

10. Zhdanok, S.A. et al. Fifth ISTC Scientific Advisory Committee Seminar «Nanotechnologies in the area of physics, chemistry and biotechnology» St Petersburg, Russia, 27-29 May, 2002.

11. Жданок, С.А., Крауклис, А.В., Самцов, П.П., Волжанкин, В.М. Установка для получения углеродных наноматериалов. патент № 2839

12. Жданок, С.А., Крауклис, А.В. [и др.] Плазмохимический реактор конверсии углеводородов в электрическом разряде: патент № 3125.

13. Hsu, W.K. et al. Nature. – 1995. – Vol. 677. – 687 p.

14. Hsu, W.K. et al. Chem. Phys. Lett. – 1996. – Vol. 262. – 161 p.

УДК 69.057.5:532.11:691.327

## ВЛИЯНИЕ ИНТЕНСИВНОСТИ БЕТОНИРОВАНИЯ И ВНУТРЕННЕГО ВИБРИРОВАНИЯ НА БОКОВОЕ ДАВЛЕНИЕ БЕТОННОЙ СМЕСИ НА ОПАЛУБКУ

Марковский М.Ф.

**Введение.** В реальной практике строительства бетонирование монолитных конструкций во многих случаях происходит с различными темпами и с применением внутреннего вибрирования для уплотнения бетонной смеси. Известно, что боковое давление бетонной смеси в начальный период близко к гидростатическому. По мере гидратации вяжущего происходит снижение бокового давления смеси на опалубку. Нам необходимо понимать, что происходит во время укладки бетона, и уметь прогнозировать развитие максимального бокового давления в зависимости от скорости бетонирования. Вне зоны действия внутреннего вибратора колебания в бетонной смеси затухают и смесь приобретает свойства реологического тела со своими параметрами.

Влияние интенсивности бетонирования на распределение бокового давления бетонной смеси. Ранее нами исследовалось распределение давления бетонной смеси на вертикальную опалубку стен и колонн [1]. Полученные зависимости показывают линейный характер распределения давления по высоте опалубки, близкий к гидростатическому распределению.

По мере гидратации вяжущего происходит рост прочности свежееуложенного бетона до тех пор, пока в конце процесса твердения бетона  $t_{\text{ж}}$ , он может выдержать любую нагрузку от собственного веса вышележащего бетона без учета сопротивления опалубки. Этот параметр  $t_{\text{ж}}$  использован в ряде работ, а также при разработке немецких норм по расчету бокового давления бетонной смеси [2, 3].

Временной фактор оказывает влияние на рост реологических параметров бетонной смеси в объеме и пристенном слое и соответственно на изменение коэффициента бокового давления ( $\xi(t)$ )

$$\xi(t) = \frac{\sigma_y(t)}{\sigma_x(t)} = \frac{\sigma_z(t)}{\sigma_x(t)}, \quad (1)$$

где  $\sigma_x(t)$ ,  $\sigma_y(t)$ ,  $\sigma_z(t)$  – компоненты напряжения в бетонной смеси в соответствии с [1].

Аналитическое описание изменения во времени бокового давления бетонной смеси на опалубку может базироваться на следующей модели.

Давление определяем с учетом изменения во времени коэффициента бокового давления бетонной смеси и реологических параметров только пристенного слоя. Параметр влияния времени  $t$  включаем в эту модель из условия, что коэффициент бокового давления достигает за период времени  $t_E$  нуля.

Основным параметром, существенно влияющим на падение бокового давления, является изменение самого коэффициента бокового давления  $\xi(t)$ . Единого мнения об изменении этого показателя во времени нет и по настоящее время. В более ранних работах [4, 5] с целью качественного и количественного описания падения бокового давления использовали экспоненциальную зависимость. Так, например, в работе С. Рёллинга [5] используется следующая формула:

$$\xi(t) = e^{-\alpha(1+0.17)\left(\frac{t}{t_E}\right)^2}, \quad (2)$$

где  $\alpha=0,025 \div 0,045$  – коэффициент, зависящий от вида цемента;

$T$  – температура бетонной смеси, °C;

$X$  – высота слоя в опалубке, м;

$V$  – скорость укладки смеси, м/ч.

В работе М. Шпехта [3] (рис. 1)

$$\xi(t) = \xi_0 \cdot \left(1 - \frac{t}{t_A}\right), \quad (3)$$

где  $\xi_0$  – начальный коэффициент бокового давления бетонной смеси при  $t=0$ .

При постоянной скорости укладки бетонной смеси ( $V$ ) по высоте опалубки можно записать

$$dx = V \cdot dt. \quad (4)$$

В начальный период твердения до начала схватывания цемента поведение высокоподвижных бетонных смесей в пристенном слое аппроксимируем законом Бингама

$$\tau = \tau_{o.n.c}(t) = \tau_{o.n.c} + \alpha_t \cdot \frac{t}{t_E}, \quad (5)$$

где  $\tau_{o.n.c}$ ,  $\tau_{o.n.c}(t)$  – предельное напряжение сдвига бетонной смеси в пристенном слое в начальный период укладки и в период твердения  $t$ , соответственно;

$\alpha_t$  – эмпирический коэффициент, учитывающий рост параметра  $\tau_{o.n.c}$  во времени.

Линейная зависимость роста предельного напряжения сдвига высокоподвижных бетонных смесей подтверждается экспериментальными замерами в работе [6]. При дальнейшем анализе мы будем исходить из того, что вертикальная деформация бетонной смеси под действием собственного веса всегда достаточна для мобилизации напряжения сдвига в пристенном слое до максимального своего значения.

Принимая во внимание выражения (4) и (5), дифференциальное уравнение равновесия элементарного слоя смеси в опалубке [1] принимает вид

$$d\sigma_x = \left[ \gamma_{cv} - \left( \tau_{o.n.c} + \frac{\alpha_t \cdot t}{t_E} \right) \cdot \frac{P}{S} \right] V \cdot dt, \quad (6)$$

где  $\gamma_{cv}$  – средняя плотность бетонной смеси;

$P$  – периметр опалубки;

$S$  – площадь горизонтального сечения опалубки.

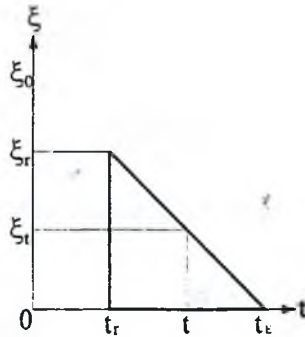


Рисунок 1 – Линейная зависимость коэффициента бокового давления от времени твердения по М.Шпехту [3]

Решая дифференциальное уравнение при граничных условиях  $x=0$ ,  $\sigma_x=0$ , получаем

$$\sigma_x = \left[ \gamma_{cu} - \frac{P}{S} \cdot \left( \tau_{о.н.с} + \frac{\alpha_t \cdot t}{2 \cdot t_E} \right) \right] \cdot V \cdot t. \quad (7)$$

В общем случае, когда временной фактор оказывает влияние на все исследуемые параметры, следует рассматривать коэффициент бокового давления как отношение приращения бокового давления бетонной смеси  $d\sigma_y$  к приращению действующего вертикального давления  $d\sigma_x$ , т.е.

$$\xi(t) = \frac{d\sigma_y}{d\sigma_x}. \quad (8)$$

С помощью выражений (3) и (8) уравнение бокового давления можно записать в виде

$$d\sigma_y = \xi(t) \cdot d\sigma_x = \xi(t) \cdot \left[ \gamma_{cu} - \left( \tau_{о.н.с} + \frac{\alpha_t \cdot t}{t_E} \right) \cdot \frac{P}{S} \right] \cdot V \cdot dt \quad (9)$$

и после интегрирования получаем

$$\sigma_y = \xi_0 \cdot V \cdot \left[ \left( t - \frac{t^2}{2 \cdot t_E} \right) \cdot \left( \gamma_{cu} - \frac{P}{S} \cdot \tau_{о.н.с} \right) - \alpha_t \cdot \frac{P}{S} \cdot \left( \frac{t^2}{2 \cdot t_E} - \frac{t^3}{3 \cdot t_E^2} \right) + C_1 \right]. \quad (10)$$

Постоянную интегрирования  $C_1$  находим из граничных условий: при  $t=0$ ,  $\sigma_y=0$  и  $C_1=0$ , тогда

$$\sigma_y = \xi_0 \cdot V \cdot \left[ \left( t - \frac{t^2}{2 \cdot t_E} \right) \cdot \left( \gamma_{cu} - \frac{P}{S} \cdot \tau_{о.н.с} \right) - \alpha_t \cdot \frac{P}{S} \cdot \left( \frac{t^2}{2 \cdot t_E} - \frac{t^3}{3 \cdot t_E^2} \right) \right]. \quad (11)$$

Максимальное значение бокового давления бетонной смеси найдем, исследуя на экстремум функцию  $\frac{d\sigma_y}{dt} = 0$ ,

$$\xi_0 \cdot V \cdot \left[ \left( 1 - \frac{2 \cdot t}{2 \cdot t_E} \right) \cdot \left( \gamma_{cu} - \frac{P}{S} \cdot \tau_{о.н.с} \right) - \alpha_t \cdot \frac{P}{S} \cdot \left( \frac{t}{t_E} - \frac{t^2}{t_E^2} \right) \right] = 0, \quad (12)$$

откуда находим  $t=t_E$ . (13)

Максимальная величина бокового давления бетонной смеси  $\sigma_y^{max}$  устанавливается в том месте, для которого действительно  $l = l_E$ :

$$\sigma_y^{max} = \xi_o \cdot V \cdot \left( \gamma_{cu} - \frac{P}{S} \cdot \tau_{o.n.c.} \right) \cdot \left[ \frac{l_E}{2} - \frac{\alpha_l \cdot l_E}{6 \cdot \left( \gamma_{cu} \cdot \frac{S}{P} - \tau_{o.n.c.} \right)} \right] \quad (14)$$

Для квадратной опалубки колонн уравнение (14) запишется в виде

$$\sigma_y^{max} = \xi_o \cdot V \cdot \left( \gamma_{cu} - \frac{4}{a} \cdot \tau_{o.n.c.} \right) \cdot \left[ \frac{l_E}{2} - \frac{\alpha_l \cdot l_E}{6 \cdot \left( \frac{\gamma_{cu} \cdot a}{4} - \tau_{o.n.c.} \right)} \right] \quad (15)$$

где  $a$  – ширина опалубки.

Для круглой опалубки зависимость бокового давления примет вид

$$\sigma_y^{max} = \xi_o \cdot V \cdot \left( \gamma_{cu} - \frac{2}{r} \cdot \tau_{o.n.c.} \right) \cdot \left[ \frac{l_E}{2} - \frac{\alpha_l \cdot l_E}{6 \cdot \left( \frac{\gamma_{cu} \cdot r}{2} - \tau_{o.n.c.} \right)} \right] \quad (16)$$

где  $r$  – радиус круглой опалубки.

Соответственно для опалубки стены можно записать следующее выражение:

$$\sigma_y^{max} = \xi_o \cdot V \cdot \left( \gamma_{cu} - \frac{2 \cdot \tau_{o.n.c.}}{a} \right) \cdot \left[ \frac{l_E}{2} - \frac{\alpha_l \cdot l_E}{3 \cdot \left( \gamma_{cu} \cdot a - 2 \cdot \tau_{o.n.c.} \right)} \right] \quad (17)$$

Хотя теоретически возможно моделировать влияние отдельных факторов на боковое давление функциями более сложными, что вызывает затруднения и может занять много времени, и все же не обязательно даст точный результат. Поэтому мы ограничиваемся на данном этапе разработкой упрощенных и более практичных методов расчета. По мере накопления экспериментальных данных по изменению реологических параметров бетонных смесей во времени возможно продолжить дальнейшие исследования с применением более сложных функциональных зависимостей.

**Влияние внутреннего вибрирования на боковое давление бетонной смеси.** Применение вибрационного воздействия для уплотнения бетонной смеси сопровождается изменением реологических свойств самой смеси. При этом устанавливается известное и подтвержденное исследователями квазигидростатическое распределение давления по высоте опалубки в зоне действия вибратора. Работы, в которых исследовалось влияние вибрации на давление бетонной смеси не столь многочисленны [3, 5, 7, 8, 9].

Производительность современных вибраторов настолько велика, что учесть аналитически влияние всех их параметров на боковое давление затруднительно. А.А. Афанасьев [10], теоретически и экспериментально исследовав процесс вибрационного уплотнения малоподвижных и подвижных смесей, установил, что общее изменение давления в бетонной смеси складывается из статического  $\sigma_{ст}$  и динамического  $\sigma_{д}$ . После начала вибрирования статическое давление увеличивается, а динамическое давление суммируется со статическим. После не-

которого времени твердения суммарное давление стабилизируется. При внутреннем вибрировании в опалубке происходит многократное отражение и суперпозиция волн напряжений, что приводит к образованию зон повышенного давления. С уменьшением толщины бетонированной конструкции эффективность работы внутреннего вибратора возрастает [10].

Исследование динамики уплотнения бетонных смесей в опалубке показали [7, 10], что с удалением вибратора от стенок опалубки динамическое давление экспоненциально падает.

При опускании или подъеме вибратора максимум давления смещается в пределах высоты погружения. Динамическое давление от торца вибратора также экспоненциально затухает. В силу этого динамическое давление от вибратора является локальным. Максимум давления приходится по нормали от вибратора стенки опалубки.

Поэтому предлагается учитывать динамическое давление в виде подвижной локальной нагрузки на опалубку в дополнение к нагрузкам, определяемым по вышеприведенным зависимостям.

Реальная практика бетонирования монолитных стен и колонн показывает, что часто имеет место вибрирование не послойное, а хаотичное, т.е. глубинный вибратор может погружаться на любую точку по высоте уложенного бетона. Поэтому априори необходимо учесть хаотичный характер погружения глубинного вибратора при расчете бокового давления бетонной смеси на опалубку.

При применении глубинного вибратора в зоне его действия вязкость и предел текучести бетонной смеси уменьшаются до нуля. Вне зоны действия вибратора колебания в бетонной смеси затухают, и реологические параметры самой смеси стабилизируются. Поэтому давление бетонной смеси на отметке погружения вибратора ( $\sigma_\delta$ ) соответствует квазистатическому

$$\sigma_\delta = \gamma_{cv} \cdot h_\delta, \quad (18)$$

где  $h_\delta$  – глубина погружения вибратора.

На эпюре распределения бокового давления появляется скачок давления  $\Delta\sigma$  на отметке погружения вибратора (рис. 2 а, б). Для теоретического описания развития бокового давления с учетом внутреннего вибрирования используем подход М. Шпехта [3], который включал дополнительное давление к величине развиваемого давления без вибрации, тем самым устраняя скачок давления на отметке вибратора. Дальнейшее исследование базируется на применении уточненной формулы коэффициента бокового давления, предложенной в работе [3] (см. рис. 1).

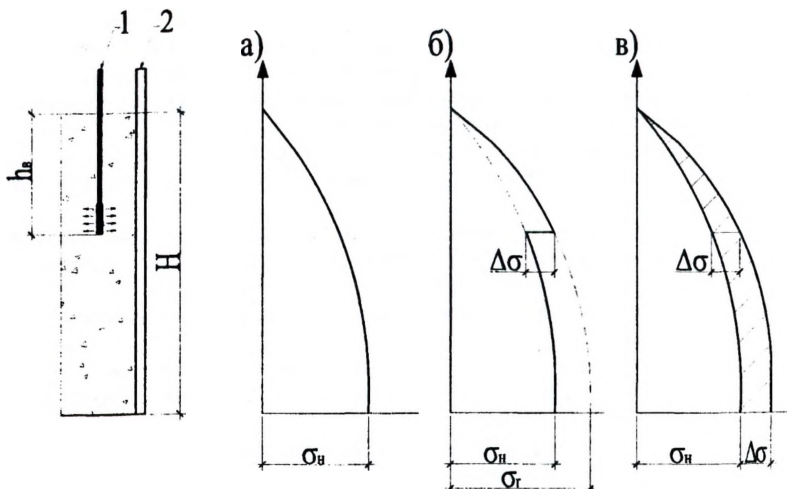
$$\xi_t = \xi_o \cdot \left(1 - \frac{t_r}{t_E}\right) \cdot \left(\frac{t_E - t}{t_E - t_r}\right), \quad (19)$$

где  $t_r$  – время укладки слоя бетонной смеси, равного глубине погружения вибратора.

Ранее нами получено общее решение дифференциального уравнения равновесия элементарного слоя по формуле (10). Учет дополнительного давления от действия глубинного вибратора производим через постоянную интегрирования  $C_1$ , определяемую из условия:

при  $t=t_r$ ,  $\sigma_y = \gamma_{cv} \cdot V \cdot t_r$ ,

откуда получаем



1 – глубинный вибратор; 2 – опалубка  
 Рисунок 2 – Влияние внутреннего вибрирования на распределение бокового давления бетонной смеси:  
 а – без учета вибрации; б – с учетом вибрации; в – расчетная эюра

$$C_1 = \frac{\gamma_{cm} \cdot t_r}{\xi_o} - \left( t_r - \frac{t_r^2}{2 \cdot t_E} \right) \cdot \left( \gamma_{cm} - \frac{P}{S} \cdot \tau_{онс} \right) + \alpha \cdot \frac{P}{S} \cdot \left( \frac{t_r^2}{2 \cdot t_E} - \frac{t_r^3}{3 \cdot t_E^2} \right) \quad (20)$$

Подставляя (20) в формулу (10), находим

$$\sigma_y = \xi_o \cdot V \cdot \left[ \left( t - \frac{t^2}{2 \cdot t_E} - t_r + \frac{t_r^2}{2 \cdot t_E} \right) \cdot \left( \gamma_{cm} - \frac{P}{S} \cdot \tau_{онс} \right) - \alpha \cdot \frac{P}{S} \cdot \left( \frac{t^2}{2 \cdot t_E} - \frac{t^3}{3 \cdot t_E^2} - \frac{t_r^2}{2 \cdot t_E} + \frac{t_r^3}{3 \cdot t_E^2} \right) + \frac{\gamma_{cm} \cdot t_r}{\xi_o} \right] \quad (21)$$

Экстремальное значение функции (21) находим из условия  $\frac{d\sigma_y}{dt} = 0$ , откуда получаем  $t = t_E$  в пределах  $0 < \frac{t}{t_E} \leq 1$ . Максимальное боковое давление бетонной смеси определяем при  $t = t_E$

$$\sigma_y^{max} = \xi_o \cdot V \cdot \left[ \left( \frac{t_E}{2} - t_r + \frac{t_r^2}{2 \cdot t_E} \right) \cdot \left( \gamma_{cm} - \frac{P}{S} \cdot \tau_{онс} \right) - \alpha \cdot \frac{P}{S} \cdot \left( \frac{t_E}{6} - \frac{t_r^2}{2 \cdot t_E} + \frac{t_r^3}{3 \cdot t_E^2} \right) \right] + \gamma_{cm} \cdot V \cdot t_r \quad (22)$$

**Заключение.** Получены аналитические зависимости распределения бокового давления бетонной смеси на вертикальную опалубку с учетом скорости бетонирования и влияния внутреннего вибрирования.

### Список цитированных источников

1. Марковский, М.Ф. Распределение давления бетонной смеси на вертикальную опалубку стен и колонн в процессе безвибрационной укладки // Статья в настоящем сборнике.
2. Jeremin W. Gerüste und Schalungen im Konstruktiven Ingenieurbau: Konstruktion und Bemessung. – Berlin: Springer – 2003. – 312 s.
3. Specht M. Der Frischbetondruck nach DIN 18218 – die Grundlagen und Wichtigsten Festlegungen // Bautechnik (58). – 1981. – № 8. – S. 215–291.
4. Eringshausen H. Über den Schalungsdruck von Frischbeton. – Hannover Technische Hochschule, 1965. – 98 s.
5. Röhling S. Der Frischbeton seitendruck auf lotrechte Wandschalungen // Wissenschaftliche Zeitschrift der Hochschule für Bauwesen Leipzig – H2-1975. – S. 73–77.
6. Ovarlez G., Roussel N. A Physical Model for the Prediction of Lateral Stress Exerted by Self-Compacting Concrete on Formwork // RILEM Materials and Structures. – Vol. 39. – №2. – 2000 – P. 269–279.
7. Вавилов, А.Б. Совершенствование технологии уплотнения бетонной смеси глубинным вибрированием: дис. канд. техн. наук: 05.23.08 / А.Б. Вавилов. – СПб. Ленингр. инж.-стр. ин-т., 1992. – С. 191–196.
8. Гусев, В.С., Сафонов, В.Б. Боковое давление бетонной смеси на опалубку при бетонировании высоким слоем // Укладка и уход за бетоном при строительстве гидротехнических сооружений: Материалы конференций и совещаний по гидротехнике / ВНИИГ. – Л., 1979. – С. 126–129.
9. Карамзин, В.Е., Митник, Г.С. О давлении бетонной смеси на борта и поддон формы при вибрировании // Бетон и железобетон. – 1969. – № 9. – С. 42–46.
10. Афанасьев, А.А. Возведение зданий и сооружений из монолитного железобетона. – М.: Стройиздат, 1990. – 387 с.

УДК 691.32:620192.42

## ВЛИЯНИЕ ЦИКЛИЧЕСКОГО ЗАМОРАЖИВАНИЯ И ОТТАИВАНИЯ НА ИЗМЕНЕНИЕ СТЕПЕНИ ГИДРАТАЦИИ ЦЕМЕНТА И СТРУКТУРНО-МЕХАНИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ЦЕМЕНТНОГО КАМНЯ

Ковшар С.Н., Бабицкий В.В.

**Введение.** Основываясь на воззрениях Мощанского Н.А. [1], можно констатировать, что долговечность строительных материалов и, в частности, бетона и железобетона, определяется количественным соотношением двух процессов – созидательного (конструктивный) и разрушительного (деструктивный), графическая интерпретация чего представлена на рис. 1.

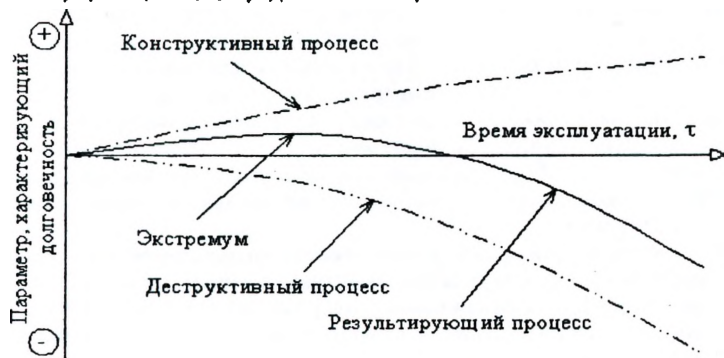


Рисунок 1 – Изменение характеристик материала в процессе эксплуатации