

ЛИТЕРАТУРА

1. Попов К.Н., Кадло М.Б. Современные материалы для устройства полов. Журнал "Строительные материалы" №3, 2000.- 2 с.
2. Галузо Г.С., Повидайко В.Г., Остапенко В.И. и др. Технология фильтрационного способа изготовления и физико-технические свойства стеновых и облицовочных изделий из мелкозернистого бетона. Тезисы докладов международной конференции "Высокие технологии и научно-технический прогресс в строительном комплексе Республики Беларусь" - Минск 1999 -59 с.
3. Блещик Н.П. Структурно-механические свойства и реология бетонной смеси.-Минск, 1977 - 187 с.
4. Григорьев А.Б., Попов К.Н., Фиговский О.Л. Бетон для мозаичных покрытий полов. Журнал "Строительные материалы" №2, 1992.- 2-4 с.

УДК 624.012.45

Павлова И.П., Тур В.В.

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ СТРУКТУРНОЙ МОДЕЛИ РАСШИРЯЮЩЕГОСЯ КОМПОЗИТА ПРИ ПАРАМЕТРИЧЕСКИХ ИССЛЕДОВАНИЯХ ПРОЦЕССА РАСШИРЕНИЯ НАПРЯГАЮЩЕГО БЕТОНА

ВВЕДЕНИЕ

Одной из серьезных проблем, возникающих при производстве конструкций из высококачественных бетонов, имеющих низкое водовяжущее отношение, являются усадочные деформации, в частности, аутогенная усадка, приводящая к образованию микротрещин в структуре твердеющего бетона в раннем возрасте [14]. На протяжении целого ряда лет техническая мысль была направлена на поиск средств и способов полного исключения или частичного снижения деформаций усадки до значений, не приводящих к трещинообразованию бетона. В последнее время изучению аутогенной усадки посвящено значительное число аналитических и экспериментальных работ [19, 28, 29, 36]. Одним из возможных путей решения проблемы усадки является применение специальных вяжущих. Так, в высококачественных бетонах было предложено [30, 44] использовать взамен части портландцемента добавку метаксаолинов, сульфоалюминатные и ферроалюминатные комплексы. Как отмечено в работах [19, 28], применение названных добавок позволяет не только компенсировать усадочные деформации, но и получить расширение композитной системы даже в изолированном состоянии [30, 44].

В Республике Беларусь на протяжении ряда лет ведутся целенаправленные исследования расширяющихся вяжущих, бетонов на их основе и самонапряженных конструкций [15, 16]. Использование напрягающего бетона рационально не только с позиций снижения негативных последствий усадки, но, прежде всего, из-за возможности получать регулируемое исходное напряженно-деформированное состояние элементов конструкции, положительно влияющее на их эксплуатационные характеристики и, как следствие, на ее долговечность. При проектировании составов напрягающих бетонов наряду с прогнозированием характерной для традиционных бетонов основополагающей величины прочности на сжатие возникает необходимость целенаправленного получения требуемых величин самонапряжения и свободного расширения, контролируемых соответствующим стандартом [9]. К сожалению, к настоящему времени не существует научно-обоснованных практических рекомендаций по расчету составов напрягающих бетонов исходя из получения заданных деформативно-прочностных характеристик к моменту стабилизации процесса расширения. Немногочисленные известные методики подбора составов напрягающего бетона сводятся к использованию некоторых эмпирических зависимостей [5], дающих в ряде случаев результаты, противоречащие физическому смыслу рассматриваемого явления [17].

Учитывая сложность явлений, происходящих в процессе расширения композитной системы, задачу прогнозирования характеристик свойств напрягающего бетона целесообразно решать с применением структурно-механического моделирования.

При этом, для адекватной оценки собственных напряжений необходимо рассматривать в неразрывной связи химическую (объясняющую источник и механизм расширения вяжущего), геометрическую (описывающую взаимосвязь между изменением объемов отдельных частиц и объема всей структуры в целом) и механическую (связанную главным образом с представлениями о собственных напряжениях, их релаксацией в деформирующейся структуре, прочности механических контактов и т. д.) стороны процесса расширения [15]. В настоящее время все они представляют собой достаточно разобщенные области исследовательских интересов, поэтому известные результаты зачастую не только раз-

рознены, но и противоречивы [1]. При построении структурно-механической модели расширяющегося композита необходимо систематизировать имеющиеся опытные данные и научные представления о расширяющихся композициях, соединив их на основе единого методического подхода. Несомненно, что при моделировании очень важно учесть максимально возможное количество известных фактов, оказывающих влияние на формирование расширяющейся микроструктуры. При этом надо принимать во внимание, что получение результатов сопряжено с рядом трудностей, связанных главным образом с выяснением параметров модели, получаемых на основе сложных физических экспериментов.

1. РАСЧЕТНАЯ МОДЕЛЬ РАСШИРЯЮЩЕГОСЯ КОМПОЗИТА.

ОСНОВНЫЕ ПАРАМЕТРЫ МОДЕЛИ

В большинстве отечественных и зарубежных работ [1, 2, 3, 6, 12], посвященных моделированию структуры композита, бетон рассматривается как двухкомпонентный материал, состоящий из матрицы в виде окаменевшего цементно-песчаного раствора, в континууме которой дискретно распределены зерна крупного заполнителя. В последнее время в ряде исследований [10, 11, 24, 33, 37] структура бетона была дополнена третьей компонентой – транзитной зоной (ТЗ), описывающей некоторое переходное состояние системы по границе между матрицей и заполнителем. Несмотря на то, что транзитная зона (ТЗ) является частью цементной матрицы, эффекты, сопутствующие ее структурообразованию, и, как результат, ее свойства, не только позволяют, но и вызывают необходимость выделить ТЗ в отдельный элемент структуры бетона. Транзитная зона отвечает за прочность сцепления по контакту «цементный камень – включение» и, по сути, является наиболее слабой компонентой структуры. Значимость влияния ТЗ на свойства композита обуславливается двумя факторами: значительными различиями в свойствах ТЗ и непосредственно цементной матрицы, а также объемной концентрацией и, как следствие, количеством перколированных транзитных зон [40].

Как следует из результатов современных исследований, формирование транзитной зоны обусловлено двумя параллельно протекающими эффектами – т.н. «эффектом стены» [32] и «эффектом одностороннего роста» [23]. Так как средний диаметр заполнителя значительно больше среднего диаметра частицы цемента ($300..500 \mu\text{м}$ к $10..20 \mu\text{м}$), то заполнитель можно представить в виде плоской пластины, по отношению к которой происходит упаковка цементных частиц. «Эффект стены» обуславливает беспорядочную упаковку цементных зерен у поверхности заполнителя и, как следствие, меньшее количество цементных частиц и большее количество капиллярных пор, заполненных водой, чем в остальной цементной матрице. Снижение количества цементных частиц в ТЗ приводит к повышению водоцементного отношения. Так, по данным авторов [22], при начальном w/c бетона, равном $0,4$, в зависимости от объемной концентрации заполнителя в смеси; w/c в ТЗ может достигать значений вплоть до $0,5$, а в остальном объеме цементной системы снижаться до $0,35$.

В процессе гидратации поры цементной системы заполняются продуктами новообразований, которые поступают со всех направлений. Однако у поверхности заполнителя рост новообразований осуществляется с одной стороны, что также способствует повышению пористости транзитной зоны (рис. 1.1).

Ввиду того, что ионы, обладающие значительной мобильностью (такие как Ca^{++} , Al^{3+} и SO_4^{2-}) имеют возможность диффундировать в более пористую транзитную зону, здесь наблюдается преобладание кристаллов гидроксида кальция (СН) и этtringита. Ионы Si^{++} , обладая низкой мобильностью, образуют продукты гидратации вблизи источников растворения. Учитывая то обстоятельство, что в ТЗ содержится изначально меньшее количество цементных зерен, новообразования в ней характеризуются низким содержанием СSH.

Высокая пористость и отличие в морфологии продуктов гидратации ТЗ по сравнению с остальной цементной матрицей вызывают необходимость рассматривать ТЗ при моделировании структуры композита как отдельный элемент. Формирование кристаллов этtringита в заведомо более пористой структуре ТЗ напрягающего бетона скорее всего приведет только к снижению пористости. Поэтому, на наш взгляд, существенных деформаций расширения в ТЗ наблюдаться не будет. И, при моделировании расширяющегося композита обоснованным допущением будет считать, что транзитная зона является неактивной компонентой структурной модели.

При прогнозировании свойств напрягающего бетона превалирующей характеристикой будет являться величина самонапряжения, нормируемая в стандарте [9]. В данных исследованиях для определения величины самонапряжения предложено использовать трехкомпонентную пространственную модель композита [7], состоящую из заполнителя, цементной матрицы и расположенной между ними транзитной зоны, схематически показанную на рис 1.2.

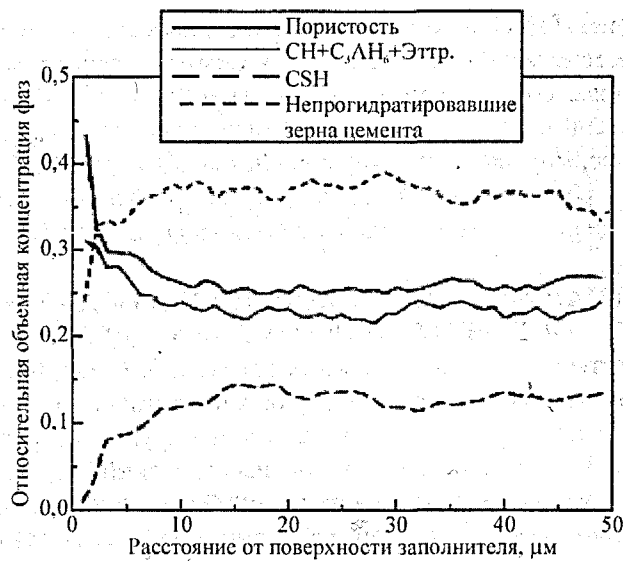


Рисунок 1.1 – Распределение основных фаз цементной системы в ТЗ в зависимости от расстояния от поверхности заполнителя, $w/c = 0,45$, 70 % гидратация, согласно [22]

При построении модели в данной работе приняты следующие предпосылки:

- расширяющийся композит можно условно представить в виде континуума активной матрицы, в теле которой дискретно расположен пассивный заполнитель;
- рассматриваемая моделируемая система расширяется равномерно по объему без нарушения сплошности контактов.

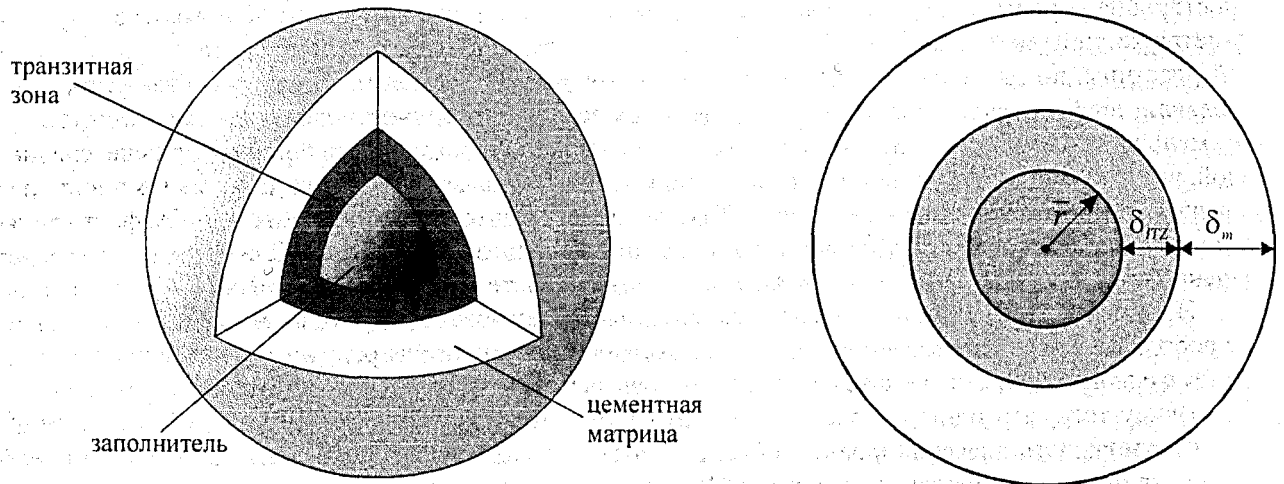


Рисунок 1.2 – Схематическое изображение структуры напрягающего бетона в виде трехкомпонентной модели

При прогнозировании процесса расширения для упрощения расчетов в модели был использован ряд допущений, не искажающих физической смысл рассматриваемого явления:

- моделируемая система содержит равномерно распределенные по объему матрицы равновеликие шарообразные зерна заполнителя;
- в процессе расчета в качестве пассивной компоненты рассмотрен заполнитель с ТЗ вокруг него, для которого согласно основных положений D – ЕМТ [25] рассчитывают некоторые усредненные деформативные характеристики (подробно это изложено в п.1.2.).

Схема упаковки зерен заполнителя принята регулярной с переменным координационным числом n , которое может быть назначено в зависимости от реальной пустотности смеси заполнителя (см. рис. 1.3).

Пустотность ϕ бинарной смеси крупного и мелкого заполнителя предложено прогнозировать с помощью модели Toufar [26]:

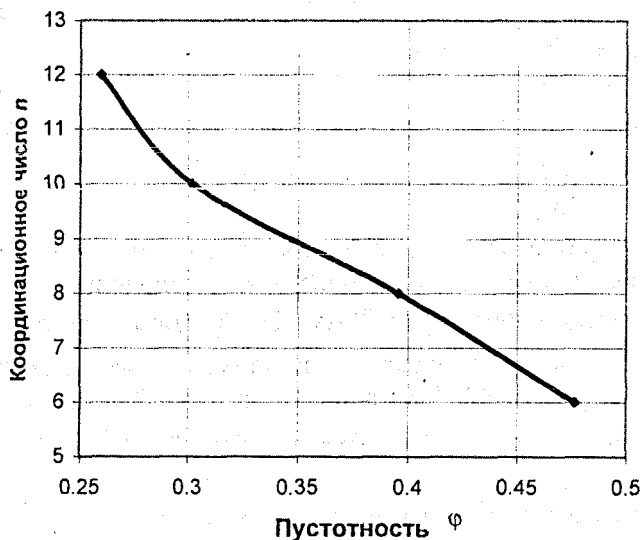


Рисунок 1.3 – Зависимость координационного числа n от пустотности ϕ моноразмерного заполнителя согласно [20]

$$\phi = 1 - \frac{1}{\left[\frac{c_m}{\phi_m} + \frac{c_{кр}}{\phi_{кр}} - c_{кр} \left(\frac{1}{\phi_{кр}} - 1 \right) k_d k_s \right]}, \quad (1)$$

где k_d, k_s – параметрические коэффициенты, определяемые по формулам:

$$k_d = \frac{d'_{кр} - d'_m}{d'_{кр} + d'_m}, \quad (2)$$

$$k_s = 1 - \frac{1 + 4x}{(1 + x)^4}, \quad (3)$$

$$x = \frac{c_m}{c_{кр}} \cdot \frac{\phi_{кр}}{\phi_m} \cdot \frac{1}{1 - \phi_{кр}}, \quad (4)$$

где $c_m, c_{кр}$ – объемная концентрация соответственно мелкого и крупного заполнителя в смеси заполнителей;

$\phi_m, \phi_{кр}$ – степень упаковки соответственно крупного и мелкого заполнителей, равная отношению плотности в виброуплотненном состоянии к истинной плотности заполнителя:

$$\phi_{кр} = \frac{\rho_{кр}^в}{\rho_{кр}}, \quad \phi_m = \frac{\rho_m^в}{\rho_m}.$$

1.1. Геометрические характеристики модели

При переходе от реальной системы, содержащей заполнитель различных размеров, к идеализированной с моноразмерным заполнителем, радиус r зерна последнего принимается интегрально из условия равенства удельной поверхности зерен модели фактической удельной поверхности заполнителя и определяется по следующей формуле:

$$\bar{r} = \frac{3}{S_{уд} \rho_0} \quad (5)$$

Для определения фактической удельной поверхности заполнителя использованы данные ситового анализа и средний радиус зерна заполнителя для каждого сита:

$$S_{уд} = \sum_{i=1}^n S_i a_i, \quad (6)$$

где S_i – удельная поверхность заполнителя с радиусом r_i ,

$$S_i = \frac{3}{r_i \rho_0}, \quad (7)$$

здесь r_i – средний радиус зерна заполнителя на i -ом сите

$$r_i = \frac{S_i + S_{i+1}}{4} \quad (8)$$

Важным этапом расчета геометрических характеристик модели является определение объема содержания транзитной зоны в бетоне. Объем транзитной зоны определяют исходя из предположительного размера толщины прослойки транзитной зоны $\delta_{itz} \approx 30 \mu\text{м}$. Необходимо отметить, что принятый размер прослойки транзитной зоны подтверждается экспериментальными исследованиями микроструктуры [38, 39]. Как показано в работах [20, 31, 42, 43], начиная с граничной объемной концентрации заполнителя $c_{agg} = 0,29$ в структуре бетона наблюдается явление полной перколяции транзитных зон.

Так как реальный бетон в своем составе содержит изначально большее количество заполнителя, объем транзитной зоны с учетом перколированных участков согласно Lu и Torquato [29] может быть рассчитан по формулам:

$$V_{itz} = 1 - e_v(\delta_{itz}) - c_{agg}, \quad (9)$$

$$e_v(\delta_{itz}) = (1 - c_{agg}) \cdot \exp[-\pi \cdot N(c\bar{r} + d\bar{r}^2 + f\bar{r}^3)], \quad (10)$$

где c, d, f, ϵ_2 – коэффициенты, определяемые согласно [31] по формулам (12)–(15):

$$N = \frac{3c_{agg}}{4\pi\bar{r}^3}, \quad (11)$$

$$c = \frac{4\bar{r}^2}{(1 - c_{agg})}, \quad (12)$$

$$d = \frac{4\bar{r}}{(1 - c_{agg})} + \frac{12\epsilon_2\bar{r}^2}{(1 - c_{agg})^2}, \quad (13)$$

$$f = \frac{4}{3(1 - c_{agg})} + \frac{8\epsilon_2\bar{r}}{(1 - c_{agg})^2}, \quad (14)$$

$$\epsilon_2 = \pi \cdot N \cdot \bar{r} / 3 \quad (15)$$

Объем цементной матрицы V_m за вычетом объема, занимаемого транзитной зоной, может быть рассчитан:

$$V_m = 1 - c_{agg} - V_{itz} \quad (16)$$

Тогда толщина прослойки цементной матрицы соответственно составит:

$$\delta_m = \left[\sqrt[3]{\frac{3}{4\pi N}} - (\bar{r} + \delta_{itz}) \right] \quad (17)$$

1.2. Жесткостные характеристики элементов модели и их изменение во времени

Как указывалось ранее, в силу специфики структурообразования расширяющегося композита, транзитную зону в дальнейшем рассматриваем как неактивную компоненту, вынужденными деформациями которой с целью упрощения расчетов можно пренебречь. В расчетной модели в качестве заполнителя рассматривается некоторый идеализированный сферический заполнитель с размером зерна, равным размеру зерна заполнителя с транзитной зоной вокруг него, и с усредненными, так называемыми эффективными, упругими характеристиками (см. рис. 1.4). Для определения эффективных деформативных характеристик идеализированного моноразмерного заполнителя использованы

положения Дифференциальной Теории Эффективной Среды (англ. *Differential Effective Medium Theory*, в дальнейшем D-EMT) [25].

В соответствии с правилами, сформулированными в D-EMT, частица заполнителя с размером \bar{r} и деформативными характеристиками G_{agg} , K_{agg} , помещенная в транзитную зону размером $\bar{r} + \delta_{itz}$ с деформативными характеристиками G_{itz} , K_{itz} , заменяется новой эффективной частицей с размером $a = \bar{r} + \delta_{itz}$ и соответствующими деформативными характеристиками G_{id} , K_{id} .

Для пространственной модели эффективный модуль сдвига G_{id} композитного включения с учетом транзитной зоны находят из решения соответствующего квадратного уравнения [25]:

$$A \left(\frac{G_{id}}{G_{itz}} \right)^2 + 2B \left(\frac{G_{id}}{G_{itz}} \right) + C = 0, \quad (18)$$

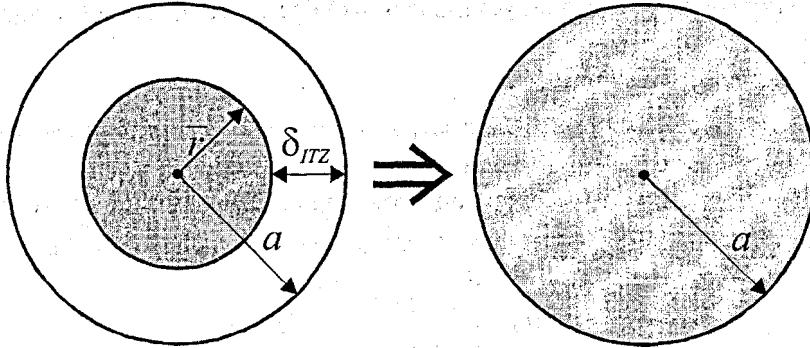


Рисунок 1.4 – Трансформация композитного включения в эффективную частицу с размером a в соответствии с правилами D-EMT [25]

Коэффициенты которого рассчитывают по формулам (19)–(26):

$$A = 8z(4 - 5v_{itz})\eta_{\alpha}p^{10/3} - 2[63z\eta_{\beta} + 2\eta_{\alpha}\eta_{\gamma}]p^{7/3} + 252z\eta_{\beta}p^{5/3} - 50z[7 - 12v_{itz}^3 + 8v_{itz}^2]\eta_{\beta}p + 4(7 - 10v_{itz})\eta_{\beta}\eta_{\gamma} \quad (19)$$

$$B = -2z(1 - 5v_{itz})\eta_{\alpha}p^{10/3} + 2[63z\eta_{\beta} + 2\eta_{\alpha}\eta_{\gamma}]p^{7/3} - 252z\eta_{\beta}p^{5/3} + 75z(3 - v_{itz})\eta_{\beta}v_{itz}p + \frac{3}{2}(15v_{itz} - 7)\eta_{\beta}\eta_{\gamma} \quad (20)$$

$$C = 4z(5v_{itz} - 7)\eta_{\alpha}p^{10/3} - 2[63z\eta_{\beta} + 2\eta_{\alpha}\eta_{\gamma}]p^{7/3} + 252z\eta_{\beta}p^{5/3} + 25z(v_{itz}^2 - 7)\eta_{\beta}p - (7 + 5v_{itz})\eta_{\beta}\eta_{\gamma} \quad (21)$$

$$\eta_{\alpha} = z(7 - 10v_{itz})(7 + 5v_{agg}) + 105(v_{agg} - v_{itz}) \quad (22)$$

$$\eta_{\beta} = z(7 + 5v_{agg}) + 35(1 - v_{agg}) \quad (23)$$

$$\eta_{\gamma} = z(8 - 10v_{itz}) + 15(1 - v_{itz}) \quad (24)$$

$$z = \frac{G_{agg}}{G_{itz}} - 1, \quad (25)$$

$$p = \left(\frac{\bar{r}}{a} \right)^3 \quad (26)$$

Эффективный объемный модуль K_{id} для данного «приведенного» заполнителя с учетом свойств транзитной зоны может быть рассчитан по зависимости, предложенной в работе [25]:

$$K_{id} = K_{itz} + \frac{p(K_{agg} - K_{itz})}{1 + (1-p) \left[\frac{K_{agg} - K_{itz}}{K_{itz} + \frac{4}{3}G_{itz}} \right]}, \quad (27)$$

Пользуясь зависимостями (18)–(27), рассчитывают характеристики бетона к некоторому фиксированному моменту времени τ (как правило, к возрасту 28 сут). Однако процессы структурообразования в расширяющемся композите развиваются во времени, в течение которого в бетоне возникают как силовые, так и не силовые воздействия, приводящие к изменению деформаций системы. В настоящее время к числу фундаментальных проблем, стоящих перед физикой и механикой бетона, относятся, в частности, адекватное описание явлений старения, установление вида функции $E(\tau)$.

При прогнозировании рассматривается процесс расширения во времени, поэтому следующим допущением является вид функции $E(\tau)$. Для решения данной проблемы в настоящих исследованиях использована функция, применяемая для описания упрочняющегося во времени материала, предложенная в работе [21] и имеющая вид:

$$E(\tau) = \beta(\tau)[1 - \delta(\tau)]\bar{E}, \quad (28)$$

где \bar{E} – модуль упругости материала, установленный без учета эффектов старения при $\beta = 1$ и $\delta = 0$;

$\beta(\tau)$ – степень упрочнения материала;

$\delta(\tau)$ – степень старения материала. Параметры β и δ варьируются в пределах от 0 до 1 и монотонно возрастают с течением времени.

В работах Laube [21] для описания процессов упрочнения бетонного композита предложена функция $\beta(\alpha)$, описывающая процесс упрочнения материала в зависимости от степени гидратации $\alpha(\tau)$:

$$\beta(\alpha) = \left[\frac{\alpha(\tau) - \alpha_0}{1 - \alpha_0} \right]^{2/3} \geq 0. \quad (29)$$

Для определения степени гидратации портландцементного вяжущего, отвечающей за формирование связей, обеспечивающих упрочнение материала, можно воспользоваться функциональной зависимостью, предложенной Vasma и Y. Abdel-Jawad [18]:

$$\alpha(\tau) = 0,357 + 0,111 \ln \tau + 0,005T + 0,084 w/c, \quad (30)$$

где τ – расчетный период времени, сут; T – температура хранения, °С.

Как было показано ранее, эффект «одностороннего роста» и эффект «стены», возникающие в процессе структурообразования в транзитной зоне, способствуют менее плотной упаковке зерен цемента в последней, и как следствие, более высокому водоцементному отношению по сравнению с остальной цементной матрицей. J. C. Nadeau [34] для определения изменения водоцементного отношения в транзитной зоне и остальной цементной матрице предложен ряд функциональных зависимостей.

Пользуясь данными, приведенными в работе [34], водоцементное отношение w/c в i -ой фазе моделируемого композита будет равно:

$$w/c = \frac{1 - \alpha_c}{\rho_{\text{cem}} \alpha_c}, \quad (31)$$

где α_c – радиальное распределение в объемной концентрации цемента для i -ой фазы, определяемое для системы с моноразмерным заполнителем, согласно [34], по формуле:

$$\alpha_c(r) = \begin{cases} \bar{\alpha}_c \left[1 + a_c \left(\frac{r - \bar{r} - \delta_{itz}}{\delta_{itz}} \right)^2 \right] & \text{для ГЗ} \\ \bar{\alpha}_c & \text{для остальной цем. матрицы} \end{cases}, \quad (32)$$

где $\bar{\alpha}_c$ – объемная концентрация цемента в цементной матрице (вне транзитной зоны),

a_c – константа, для данной системы принимаемая $-0,5$.

$$\bar{\alpha}_c = \frac{10(1 - c_{\text{agg}})}{\left(1 + \rho_{\text{cem}} w/c \left[a_c c_{\text{agg}} \frac{\delta_{itz}}{\bar{r}} \left\{ \left(\frac{\delta_{itz}}{\bar{r}} \right)^2 + 5 \left(\frac{\delta_{itz}}{\bar{r}} \right) + 10 \right\} + 10(1 - c_{\text{agg}}) \right] \right)}, \quad (33)$$

В связи с тем, что в настоящих исследованиях принята к рассмотрению трехкомпонентная структурная модель, в которой помимо матрицы учитывают транзитную зону, необходимо оценить соотношение модулей упругости \bar{E}_{itz}/E_m . Helmuth и Turk [27] для определения модуля упругости цементного камня предложили использовать зависимость следующего вида:

$$\bar{E} = E_{gel}(1 - V_c)^3, \quad (34)$$

где E_{gel} – средний модуль упругости продуктов гидратации цементного камня;
 V_c – капиллярная пористость.

Таблица – Величины модулей упругости и коэффициентов Пуассона для основных продуктов гидратации цементного камня согласно [35]

Фазовый состав	$E(\times 10^{-3} \text{ МПа})$	ν
C-S-H	14	0,27
C_3S	75,9	0,3
CH	43	0,32

По результатам экспериментальных данных [35, 38, 39, 43], в возрасте 28 суток пористость транзитной зоны в бетонах на плотном заполнителе составляет в среднем 35 %, а оставшейся цементной матрицы – 7 %. Очевидно, что в бетонах на легких заполнителях картина распределения пористости будет совсем иной. Однако этот вопрос не является предметом рассмотрения в данной работе, так как параметрические исследования проводятся для напрягающего бетона на плотном заполнителе. С учетом результатов, полученных при помощи сканирующей электронной микроскопии, примерный фазовый состав транзитной зоны (см. рис. 1.1) и остальной цементной матрицы обеспечивает соотношение $\bar{E}_{itz}/E_m \approx 0,5$. Принятое соотношение, соответствующее экспериментальным данным Cohen [43], является достаточно грубой аппроксимацией, но в первом приближении позволяет оценить изменение соотношения \bar{E}_{itz}/E_m во временном интервале Δt .

1.3. Напряжения и деформации расширяющейся композитной системы

Для начала рассмотрим наиболее простой, с точки зрения реализации решения, случай одиночного включения, располагаемого в активной матрице цементного камня. В ряде работ [22, 42, 43] указывается граничная концентрация заполнителя $c_{agg}=0,05$, при которой не наблюдается эффекта влияния соседних частиц. Для случая изолированного сферического включения, окруженного оболочкой произвольной толщины, погруженного в однородную матрицу (все три фазы имеют некоторые произвольные, условные модули и деформации расширения) в работах [25, 41] получены аналитические решения, позволяющие рассчитать напряженно-деформированное состояние деформирующейся системы. В реальной структуре бетона близкое расположение частиц заполнителя будет играть важную роль, однако на начальном этапе расчета и для случая изолированного заполнителя будут сохраняться все закономерности формирования напряжений и перемещений, свойственных композиту. В данном случае, как указывалось ранее, в моделируемой системе рассматриваются только перемещения и напряжения, вызываемые расширением активной матрицы.

Для единичного сферического включения, помещенного в бесконечную активную матрицу, при определении напряженно-деформированного состояния композита использованы стандартные решения осесимметричной задачи [41] с привлечением функции напряжений $Aigu$ [24]. В сферических полярных координатах радиальная компонента перемещения, обозначенная u , будет являться функцией от радиуса r . Тогда три диагональные составляющие тензора деформаций (деформации сдвига равны 0) будут соответственно равны: $\epsilon_{rr} = \frac{\partial u}{\partial r}$, $\epsilon_{\theta\theta} = \epsilon_{\phi\phi} = \frac{u}{r}$, где θ и ϕ – углы в сферических полярных координатах.

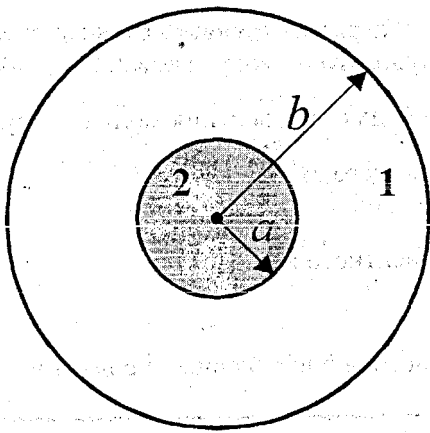


Рисунок 1.5 – Схематическое представление анализируемой системы: (1) – активная матрица, $a < r < b$, (2) – наполнитель, $0 < r < a$, где r – радиальная координата

В i -ой фазе две независимых составляющих (при $\sigma_{\theta\theta} = \sigma_{\phi\phi}$) тензора деформаций могут быть соответственно записаны:

$$\sigma_r = \left(K_i + \frac{4}{3} G_i \right) \frac{\partial u}{\partial r} + 2 \left(K_i - \frac{2}{3} G_i \right) \frac{u}{r} - 3K_i \varepsilon_i^0, \quad (35)$$

$$\sigma_{\theta\theta} = \left(K_i - \frac{2}{3} G_i \right) \frac{\partial u}{\partial r} + \left(2K_i + \frac{2}{3} G_i \right) \frac{u}{r} - 3K_i \varepsilon_i^0, \quad (36)$$

где ε_i^0 – свободные деформации расширения i -ой фазы.

Для решения дифференциальных уравнений (35), (36) воспользуемся решением [41]: для i -ой фазы общее решение для радиальной компоненты вектора перемещений $u(r)$ будет иметь вид $u(r) = \alpha_i r + \frac{\beta_i}{r^2}$, где α_i и β_i – некоторые неизвестные коэффициенты, различные для каждой фазы, определяемые из соответствующих граничных условий. Тогда с учетом принятой функции перемещений, и учитывая, что для наполнителя $\beta = 0$, уравнения (35), (36) примут вид:

$$\sigma_{rr} = 3K_i \alpha_i - 4G_i \frac{\beta_i}{r^3} - 3K_i \varepsilon_i^0, \quad (37)$$

$$\sigma_{\theta\theta} = 3K_i \alpha_i + 2G_i \frac{\beta_i}{r^3} - 3K_i \varepsilon_i^0. \quad (38)$$

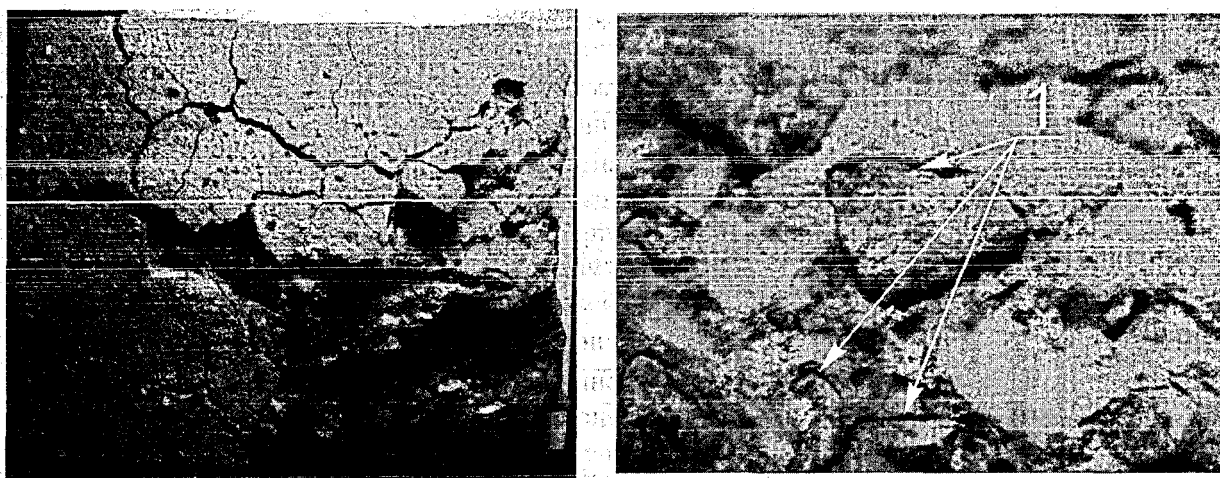
Для нахождения оставшихся неизвестных коэффициентов в уравнениях (37), (38) могут быть использованы:

- условия неразрывности перемещений и напряжений на границе раздела «наполнитель – матрица» при $r = a$;
- условие равенства нулю напряжений в радиальном направлении при $r = b$.

С учетом принятых граничных условий может быть записана следующая система уравнений:

$$\begin{cases} \alpha_m + \frac{\beta_m}{a^3} - \alpha_{id} = 0 \\ K_m \alpha_m - \frac{4}{3} G_m \frac{\beta_m}{a^3} - K_{id} \alpha_{id} - K_m \varepsilon_m^0 = 0 \\ K_m \alpha_m - \frac{4}{3} G_m \frac{\beta_m}{b^3} - K_m \varepsilon_m^0 = 0 \end{cases} \quad (39)$$

Система уравнений (39) справедлива для случая, когда контакт по границе «наполнитель – активная матрица» не нарушается в процессе расширения. По мере удаления от включения напряжения резко уменьшаются, стремясь к нулю. В случае, когда максимальные контактные напряжения достигают предела прочности контакта, зависящей от сопротивления материала матрицы растяжению, происходит образование микротрещины по контакту и разуплотнение структуры, при этом включение отделяется от матрицы, что неоднократно наблюдалось нами при выполнении опытов с бетонами на НЦ высокой энергоактивности (см. рис. 1.6).



1 – характерные микротрещины по контакту «матрица – включение»

Рисунок 1.6 – Разрушение образца из напрягающего бетона вследствие отрыва по контакту «цементная матрица – включение»

Относительные деформации расширения, развивающиеся в композитной системе, в общем случае будут равны: $\varepsilon_{0,CE} = \frac{u(r=b)}{b}$ или

$$\varepsilon_{0,CE} = \alpha_m + \frac{\beta_m}{b^3}, \quad (40)$$

где α_m, β_m – коэффициенты, определяемые из решения системы (39).

Получив решение для одиночного включения в соответствии с основными положениями D-EMT [25], выполняют замену существующей системы, состоящей из одиночного включения и активной матрицы (система «первого уровня»), некоторой идеализированной однородной средой, имеющей в процессе расширения относительные деформации $\varepsilon_{0,CE}$ и жесткостные характеристики:

$$K_0 = K_m + K_m k(K_{id}, K_m, G_m) \varepsilon + O(\varepsilon^2), \quad (41)$$

$$G_0 = G_m + G_m g(G_{id}, K_m, G_m) \varepsilon + O(\varepsilon^2), \quad (42)$$

где k и g – безразмерные коэффициенты, зависящие от формы моделируемых частиц и соотношения K_m/K_{id} и G_m/G_{id} .

Для сферической частицы значения k и g равны, соответственно:

$$k = \frac{\left(K_m + \frac{4}{3}G_m\right)(K_{id} - K_m)}{K_m \left(K_{id} + \frac{4}{3}G_m\right)}, \quad (43)$$

$$g = \frac{5 \left(K_m + \frac{4}{3}G_m\right)(G_{id} - G_m)}{3G_m \left(K_m + \frac{8}{9}G_m\right) + 2G_{id}(K_m + 2G_m)}, \quad (44)$$

В соответствии с положениями D-EMT [25] для данной однородной системы часть объема ($\varepsilon = 0,05$) заменяем заполнителем, и в свою очередь находим K_j и G_j воспользовавшись соответствующими уравнениями (41)–(44), заменив $K_m \rightarrow K_0$ и $G_m \rightarrow G_0$ соответственно. Затем, подставив в систему уравнений (39) соответствующие значения K_m, G_m

и $\varepsilon_m^0 = \varepsilon_{0,CE}$, найдем относительную деформацию расширения ε_j ($j = 1, 2, \dots, n$, причем $\sum_{j=1}^n c = c_{agg}$)

(«второй уровень»). Так, путем последовательной замены, переходя от уровня к уровню, для реальной концентрации заполнителя c_{agg} определяют текущие значения жесткостных характеристик K, G и относительную деформацию расширения ε композитной системы в момент времени t . Полученная деформация ε соответствует деформации «свободного» расширения композита ε_{CE} согласно [9].

Для расчета прогнозируемой величины самонапряжения в условиях стандартного ограничения идеализированный однородный массив с установленными жесткостными характеристиками и деформацией расширения ε_{CE} помещают в стальную оболочку с жесткостью, эквивалентной жесткости упругого ограничения при коэффициенте армирования $\rho_1 = 0,01$ [9]. Для модели «расширяющееся ядро в упругой оболочке», воспользовавшись уравнениями (35) и (36), была определена относительная деформация расширения бетона ε_c в условиях внешнего упругого ограничения:

$$\varepsilon_c = \frac{K_c}{K_c + 0,01K_s} \varepsilon_{CE} \quad (45)$$

где K_c – объемный модуль бетона;

K_s – объемный модуль стали;

ε_{CE} – деформация «свободного» расширения бетона.

Тогда величина самонапряжения для рассматриваемой модели определяется согласно [9] по традиционной формуле:

$$\sigma_{CE} = \varepsilon_c \rho_1 E_s \quad (46)$$

2. ПАРАМЕТРИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА САМОНАПРЯЖЕНИЯ

Целью параметрических исследований стало определение влияния и значимости параметров модели на величину самонапряжения.

2.1. Исходные данные

При выполнении параметрических исследований моделируемой системы варьировали следующие базовые переменные:

- 1) марка по энергоактивности напрягающего цемента: НЦ-1, НЦ-2, НЦ-3, НЦ-4 по СТБ 1335 [13];
- 2) удельная поверхность заполнителя $S_{уд}$. Применяли фракционированный заполнитель с удельной поверхностью $S_{уд}$, равной 0,3; 0,6; 1,2 и 4,8 м²/кг соответственно;
- 3) концентрация заполнителя c_{agg} . Параметрические исследования проводились при начальной концентрации $c_{agg} = 0,05$ и для реальных концентраций $c_{agg} = 0,5$; 0,6; и 0,7 соответственно;
- 4) контрольные измерения величины самонапряжения проводились по методике, изложенной в стандарте [9] в возрасте 1; 3; 7; 14 и 28 сут соответственно.

При выполнении параметрических исследований неизменным было принято соотношение модулей упругости транзитной зоны и цементной матрицы без учета эффектов старения (при $\beta = 1$ и $\delta =$

$$0) \frac{\bar{E}_{itz}}{E_m} = 0,5.$$

Укрупненная блок-схема расчета параметров напряженно-деформированного состояния в соответствии с положениями модели представлена на рис. 2.1.

2.2. Результаты параметрических исследований и их анализ

2.2.1. Геометрические параметры

При моделировании расширяющейся композитной системы одним из основных геометрических параметров, оказывающих влияние на процесс расширения, является относительная толщина цементной матрицы $\frac{\delta_m}{(\bar{r} + \delta_{itz})}$, косвенно характеризующая соотношение активной и пассивной компонент композита. Графики изменения данной величины в зависимости от удельной поверхности $S_{уд}$ и объемной концентрации c_{agg} заполнителя в композите представлены на рис. 2.2.

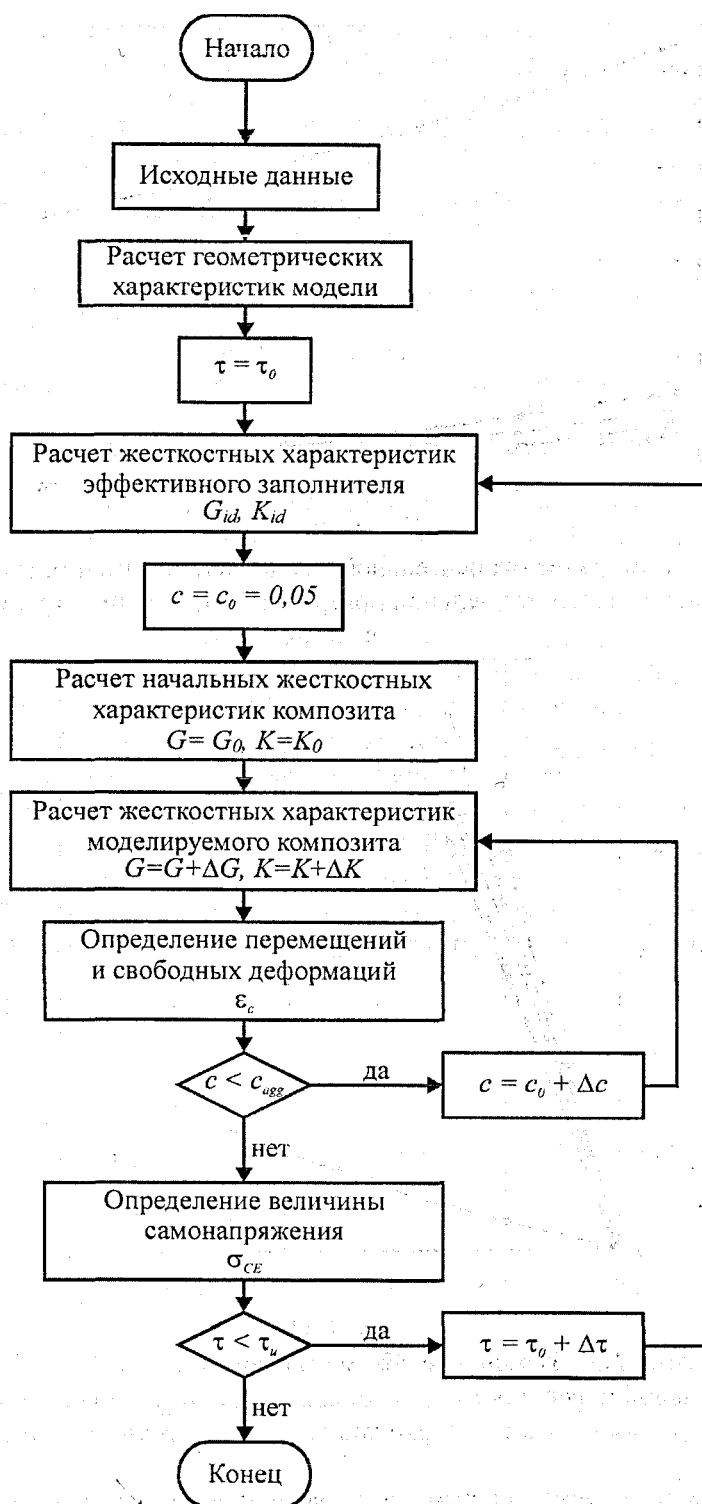


Рисунок 2.1 – Блок-схема алгоритма расчета параметров напряженно-деформированного состояния расширяющейся композитной системы.

Если для начальной концентрации $c_{agg} = 0,05$ величина $\frac{\delta_m}{(\bar{r} + \delta_{itz})}$ колеблется в пределах от 1,0 до 1,75, то для реальных объемных концентраций заполнителя в бетоне $\frac{\delta_m}{(\bar{r} + \delta_{itz})}$ достигает предельного значения 0,25 и стремится к нулю с ростом концентрации c_{agg} и удельной поверхности $S_{уд}$ заполнителя.

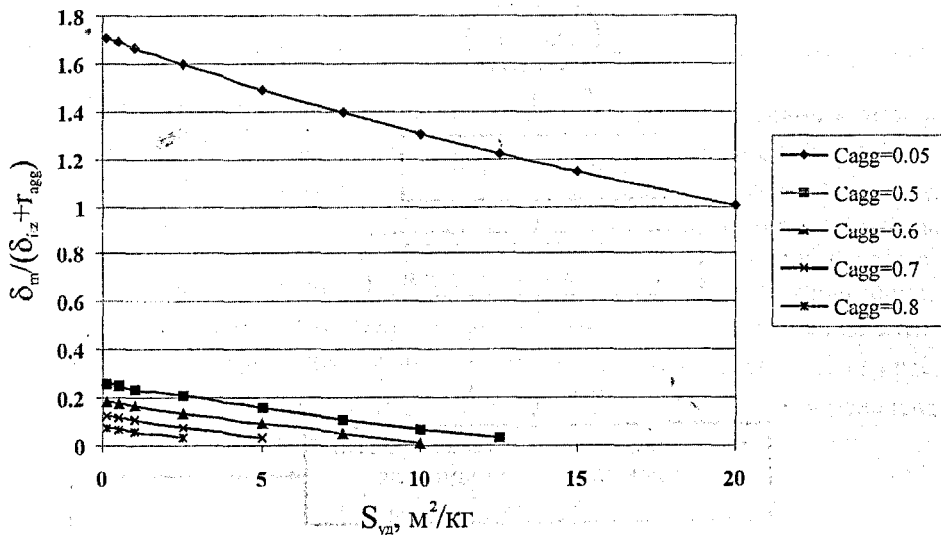


Рисунок 2.2 – Изменение относительной толщины цементной матрицы в моделируемой системе в зависимости от удельной поверхности $S_{уд}$ и концентрации c_{agg} заполнителя в композите

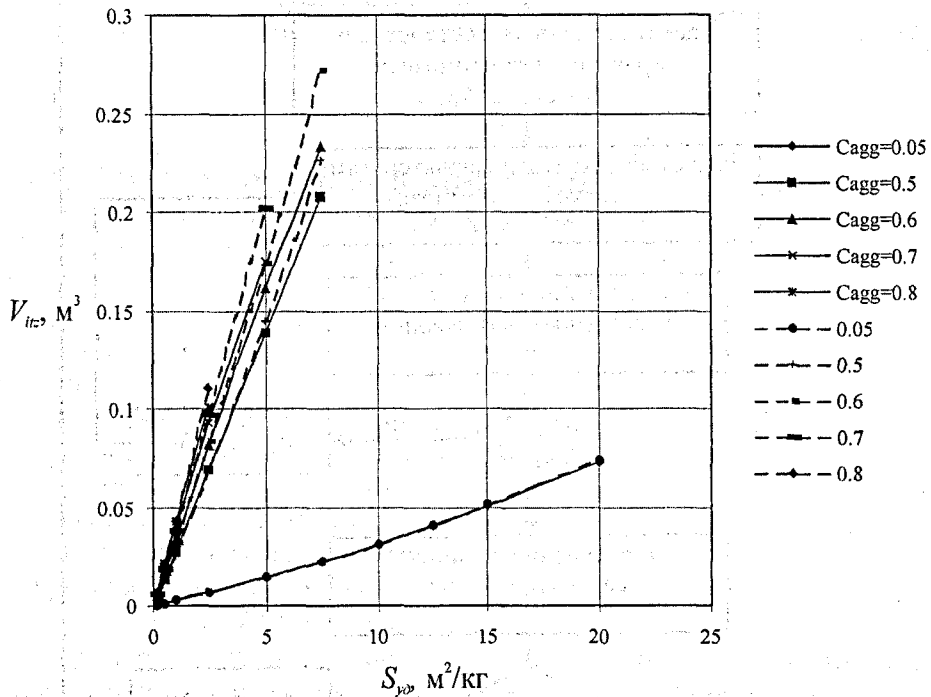


Рисунок 2.3 – Изменение объема транзитной зоны V_{ITZ} в зависимости от удельной поверхности $S_{уд}$ и концентрации c_{agg} заполнителя в композите (— с учетом перколяции, - - - без учета перколяции)

1.1.1

При анализе моделируемой системы и назначении ее геометрических характеристик необходимо оценить реальный объем цементной матрицы как активной компоненты в композите. На рис. 2.3 представлены результаты расчета объема транзитной зоны при изменении удельной поверхности $S_{уд}$ и объемной концентрации c_{agg} заполнителя. Как указывалось выше, в бетоне при реальных объемных концентрациях заполнителя в пределах $c_{agg} = 0,5 \div 0,8$ наблюдается перколяция транзитных зон. Для того, чтобы выявить степень влияния перколяции транзитных зон на изменение их объема, был проведен сравнительный анализ результатов расчета, полученных с учетом перколяции и, соответственно, без. Как видно из рис. 2.3, если для $c_{agg} = 0,05$ графики идентичны (при такой объемной концентрации заполнителя перколяция не наблюдается), то для реальных объемных концентраций, особенно с ростом удельной поверхности $S_{уд}$, возникают отличия, что, несомненно, влияет на итоговые значения деформаций расширения композитной системы.

2.2.2. Жесткостные характеристики моделируемого композита

Изменение жесткостных характеристик транзитной зоны и цементной матрицы моделируемой системы во времени представлено на рис. 2.4. В начальный период (до 7 сут) наблюдается более активный рост модуля деформации транзитной зоны по сравнению с остальной цементной матрицей, что объясняется процессами, протекающими при структурообразовании указанных компонентов композита. Менее плотная упаковка зерен цемента и, как следствие, более высокое водоцементное отношение в транзитной зоне способствуют более высокой степени гидратации, чем в остальной цементной матрице. Отношение \bar{E}_{itz}/\bar{E}_m в этот период стремится к значению $\sim 0,51$. При дальнейшем твердении, в более поздние сроки, изменение модулей упругости как ТЗ, так и остальной цементной матрицы во времени практически одинаково, и к моменту стабилизации процесса расширения отношение \bar{E}_{itz}/\bar{E}_m снижается до значения 0,5, что определено начальными условиями (см. п. 2.1)

Зависимость отношения модуля упругости бетона к модулю упругости цементного камня E_c/E_m во времени для различных концентраций заполнителя c_{agg} при удельной поверхности заполнителя $S_{уд}$ показана на рис. 2.5. На всех графиках для реальных концентраций заполнителя в пределах $c_{agg} = 0,5 \div 0,8$ в моделируемой системе наблюдается максимальное значение соотношения E_c/E_m в первые сутки, с резким снижением этого соотношения к 7-суточному возрасту и постепенным выравниванием к более поздним срокам твердения. Все это вытекает, как неоднократно указывалось выше, из эффектов, сопутствующих микроструктурообразованию ТЗ и остальной цементной матрицы. С ростом объемной концентрации c_{agg} заполнителя в композите при одинаковой удельной поверхности $S_{уд}$ отношение E_c/E_m возрастает, что объясняется увеличением содержания в системе элемента с более высокими жесткостными характеристиками. Изменение отношения E_c/E_m в зависимости от удельной поверхности заполнителя $S_{уд}$ проиллюстрировано на рис. 2.6. С ростом удельной поверхности наблюдается значительное снижение отношения E_c/E_m , что, очевидно, следует объяснять резким увеличением объема транзитной зоны, которая, обладая более низкими жесткостными характеристиками по сравнению с остальными элементами системы, значительно ослабляет структуру композита в целом.

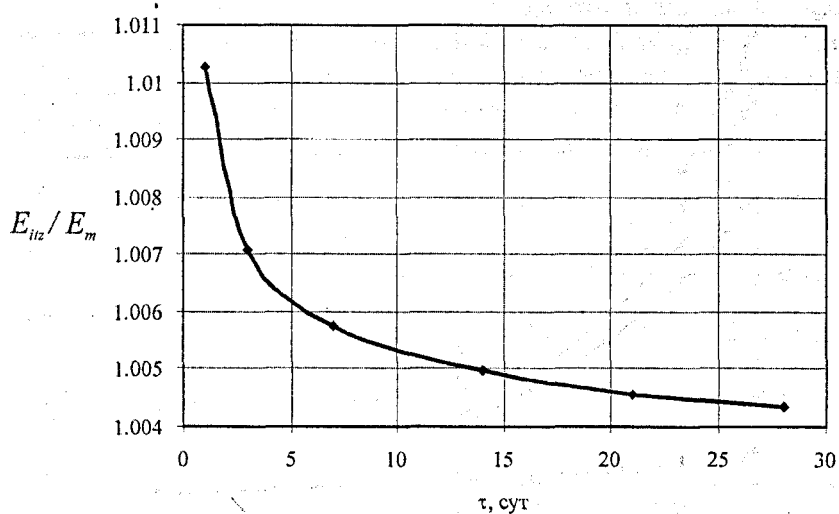


Рисунок 2.4 – Зависимость изменения отношения модуля упругости транзитной зоны к модулю упругости цементной матрицы во времени для моделируемой системы

при $\bar{E}_{itz}/\bar{E}_m = 0,5$ и водоцементном отношении $w/c = 0,3$

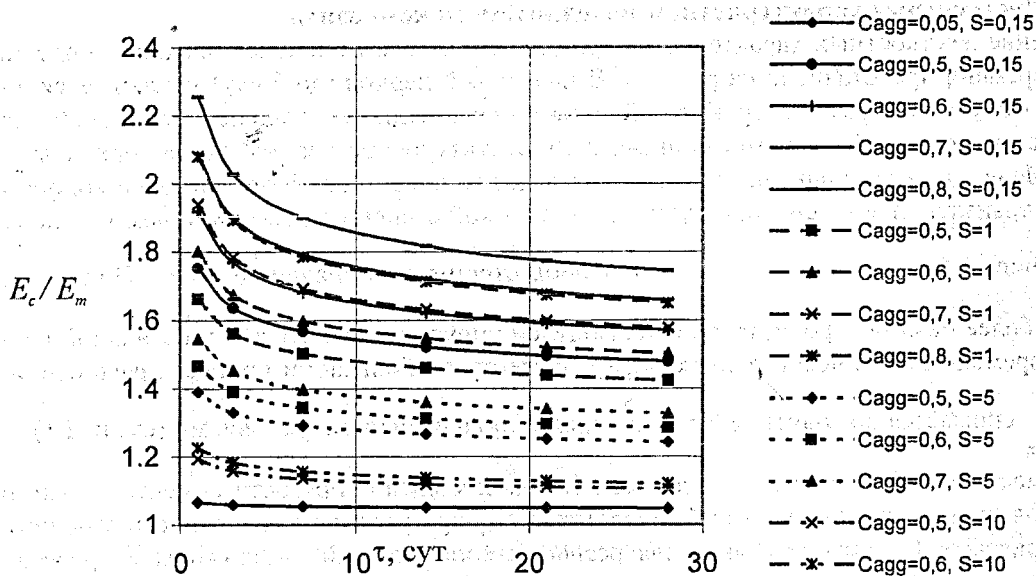


Рисунок 2.5 – Изменение отношения модуля упругости моделируемой системы к модулю упругости цементного камня E_c/E_m во времени для различных концентраций заполнителя c_{agg} при удельной поверхности заполнителя $S_{уд} = 0,15 \text{ м}^2/\text{кг}$; $S_{уд} = 1 \text{ м}^2/\text{кг}$; $S_{уд} = 5 \text{ м}^2/\text{кг}$ и $S_{уд} = 10 \text{ м}^2/\text{кг}$

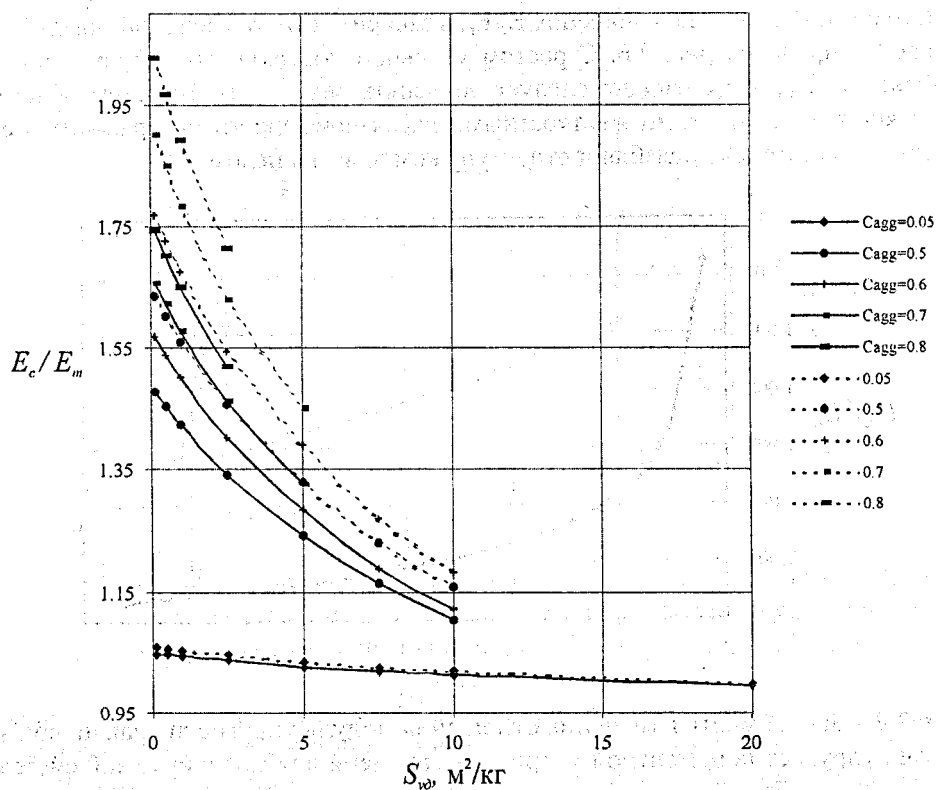


Рисунок 2.6 – Изменение соотношения модуля упругости моделируемой системы к модулю упругости цементного камня E_c/E_m в зависимости от удельной поверхности заполнителя $S_{уд}$ для различных концентраций заполнителя c_{agg} (— в момент стабилизации процесса расширения, - - - - в возрасте 3 сут)

1.1.2

1.1.3

2.2.3. Параметры расширения моделируемой системы

Изменение величины отношения «свободных» деформаций расширения моделируемой системы к деформациям расширения цементного камня $\varepsilon_{CE}/\varepsilon_0$ показано на рис. 2.7. Данные, полученные при использовании предложенной модели расширяющегося композита, не только не подтверждают, но и опровергают выводы о линейном характере зависимости соотношения собственных деформаций расширения цементного камня и бетона от концентрации цементного камня в бетоне, приведенные в работе [17]. Также не нашло подтверждения и утверждение о том, что при характерных для типичных бетонов на НЦ значениях концентраций цементного камня в бетоне, соотношение деформаций расширения в цементном камне и бетоне $\varepsilon_{CE}/\varepsilon_0$ в момент стабилизации их развития составляет примерно

0,2 [17]. Прежде всего, необходимо отметить, что в данных параметрических исследованиях момент стабилизации процесса расширения не связывается с определенным возрастом бетона (в работе [17] возраст бетона к моменту стабилизации составляет 28 сут), а зависит от различных факторов, включая энергоактивность цемента. Отношение $\varepsilon_{CE}/\varepsilon_0$ имеет более низкое значение в начальные сроки твердения и постепенно возрастает к моменту стабилизации процесса расширения, практически не изменяясь в последующие сроки, что напрямую связано с изменением жесткостных характеристик активной компоненты (цементной матрицы) и неактивной компоненты (транзитной зоны и заполнителя) во времени.

Так как в начальный период времени в ТЗ наблюдается более высокая динамика роста модуля упругости по сравнению с остальной цементной матрицей, то и отношение результирующего модуля упругости идеализированного эффективного заполнителя (неактивной компоненты) к модулю упругости активной компоненты будет иметь более высокое значение, и как следствие, в системе возникают меньшие деформации расширения. С ростом удельной поверхности заполнителя наблюдается увеличение соотношения свободных деформаций бетона к аналогичным деформациям цементного камня (см. рис. 2.9), что связано с двумя эффектами: уменьшением толщины прослойки активной матрицы вокруг заполнителя и снижением деформативных характеристик композита. Логично предположить, что уменьшение прослойки активной компоненты вокруг зерна заполнителя должно влиять в сторону снижения величины отношения деформаций расширения бетона к деформациям цементного камня. Но вероятно столь сильное снижение деформативных характеристик неактивной компоненты за счет увеличения количества ТЗ позволяет не только компенсировать это явление, но и получить прирост относительных деформаций бетона на заполнителе с более высокой удельной поверхностью. Увеличение концентрации заполнителя при прочих равных условиях приводит к значительному снижению деформаций расширения, что объясняется снижением количества активной цементной матрицы в композите.

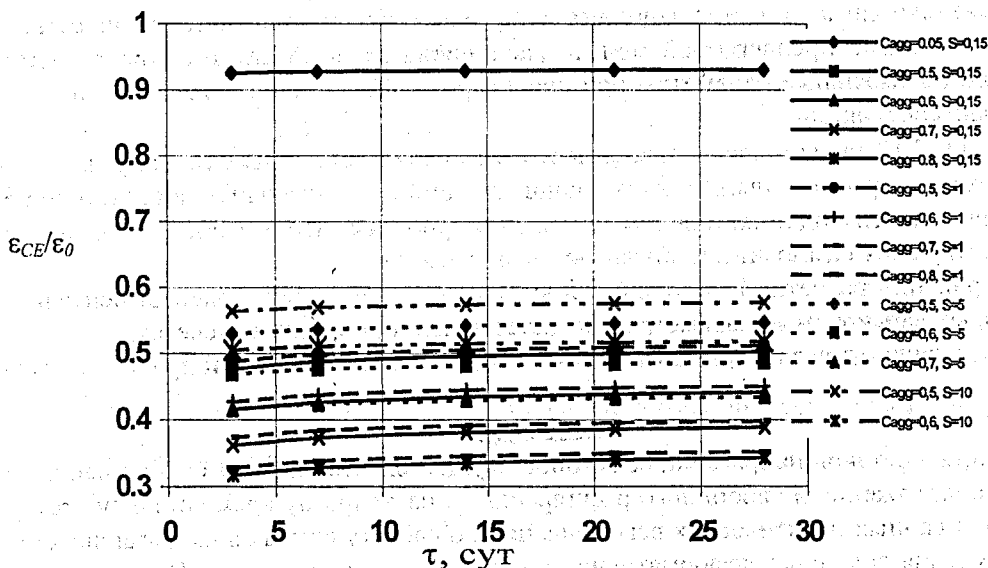


Рисунок 2.7 – Изменение величины отношения «свободных» деформаций моделируемой системы к «свободным» деформациям цементного камня $\varepsilon_{CE}/\varepsilon_0$ во времени для различных концентраций заполнителя c_{agg} при удельной поверхности заполнителя $S_{уд} = 0,15 \text{ м}^2/\text{кг}$; $S_{уд} = 5 \text{ м}^2/\text{кг}$ и $S_{уд} = 10 \text{ м}^2/\text{кг}$ соответственно.

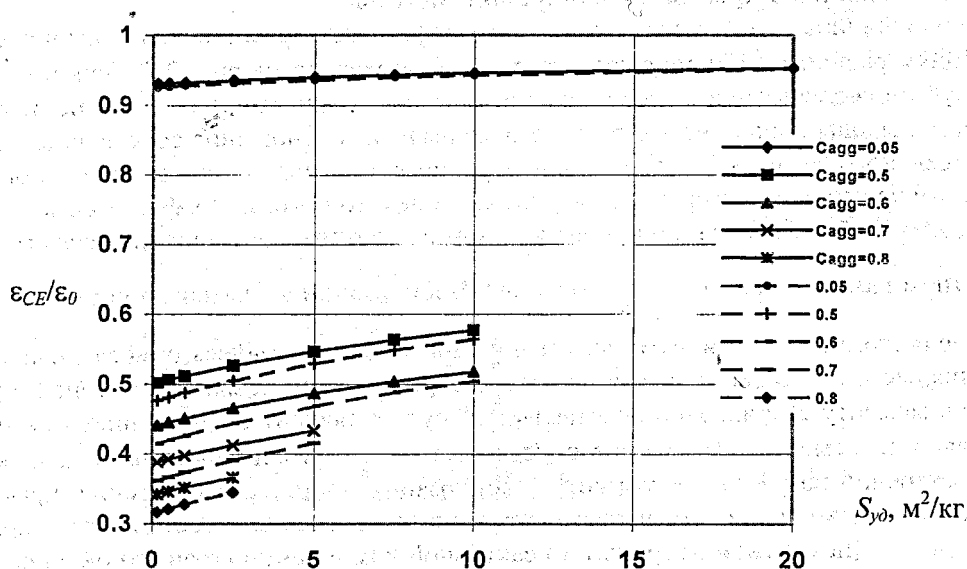


Рисунок 2.8 – Изменение величины отношения «свободных» деформаций моделируемой системы к «свободным» деформациям цементного камня $\varepsilon_{CE}/\varepsilon_0$ в зависимости от удельной поверхности заполнителя $S_{уд}$ для различных концентраций заполнителя c_{agg} (— — в момент стабилизации процесса расширения, - - - - в возрасте 3 сут)

Как видно из рис. 2.9, максимальные отличия в величинах свободных и связанных деформаций достигаются в начальные сроки твердения, что вероятно связано с высокими по отношению к последующим срокам твердения жесткостными характеристиками моделируемого композита. В дальнейшем это соотношение снижается и после стабилизации процесса расширения практически не изменяется во времени. Причем данное соотношение находится в интервале $1,0 \div 1,2$, что соответствует оптимуму [8]. Данные, представленные на рис. 2.9–2.10, ясно свидетельствуют о том, что отношение свободных деформаций к упругоограниченным деформациям не только носит нелинейный характер, но и является функцией от удельной поверхности и объемной концентрации заполнителя, что в очередной раз не совпадает с представлениями автора [17]. С возрастанием объемной концентрации заполнителя в массиве конгломерата возникает упругое ограничение из-за близкого расположения зерен заполнителя, что способствует уплотнению структуры, но этот эффект имеет и противоположное влияние. При увеличении количества заполнителя в объеме бетона снижается количество активной компоненты. С помощью предлагаемой модели расширяющегося композита можно учесть эти эффекты и выбрать оптимальные параметры при проектировании составов бетона с заданными деформативными характеристиками.

На рис. 2.11–2.12 представлены зависимости изменения величины самонапряжения σ_{CE} моделируемой системы во времени для различных концентраций c_{agg} и удельных поверхностей $S_{уд}$ заполнителя. Эти зависимости подчиняются тем же закономерностям, что и зависимости для свободных деформаций расширения композита, и объясняются аналогично.

Для верификации расчетной модели были выполнены специальные экспериментальные исследования, в которых варьируемые параметры соответствовали принятым в расчетах.

Сравнение результатов экспериментальных и модельных исследований приведено на рис. 2.13.

ВЫВОДЫ

1. Проектирование составов напрягающих бетонов осуществляется исходя из получения требуемых величин самонапряжения и свободного расширения. К настоящему времени не существует теоретически обоснованных практических рекомендаций по расчету составов напрягающих бетонов исходя из получения заданных деформативно-прочностных характеристик. Немногочисленные известные методики подбора составов напрягающего бетона сводятся к использованию необоснованных эмпирических зависимостей [5; 17].

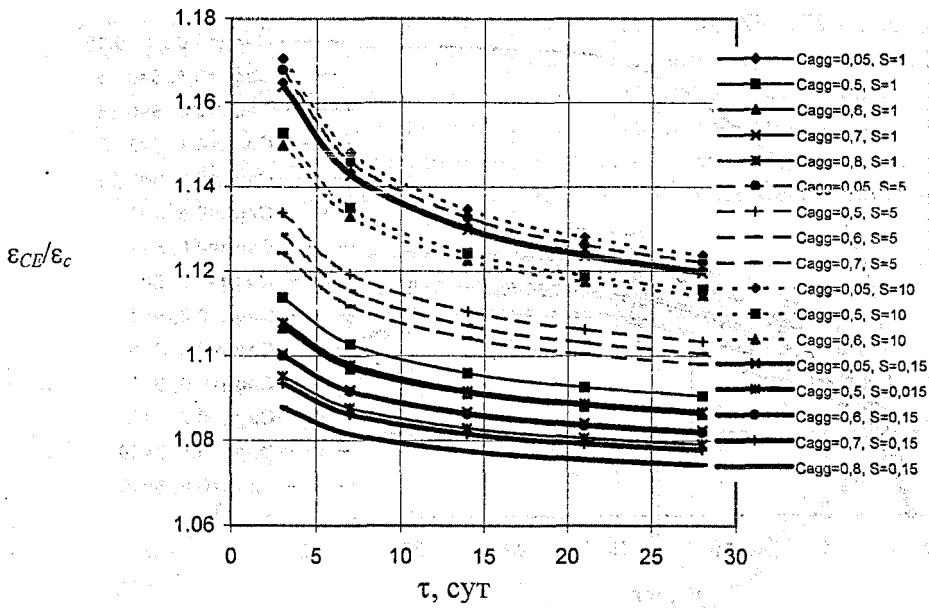


Рисунок 2.9 – Изменение отношения свободных деформаций к связанным деформациям $\frac{\epsilon_{CE}}{\epsilon_c}$ моделируемой системы во времени для различных объемных концентраций c_{agg} и удельных поверхностей $S_{уд}$ заполнителя

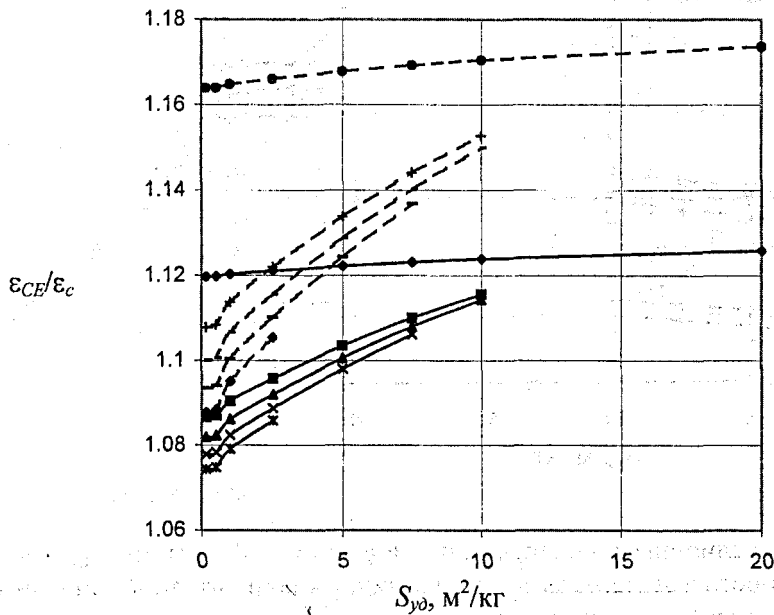


Рисунок 2.10 – Изменение отношения свободных деформаций к связанным деформациям $\frac{\epsilon_{CE}}{\epsilon_c}$ моделируемой системы для различных объемных концентраций c_{agg} в зависимости от удельной поверхности $S_{уд}$ заполнителя

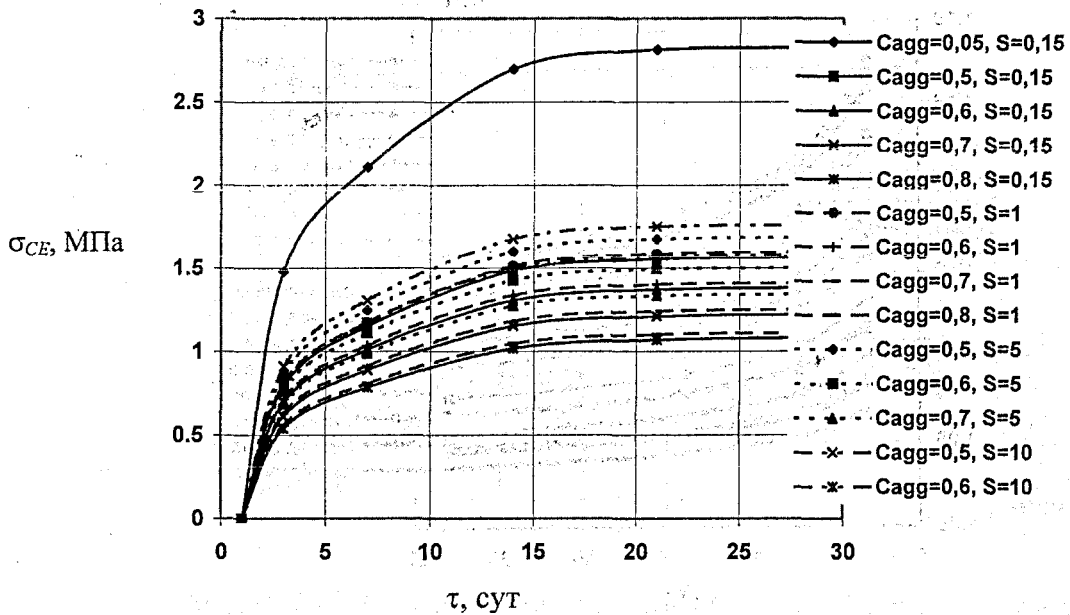


Рисунок 2.11 – Изменение величины самонапряжения моделируемой системы $\sigma_{св}$ во времени для различных концентраций заполнителя c_{agg} при удельной поверхности заполнителя $S_{уд}=0,15 \text{ м}^2/\text{кг}$; $S_{уд}=1 \text{ м}^2/\text{кг}$; $S_{уд}=5 \text{ м}^2/\text{кг}$ и $S_{уд}=10 \text{ м}^2/\text{кг}$ соответственно

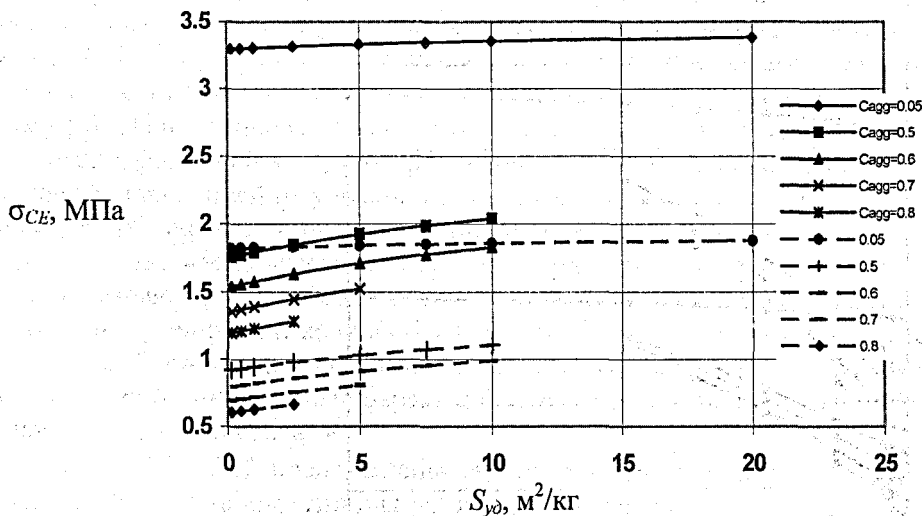


Рисунок 2.12 – Изменение величины самонапряжения моделируемой системы $\sigma_{св}$ в зависимости от удельной поверхности заполнителя $S_{уд}$ для различных концентраций заполнителя c_{agg} (— — в момент стабилизации процесса расширения, - - - - в возрасте 3 сут)

2. Обоснованные результаты при прогнозировании свойств композита могут быть достигнуты только на основе разработки структурно-механических моделей бетона как неоднородного материала от нано- до макроуровня. Предложенная структурная модель позволяет для заданных начальных геометрических и жесткостных характеристик исходных компонентов структуры спрогнозировать ожидаемые величины свободного расширения и самонапряжения композита, а также, исходя из требуемого значения данных показателей, назначить требования к исходным материалам. Моделирование процесса расширения во времени позволяет оценить прогнозируемые величины к моменту стабилизации процесса.

3. Параметрические исследования, выполненные с использованием предложенной модели позволили определить особенности поведения композита в процессе расширения в зависимости от различных варьируемых исходных данных. В качестве исследуемых параметров выбраны следующие показатели расширения: соотношение величины свободных деформаций бетона к аналогичным деформациям цементного камня $\varepsilon_{сЕ}/\varepsilon_0$, соотношение свободных деформаций к связанным $\varepsilon_{сЕ}/\varepsilon_c$ в бетоне, величина самонапряжения. Выявлен нелинейный характер изменения названных характеристик во времени. Эти параметры являются функцией от целого комплекса переменных (энергоактивности

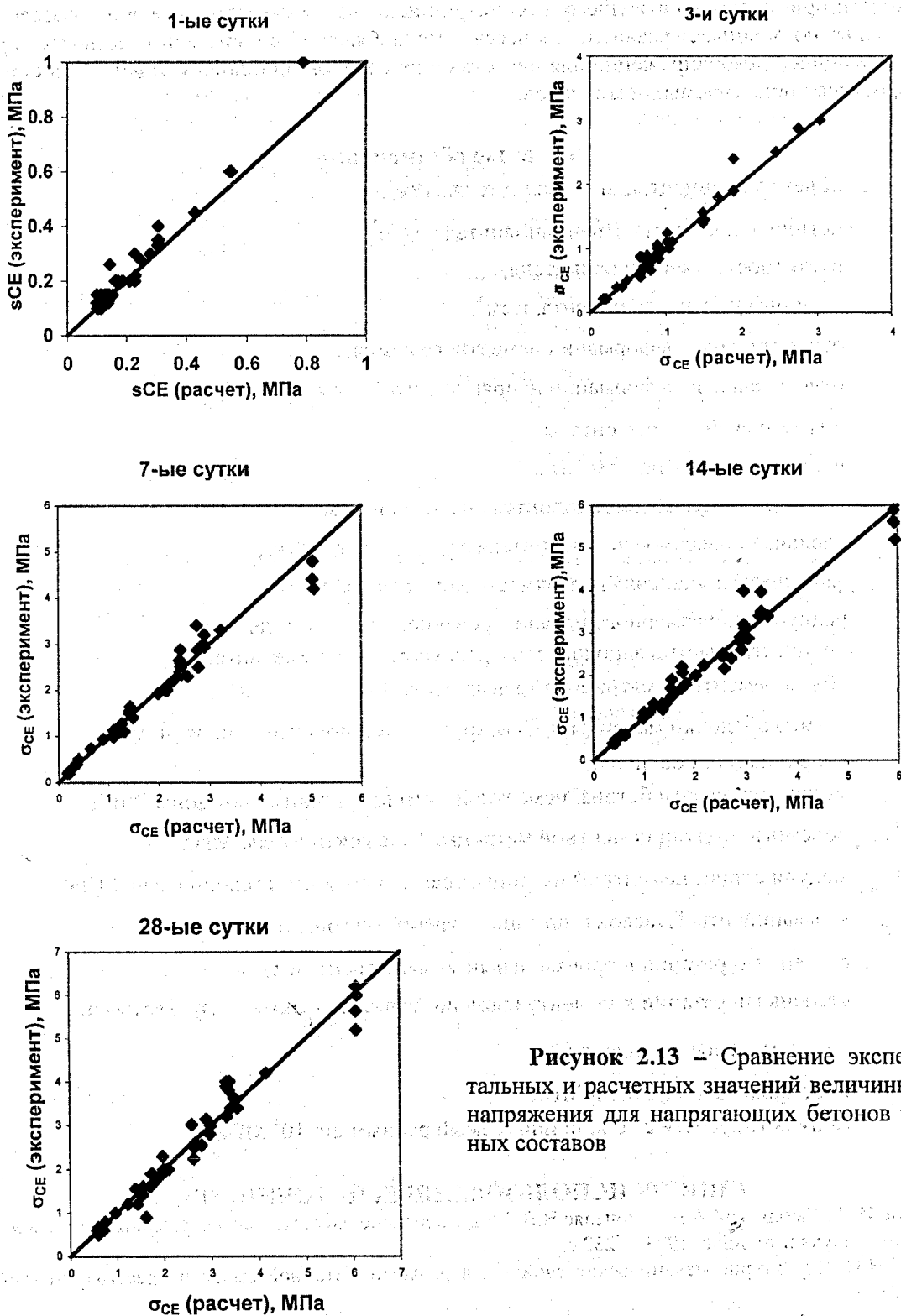


Рисунок 2.13 – Сравнение экспериментальных и расчетных значений величины самонапряжения для напрягающих бетонов различных составов

применяемого вяжущего, геометрических параметров исходных компонентов и их жесткостных характеристик), что не подтверждает мнение автора [17] об их инвариантности. Выявлено, что наряду с энергоактивностью вяжущего, одним из результирующих факторов, влияющих на расширение композита, являются геометрические характеристики заполнителя, косвенно определяющие объем активной компоненты и, что немаловажно, ее расположение в бетоне. Поэтому следует ожидать, что одним из важнейших этапов при проектировании составов напрягающих бетонов является назначение требований к качеству заполнителей.

4. Сравнение величин, полученных на модели с экспериментальными, позволило оценить влияние активности применяемого вяжущего и геометрии используемого заполнителя и показало, что модель адекватно оценивает развитие процесса самонапряжения во времени и позволяет прогнозировать величину самонапряжения для напрягающих бетонов при любых заданных составах и характеристиках применяемых материалов.

Условные обозначения

c_{agg}	объемная концентрация заполнителя, m^3/m^3 ,
ρ_0	истинная плотность зерен заполнителя, $г/см^3$,
φ	пустотность смеси заполнителя,
ρ_{cem}	истинная плотность цемента, $г/см^3$,
ϵ_0	относительные деформации цементного камня,
$\epsilon_{0,ce}$	относительные деформации напрягающего бетона,
s_i	диаметр ячейки i -ого сита, мм,
a_i	частный остаток на i -ом сите,
r_i	средний радиус зерна заполнителя на i -ом сите, мм
S_i	удельная поверхность заполнителя с радиусом r_i , m^2/kg ,
$S_{уд}$	фактическая удельная поверхность заполнителя, m^2/kg ,
\bar{r}	радиус моноразмерного идеализированного заполнителя, мм,
N	количество частиц заполнителя с радиусом \bar{r} в объеме бетона,
V_m, V_{itz}	объем цементной матрицы и транзитной зоны в бетоне, m^3 ,
δ_m, δ_{itz}	размер оболочки матрицы и ТЗ вокруг зерна заполнителя модели, мм,
n	координационное число,
E_c, E_m, E_{itz}	модуль упругости бетона, цементной матрицы и транзитной зоны, МПа,
K_m, K_{itz}, K_{agg}	объемные модули цементной матрицы, ТЗ и заполнителя, МПа,
G_m, G_{itz}, G_{agg}	модули сдвига цементной матрицы, транзитной зоны и заполнителя, МПа,
v_m, v_{itz}, v_{agg}	коэффициенты Пуассона матрицы, транзитной зоны и заполнителя,
$\alpha(\tau)$	степень гидратации в произвольный момент времени τ ,
α_0	степень гидратации к моменту времени, соответствующему началу схватывания,
w/c	водоцементное отношение,
K_s	объемный модуль стали, МПа
E_s	модуль упругости стали, принимаемый равным 20×10^4 МПа.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Ахвердов И.Н., Смольский А.Е., Скочеляс В.В. Моделирование напряженного состояния бетона и железобетона. — Мн.: Наука и техника, 1973. — 232 с.
2. Блещик Н.П. Структурно-механические свойства и реология бетонной смеси и прессвакуумбетона. — Мн., 1977. — 232 с.

3. Десов А.Е. К макроструктурной гипотезе прочности бетона при одноосном сжатии. //Технология и повышение долговечности железобетонных конструкций. М., 1972. – с. 4-17.
4. Литвер С.Л., Малинина Л.А., Загурский В.А., Панченко А.И. Соотношение самонапряжения и свободного расширения напрягающих бетонов. //Бетон и железобетон. – 1985. – №5. – с.15-16.
5. Михайлов В.В., Литвер С.Л. Расширяющийся и напрягающий цементы и самонапряженные железобетонные конструкции. М., 1974. – 312с.
6. Осетинский Ю.В., Подвальный А.М. О выборе модели для расчета собственных напряжений в бетоне. //Механика композитных материалов.– 1982. №5.– с. 789-796.
7. Павлова И.П., Тур В.В. Параметрические исследования процесса расширения напрягающего бетона с использованием структурной модели расширяющегося композита. //Вестник БГТУ Строительство и архитектура. – 2004
8. Панченко А.И., Несветаев Г.В. Критерии оценки расширяющихся вяжущих и бетонов на их основе. //Сборник статей II Межвузовской Научно-технической Конференции: Проблемы технологии производства строительных материалов, изделий и конструкций, строительства зданий и сооружений. Часть I.– Брест, 1998.– с.179-189.
9. Проект СТБ «Бетон на напрягающем цементе. Технические условия»
10. Рак Н.А. Влияние структуры высокопрочного бетона на его напряженно-деформированное состояние при местном сжатии. //Совершенствование железобетонных конструкций, оценка их состояния и усиление. Сб. мат. Респ. Н-Т. Конференции. Мн., 2001. – с. 152-156.
11. Рак Н.А. К построению методики расчета железобетонных конструкций с учетом неоднородности структуры бетона. //Вестник БГТУ. Строительство и архитектура. – 2001. – №1(7). – с. 90-99.
12. Рыскин М.Н. Структурно-механические свойства и технология высокопрочного бетона: Автореф. дисс. ... канд. тех. наук: 05.23.05/ Институт БелНИИС – Мн., 2002.
13. СТБ 1335 «Цемент напрягающий. Технические условия». Мн., 2002
14. Тур В.В. Направления развития цементного бетона в третьем тысячелетии. //Архитектура и строительство. – №5, №6. – Мн., 2003.
15. Тур В.В. Экспериментально-теоретические основы предварительного напряжения конструкций при использовании напрягающего бетона. – Брест, 1998 – 270 с.
16. Тур В.В., Кардунян Г.С. Опыт применения напрягающего бетона в Республике Беларусь/ Бетон и железобетон. – № 4, 2001 – с.19-21.
17. Чмель Г.В. Модифицирование расширяющихся вяжущих веществ с целью управления собственными деформациями и прочностью бетонов: Автореф. дисс. ... канд. тех. наук: 05.23.05/ РГСУ – Ростов-на-Дону, 2004.
18. Basma A.A., Abdel-Jawad Y. Probability Model for the Drying Shrinkage of Concrete. //ACI Materials Journal, 92, № 3, 1995 – pp. 246-251.
19. Brengel K., J. de Vries. Mixture optimization of HPC in view of autogenous shrinkage. //Proc. 5th Int. Symp. on Utilization of High Strength/High Performance Concrete, Sandefjord (1999) – pp. 1041-1050.
20. Bourdette B., Ringot E. Modelling of the Transition Zone Porosity. //Cem. and Concr. Res. -1995. – V25. – pp. 741-751.
21. Eierle B., Schikora K. Computational Viscoelasticity of Aging Materials. //European Conference on Computational Mechanics, Germany, 1998.
22. Garboczi E.J., Bentz D.P. Computer Modeling of Interfacial Transition Zone: Microstructure and Properties.// RILEM Report №20, Part 5, Chapter 20, 1999. – pp. 349-385.
23. Garboczi E. J., Bentz D. P. Digital Simulation of the Aggregate-Cement Paste Interfacial Zone in Concrete. //J. Mater. Res. -1991. -№11. -pp. 196-201.
24. Garboczi E. J. Stress, Displacement, and Expansive Cracking Around a Single Spherical Aggregate Under Different Expansive Conditions. //Cement and Concrete Research, Vol. 27, №. 4, 1997. – pp. 495-500.
25. Garboczi E. J., Berryman J. G. Elastic Moduli of a Material Containing Composite Inclusions: Effective Medium Theory and Finite Element Computations. //Mechanics of Materials, 2001. – pp.455-470.
26. Golterman, P., Johansen, V., and Palbol, L., "Packing of Aggregates: An Alternative Tool to Determine the Optimal Aggregate Mix", ACI Materials Journal, V 94, No 5, Sept.-Oct. 1997
27. Helmuth R. A., Turk D. H. Highw. Res. Board, Spec. Rep., 1966, 90. – pp. 135-144.
28. Igarashi S., Bentur A., Kovlek K. Stress and creep relaxation induced in restrained autogenous shrinkage of high-strength pastes and concrete. //Advances in Concrete Research, vol. 11, N 4, 1999 – pp. 169-177.
29. Jensen O.M. Influence of cement composition on autogenous deformation and change of relative humidity. Proc. Shrinkage 2000. //Int. RILEM Workshop on Shrinkage of Concrete, Paris (2000).
30. Lianf Zhang, Mushen Su, Yanmon Wang. Development of the use of sulfo- and ferro-aluminate in China. //Advances of Concrete Research, 1999, vol. 11, № 01 – pp. 15-21.
31. Lu B., Torquato S. Phys. Rev. A, 45, 1992. – pp. 5530-5544.
32. Maso J. C. The Bond Between Aggregates and Hydrated Cement Pastes. Proc. 7th Inter. Congress on the Chemistry of Cement, 1980
33. Monteiro P.J.M., Mehta P.K. Concrete: Microstructure, Properties and Materials. – 2001.

34. Nadeau J. C. A Multiscale Model for effective moduli of concrete incorporating ITZ water-cement ratio gradients, aggregate size distributions, and entrapped voids. // *Cement and Concrete Research*, Vol. 33, 2003. – pp. 103-113.
35. Neubauer C. M., Jennings H. M., Garboczi E. J. A Three-Phase Model of the Elastic and Shrinkage Properties of Mortar. // *Adv. Cem. Res.* 4, (1996). – pp. 6-20.
36. Radocea A. Autogenous volume change of concrete at very early age. // *Magazine of Concrete Research*, vol. 50, N 2, 1990 – pp. 107-113.
37. Ramesh G., Sotelino E., and Chen W. Effect of Transition Zone on Elastic Stresses in Concrete Materials. // *Journal of Materials in Civil Engineering*, vol. 10, № 4., 1998. – pp. 275-282.
38. Scrivener K. L. and Gartner E. M. Microstructural Gradients in Cement Paste Around Aggregate Particles in Bonding in Cementitious Composites, 1988. – pp. 77-86.
39. Scrivener K. L., Bentur A., and Pratt P. L. Quantitative Characterization of the Transition Zone in HSC. // *Adv. Cem. Res.* 1, (1988). – pp. 230-237.
40. Scrivener K. L., Crumbie A. K., and Pratt P. L. A Study of the Interfacial Region between Cement Paste and Aggregate in Concrete in *Bonding in Cementitious Composites*, 1988. – pp. 87-88.
41. Timoshenko S. P., Goodier J. N. *Theory of Elasticity*. McGraw-Hill, New York, 1970.
42. Torquato S. Bulk Properties of Two-Phase Disordered Media. // *J. Chem. Phys.* –1984. – pp. 5079-5088.
43. Winslow D.N., Cohen M.D., Bentz D.P., Snyder K.A., and Garboczi E.J. Percolation and Pore Structure in Mortars and Concrete. // *Cement and Concrete Research*, Vol. 24, 1994. – pp. 25-37.
44. Zhang L., Su M.Z. Properties and use of high-strength concrete with ferro-alluminate cement. // *Concrete and Cement Products*, China, 1994 – N 6.

УДК 666.972.16

Д.И. Сафончик, В.В. Бозылев

СУПЕРПЛАСТИФИКАТОР СПБ ДЛЯ БЕТОНОВ, ПОЛУЧЕННЫЙ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ СЫРЬЕВЫХ МАТЕРИАЛОВ РЕСПУБЛИКИ БЕЛАРУСЬ

Возросшие требования к эксплуатационным свойствам бетонов в условиях современного строительного производства ставят задачу совершенствования технологии изготовления бетонных и железобетонных изделий, обеспечения высоких темпов их производства при низких энергозатратах. Достижение поставленных целей возможно при использовании пластифицирующих добавок, которые применяются в технологии бетона уже в течение многих лет.

Из числа первых пластификаторов, применяемых до настоящего времени, следует отметить лигносульфонаты технические (старые названия ССБ и СДБ). Механизм их действия на бетонные смеси и бетоны достаточно хорошо изучен [1]. Исследования по созданию высокоэффективных пластификаторов привели к появлению нового класса химических добавок, получившего название за высокий пластифицирующий эффект суперпластификаторы бетонных смесей.

Добавки этого класса были запатентованы в 1935 г., но широкое распространение и применение они получили лишь в 60-е годы прошлого столетия [2]. В технологии бетона суперпластификаторы первыми начали применять Япония и ФРГ. В Японии они поступили в открытую продажу в конце 60-х годов, в ФРГ – с 1972 года [3]. В настоящее время наибольшее распространение получили суперпластификаторы “Ytgament Mighty” (Япония), “Melment-10” (ФРГ), “Complast (M-1)” (Англия). В Советском Союзе были разработаны суперпластификаторы С-3, 10-03 М, 30-03, НИЛ-10.

Количество разработанных и проверенных в производственных условиях суперпластификаторов постоянно увеличивается. Но, несмотря на очевидную эффективность технологии модифицирования бетона химическими добавками, объем их применения в промышленности ограничен из-за дороговизны или дефицитности сырья для производства суперпластификаторов. Сдерживает использование добавок также недостаточная изученность механизма их действия в таких сложных структурных полидисперсных капиллярно-пористых системах, какими являются цементно-песчаные растворы и бетонные смеси [4].

В УО «Полоцкий государственный университет» разработана недорогая пластифицирующая добавка СПС, которая выпускается на Новополоцком заводе БВК. Добавку получают из тяжелых смол пиролиза – крупнотоннажного отхода при изготовлении полиэтилена на ПО «Полимир» (г. Новополоцк). Смола сульфурится серной кислотой, изготавливаемой на ПО «Нафтан» (г. Новополоцк), с последующей нейтрализацией щелочью. Добавка позволяет ускорять набор прочности бетоном в ранние сроки и увеличивать подвижность бетонной смеси с П1 до П4.