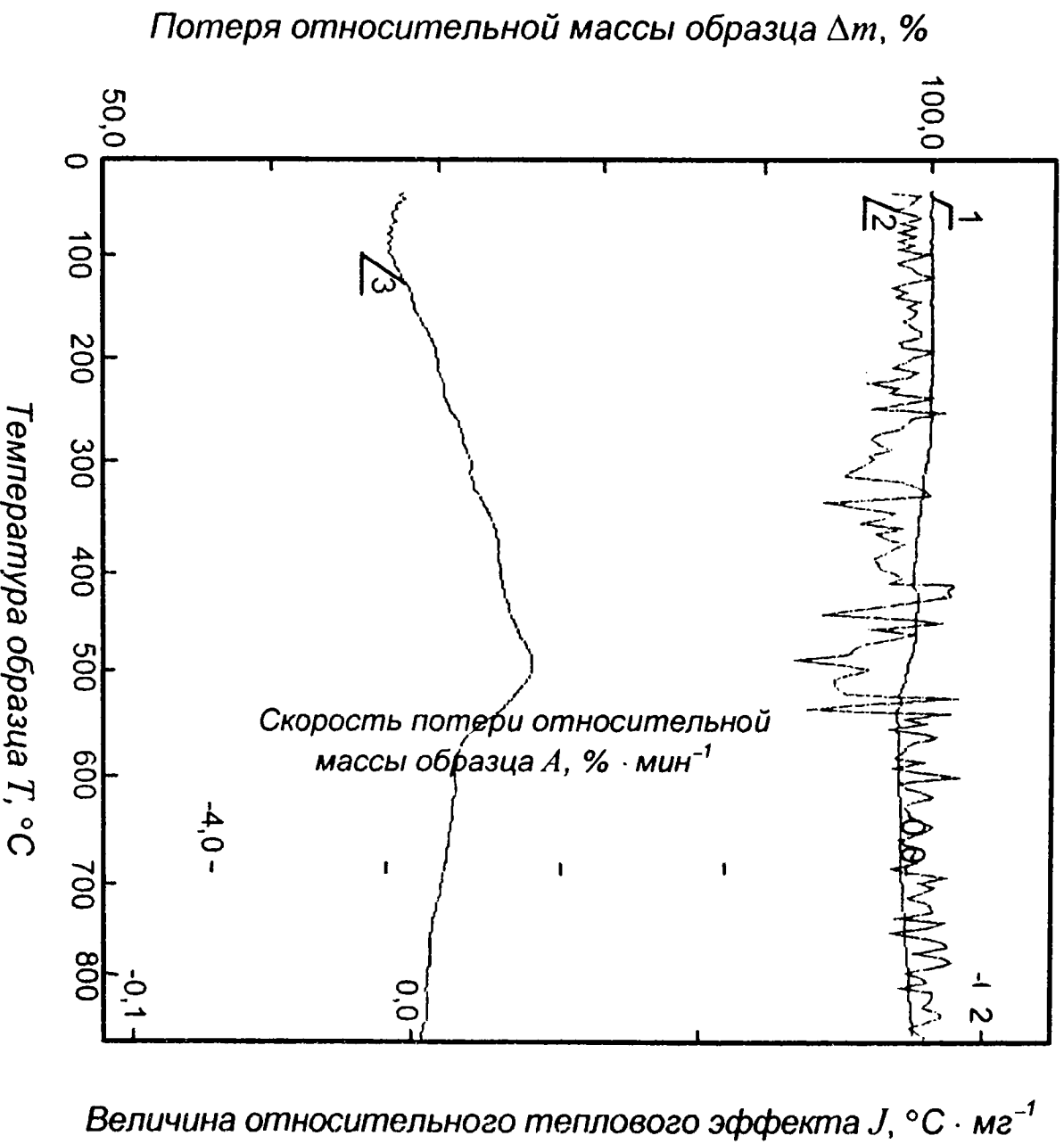


Рис. 6.26. Результаты испытаний образца материала пириты
минералогической марки ПГ:

1 – ТГ-зависимость; 2 – ДТГ-зависимость;
3 – ДТА-зависимость

(наименование организации, выполняющей испытания)

ПРОТОКОЛ № 2

идентификационного контроля материала

Плита композитная

(наименование материала)

от “ _____ ” _____ г.

1. Заказчик:

2. Полное наименование материала (ГОСТ, ТУ, № экспериментальной партии, паспорт и т. д.): образцы плиты композитной, белого цвета, толщина 3,8 мм.

Испытаниям подвергались 3 образца композитной плиты. Диаметр образца – 2,4 мм, толщина – 3,8 мм.

3. Дата поступления образца на испытания:

4. Дата проведения испытаний:

5. Тип аппаратуры для ТА: “Дериватограф-С”.

6. Наименование методики испытаний:

ГОСТ 31251-2003 (прил. А).

7. Условия проведения испытаний: табл. 1.

Т а б л и ц а 1

Термопара	Pt/Pt–Rh13 %
Тигель	Корунд
Масса образцов, мг	36,7; 34,1; 35,8
Атмосфера	Воздух
Расход газа, мл · мин ⁻¹	120
Скорость нагрева, °С · мин ⁻¹	20
Конечная температура нагрева, °С	850
Число испытанных образцов	3

8. Результаты контроля

Т а б л и ц а 2 (к протоколу № 2)

Потеря массы					
Фиксированные значения потери массы Δm_{ϕ} , %	0,5	5	10	50	85
при температурах $T_{нтр}$, T_m , °С	$\frac{227^*}{2}$	$\frac{278}{2}$	$\frac{301}{4}$	$\frac{610}{3}$	-
Фиксированные значения температуры T_{ϕ} , °С	100	200	300	400	500
с потерей массы Δm_T , %	$\frac{0,0}{0,0}$	$\frac{0,0}{0,0}$	$\frac{14,1}{0,3}$	$\frac{41,6}{0,4}$	$\frac{49,1}{0,3}$
Конечная относительная масса образца m_k , %	$\frac{47,4}{0,2}$				
При температуре окончания испытаний T_k , °С	850				
Скорость потери массы					
Максимумы скорости потери относительной массы A_{m_i} , % · мин ⁻¹	A_{m1}	A_{m2}	A_{m3}	A_{m4}	
	$\frac{8,2}{0,2}$	$\frac{10,9}{0,3}$	$\frac{2,6}{0,2}$	$\frac{2,2}{0,1}$	
Температуры максимумов скорости потери относительной массы $T_{A_{m_i}}$, °С	$T_{A_{m1}}$	$T_{A_{m2}}$	$T_{A_{m3}}$	$T_{A_{m4}}$	
	$\frac{313}{3}$	$\frac{354}{4}$	$\frac{499}{2}$	$\frac{706}{4}$	
Экзо- и эндотермические эффекты					
Максимумы экзо- и эндотермических эффектов J_{m_i} , °С · мг ⁻¹	J_{m1}		J_{m2}		
	$\frac{-0,04}{0,01}$		$\frac{0,14}{0,03}$		
Температуры $T_{J_{m_i}}$, °С, соответствующие максимумам экзо- и эндотермических эффектов	$T_{J_{m1}}$		$T_{J_{m2}}$		
	$\frac{324}{3}$		$\frac{505}{4}$		
Относительное тепловыделение или поглощение тепла ΔH_i , °С · мин ⁻¹ · мг ⁻¹ , в области температур, прилегающих к температуре $T_{J_{m_i}}$	$\frac{-0,2}{0,2}$		$\frac{1,4}{0,3}$		
			$\frac{1,2}{0,2}$		
Суммарное тепловыделение тепла ΔH_{Σ} , °С · мин ⁻¹ · мг ⁻¹			$\frac{354}{3}$		
Температура возможного воспламенения $T_{j_{m1}}$, °С			$\frac{505}{4}$		
Температура возможного самовоспламенения $T_{j_{m2}}$, °С					

* В числителе приведены средние значения параметра, в знаменателе – характеристика рассеяния значений.

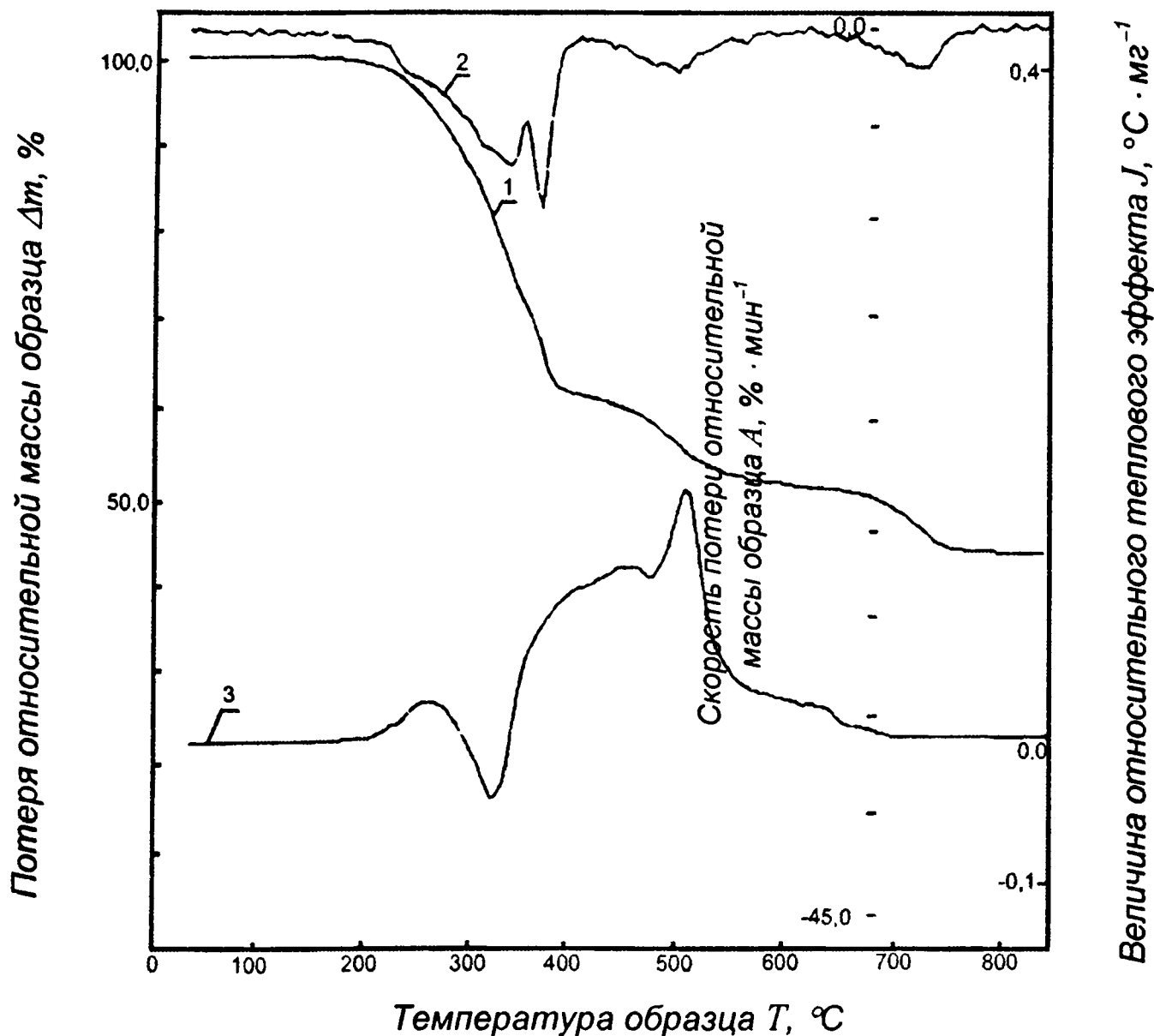


Рис. 6.27. Результаты испытаний образца материала композитной плиты:

1 – ТГ-зависимость; 2 – ДТГ-зависимость;
3 – ДТА-зависимость

Разработанная экспериментальная крупномасштабная установка “комната – коридор” [32] имитирует фрагмент здания, состоящего из коридора (испытательный отсек) размерами 2,0×3,0×10,5 м и прилегающей к нему комнаты (огневой отсек) размерами 1,8×3,0×2,1 м, соединенных между собой дверным проемом 2,0×0,9 м. Стены, пол и потолок установки, изготовленные из негорючих материалов, обеспечивают возможность крепления образцов, оборудования и приспособлений. Наличие противопожарных дверей

и окон обеспечивает визуальное наблюдение за ходом экспериментов и поведением испытываемых материалов, проведение кинофотосъемки и т. д. Предусмотрена возможность изменения внутренних размеров отсеков. Воздухообмен в установке и удаление продуктов горения осуществляются естественной вентиляцией через вытяжную трубу (дымоход) сечением $\Phi 1000$ мм, но имеется возможность принудительного регулирования. Семь топливосжигающих устройств (форсунок) в огневом отсеке работают на жидком топливе (осветительном керосине). Возможно использование в качестве пожарной нагрузки других видов топлива, например газа, древесины.

Конструктивные особенности установки позволяют поддерживать необходимый огневой режим, измерять температуру и тепловые потоки, производить отбор газов и замерять параметры задымления, крепить образцы, имитировать этажность и т. д. Замер параметров производится в четырех сечениях. Плоскость "0"-го сечения перпендикулярна оси дверного проема.

Согласно разработанной методике каждый образец подвергается испытаниям на крупномасштабной установке "комната – коридор" по трем вариантам огневого воздействия. Режимы испытаний, применяемые в методике, позволяют определять способность отделки воспламеняться и распространять пламя по поверхности образца при различных условиях воздействия пожара, включая его начальную и развитую стадии, а также от лучистого теплового потока. Время проведения одного испытания по каждому варианту не должно превышать 30 мин.

В результате испытаний определяются зависимости скорости распространения пламени от значений температур газового потока очага пожара, максимальная длина распространения пламени, а также критическая плотность тепло-

вого потока и температура, при которых отделка способна воспламеняться и распространять пламя по поверхности.

Принципиальное отличие предлагаемой методики огневых опытов состоит в том, что она позволяет определить пожарную опасность объекта испытаний как функцию от условий развития пожара. Выбранные в качестве критерия оценки пожарной опасности – температура газовой среды $T_{кр}$ и величина теплового потока, падающего на конструкции (их критические значения), позволяют прогнозировать время появления опасного фактора пожара в зависимости от функционального назначения исследуемого материала. Это, в свою очередь, дает возможность более целенаправленно использовать материалы на конкретных строительных объектах и разрабатывать профилактические мероприятия по снижению их пожарной опасности в условиях эксплуатации.

Изменение плотности падающего теплового потока по времени на участке стены в “0”-м сечении представлено на рис. 4.12.

Анализ экспериментальных данных, полученных при исследовании пожарной опасности антипирированного ДБСП, свидетельствует, что крупномасштабный огневой метод может быть использован при обосновании допустимой высоты отделок стен и разработке профилактических мероприятий, обеспечивающих их невоспламеняемость и нераспространение пламени по поверхности при пожаре.

В рамках работы [32] проводились исследования способности вновь создаваемой рецептуры эпоксидно-каучукового покрытия “ЭПИАФ” воспламеняться и распространять пламя по поверхности в крупномасштабном эксперименте и на индекс распространения пламени J на лабораторной установке “радиационная панель” по Инструкции [32]. Причем испытания на установке “комната – коридор” проводились только до и после отработки рецептуры покрытия. Определение оптимального соотношения компонентов ком-

позиций позволило получить покрытие, которое было отнесено к группе материалов, не распространяющих пламя по поверхности.

В ходе проведения серии крупномасштабных и лабораторных экспериментов удалось установить функциональную зависимость между результатами огневых испытаний напольных покрытий. Соотношения между выходными параметрами, используемыми при обработке результатов опытов на радиационной панели, – индексом распространения пламени J и критическим значением падающего теплового потока распространения пламени $q_{кр}^{рп}$, получаемого на крупномасштабной установке, приведены на рис. 6.28.

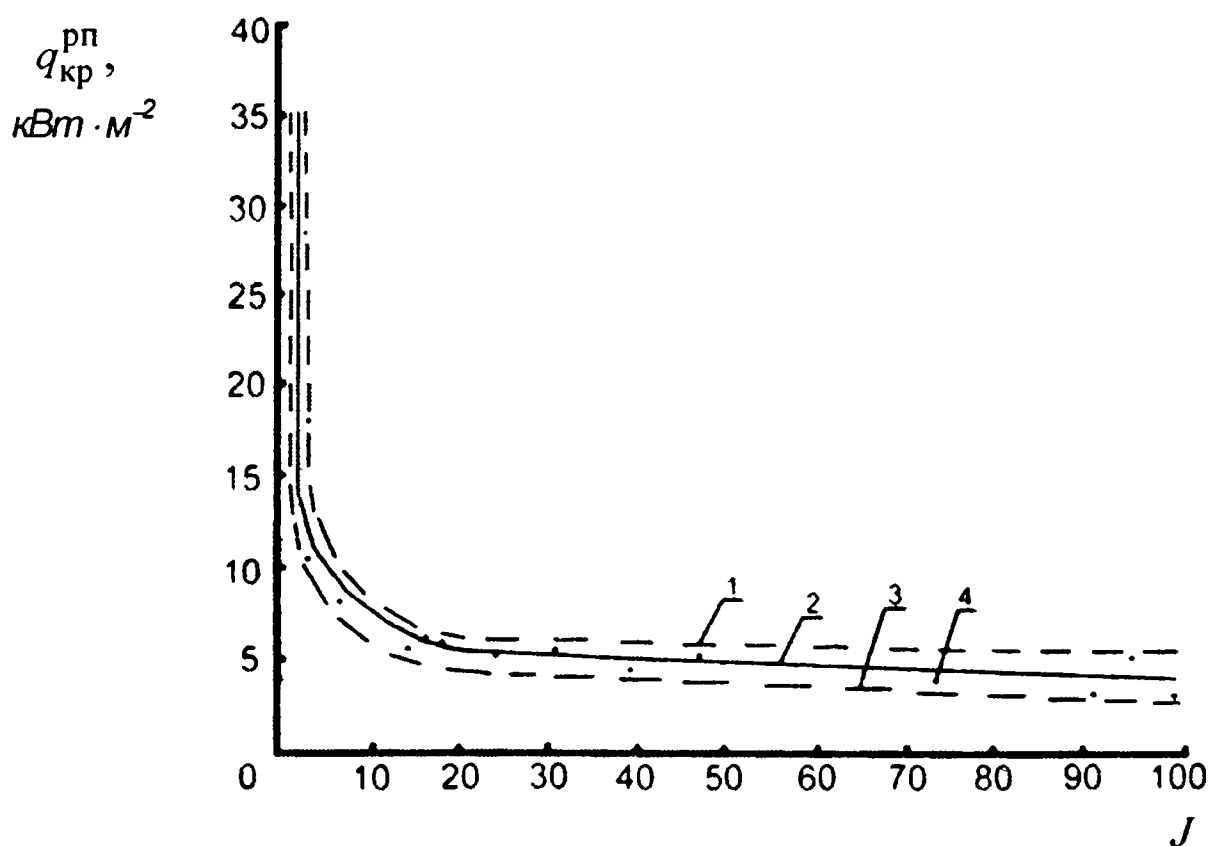


Рис. 6.28. Зависимость между падающим критическим тепловым потоком распространения пламени и индексом распространения пламени для полов:

- 1 – верхний доверительный предел; 2 – математическое ожидание;
3 – нижний доверительный предел; 4 – экспериментальные данные

Анализ результатов этого исследования позволяет сделать вывод о возможности введения изменений в Инструкцию [32]. Материалы с медленным распространением пламени можно классифицировать при $1 < J < 25$, а при $J > 25$ – как быстро распространяющие пламя по поверхности пола.

Таким образом, удастся увязать сравнительные характеристики материалов покрытий полов, полученные лабораторными методами, с результатами исследований, полученными для реальных условий эксплуатации и пожара, и на этой основе разрабатывать предложения по применению.

Сложнее определение подобных зависимостей для отделок стен и потолков. Часто определяющим фактором в распространении пламени по поверхности конструкций стен и потолков является его движение по газовой фазе продуктов пиролиза (“пробежка пламени”). Возможно влияние физических свойств самой отделки, способной выделять газообразные продукты термического разложения при различных режимах теплового воздействия, а также технических условий монтажа, которые значительно усиливаются пространственным расположением образца. Таким образом, явление “пробежки пламени” может быть, в известной степени, случайным явлением и его наличие существенно осложняет процесс моделирования.

Результаты проведенных экспериментальных и теоретических исследований способности отделок воспламеняться и распространять пламя по поверхности позволили разработать предложения по классификации и требования по их применению в конструкциях полов, стен и потолков коридоров общественных зданий (табл. 6.13).

Т а б л и ц а 6.13

Класс пожарной опасности	Параметры, характеризующие класс пожарной опасности отделок, применяемых в конструкциях полов, стен и потолков			
	Длина распространения пламени L , м	$T_{кр}$, °С	$q_{кр}^{pp}$, кВт · м ⁻²	
			для стен и потолков	для покрытий полов
К0	$L = 0$	> 600	> 40	> 15
К1	$0 < L \leq 0,5$	> 490	> 30	> 10
К2	$0,5 < L \leq 2,5$	> 320	> 20	$> 4,5$
К3	$L > 2,5$	≤ 320	≤ 20	$\leq 4,5$

Работа [47] посвящена исследованиям по определению расстояния, проходимого фронтом пламени по поверхности кровельных материалов (КМ) образцов конструкций покрытий зданий (в целях изучения пожарной опасности конструкций покрытия).

Анализ действующих за рубежом средне- и крупномасштабных методов по определению расстояния, проходимого фронтом пламени по поверхности КМ конструкций покрытий, а также результаты проведенных отечественными и зарубежными специалистами натурных экспериментов по исследованию огнестойкости и распространения пожара по фасадам фрагментов зданий позволили создать метод исследований и принципиально новую испытательную установку, позволяющие определять параметры распространения пламени по поверхности образцов конструкций покрытий в условиях эксплуатации, а также разрабатывать рекомендации по их применению в зданиях.

Проведенный анализ состояния вопроса позволил сделать вывод об актуальности поставленной задачи по исследованию пожарной опасности конструкций покрытий зданий: определению способности КМ покрытий воспламеняться и распространять пламя по поверхности. Действующая в настоящее время в России система противопожарного нормирования по применению конструкций кровельных по-

крытий в зданиях основана на лабораторных методах оценки пожарной опасности применяемых в них КМ.

При внимательном изучении условий проведения исследований по этим методам проявляются следующие их недостатки: не моделируются условия “реального” пожара, не учитываются условия эксплуатации исследуемых КМ в составе конструкций покрытий, получаемые результаты исследований носят лишь сравнительный характер. Поэтому возникает необходимость проведения дополнительных исследований по определению пожарной опасности конструкций покрытий, т. е. проведения крупномасштабных исследований с учетом условий их эксплуатации на установках, моделирующих условия “реального” пожара.

При выборе и обосновании исходных параметров экспериментального крупномасштабного метода определения пожарной опасности кровельных покрытий зданий и стендового оборудования (температуры и плотности потока теплового излучения факела пламени источника огневого воздействия) были проанализированы результаты проведенных отечественными и зарубежными научно-исследовательскими институтами натуральных экспериментов по исследованию огнестойкости и распространения пожара по фасадам фрагментов зданий.

В процессе этих исследований определялись длительность стадии развивающегося пожара и температуры пламени очага внутри испытательных помещений; поля температур и тепловых потоков, а также размеры факела пламени по высоте фасада здания; зависимость размера факела пламени от направления и скорости ветра.

С учетом полученных экспериментальных данных, а также согласно ГОСТ 31251-2003 для крупномасштабного метода оценки способности КМ конструкций покрытий зда-

ний воспламеняться и распространять пламя по поверхности целесообразно установить следующие параметры: температура факела пламени источника огневого воздействия должна быть в пределах $800\text{ }^{\circ}\text{C}$, величина плотности потока теплового излучения от факела пламени $24\text{ кВт} \cdot \text{м}^{-2}$, скорость набегающего на образец воздушного потока $3,8\text{ м} \cdot \text{с}^{-1}$.

Геометрические размеры опытных образцов конструкций покрытий приняты следующие: ширина образцов 1000 мм , равная ширине факела пламени 1000 мм , выходящего из оконного проема такой же ширины; длина образцов 3000 мм – в соответствии с определенным экспериментально снижением темпа роста величины потока теплового излучения по длине тарировочного образца (рис. 6.29); толщина – согласно технической документации.

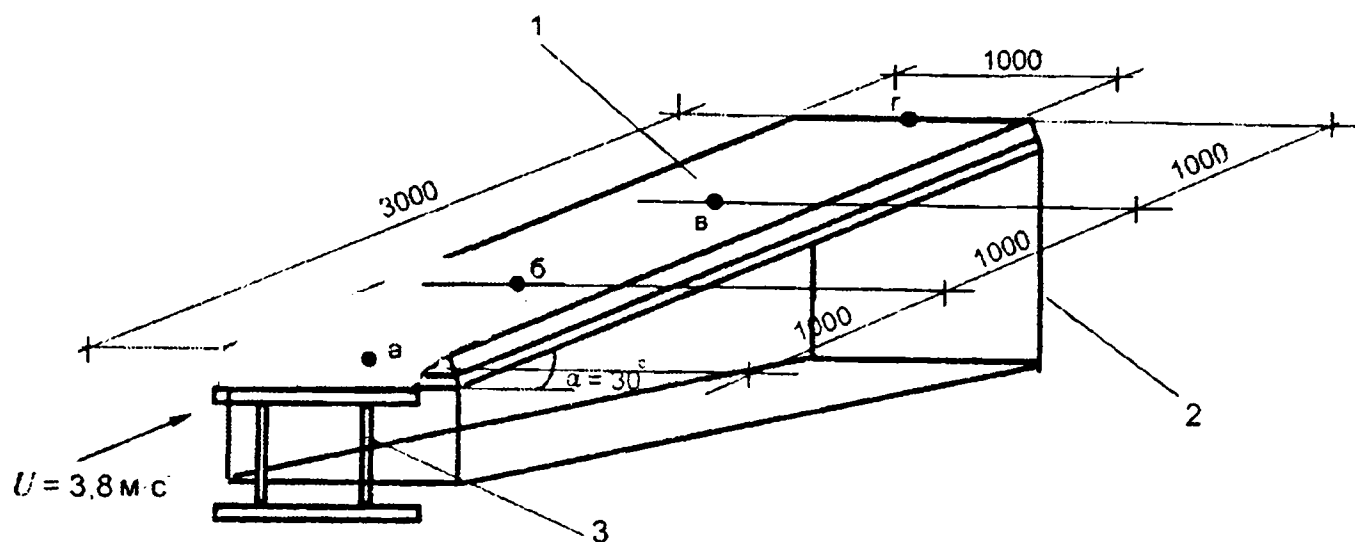


Рис. 6.29. Схема испытательной установки и расположения на образце приемников потока теплового излучения по проекту НПБ ГПС "Покрытия зданий и сооружений. Метод определения пожарной опасности":

- 1 – тарировочный образец из гипсоволокнистых листов; 2 – опорная рама;
3 – топливосжигающее устройство; а–г – приемники потока теплового излучения

На основании этих параметров было разработано и создано стендовое оборудование экспериментального круп-

номасштабного метода исследования способности КМ конструкций покрытий распространять пламя по поверхности.

Испытательная установка представляет собой камеру (помещение) габаритным размером $10,5 \times 3,0 \times 2,55$ м, стены которой выполнены из огнеупорного кирпича, потолок из железобетонных плит, защищенных слоем огнеупорного бетона по металлической сетке. Воздухообмен в установке и удаление продуктов горения осуществляются естественной вентиляцией через вытяжную трубу (дымоход) круглого сечения диаметром 1000 мм. Установка оборудована двумя противопожарными дверями и смотровыми окнами для визуального наблюдения за ходом экспериментов и поведением испытываемых конструкций кровельных покрытий.

В состав стендового оборудования (рис. 6.29) входят: опорная рама с изменяемым углом наклона до 30° ; несущее основание из гипсоволокнистых листов габаритным размером $(3000 \times 1000) \pm 10$ мм и толщиной не менее 20 мм, для монтажа на нем образцов конструкций покрытий; источник огневого воздействия; вентилятор для имитации набегающего на образец воздушного потока со скоростью $U_{вп} = 3,8$ м · с⁻¹; воздуховод сечением 1100×400 мм для распределения вдоль образца подаваемого вентилятором воздушного потока.

В качестве источника огневого воздействия используется топливосжигающее устройство, работающее на жидком топливе.

До проведения испытаний проводят тарировку стендового оборудования таким образом, чтобы в контрольных точках а–г тарировочного образца (рис. 6.29) из гипсоволокнистых листов габаритным размером $(3000 \times 1000) \pm 10$ мм и толщиной не менее 20 мм установившиеся величины поверхностной плотности теплового потока от факела пламени топливосжигающего устройства соответствовали зависимости распределения критической

поверхностной плотности потока теплового излучения, представленной на рис. 6.29, с отклонением $\pm 15\%$: в точке а – $q_{\text{пп}}^{\text{кр}} = 24 \text{ кВт} \cdot \text{м}^{-2}$; в точке б – $q_{\text{пп}}^{\text{кр}} = 18 \text{ кВт} \cdot \text{м}^{-2}$; в точке в – $q_{\text{пп}}^{\text{кр}} = 7 \text{ кВт} \cdot \text{м}^{-2}$; в точке г – $q_{\text{пп}}^{\text{кр}} = 3 \text{ кВт} \cdot \text{м}^{-2}$.

При этом в центре тарировочного образца, обращенного к топливосжигающему устройству, установившаяся величина температуры должна быть в пределах $800 \text{ }^\circ\text{C}$.

Испытания проводятся при угле наклона конструкции покрытия 30° .

В процессе проведения испытаний измеряются и регистрируются следующие параметры: время задержки воспламенения испытываемых образцов КМ конструкций покрытий $t_{\text{зад}}$; время воспламенения или возникновения тления (обугливания) образцов КМ конструкций покрытий от начала испытаний; время прохождения фронтом пламени контрольных зон – $t_{\text{рп,р}}$ мин; время $t_{\text{рп,р}}$ мин, в течение которого фронт пламени распространился по поверхности испытываемых образцов КМ конструкций покрытий на расстояние $L_{\text{рп,р}}$ м; величины температур на поверхности испытываемых образцов КМ конструкций покрытий и на поверхности оснований под КМ T_i , $^\circ\text{C}$; образование плавления и текучести горючих утеплителей и образцов КМ конструкций покрытий (определяется визуально в процессе и по окончании испытаний).

Испытания проводятся до полного прекращения распространения фронта пламени по поверхности КМ образцов конструкций покрытий. По их результатам образцы конструкций покрытий классифицируют в соответствии со средней величиной распространения фронта пламени по поверхности КМ покрытий $L_{\text{рп}}^{\text{ср}}$, м, которой соответствует значение

критической поверхностной плотности потока теплового излучения $q_{\text{пп}}^{\text{кр}}$, кВт · м⁻² (табл. 6.14).

Таблица 6.14

Классификация конструкций покрытий в зависимости от средней величины распространения фронта пламени по поверхности КМ и значения величины критической поверхностной плотности потока теплового излучения

Средняя величина распространения фронта пламени по поверхности КМ конструкций покрытий $L_{\text{рп}}^{\text{ср}}$, м	Значение поверхностной плотности потока теплового излучения $q_{\text{пп}}^{\text{кр}}$, кВт · м ⁻²	Класс пожарной опасности конструкции покрытия К
$L_{\text{рп}}^{\text{ср}} = 0$	$q_{\text{пп}}^{\text{кр}} = 24$	К0
$0 < L_{\text{рп}}^{\text{ср}} < 1$	$18 \leq q_{\text{пп}}^{\text{кр}} < 24$	К1
$1 < L_{\text{рп}}^{\text{ср}} \leq 2$	$7 \leq q_{\text{пп}}^{\text{кр}} < 18$	К2
$2 < L_{\text{рп}}^{\text{ср}} \leq 3$	$3 \leq q_{\text{пп}}^{\text{кр}} < 7$	К3

На основе разработанных методов проведены исследования по определению на лабораторных установках показателей пожарной опасности 18 КМ и 24 теплоизоляционных материалов: групп горючести и воспламеняемости, критической поверхностной плотности теплового потока распространения пламени по поверхности, температур воспламенения и самовоспламенения; крупномасштабных исследований по определению способности образцов КМ конструкций покрытий распространять пламя по поверхности.

Данные, полученные в ходе исследований, свидетельствуют о том, что теплоизоляционные материалы относятся к группе горючести НГ или Г1 при содержании в них органического связующего от 0,6 до 6,08 %; КМ относятся к материалам группы горючести Г4 и группы воспламеняемости В2 или В3; температуры воспламенения КМ находятся в диапазоне 280–365 °С, самовоспламенения 375–440 °С.

Для апробации предлагаемого аналитического и экспериментального крупномасштабного методов были проведены исследования по определению величин расстояний распространения фронта пламени по поверхностям 16 видов КМ образцов конструкций покрытий.

В ходе исследований были определены зависимости: изменения температур в контролируемых точках на поверхности испытываемых образцов во времени $T_n = f(t)$; изменения температур в контролируемых точках между КМ и подложкой образцов конструкций покрытий $T = f(t)$; изменения пути, проходимого фронтом пламени по поверхностям испытываемых образцов КМ конструкций покрытий во времени $S = f(t)$; изменения суммарных тепловых потоков при горении КМ и радиационного потока от контакта фронта пламени с несгоревшей их частью $q = f(t)$.

Результаты проведенных исследований образцов конструкций кровельных покрытий позволяют сделать вывод о том, что испытанные образцы в основном относятся к классу пожарной опасности КЗ, так как большинство применяемых в них КМ относятся к материалам группы горючести Г4.

Литература

1. *Алексащенко А.А., Кошмаров Ю.А., Молчадский И.С.* Теплоассоуперенос при пожаре. – М.: Стройиздат, 1982. – 173 с.
2. *Рыжов А.М.* О математическом моделировании пожаров в помещениях // Огнестойкость строительных конструкций: Сб. тр. – М.: ВНИИПО, 1978. – Вып. 6. – С. 16–26.
3. *Рыжов А.М., Молчадский И.С., Кошмаров Ю.А.* К вопросу о математическом моделировании пожаров в помещениях с проемами // Пожарная профилактика: Сб. тр. – М.: ВНИИПО, 1979. – Вып. 15. – С. 30–41.
4. *Молчадский И.С., Рыжов А.М.* Исследование полей скоростей, температур и концентраций при пожарах в помещениях методом математического моделирования. Развитие пожара в помещении и его математическое моделирование // Труды совместного советско-американского семинара, г. Тбилиси, 1981. – М.: Госстрой СССР, ЦНИИСК им. В.А. Кучеренко, 1982. – С. 25–33.
5. *Астахова И.Ф., Молчадский И.С.* Развитие полевого моделирования пожара в помещении и теории огнестойкости в России // Моделирование пожаров и взрывов. – М.: Пожнаука, 2000. – С. 89–105.
6. *Молчадский И.С., Рыжов А.М., Кошмаров Ю.А.* Расчет полей скоростей, температур и концентраций продуктов горения в коридорах при пожарах в смежных с ними помещениях: Метод. указания. – М.: ВНИИПО, 1984. – 21 с.
7. *Рыжов А.М., Молчадский И.С., Попов П.Н.* Моделирование движения газовых потоков в коридорах при пожарах в смежных с ними помещениях // Безопасность людей при пожарах: Сб. науч. тр. – М.: ВНИИПО, 1984. – С. 4–13.
8. *Атабеков И.У., Молчадский И.С.* Сложный теплообмен в закрытом помещении // Вопросы вычислительной и прикладной математики. – Ташкент: АН УзССР, НПО Кибернетика, 1984. – Вып. 73. – С. 75–82.
9. *Атабеков И.У., Молчадский И.С., Исаева Г.М.* Численное моделирование начального развития горения в здании // Вопросы

вычислительной и прикладной математики. – Ташкент: АН УзССР, НПО Кибернетика, 1985. – Вып. 78. – С. 51–59.

10. Термогазодинамика пожаров в помещениях / *В.М. Астапенко, Ю.А. Кошмаров, И.С. Молчадский, А.Н. Шевляков.* – М.: Стройиздат, 1988. – 447 с.

11. *Оцисик М.Н.* Сложный теплообмен. – М.: Мир, 1976. – 616 с.

12. *Лыков А.В.* Теория теплопроводности. – М.: Высшая школа, 1967.

13. *Абрамович М., Стиган И.* Специальные функции: Справочник. – М.: Наука, 1979. – 830 с.

14. *Молчадский И.С., Зернов С.И.* Определение продолжительности начальной стадии пожара // Пожарная профилактика: Сб. науч. тр. – М.: ВНИИПО, 1981. – С. 26–46.

15. *Кутателадзе С.С.* Основы теории теплообмена. – М.: Атомиздат, 1979. – 416 с.

16. Крупномасштабные огневые испытания фрагмента пожарного здания из легких стальных конструкций с утеплителем из заливочного пенополиуретана и оценка эффективности системы пожаротушения и противопожарной преграды: Отчет о НИР / ЦНИИСК им. В.А. Кучеренко; Руководитель А.Н. Чистяков. – М., 1986. – 159 с.

17. *Молчадский И.С.* Моделирование температурного режима при пожаре в помещении для оценки огнестойкости строительных конструкций: Дис. ... д-ра техн. наук. – М.: ВНИИПО, 1991. – 274 с.

18. *Монахов В.Т.* Методы исследования пожарной опасности веществ. – М.: Химия, 1979.

19. *Волков Е.Б., Головков Л.Г., Сырицын Т.К.* Жидкостные ракетные двигатели. – М.: Воениздат, 1970. – 592 с.

20. *Зернов С.И.* Разработка расчетных методов прогнозирования параметров пожаров в помещениях зданий с естественной вентиляцией: Дис. ... канд. техн. наук. – М.: ВИПТШ, 1984.

21. Провести исследования по определению температурного режима при пожаре в общественных зданиях в зависимости от горючей нагрузки: Отчет о НИР / ВНИИПО; Руководитель И.С. Мол-

чадский. – П.03.Н.001.79; № 79038609; Инв. № 02840063266. – М., 1980. – 234 с.

22. *Мадорский С.* Термическое разложение органических полимеров. – М.: Мир, 1967.

23. *Николаев А.Ф.* Синтетические полимеры и пластические массы на их основе. – М.; Л.: Химия, 1964.

24. *Павлов В.А.* Пенополистирол. – М.: Химия, 1973.

25. Вредные вещества в промышленности: Справочник. – Л.: Химия, 1976.

26. *Рождественский И.Б., Гутков В.И., Жегульская Н.А.* // Теплофизические свойства химически реагирующих гетерогенных систем смесей. – М., 1973. – Вып. 7. – С. 88–121.

27. *Салеуилов Е.В., Цителури Н.И.* // Теплофизика высоких температур. – 1970. – Т. 8, № 4. – С. 754.

28. *Юдаев В.Н.* Теплопередача. – М.: Высшая школа, 1981. – С. 87–92.

29. *Кошмаров Ю.А., Башкирцев М.П.* Термодинамика и теплопередача в пожарном деле. – М.: ВИПТШ МВД СССР, 1987. – 443 с.

30. *Молчадский О.И.* Прогноз пожарной опасности строительных материалов при использовании методов термического анализа: Дис. ... канд. техн. наук. – М.: ВНИИПО, 2001. – 131 с.

31. ГОСТ 30247.0-94. Конструкции строительные. Методы испытаний на огнестойкость. Общие требования.

32. *Пономарев В.В.* Воспламеняемость и распространение пламени по декоративно-отделочным материалам стен, потолков и покрытиям полов: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – М.: ВНИИПО, 2001.

33. *Валеев Г.Н., Ерофеев А.Н., Есин В.М.* Температурные режимы в помещениях на этаже, где происходит пожар // Огнестойкость строительных конструкций: Сб. науч. тр. – М.: ВНИИПО, 1981. – С. 50–57.

34. *Богословский В.Н., Карпов Л.И., Молчадский И.С.* Исследование закономерности устойчивого стратифицированного

метода при пожарах в зданиях // Безопасность людей на пожарах: Сб. тр. – М.: ВНИИПО, 1979. – Вып. 1. – С. 85–97.

35. СТ СЭВ 383-87. Пожарная безопасность в строительстве. Термины и определения.

36. СНиП 21-01-97*. Пожарная безопасность зданий и сооружений. – М.: Госстрой России, 1999.

37. СНиП 2.01.02-85*. Противопожарные нормы. – М.: Госстрой СССР, 1991.

38. ГОСТ 30247.1–94. Конструкции строительные. Методы испытаний на огнестойкость. Несущие и ограждающие конструкции.

39. ГОСТ 30247.2-97. Конструкции строительные. Методы испытаний на огнестойкость. Двери и ворота.

40. ГОСТ 30247.3-2002. Конструкции строительные. Методы испытаний на огнестойкость. Двери шахт лифтов.

41. Пособие по определению пределов огнестойкости конструкций, пределов распространения огня по конструкциям и групп возгораемости материалов (к СНиП II-2-80). – М.: Стройиздат, 1986.

42. Рекомендации по расчету пределов огнестойкости бетонных и железобетонных конструкций. – М.: НИИЖБ Госстроя СССР, 1986.

43. *Яковлев А.И.* Расчет огнестойкости строительных конструкций. – М.: Стройиздат, 1988.

44. Инструкция по расчету фактических пределов огнестойкости железобетонных конструкций на основе применения ЭВМ. – М.: ВНИИПО, 1975.

45. ГОСТ 31251–2003. Конструкции строительные. Методы определения пожарной опасности. Стены наружные с внешней стороны.

46. НПБ 233-96. Здания и фрагменты зданий. Метод натуральных огневых испытаний. Общие требования.

47. *Павловский А.В.* Пожарная опасность конструкций кровельных покрытий зданий. Автореф. канд. техн. наук. – М.: ВНИИПО, 2004.