

Модельная нагрузка при внутреннем взрыве

© В.А. Горев ✉

Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (Россия, 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, 26)

АННОТАЦИЯ

Введение. На сегодняшний день отсутствуют модельные нагрузки, описывающие действие внутреннего взрыва. Представленная в статье работа ставит своей целью построить модельную нагрузку, характеризующую внутренний взрыв с учетом использования инерционных предохранительных конструкций. В статье приведены соответствующие примеры.

Методы. Эксперимент и численное моделирование устанавливают характеристики внутреннего взрыва, определяющие его разрушительное действие. В первую очередь — это уровень и темп нарастания давления при формировании первого пика. После первого пика происходит спад и новый подъем до второго пика с последующим окончательным падением давления. Участок подъема до первого пика описывается кубической параболой. Постоянная величина давления, равная наибольшему значению из двух пиков, заменяет спад и подъем между пиками. Линейная зависимость описывает участок окончательного спада давления так, чтобы деформация в конечной точке заканчивалась. Время нарастания давления рассчитывается из условия вскрытия проема и с учетом характеристик предохранительных конструкций. Наступление второго пика определяется из условия достижения пламенем своей максимальной площади.

Результаты и их обсуждение. Деформация на первом участке вычисляется решением приведенного уравнения движения балки. Деформация между пиками оценивается на основе баланса энергии. На участке спада деформация определяется решением уравнения движения. На решение накладывается условие окончания деформации.

Выводы. Результаты показывают, что время между пиками имеет важное значение при давлениях, близких к пиковому. Анализ устанавливает условия, при которых деформация остается упругой. Результаты работы могут быть использованы при оценке несущей способности конструкции зданий взрывоопасных производств. Применение предложенной нагрузки дает консервативные результаты.

Ключевые слова: предохранительные конструкции; пик давления; взрывная нагрузка; упругая деформация; пластическая деформация; нарастание нагрузки

Для цитирования: Горев В.А. Модельная нагрузка при внутреннем взрыве // Пожаровзрывобезопасность/ Fire and Explosion Safety. 2021. Т. 30. № 3. С. 5–15. DOI: 10.22227/0869-7493.2021.30.03.5-15

✉ Горев Вячеслав Александрович, e-mail: kafedrapb@yandex.ru

Model load in case of an internal explosion

© Vyacheslav A. Gorev ✉

Moscow State University of Civil Engineering (National Research University)
(Yaroslavskoe shosse, 26, Moscow, 129337, Russian Federation)

ABSTRACT

Introduction. Presently, there are no model loads that describe the burst effect of an internal explosion. The goal of the article is to design a model load that characterizes an internal explosion with regard for the effect of inertial safety structures. The author provides relevant examples.

Methods. The experiment and the numerical modeling identify the characteristics of an internal explosion, primarily, its destructive effect. First of all, these characteristics include the pressure value and rate in the process of the first peak formation. A drop follows the first peak. Another rise to the second peak is followed by the final pressure drop. The rise to the first peak is described by a cubic parabola. The constant value of pressure is equal to the highest value of the two peaks. It replaces the drop and rise between the peaks. The linear dependence describes the area of the final pressure drop, so that the deformation is completed at the end point. The time of the pressure rise is determined by breakup, and it takes account of the characteristics of safety structures. The time of the second peak is the time when the flame area is maximal.

Results and discussion. The deformation that may occur before the first peak represents a solution to the equation, describing the beam motion. This equation is provided in the article. The deformation between the peaks is determined by the balance of energy. The deformation, that occurs when the pressure drops, is identified by the solution to the motion equation. The solution is subject to the deformation completion condition.

Conclusions. The results show that the time between the peaks is important when the pressure is close to maximal. The analysis identifies the conditions under which deformation remains elastic. These results can

be contributed to the assessment of the bearing capacity of buildings that accommodate explosive production facilities. This approach ensures conservative results.

Keywords: safety structures; pressure peak; explosive load; elastic deformation; plastic deformation; load rise

For citation: Gorev V.A. Model load in case of an internal explosion. *Pozharovzryvobezopasnost/Fire and Explosion Safety*. 2021; 30(3):5-15. DOI: 10.22227/0869-7493.2021.30.03.5-15 (rus).

✉ Vyacheslav Aleksandrovich Gorev, e-mail: kafedrapb@yandex.ru

Введение

Внутренние аварийные взрывы продолжают происходить с регулярной частотой. Разрушительные последствия этих взрывов говорят о низкой эффективности существующих мер по защите строительных объектов¹. При анализе этих мер внутренние взрывы следует различать по их природе и механизму их протекания. Большинство таких взрывов относится к квазистатическим, когда можно принять, что давление в помещении в каждый момент времени одинаково во всех точках его объема и изменяется только во времени. Такие взрывы характерны для промышленных предприятий с обращением углеводородов и для жилых помещений. При внешних аварийных взрывах расчет зданий на несущую способность ведется с использованием модельных нагрузок [1–3]. При внутренних квазистатических взрывах модельная нагрузка отсутствует. Это обусловлено влиянием предохранительных конструкций, действие которых сильно усложняет вопрос. До настоящего времени эта особенность не учитывалась. В [4–5] реальная динамическая нагрузка заменяется эквивалентной статической. Величина коэффициента динамичности не обосновывается. В [3] модельная нагрузка строится на основании грубых представлений о динамике давления при взрыве в замкнутом и разгерметизированном объеме. Влияние вскрытия проемов с использованием предохранительных конструкций не учитывается. В частности, принимается, что рост давления в замкнутом объеме при квазистатическом взрыве следует закону $\Delta P \sim t^5$ вплоть до конца взрыва, что время взрыва в замкнутом и разгерметизированном объеме одинаково, а истечение горячих продуктов взрыва не оказывает влияния на его характер. Все эти предположения противоречат известным экспериментальным фактам [6–7]. Зависимости, используемые для определения параметров взрыва, не объяснены и не сопровождаются ссылками. Таким образом, в настоящее время отсутствуют модельные взрывные нагрузки, опираясь на которые можно рассчитывать последствия от внутреннего взрыва, как это имеет место в случае внешнего взрыва. В результате имеется настоятельная необходимость в разра-

ботке модельных взрывных нагрузок при внутреннем взрыве, которые адекватно учитывают особенности протекания внутреннего взрыва с учетом влияния как вскрытия проемов, так и закрытия проемов для сброса давления при квазистатическом характере взрыва.

В работе ставится цель построить модельную нагрузку, определяющую действие внутреннего взрыва. Для достижения цели необходимо определить влияние вскрытия предохранительных конструкций на динамику развития. Определить деформацию балочных конструкций на действие предложенной нагрузки.

Методы исследования

При взаимодействии взрывной нагрузки со строительными конструкциями будем различать три режима нагружения конструкции в зависимости от соотношения характерных времен действия нагрузки (взрыва) и времени развития деформации в конструкции. Режим импульсного нагружения характеризуется соотношением: $t_{ex}/t_c \leq 1$, режим квазистатического нагружения — соотношением $t_{ex}/t_c \geq 10$, где t_{ex} — характерное время действия взрывной нагрузки; t_c — характерное время деформации конструкции. При импульсном нагружении конечная деформация определяется импульсом взрывной нагрузки, при квазистатическом нагружении — величиной максимального давления взрыва.

Промежуточным значениям t_{ex}/t_c соответствует динамический режим нагружения, при котором конечная деформация определяется совместным влиянием и импульса, и максимального давления.

Приведенные границы разделения режимов носят условный характер, и точность результатов тем выше, чем лучше выполняются указанные условия.

Далее рассматривается случай квазистационарного взрыва с модельной нагрузкой, представленный на рисунке в виде диаграммы сопротивления.

Эта нагрузка конструируется следующим образом. Из соотношения

$$\Delta P_2 = \frac{U_{r_2}^2 (\sigma - 1)^2 K_f^2 V_0^{4/3} \rho_0}{2S_0^2 K_p^2 \sigma} \quad (1)$$

определяется избыточное давление ΔP_2 в объеме, если задана открытая площадь сбросных проемов S_0 .

¹ Производственные здания (с изм. № 1 от 18 августа 2016 г.): (СП 56.13330.2011) : утвержден приказом Министерства регионального развития Российской Федерации (Минрегион России) от 30 декабря 2010 г. № 850 и введен в действие с 20 мая 2011 г.

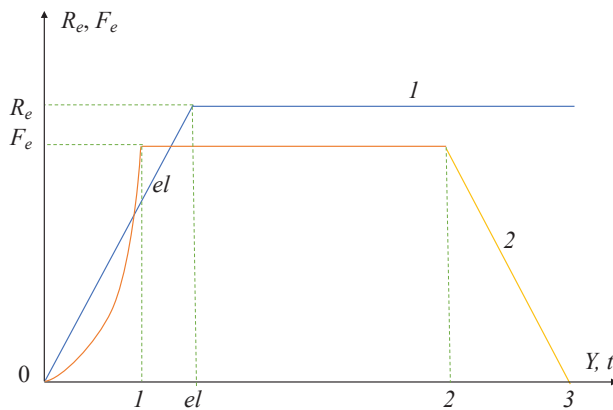


Диаграмма сопротивления: 1 — деформация; 2 — модельная нагрузка при внутреннем взрыве; R_e — эквивалентное сопротивление; F_e — эквивалентная нагрузка

Resistance diagram: 1 — deformation 2 — model load in case of an internal; R_e — equivalent resistance; F_e — equivalent load

Второй вариант заключается в том, что определяется требуемая площадь открытых проемов S_0 , если задано допускаемое давление ΔP_2 , такое, что изгибающий момент в самом опасном сечении при статическом нагружении с этой величиной давления не превышает внутреннего пластического момента сопротивления M_1 .

Давление ΔP_2 реализуется в момент максимальной площади горения, которая равна $K_f V_0^{2/3}$, где V_0 — свободный объем помещения; K_f — коэффициент, учитывающий форму помещения в формировании максимальной площади горения; U_{r_2} — скорость горения в момент максимальной площади пламени; $K = 0,6$ — коэффициент расхода, учитывающий сужение струи истекающего газа по сравнению с площадью проема; σ — степень расширения газов при горении; ρ_0 — исходная плотность горючей смеси. В момент достижения максимальной площади горения реализуется пик давления. Другой пик давления ΔP_1 достигается в течение вскрытия предохранительных конструкций, когда площадь для истечения еще не достигла S_0 .

Предохранительная конструкция считается эффективной, если $\Delta P_1 \leq \Delta P_2$.

Как обеспечить это условие при использовании остекления в качестве предохранительной конструкции, изложено в [5]. В случае вскрытия инерционных предохранительных конструкций это условие выполняется, если только [8–9]:

$$\Delta P_2 > \Delta P_v (1 + \theta)^3 k_t^3, \quad (2)$$

где ΔP_v — давление, при котором разрушаются связи, удерживающие предохранительные конструкции;

величина $(1 + \theta)$ определяется из условия:

$$\frac{4}{B} = \frac{(1 + \theta)^5}{5} - (1 + \theta) + 0,8; \quad (3)$$

$$B = \frac{\Delta P_v^{5/3} (3V_0)^{2/3}}{\rho_n X_0 U_{r_1} P_0^{2/3} [4\pi\gamma(\sigma - 1)\sigma^2]^{2/3}}. \quad (4)$$

Величина k_t характеризует временной интервал от момента открытия проема до момента наступления первого пика P_1 и зависит от параметра B согласно табл. 1 [8]:

ρ_n — масса единицы площади предохранительной конструкции, кг/м²;

X_0 — глубина заделки предохранительной конструкции в проеме, м;

U_{r_1} — скорость горения в момент вскрытия проема; $P_0 = 10^5$ Па.

В работах [10–13] отдельно рассмотрен случай, когда предохранительные конструкции расположены в плоскости внешней стороны ограждающей конструкции.

При построении модельной нагрузки за максимальное принимается большее из значений ΔP_2 и $\Delta P_v(1 + \theta)^3 k_t^3$, если не удастся снизить последнее. Нарастание давления от 0 до максимального ΔP_m происходит по закону:

$$\Delta P(t) = \Delta P_m \left(\frac{t}{t_1} \right)^3, \quad (5)$$

где $t_1 = t_v(1 + \theta)k_t$ — время достижения ΔP_m .

Следует отметить, что t_1 в (5) занижено по сравнению с реальным, так как при приближении к первому пику происходит отклонение от закона (5).

После достижения первого пика происходит спад давления, а потом опять подъем до значения ΔP_2 . Характер спада от ΔP_1 и подъем до ΔP_2 изучены недостаточно, поэтому в модельной нагрузке макси-

Таблица 1. Влияние параметра B на динамические характеристики первого пика давления

Table 1. Influence of the B parameter on the dynamic characteristics of the 1st peak

B	0,5	1	2	4	8	16	30	>30	∞
k_t^3	1,025	1,03	1,035	1,075	1,085	1,12	1,07	1,2	1,8
$1 + \theta$	2,16	1,91	1,71	1,54	1,41	1,31	1,26	1,2	1

мальное значение давления сохраняется на интервале $t_1 - t_2$ (см. рисунок).

Временной интервал $t_{12} = t_2 - t_1$ можно оценить, анализируя протекание взрыва. Очевидно, что

$$t_{12} = \frac{r_2 - r_1}{W_2},$$

где $r_2 = K_f V_0^{2/3} / 4\pi$ — эффективный радиус фронта пламени на втором пике;

$r_1 = U_{r_1} \sigma t_1$ — эффективный радиус на первом пике;

$w_2 = U_{r_2} \sigma_2$ — видимая скорость пламени на участке t_{12} ;

σ_2 — эффективная степень расширения, при ее определении учитывается истечение продуктов сгорания, которое уменьшает видимую скорость пламени. Эта величина зависит от давления взрыва и отношения $S_0/V_0^{2/3}$. При взрывах в лабораторных условиях, соответствующих реальным условиям, $\sigma_2 = 0,6\sigma$.

В результате получается оценка:

$$\bar{t}_{12} = t_1 \frac{W_1}{W_2} \left[\frac{(P_0/\Delta P_v)^{1/3}}{k_l(1+\theta)} - 1 \right]. \quad (6)$$

С учетом истечения продуктов горения эффективная скорость и степень расширения уменьшаются, а скорость горения U_{r_2} увеличивается из-за появления неустойчивости пламени в результате действия волны разрежения, которая вызывается сменой течения холодных исходных газов на горячие продукты горения. Действие этих процессов компенсируется взаимно, поэтому для оценок будет применяться $W_1/W_2 \approx 1$.

Время спада нагрузки t_{23} мало влияет на конечную деформацию, и предположение о продолжительности этого участка будет применяться после рассмотрения деформации на интервале t_{12} .

Для рассмотрения деформации изгибаемых элементов представляется диаграмма сопротивления изгибу R , совмещенная с нагрузкой $F_m(t) = \Delta P(t)bL$, (см. рисунок):

$$\begin{aligned} R_y &= k_3 Y \text{ при } Y < Y_{el}; \\ R_m &= k_3 Y_{el} \text{ при } Y \geq Y_{el}. \end{aligned} \quad (7)$$

Для шарнирно-опертой балки:

$$R_m = \frac{8M_p}{L}, \quad k_3 = \frac{384EJ}{5L^5}. \quad (8)$$

Для балки, защемленной с двух концов:

$$R_m = \frac{8(M_{ps} + M_{pm})}{L}, \quad k_3 = \frac{307EJ}{L^3}. \quad (9)$$

Для балки, защемленной с одного конца и шарнирно-опертой с другого конца:

$$R_m = \frac{4(M_{ps} + 2M_{pm})}{L}, \quad k_3 = \frac{160EJ}{L^3}. \quad (10)$$

В выражениях (7)–(10) использованы следующие обозначения:

E — модуль упругости;

J — момент инерции сечения при изгибе;

Y_{el} — максимальный прогиб в конце упругой стадии;

$M_p = Z_p \sigma_T$ — максимальный внутренний момент сопротивления изгибу в сечении с пластическим моментом сопротивления изгибу Z_p ;

σ_T — динамический предел текучести деформируемого материала [14];

M_{ps} — пластический момент сопротивления в опорном сечении;

M_{pm} — пластический момент сопротивления в среднем сечении. Для равнопрочной балки $M_p = M_{ps} = M_{pm}$, поэтому

$$R_m = \frac{16M_p}{L}; \quad R_m = \frac{12M_p}{L} \quad (11)$$

для балок, защемленных с двух концов, а также защемленных с одного и шарнирно-опертых с другого.

Нелинейные диаграммы «сопротивление – деформация» используются для специальных железобетонных [15–17].

При рассмотрении изгибаемых конструкций удобно пользоваться эквивалентными системами, т.е. системами с приведенными силой и массой [6, 18].

Уравнение движения эквивалентной системы в упругой стадии описывается выражениями:

$$\begin{aligned} \ddot{Y} + \bar{Y} &= B_f \left(\frac{\bar{t}}{\bar{t}_1} \right)^3; \\ \bar{Y} &= \frac{Y}{Y_{el}}; \quad \bar{t} = \frac{t}{t_c}; \quad t_c = \sqrt{\frac{M_l}{k_l}}; \\ M_l &= k_n M; \quad k_l = k_L k_3; \quad B_f = \frac{\Delta P_m b L}{R_m}. \end{aligned} \quad (12)$$

Коэффициенты приведения для массы и силы для случая статической линии прогиба в упругой стадии:

$$\left. \begin{aligned} k_n &= 0,5 \\ k_L &= 0,64 \\ k_n &= 0,41 \\ k_L &= 0,53 \end{aligned} \right\} \begin{aligned} &\text{— для шарнирно-опертой балки;} \\ &\text{— для балки, защемленной с двух} \\ &\text{концов;} \end{aligned}$$

$$\left. \begin{aligned} k_n &= 0,45 \\ k_L &= 0,58 \end{aligned} \right\} \text{— для балки, защемленной с одного} \\ \text{конца и шарнирно-опертой с дру-} \\ \text{гого}$$

При пластической деформации: $k_n = 0,33$, $k_L = 0,5$ для всех типов закрепления балок.

В данной работе рассматривается деформация для случая $F_m < R_m$. Для участка 0–1, где $\Delta P(t) = \Delta P_m(t/t_1)^3$ при упругой деформации решение (12) имеет вид [19].

$$\bar{Y} = B_f \Phi; \quad \bar{Y} = B_f \Phi, \quad (13)$$

где

$$\Phi = \frac{6}{-3} \left(\sin \bar{t}_1 - \bar{t}_1 + \frac{\bar{t}_1^3}{6} \right); \quad \dot{\Phi} = \frac{6}{-3} \left(\cos \bar{t} - 1 + \frac{\bar{t}^2}{2} \right).$$

На участке 1– el решения уравнения движения имеют вид:

$$\begin{aligned} \Delta \bar{Y}_1 &= B_f \dot{\Phi} \cos \Delta \bar{t} + B_f (1 - \Phi) \sin \Delta \bar{t}; \\ \Delta \bar{Y}_1 &= B_f \dot{\Phi} \sin \Delta \bar{t} + B_f (1 - \Phi) (1 - \cos \Delta \bar{t}), \end{aligned} \quad (14)$$

где $\Delta \bar{Y}$ — безразмерное смещение конструкции после момента времени t_1 , т.е. $\Delta Y_1 = Y - Y_1$;

$\Delta \bar{t}$ — время, отсчитываемое от момента t_1 , $\Delta \bar{t} = \bar{t} - \bar{t}_1$.

При $\Delta \bar{Y}_1 = 1 - \bar{Y}_1 = 1 - B_f \Phi$ упругая стадия деформации заканчивается в момент времени $\Delta \bar{t}_{el} = \bar{t}_{el} - \bar{t}_1$. Этот момент определяется из второго уравнения (14) при $\Delta \bar{Y}_1 = 1 - B_f \Phi$ и равен

$$\Delta \bar{t}_{el} = 2 \arctg \frac{\bar{Y}_{el} - \bar{Y}_1}{(2B_f - 1 - B_f \Phi)}. \quad (15)$$

Дальше рассматривается случай, когда максимальная деформация является пластической и заканчивается на интервале $\bar{t}_1 - \bar{t}_2$ (см. рисунок). К моменту максимального пластического прогиба Y_m общая энергия деформации равна $R_e Y_m - 1/2 R_e Y_{el}$. Работа внешней силы $F(t)$ на участке 0 – Y_m складывается из работы на интервале 0 – t_1 , где сила изменяется по закону (5), и из работы постоянной силы F на участке $Y_1 - Y_m$. Сохранение энергии записывается для эквивалентной системы, так как закон будет универсальным для всех видов закрепления балок.

$$\begin{aligned} R_e Y_m - \frac{1}{2} R_e Y_{el} &= \frac{1}{2} k_e Y_1^2 + \frac{1}{2} m_e \dot{Y}_1^2 + F_e (Y_m - Y_1); \\ R_e &= k_e R_m; \quad m_e = k_n M; \quad F_e = k_e F. \end{aligned} \quad (16)$$

В результате для коэффициента пластичности получается:

$$\mu = \frac{1 + B_f^2 (\Phi_1^2 + \dot{\Phi}_1^2 - 2\Phi_1)}{2(1 - B_f)}. \quad (17)$$

Это выражение справедливо, т.е. его можно использовать, если максимальная деформация реализуется до момента спада нагрузки t_2 .

Из выражения (17) следует, что в приведенных эквивалентных системах коэффициенты пластичности получаются равными для одинаковых величин B_f и $\bar{t}_1$. Но следует иметь в виду, что силы сопротивления R_m и R_e и предельные упругие деформации различны для разных случаев закрепления балок. В результате абсолютные прогибы $Y_m = \mu_\infty Y_{el}$ получаются разными.

Если в выражении сохранения энергии (16) вместо Y_m подставить Y_{el} , то можно получить значение скорости в момент окончания упругой деформации $\dot{Y}_{el}$, если учесть, что $\bar{Y}_{el} = 1$. В результате получается:

$$\bar{Y}_{el}^2 = B_f^2 (\Phi^2 + \dot{\Phi}^2 - 2\Phi) + 2B_f - 1. \quad (18)$$

Пластическая стадия деформации описывается выражением

$$\bar{Y}_n = \bar{Y}_{el} - (1 - B_f) \Delta \bar{t}. \quad (19)$$

Время остановки после начала пластической деформации

$$\Delta \bar{t}_n = \frac{\dot{Y}_{el}}{(1 - B_f)}. \quad (20)$$

В результате коэффициент пластичности

$$\mu_\infty = 1 + \frac{\dot{Y}_{el}^2}{2(1 - B_f)}. \quad (21)$$

Нетрудно убедиться, используя (18), что выражения (17) и (21) совпадают. Эти выражения получены в предположении, что время торможения при пластической деформации $\Delta \bar{t}_n$ меньше времени действия максимальной взрывной нагрузки на стадии пластической деформации, т.е.

$$\Delta \bar{t}_n < \bar{t}_{12} - (\bar{t}_{el} - \bar{t}_1) = \Delta \bar{t}_{pl}. \quad (22)$$

В случае, если это условие не выполняется, то время торможения на участке, где внешняя нагрузка максимальна, равно $\bar{t}_2 - \bar{t}_{el}$, а скорость деформации в момент $\bar{t}_2$ равна

$$\bar{Y}_2 = \bar{Y}_{el} - (1 - B_f)(\bar{t}_2 - \bar{t}_{el}). \quad (23)$$

К моменту t_2 деформация будет равна

$$\bar{Y}_{23} = \bar{Y}_2 = 1 + \left[\bar{Y}_{el} - \frac{(1-B_f)}{2} (\bar{t}_2 - \bar{t}_{el}) \right] (\bar{t}_2 - \bar{t}_{el}). \quad (24)$$

Наконец, на участке спада давления 2–3 движение конструкции определяется следующим соотношением

$$\bar{Y}_{23} = \bar{Y}_2 - (1-B_f) \Delta \bar{t}_2 - \frac{B_f \Delta \bar{t}_2^2}{2 \bar{t}_{23}}, \quad (25)$$

где $\Delta \bar{t}_2$ — отсчитывается от $\bar{t}_2$,

$\bar{t}_{23}$ — время спада давления от максимального значения ΔP_m до 0.

При внутренних взрывах процесс спада давления не изучался подробно. Однако можно утверждать, что большим значениям $\bar{t}_{23}$ соответствуют большие деформации на этом участке. При небольших значениях $\bar{t}_{23}$ деформация может закончиться на этом участке. Но в общем отличие деформации на этом участке слабо сказывается на общей деформации. Здесь предлагается принять $\bar{t}_{23} = \bar{Y}_2 / (1-B_f/2)$.

При таком значении $\bar{t}_{23}$ остановка конструкции происходит как раз в момент $\bar{t}_3$. При этом смещение конструкции на этом участке $\Delta \bar{Y}_{23}$:

$$\bar{Y}_{23} = \frac{\bar{Y}_2^2}{2(1-B_f/2)}. \quad (26)$$

Результаты и их обсуждение

Ранее было заявлено, что в данной работе рассматриваются условия, приводящие к пластическим деформациям, если силовой фактор

$$B_f = \frac{F}{R_m} < 1.$$

Это означает, что в конце упругой стадии деформации конструкция еще обладает кинетической энергией, т.е. $\dot{Y}_{el} > 0$.

В табл. 2 представлены результаты вычислений скорости деформации исследуемой конструкции в конце упругой стадии деформирования для различных сочетаний силового фактора B_f и времени нарастания давления взрыва.

Определение скорости деформации $\dot{Y}_{el}$ выполнено по соотношению (18).

По этому же соотношению выполнен расчет предельного значения силового фактора B_{el} , при котором деформация не переходит в пластическую для указанного времени нарастания нагрузки. Эта величина расположена в последней строчке табл. 2.

В табл. 3 даны часто используемые при вычислении параметры, характеризующие деформацию

на стадии нарастания нагрузки, в зависимости от безразмерного времени нарастания нагрузки.

В табл. 4 приведены максимально возможные значения коэффициентов пластичности μ_∞ , которые реализуются при выполнении условия (24) при достаточно больших значениях $\bar{t}_{12}$.

Чтобы наполнить содержанием оценку (22) и использовать выражение (23), необходимо определить величину $\Delta \bar{t}_{el} = \bar{t}_{el} - \bar{t}_1$.

Эта величина представлена в табл. 5.

Ниже анализируется пример определения развития деформации при внутреннем взрыве.

Пример 1. Время пластической деформации на интервале $\bar{t}_{12}$:

$$\Delta \bar{t}_{pl} = \bar{t}_{12} - \Delta \bar{t}_{el} = 1,75 \cdot 4 - 0,83 = 6,17.$$

Скорость деформации к моменту $\bar{t}_1$ из (25):

$$\dot{Y}_2 = \bar{Y}_{el} - (1-B_f)(\bar{t}_2 - \bar{t}_{el}) = 0,3955.$$

Деформация в момент $\bar{t}_2$ из (24):

$$\bar{Y}_2 = 1 + \left(0,704 - \frac{0,05 \cdot 6,17}{2} \right) 6,17 = 4,4.$$

Далее, учитывая (28), определяется деформация на участке спада давления 2–3:

$$\Delta \bar{Y}_{23} = \frac{\bar{Y}_2^2}{2(1-B_f/2)} = 0,149.$$

Суммарная деформация:

$$\mu_\Sigma = 4,44 + 0,149 = 4,59 < \mu_\infty = 5,96.$$

Суммарная деформация в данном случае меньше деформации, получающейся при очень большом значении $\bar{t}_{12}$.

Пример 2. $B_f = 0,9$; $B = 4$; $\bar{t}_1 = 5$; $\bar{Y}_{el} = 0,562$
 $\Delta \bar{t}_{el} = 0,65$.

Время полного торможения:

$$\bar{t}_n = \frac{0,562}{1-0,9} = 5,62.$$

Время пластической деформации: $t_{pl} = t_{12} - \Delta t_{el} = 8,1$.

Так как $\bar{t}_n < \bar{t}_{pl}$, т.е. остановка конструкции случится до момента времени $\bar{t}_2$, поэтому $\mu_\Sigma = \mu_\infty = 2,58$ (см. табл. 5).

Пример 3. $B_f = 0,95$; $B = 0,5$; $\bar{t}_1 = 0,5$; $\bar{Y}_{el} = 0,994$; $\Delta \bar{t}_{el} = 1,5$; $P_v = 1,2$ кПа.

Из (6) $\bar{t}_{12} = 0,53$.

Это время меньше, чем $\bar{t}_{el}$, поэтому деформация на этом участке остается упругой и в конце времени $\bar{t}_{12} = 0,53$ согласно (14) $Y_2 = 0,58$; $Y_2 = 0,2$.

Таблица 2. Скорость деформации в конце упругой стадии в зависимости от B_f и $\bar{t}_1$ **Table 2.** Deformation velocity at the end of the elastic stage depending on B_f and $\bar{t}_1$

$B_f/\bar{t}_1$	0,5	1	2	3	4	5	7	10	20	30
0,5	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
0,6	0,443	0,432	0,387	0,310	0,198	—	—	—	—	—
0,7	0,629	0,618	0,576	0,510	0,425	0,327	0,065	—	—	—
0,8	0,770	0,759	0,715	0,646	0,560	0,466	0,288	0,127	—	—
0,9	0,890	0,878	0,829	0,754	0,662	0,562	0,382	0,247	0,091	—
0,95	0,944	0,930	0,880	0,800	0,704	0,600	0,413	0,277	0,134	0,088
B_{el}	0,501	0,505	0,519	0,542	0,573	0,612	0,695	0,772	0,869	0,909

Таблица 3. Величины, используемые для определения параметров деформации**Table 3.** Values used to identify deformation parameters

$\bar{t}_1$	0,5	1	2	3	4	5	7	10	20	30
Φ	0,0125	0,0488	0,182	0,365	0,054	0,714	0,889	0,937	0,986	0,993
Φ	0,124	0,242	0,458	0,558	0,595	0,566	0,424	0,289	0,200	0,0998
$\Phi^2 + \dot{\Phi}^2$	0,0155	0,0609	0,242	0,444	0,660	0,829	0,970	0,961	0,994	0,996
$\Phi^2 + \dot{\Phi}^2 - 2\Phi$	-0,0095	-0,0368	-0,140	-0,286	-0,447	-0,598	-0,808	-0,912	-0,977	-0,990

Таблица 4. Значение коэффициента пластичности при больших значениях $\bar{t}_{23}$ **Table 4.** The value of the plasticity coefficient if the values of $\bar{t}_{23}$ are high

$B_f/\bar{t}_1$	0,5	1	2	3	4	5	7	10	20	30
0,95	9,91	9,67	8,74	7,4	5,96	4,6	2,73	1,77	1,18	1,065
0,9	4,96	4,85	4,44	3,84	3,18	2,58	1,74	1,3	1,04	0,99
0,8	2,48	2,44	2,28	2,04	1,78	1,54	1,21	1,04	0,94	0,92
0,7	1,66	1,64	1,55	1,45	1,3	1,18	1,01	0,92	0,87	0,86
0,6	1,25	1,23	1,19	1,12	1,05	0,98	0,89	0,84	0,81	0,805

Таблица 5. Время развития упругой деформации на интервале $\bar{t}_{12}$ **Table 5.** Time of elastic deformation development in the course of the $\bar{t}_{12}$ section

$B_f/\bar{t}_1$	0,5	1	2	3	4	5	7	10	20	30
0,95	1,5	1,37	1,14	0,91	0,83	0,55	0,376	0,474	—	0,32
0,9	1,56	1,44	1,16	0,98	0,795	0,65	0,61	0,59	—	—
0,8	1,7	1,58	1,31	1,15	0,987	0,88	0,665	—	—	—
0,6	2,2	2,07	1,78	1,8	1,75	—	—	—	—	—
0,5	Деформация только в упругой стадии Deformation occurs at the elastic stage only									

Таким образом, перед спадом нагрузки в момент времени $\bar{t}_2$ деформация еще упругая.

Экспериментальные данные по спаду давления в таких условиях отсутствуют, работа внешней нагрузки определяется по среднему значению этой нагрузки, и тогда из сохранения энергии получается:

$$R_l Y_m - \frac{R_l Y_{el}}{2} = \frac{1}{2} k_e Y_2^2 + \frac{1}{2} m_e \dot{Y}_2^2 + \frac{F_e}{2} (Y_m - Y_2) \quad \text{или}$$

$$\mu_\Sigma \left(1 - \frac{3B_f}{4} \right) = \frac{1}{2} \left(\bar{Y}_2^2 + \dot{\bar{Y}}_2^2 \right) - \frac{3B_f}{4} \bar{Y}_2, \quad \mu_\Sigma = 1,8.$$

В записи закона сохранения энергии предполагается возможность появления пластических деформаций на стадии спада давления. Полученный результат сильно контрастирует с результатом: $\mu_\infty = 9,91$ для $\bar{t}_1 = 0,5$ и $B_f = 0,95$.

В работе представлены возможные способы расчета несущей способности балочных конструкций при внутреннем взрыве. При анализе деформации балочных конструкций во время квазистатических взрывов использовалась модельная нагрузка с фазой нарастания, соответствующей первому пику, а максимальная нагрузка принималась большей из двух пиков. Такая нагрузка является консервативной, так как выбирается максимальное значение давления для фазы с постоянным давлением, которая, в свою очередь, также является консервативной оценкой динамики давления между пиками.

На характер нагрузки значительное влияние оказывает как время нарастания давления $\bar{t}_1$, так и время между пиками давления $\bar{t}_{12}$. При больших временах давления характер нагружения — квазистатичный, коэффициент пластичности превышает значение $\mu_\infty > 2$ только для силового фактора $B_f > 0,9$.

При силовом факторе $B_f > 0,5$ деформация никогда не переходит в пластическую. Уровень деформации μ_∞ монотонно возрастает при увеличении силового фактора, что отражено в табл. 4. Однако временной интервал $\bar{t}_{12} - \Delta t_{el}$ часто недостаточен для завершения пластической деформации в условиях максимальной модельной нагрузки. Временной интервал $\bar{t}_{12}$ уменьшается с уменьшением объема помещения и увеличением скорости взрывного

горения вследствие уменьшения $\bar{t}_1$ (см. (6)). Вторым сомножителем в (6) также уменьшается при росте скорости горения и уменьшении объема. Это следует из (3) и (4). Вместе с тем Δt_{el} растет при уменьшении $\bar{t}_1$. Поэтому даже при больших значениях B_f (пример 3) деформация может не переходить в пластическую стадию.

Для оценки силового фактора B_f можно использовать данные работ [20–21], где приведены давления, при которых разрушаются некоторые конструкции. Однако стоит иметь в виду, что эти данные получены из экспериментов с взрывными волнами с ударным фронтом. Тем не менее в условиях малой величины параметра B за сохранение значения силового фактора B_f меньше единицы приходится «платить» утяжелением конструкции.

Выводы

В заключение следует отметить, что настоящая работа по существу является первой, в которой рассматривается вопрос деформации несущей конструкции при внутренних аварийных взрывах с учетом действия предохранительных конструкций. Это действие принимается во внимание как в величине расчетного максимального давления, так и в учете временного интервала между пиками давления. В работе рассматривается случай, когда взрывная нагрузка, регулируемая действием предохранительных конструкций, удовлетворяет требованию $B_f < 1$, которое, в свою очередь, означает невозможность пластической деформации на стадии роста давления в начале взрыва. Модельная нагрузка позволяет выполнить консервативную оценку деформации, так как максимальное давление действует в течение всего времени между пиками, и оно соответствует давлению на большем пике. В работе не учитываются условия работы конструкции, не рассматриваются вопросы надежности. Они оставлены на усмотрение заинтересованных лиц.

Автор полагает, что дальнейшие экспериментальные исследования внутренних взрывов с использованием предохранительных конструкций помогут учесть характер изменения давления между пиками и уточнить расчет деформации на участке спада давления.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Горев В.А., Плотников А.И. Устойчивость при внешних аварийных взрывах // Городской строительный комплекс и безопасность жизнеобеспечения граждан : сб. тр. науч.-практ. конф. М. : Изд-во АСВ, 2005. С. 32–45.
2. Попов Н.Н., Расторгуев Б.С., Забегаев А.В. Расчет конструкций на динамические специальные нагрузки. М. : Высшая школа, 1992. 319 с.
3. Расторгуев Б.С., Плотников А.И., Хуснутдинов Д.З. Проектирование зданий и сооружений при аварийных взрывных воздействиях. М., 2007. 152 с.

4. Пиллюгин Л.П. Конструкции сооружений взрывоопасных производств (теоретические основы проектирования). М. : Стройиздат, 1988. 316 с.
5. Пиллюгин Л.П. Обеспечение взрывоустойчивости зданий с помощью предохранительных конструкций. М. : Пожнаука, 2000. 224 с.
6. Baiker W.E., Cox P.A., Westine P.S., Kulesz J.J., Strehlow R.A. Explosion hazards and evaluation. Amsterdam-Oxford-New York : Elsevier, 1983. 840 p.
7. Горев В.А., Беляев В.В., Федотов В.Н. Условие начала вибрационного горения газа в разгерметизированном сосуде прямоугольной формы // Физика горения и взрыва. 1989. Т. 25. № 1. С. 31–34.
8. Горев В.А., Молюков В.В. О зависимости параметров внутреннего взрыва от устройства предохранительных конструкций в проемах ограждающих стен промышленных и жилых зданий // Пожаровзрывобезопасность/Fire and Explosion Safety. 2018. Т. 27. № 10. С. 6–25. DOI: 10.18322/PVB.2018.27.10.6-25
9. Gorev V.A. Ensuring explosion safety of residential buildings // MATEC Web of Conferences. 2018. Vol. 193. P. 03046. DOI: 10.1051/mateconf/201819303046
10. Gorev V., Salymova E. The use of sandwich-panels as a safety and easily thrown off designs for internal explosions//MATEC Web of Conferences. 2016. Vol. 86. P. 04025. DOI: 10.1051/mateconf/20168604025
11. Salymova E. Features of fire and explosion safety of buildings from a sandwich of panels // MATEC Web of Conferences. 2017. Vol. 106. P. 01041. DOI: 10.1051/mateconf/201710601041
12. Molkov V.V., Grigorash A.V., Eber R.M., Makarov D.V. Vented gaseous deflagrations: modelling of hinged inertial vent covers // Journal of Hazardous Materials. 2004. Vol. 116. Issue 1–2. Pp. 1–10. DOI: 10.1016/j.jhazmat.2004.08.027
13. Molkov V.V., Grigorash A.V., Eber R.M., Tamanini F., Dobashi R. Vented gaseous deflagrations with inertial vent covers: State-of-the-art and progress // Process Safety Progress. 2004. Vol. 23. Issue. 1. Pp. 29–36. DOI: 10.1002/prs.10002
14. Symonds P.S. Bounds for finite deflections of impulsively loaded structures with time-dependent plastic behavior // International Journal of Solids and Structures. 1975. Vol. 11. Issue. 4. Pp. 403–423. DOI: 10.1016/0020-7683(75)90077-3
15. Уткин Д.Г. Деформирование изгибаемых сталефиброжелезобетонных элементов со смешанным армированием при кратковременном динамическом нагружении // Вестник Томского государственного архитектурно-строительного университета. 2015. № 5. С. 80–89. URL: <https://vestnik.tsuab.ru/jour/article/view/91>
16. Плевков В.С., Колупаева С.Н., Кудряков К.Л. Расчетные диаграммы нелинейного деформирования базальтофибробетона при статических и кратковременных динамических воздействиях//Вестник Томского государственного архитектурно-строительного университета. 2016. №3. С. 95–110. URL: <https://vestnik.tsuab.ru/jour/article/view/170>
17. Уткин Д.Г. Прочность изгибаемых сталефиброжелезобетонных элементов со смешанным армированием при кратковременном динамическом нагружении // Вестник Томского государственного архитектурно-строительного университета. 2017. № 6. С. 106–115. URL: <https://vestnik.tsuab.ru/jour/article/view/365>
18. Biggs J.M. Introduction to structural dynamics. New York : McGraw-Hill, 1964. 341 p.
19. Gorev V.A. Deformation of beam structures in an internal explosion // Journal of Physics: Conference Series. 2020. Vol. 1425. P. 012178. URL: 10.1088/1742-6596/1425/1/012178
20. Lyapin A., Korolchenko A., Meshalkin E. Expediency of application of explosion-relief constructions to ensure explosion resistance of production buildings // MATEC Web of Conferences. 2016. Vol. 86. P. 04029. DOI: 10.1051/mateconf/20168604029
21. Lyapin A., Korolchenko A., Meshalkin E. Analysis of causes of combustible mixture explosions inside production floor areas // MATEC Web of Conferences. 2016. Vol. 86. P. 04030. DOI: 10.1051/mateconf/20168604030

REFERENCES

1. Gorev V.A., Plotnikov A.I. Stability at external emergency explosions. *Urban building complex and safety of life support of citizens : Proceedings of scientific and practical conference*. Moscow, ASV Publ., 2005; 32-45. (rus).
2. Popov N.N., Rastorguev B.S., Zabegaev A.V. *Calculation of designs on inertial express reaction*. Moscow, Vysshaya shkola Publ., 1992; 319. (rus).

3. Rastorguev B.S., Plotnikov A.I., Khusnutdinov D.Z. *Design of buildings and structures under emergency explosive impacts*. Moscow, 2007; 152. (rus).
4. Pilyugin L.P. *Designs of constructions of explosive productions (theoretical bases of design)*. Moscow, Stroyizdat Publ., 1988; 316. (rus).
5. Pilyugin L.P. *Maintenance explosion proof buildings with relief designs*. Moscow, Pozhnauka Publ., 2000. 224. (rus).
6. Baiker W.E., Cox P.A., Westine P.S., Kulesz J.J., Strehlow R.A. *Explosion hazards and evaluation*. Amsterdam-Oxford-New York, Elsevier, 1983; 840.
7. Gorev V.A., Belyaev V.V., Fedotov V.N. Condition of the beginning of vibrational gas combustion in an unsealed vessel of rectangular shape. *Combustion, Explosion, and Shock Waves*. 1989; 25(1):31-34. (rus).
8. Gorev V.A., Molkov V.V. ON The dependence of internal explosion parameters on the installation of safety structures in the apertures of the protecting walls of industrial and residential buildings. *Pozharovzryvobezopasnost/Fire and Explosion Safety*. 2018; 27(10):6-25. DOI: 10.18322/PVB.2018.27.10.6-25 (rus).
9. Gorev V.A. Ensuring explosion safety of residential buildings. *MATEC Web of Conferences*. 2018; 193:03046. DOI: 10.1051/mateconf/201819303046
10. Gorev V., Salymova E. The use of sandwich-panels as a safety and easily thrown off designs for internal explosions. *MATEC Web of Conferences*. 2016; 86:04025. DOI: 10.1051/mateconf/2016-8604025
11. Salymova E. Features of fire and explosion safety of buildings from a sandwich of panels. *MATEC Web of Conferences*. 2017; 106:01041. DOI: 10.1051/mateconf/201710601041
12. Molkov V.V., Grigorash A.V., Eber R.M., Makarov D.V. Vented gaseous deflagrations: modelling of hinged inertial vent covers. *Journal of Hazardous Materials*. 2004; 116(1-2):1-10. DOI: 10.1016/j.jhazmat.2004.08.027
13. Molkov V.V., Grigorash A.V., Eber R.M., Tamanini F., Dobashi R. Vented gaseous deflagrations with inertial vent covers: State-of-the-art and progress. *Process Safety Progress*. 2004; 23(1):29-36. DOI: 10.1002/prs.10002
14. Symonds P.S. Bounds for finite deflections of impulsively loaded structures with time-dependent plastic behavior. *International Journal of Solids and Structures*. 1975; 11(4):403-423. DOI: 10.1016/0020-7683(75)90077-3
15. Utkin D.G. Deformation of fiber-reinforced concrete bending elements under dynamic load. *Vestnik Tomskogo gosudarstvennogo arkhitekturno-stroitel'nogo universiteta/JOURNAL of Construction and Architecture*. 2015; 5:80-89. URL: <https://vestnik.tsuab.ru/jour/article/view/91> (rus).
16. Plevkov V.S., Kolupaeva S.N., Kudyakov K.L. Calculating diagrams of nonlinear deformation of basalt fiber concrete under static and dynamic loads. *Vestnik Tomskogo gosudarstvennogo arkhitekturno-stroitel'nogo universiteta/JOURNAL of Construction and Architecture*. 2016; 3:95-110. URL: <https://vestnik.tsuab.ru/jour/article/view/170> (rus).
17. Utkin D.G. Fiber-reinforced concrete bending elements under dynamic load. *Vestnik Tomskogo gosudarstvennogo arkhitekturno-stroitel'nogo universiteta/JOURNAL of Construction and Architecture*. 2017; 6:106-115. URL: <https://vestnik.tsuab.ru/jour/article/view/365> (rus).
18. Biggs J.M. *Introduction to structural dynamics*. New York, McGraw-Hill, 1964; 341.
19. Gorev V.A. Deformation of beam structures in an internal explosion. *Journal of Physics: Conference Series*. 2020; 1425:012178. URL: 10.1088/1742-6596/1425/1/012178
20. Lyapin A., Korolchenko A., Meshalkin E. Expediency of application of explosion-relief constructions to ensure explosion resistance of production buildings. *MATEC Web of Conferences*. 2016; 86:04029. DOI: 10.1051/mateconf/20168604029
21. Lyapin A., Korolchenko A., Meshalkin E. Analysis of causes of combustible mixture explosions inside production floor areas. *MATEC Web of Conferences*. 2016; 86:04030. DOI: 10.1051/mateconf/20168604030

Поступила 22.03.2021, после доработки 02.04.2021;

принята к публикации 19.04.2021

Received March 22, 20210;

Received in revised form April 2, 2021;

Accepted April 19, 2021

Информация об авторе

ГОРЕВ Вячеслав Александрович, д-р физ.-мат. наук, профессор кафедры комплексной безопасности в строительстве, Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет, г. Москва, Российская Федерация; РИНЦ ID: 690901; ORCID: 0000-0002-5096-6722; e-mail: kafedrapb@yandex.ru

Information about the author

Vyacheslav A. GOREV, Dr. Sci. (Phys.-Math.), Professor of Department of Integrated Safety in Civil Engineering, Moscow State University of Civil Engineering (National Research University), Moscow, Russian Federation; ID RISC: 690901; ORCID: 0000-0002-5096-6722; e-mail: kafedrapb@yandex.ru