го преобразования, а также используя данные проведённых испытаний и предположив, что $Q_E=Q_L$, формулу (2) можно записать так:

$$m = m_{ideal}+(Q_F - Q_L) / L_V, \tag{4}$$

где m_{ideal} – максимальный уровень скорости горения, которого может достичь материал, если все прочие тепловые потери сведены к нулю, г/(м^2·с).

Скорость горения R_w не является постоянной величиной, а существенно меняется в зависимости от теплового потока по формуле

$$Rw=2{,}2\cdot10^{-2}I, \tag{5}$$

где I – интенсивность теплового потока, кВт/м^2.

Как видно из формулы (5), скорость горения прямо пропорциональна тепловому потоку, в свою очередь, тепловой поток (температура) зависит от пожарной нагрузки в помещении (здании), фактора проёмности и т.д.:

$$T_{\max} - T_0 = 224 P_k^{0,528}, \tag{6}$$

где T_0 – начальная средняя температура, °С; $P_к$ – значение пожарной нагрузки, МДж/кг;

$$K_{п} = \frac{A_{п}\sqrt{H}}{A}, \tag{7}$$

где $K_{п}$ – коэффициент проёмности; $A_{п}$ – площадь вертикальных проёмов, м^2; H – средняя высота проёмов, м; A – полная площадь всех горизонтальных и вертикальных ограждающих конструкций помещения, м^2.

Учитывая изложенное, для определения скорости обугливания можно предположить, что конструкция, подверженная огню, представляет собой многослойную панель. Предполагаем, что конструкция представляет собой двухслойную панель: древесный уголь и непиролизованная древесина. Расчёт двухслойной панели (конструкции) определяется на основании теорий теплопроводности.

Рассматривая задачу о теплопроводности плоской пластины (стенки) толщиной L, поверхности которой имеют температуры T_1 и T_2, где $T_1>T_2$, расчёт глубины обугливания можно провести, интегрируя уравнение Фурье.

Для конечного определения скорости обугливания деревянной конструкции при заданном режиме пожара в реальном помещении необходимо провести ряд исследований, касающихся теории горения и образования углистого остатка. При этом не стоит забывать о необходимости отладки алгоритма с использованием данных реальных пожаров, апробации на макетах помещений (зданий).

УДК 539.374

ЛОКАЛЬНЫЕ РЕЗОНАНСНЫЕ ВОЗДЕЙСТВИЯ НА ТРЕХСЛОЙНЫЙ СТЕРЖЕНЬ СО СЖИМАЕМЫМ ЗАПОЛНИТЕЛЕМ

Д. В. ЛЕОНЕНКО
Белорусский государственный университет транспорта

Рассматриваются малые резонансные поперечные колебания несимметричного по толщине упругого трехслойного стержня со сжимаемым заполнителем под действием распределенных и сосредоточенных нагрузок.

Для изотропных несущих слоёв приняты гипотезы Кирхгофа, в жёстком заполнителе справедливы точные соотношения теории упругости с линейной аппроксимацией перемещений его точек от поперечной координаты z. На границах контакта слоев используются условия непрерывности перемещений. Материалы несущих слоёв несжимаемы в поперечном направлении, в заполнителе учитывается обжатие. Деформации малые.

Распределенная поверхностная нагрузка $p(x)$, $q(x)$ приложена к внешней плоскости первого слоя. Искомыми считаем прогибы и продольные перемещения несущих слоев $w_1(x)$, $w_2(x)$, $u_1(x)$, $u_2(x)$.

Уравнения движения следуют из принципа Лагранжа с учетом работы сил инерции

$$\delta A - \delta W = \delta A_I\,, \tag{1}$$

где δA, δW, δA_I – вариации работы внешних сил, внутренних сил упругости и работы сил инерции соответственно.

После подстановки в (1) вариаций работ получим следующую систему уравнений в частных производных:

$$\begin{gathered}
a_1u_1 - a_1u_2 - a_4u_{1,xx} - a_5u_{2,xx} + a_2w_{1,x} + a_3w_{2,x} - 2a_6w_{1,xxx} + a_7w_{2,xxx} + m_1\ddot{u}_1 = p\,;\\
-a_1u_1 + a_1u_2 - a_5u_{1,xx} - a_9u_{2,xx} - a_3w_{1,x} - a_2w_{2,x} - a_6w_{1,xxx} + 2a_7w_{2,xxx} + m_2\ddot{u}_2 = 0\,;\\
a_{10}u_{1,x} - a_{17}u_{2,x} + 2a_6u_{1,xxx} + a_6u_{2,xxx} + a_{11}w_{1,xx} - a_{12}w_{2,xx} +\\
+ a_{15}w_{1,xxxx} - a_{16}w_{2,xxxx} + a_8w_1 - a_8w_2 + m_1\ddot{w}_1 - m_3\ddot{w}_{1,xx} = q + \tfrac{1}{2}p_{,x}h_1\,;\\
-a_{18}u_{1,x} + a_{19}u_{2,x} - a_7u_{1,xxx} - 2a_7u_{2,xxx} - a_{12}w_{1,xx} + a_{14}w_{2,xx} -\\
-a_{16}w_{1,xxxx} + a_{13}w_{2,xxxx} - a_8w_1 + a_8w_2 + m_2\ddot{w}_2 - m_4\ddot{w}_{2,xx} = 0\,.
\end{gathered} \tag{2}$$

Принимаются условия свободного опирания стержня по торцам на неподвижные в пространстве жесткие опоры. Соответствующие граничные условия в сечениях $x = 0$; l (l – длина стержня) в перемещениях имеют вид

$$w_k = u_{k,x} = w_{k,xx} = 0 \quad (k = 1, 2). \tag{3}$$

Искомые перемещения $u_1(x)$, $u_2(x)$, $w_1(x)$, $w_2(x)$ и нагрузку $q(x, t)$ ($p(x, t) = 0$) представляем в виде разложения в ряды по системам базисных функций, удовлетворяющей принятым граничным условиям (3)

$$u_1 = \sum_{m=0}^{\infty}\cos\frac{\pi m x}{l}\,T_{m1}(t)\,;\;\; u_2 = \sum_{m=0}^{\infty}\cos\frac{\pi m x}{l}\,T_{m2}(t)\,;\;\; w_1 = \sum_{m=1}^{\infty}\sin\frac{\pi m x}{l}\,T_{m3}(t)\,;\;\; w_2 = \sum_{m=1}^{\infty}\sin\frac{\pi m x}{l}\,T_{m4}(t)\,;$$

$$q(x,t) = \sum_{m=1}^{\infty}\sin\frac{\pi m x}{l}\,q_m(t)\,, \tag{4}$$

Подстановка выражений (4) в (2) приводит к системе уравнений для определения функций времени $T_{im}(t)$ ($i = 1, 2, 3, 4$).

Функции $T_{mk}(t)$ представляются в виде разложения по собственным формам:

$$T_{mk} = \sum_{i=1}^{4}\delta_{mki}\zeta_{mi} \qquad \left(\sum_{i=1}^{4}\delta^2_{mik} = 1\right),$$

где δ_{mki} – амплитуды нормированных собственных форм колебаний.

Функции $\zeta_{mi}(t)$ определяются из системы уравнений

$$\ddot{\zeta}_{mi} + \omega^2_{mi}\zeta_{mi} = \tilde{q}_{mi}(t), \tag{5}$$

где ω_{mi} – частоты собственных колебаний.

Общее решение дифференциального уравнения (5) можно принять в виде

$$\zeta_{mi}(t) = A_{mi}\cos(\omega_{mi}t) + B_{mi}\sin(\omega_{mi}t) + y_{mi}(t)\,,$$

$$y_{mi}(t) = \begin{cases} \dfrac{\widetilde{E}_m}{(\omega^2_{mi} - \omega^2_{nk})}\sin(\omega_{nk}t) & m \ne n \text{ или } i \ne k,\\[2ex] -\dfrac{\widetilde{E}_m}{2\omega_{mi}}\,t\cos(\omega_{mi}t) & m = n, i = k. \end{cases}$$

В качестве примера рассматриваются колебания трехслойного стержня под действием различного вида резонансных нагрузок, приложенных к внешней плоскости первого слоя:

1 На стержень действует локальная резонансная поверхностная нагрузка, равномерно распределенная до сечения $x = b \leq 1$. Ее можно представить в аналитическом виде с помощью функции Хевисайда $H_0(x)$.

2 На стержень действует резонансная погонная поперечная сила Q_0 = const, приложенная в сечении на расстоянии a от начала координат.

3 На трехслойный стержень в сечении $x = a$ действуют резонансный поперечный момент интенсивности M_0 = const.

Проведен численный анализ полученных решений. Исследованы условия появления ложного резонанса.

LATERAL LOAD SHARING BY WALLS AND DEFORMABILITY OF THE WOOD-FRAMED BUILDING

M. Malesza, C. Miedziałowski
Bialystok Technical University, Poland

1. Introduction

Selected results of experimental test of the wood-framed with sheathing building structure in natural scale under lateral loading have been discussed in the paper. Behavior under applied loading of completely constructed the wood-framed residential building without finishes inside and outside has been investigated and then compared to the analytical model. The loading applied to the structure was lower than that predicted for the ultimate limit states in order to further construction and execution of finishes in the building foreseen for residents occupation.

During the tests wall displacements were measured due to evaluation of values and characteristics of total building deformations.

The further steps of analysis evaluate the stiffness of individual structural element and method of distribution of the applied external loading on the wall diaphragms. The stiffness of the wall obtained in result of experimental test were taken in analysis of redistribution of applied lateral external loading to the wall diaphragms. The tests were conducted on similar panel construction to those used in building structure, and the continuous - rigid beam analogy as the static scheme of the floor diaphragm supported on deformable walls were used in analysis. Numerical model of the floor diaphragm in three dimensional scheme of structure supported on deformable vertical diaphragms was alternatively used in analysis.

2. Description of the tested building structures

Wood-framed sheathed large panel single story with a living attic area constructed on reinforced concrete floor structure over basement was selected for tests. The height of the first store was 2,74m. Folded (pitched) roof structure was constructed as the rafter timber structure with indirect support on wooden beams.

Wall diaphragms were constructed using polish spruce (Picea) wood with studs of 45x135 mm cross-sections spaced axially at 600mm, with both sides structural sheathing thickness of 12.5 mm chip boards inside and 12.5 mm thickness of wood-derivatives board exterior applied.

The first floor slab was constructed using solid wood joists with the cross-section of 60x180mm spaced on 450mm and 2x60x180mm spaced on 400mm for span of floor 300 cm and 390cm. Chip-boards thickness of 19 mm were used in construction of the floor joists sheathing. Roof rafters with the cross-section of 45x180mm and axial spacing of 625mm, and the top structural sheathing with chip-boards thickness of 12.5 mm were used in roofing structure.

3. Methodology and test procedure and selected results

Horizontal loading in the sectional distributed form was applied on the height of the first floor level. The following phases of loadings and their values were applied to the wood-framed building structures.

Stabilizing - Phase I loading and displacements was conducted under $P_s = 4{,}0kN$ lateral load.

Phase II applied horizontal loading was similar to that arising during the exploitation (wind) load level, $P_e = 24{,}0kN$ and than final value of allowable because of the constructed building elements interconnecting links safety $P_u = 40{,}0kN$.