

МИНИСТЕРСТВО ВЫСШЕГО И СРЕДНЕГО СПЕЦИАЛЬНОГО
ОБРАЗОВАНИЯ БССР

БЕЛОРУССКИЙ ОРДЕНА ТРУДОВОГО КРАСНОГО ЗНАМЕНИ
ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

На правах рукописи

Инженер К. Ф. ПАЛЫШ

ИССЛЕДОВАНИЕ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ПЛАСТИЧНЫХ
БЕТОННЫХ СМЕСЕЙ И ИХ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО
СОСТОЯНИЯ ПРИ БЕЗВИБРАЦИОННОМ ФОРМОВАНИИ
ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ИЗДЕЛИЙ

05.487 – Технология и механизация строительного
производства

А в т о р о ф р а т

диссертации, представленной на соискание
ученой степени кандидата технических наук

Минск - 1971

Работа выполнена в Центральной лаборатории заводского доностроения Института строительства и архитектуры Госстроя БССР.

Научный руководитель - кандидат технических наук
Н.П.БЛЕЩИК

Официальные оппоненты: доктор технических наук,
профессор А.Х.КИМ
кандидат технических наук
Л.А.ФАЙТЕЛЬСОН.

Ведущее предприятие - Научно-исследовательский
институт бетона и железобетона Госстроя СССР (НИИЖБ).

Реферат разослан _____ 1971г.

Защита состоится _____ 1971 года на
заседании Объединенного Совета при Белорусском ордена
Трудового Красного Знамени политехническом институте
(Минск-27, Ленинский проспект, 65).

С диссертацией можно ознакомиться в библиотеке
Института.

Ученый секретарь Совета
канд.техн.наук, доцент

И.С.КАЧАН

В заводской технологии производства сборного железобетона наиболее ответственными являются операции, связанные с воздействием на бетонную смесь в процессе транспортирования и укладки ее в формы. В этих случаях имеет место либо перемещение бетонной смеси по твердым поверхностям формовочных и транспортирующих устройств, либо скольжение по ней последних. Возникающие при этом контактные силы взаимодействия смесей с твердыми поверхностями предопределяют конструкцию и энергоемкость указанных устройств. Характер взаимодействия, в каком бы виде оно не проявлялось, будет зависеть в основном от физико-механических свойств бетонных смесей. Исследованию последних посвящено значительное количество работ, которые можно разделить на две самостоятельные группы.

Для первой из них характерно использование в качестве показателей свойств условных интегральных параметров, для второй — реологических методов. В ряде отечественных и зарубежных исследований достаточно убедительно показаны преимущества и перспективность реологического направления. Однако в технологии бетонных работ реологические методы не получили широкого распространения, что объясняется не только отсутствием систематизированных данных по реологическим характеристикам смесей, но и несоответствием их количественных значений, полученных различными авторами. Причиной этого является применение различных приборов и методик исследования, а также условность и недостаточная обоснованность применяемых механических моделей и уравнений состояния.

Следует также отметить, что основные реологические исследования, выполненные как в СССР, так и за рубежом, посвящены изучению свойств и поведения при деформировании вибрированных бетонных смесей.

В последнее время ведутся интенсивные исследования по разработке и внедрению безвибрационных методов формо-

вания, основанных на применении умеренно жестких или умеренно подвижных бетонных смесей. Свойства и закономерности течения таких смесей в условиях безвибрационной укладки изучены недостаточно. Ввиду отсутствия общей методики проектирования безвибрационных процессов формирования возникают трудности, связанные с расчетом формовочных агрегатов, выбором оптимальных составов смесей и решением других важных задач заводской технологии.

В настоящей работе сделана попытка применить реологические методы к исследованию физико-механических свойств и напряженно-деформированного состояния пластичных бетонных смесей с целью решения практических задач технологии безвибрационного изготовления железобетонных изделий.

Диссертация состоит из введения и четырех глав, изложенных на 160 страницах машинописи, включая 13 таблиц, 30 рисунков и список использованной литературы из 144 наименований.

В первой главе приводится обзор исследований физико-механических свойств и закономерностей поведения бетонных смесей при сдвиге. Особое место отведено анализу известных уравнений состояния, моделей, приборов и методик с точки зрения приложимости их к бетонным смесям.

Бетонные смеси являются весьма сложными физическими телами, отличающимися значительной неоднородностью, поли- и грубодисперсностью, высокой концентрацией твердой фазы и др. особенностями. Трудность изучения таких систем определили необходимость использования интегральных методов оценки их физико-механических свойств при помощи условных параметров. В настоящее время предложено и используется около 40 таких методов, что обусловлено в основном стремлением авторов по возможности к более точному моделированию условий, в которых смесь будет находиться при формировании. Однако такое моделирование существенно затрудняется требованиями простоты и удобства приборов, а также сложностью и постоянным совершенствованием способов формирования. Кроме того, практическая область использования условных интегральных параметров ограничена невозможностью выполнения

на их основе даже простейших инженерных расчетов. В связи с этим несомненны перспективность и преимущества реологических методов.

Реологические исследования бетонной смеси и ее составляющих – цементного теста и цементно-песчаного раствора – в разные годы в СССР проводились С.Н.Алексеевым, И.Н.Ахвердовым, В.М.Васильевым, Г.И.Горчаковым, Г.Б.Гирштелем, А.Е.Десовым, В.Г.Довжиком, Г.Б.Ивянским, Е.Е.Калыковой, В.Д.Копыевым, Г.Я.Кунносом, В.П.Лобановым, В.В.Михайловым, Н.В.Михайловым, Н.Г.Русановой, В.В.Стольниковым, Л.А.Файтельсоном и другими авторами. Характерным для большинства работ является аппроксимирование бетонных смесей вязкопластичным телом Бингама. Отдельные исследователи использовали также известный закон трения Кулона-Дерягина. Следует отметить практическую целесообразность первого подхода лишь для смесей с весьма высоким содержанием цементного теста и воды, а второго – для жестких смесей. В случае широко распространенных умеренно жестких или умеренно подвижных смесей такие аппроксимации непригодны, поскольку они в комплексе не учитывают аномалию реологических свойств, ярко выраженную зависимость сопротивления сдвигу от нормальных напряжений, влияние объемного содержания воды и воздуха и др.

Значительно реже использовались для бетонных смесей реологические модели Сен-Венана, Ньютона, Кельвина, Максвелла, Шофилда-Скотт-Блера и соответствующие им уравнения. Две первые модели являются, как известно, частным случаем модели Бингама, а модель Шофилда-Скотт-Блера обобщает все упомянутые выше модели. Однако и этой моделью не учитываются специфические особенности бетонных смесей как высококонцентрированных поли- и грубодисперсных систем.

На основе работ С.Н.Алексеева, И.Н.Ахвердова, Б.В.Дерягина, А.Е.Десова, П.А.Рябиндера, Д.М.Толстого и др. авторов, а также анализа особенностей бетонных смесей сделан вывод о том, что при исследовании свойств и закономерностей течения необходимо учитывать: 1) наличие и ярко выраженное проявление "эффекта пристенного скольжения"; 2) что из двух возможных вариантов скольжения – "гранично-

го" и "размытого" — для бетонных смесей наиболее вероятным является последний; 3) что в случае "граничного скольжения" сопротивление сдвигу определяется двумя параметрами, исходящими из закона трения Дерягина (коэффициентом внешнего трения и нормальной адгезией), а при "размытом скольжении" — еще и коэффициентом вязкости; 4) влияние нормальных напряжений на общее сопротивление сдвигу; 5) поровое давление воды в зоне сдвига; 6) физико-механические свойства как ядра потока, так и пристенного слоя.

Во второй главе с учетом результатов теоретических и экспериментальных исследований Б.В.Дерягина, П.А.Ребиндера и Д.М.Толстого, С.Н.Алексеева, С.М.Ашеко и А.М.Успенского, В.В.Стольников и др. дается вывод и экспериментальное обоснование реологического уравнения состояния бетонной смеси при течении ее по твердой поверхности.

В общем случае кинетическое сопротивление сдвигу можно записать в виде:

$$\tau = \tau_{\mu} + \tau_{\eta}, \quad (I)$$

где τ_{μ} — сопротивление, обусловленное фрикционным трением; τ_{η} — гидродинамическое сопротивление.

В соответствии с двучленным законом трения Б.В.Дерягина величина τ_{μ} может быть выражена формулой:

$$\tau_{\mu} = \mu(p_0 + p), \quad (2)$$

где μ — истинный коэффициент трения; p_0 — сцепление (адгезия); p — нормальное давление на поверхность сдвига.

Величина μp_0 характеризует сопротивление сдвигу при отсутствии нормального давления и близкой к нулю гидродинамической составляющей τ_{η} , т.е. является предельным напряжением сдвига. Тогда, обозначая ее через τ_0 и выражая τ_{μ} в форме закона трения Ньютона, уравнение (I) перепишем в виде:

$$\tau = \tau_0 + \mu p + \eta_{стр} \dot{\gamma}, \quad (3)$$

где $\eta_{стр}$ — структурная вязкость смеси; $\dot{\gamma}$ — скорость сдвига.

Учитывая особенности бетонных смесей как водонасыщенных грубодисперсных систем в качестве нормального

давления P в уравнении (3) должно приниматься только давление в "скелете", поскольку фрикционное трение можно рассматривать действующим лишь в контактах твердых фаз. Используя терминологию механики грунтов, назовем это давление "эффективным" нормальным напряжением. Последнее будет зависеть от концентрации дисперсной фазы и количества свободной воды и воздуха в системе. Для нахождения указанной зависимости рассмотрим образец смеси единичного объема. При этом введем следующие обозначения: m - условная пористость смеси (отношение объема пор, заполненных водой и воздухом, к общему объему смеси); σ - полное нормальное напряжение, распределенное на "скелет" и поры; $\sigma_{эф}$ - эффективное нормальное напряжение; σ_n - поровое давление воды; S_n , $S_{ск}$ - соответственно площадь пор, заполненных водой и воздухом, и площадь скелета в сечении единичного образца; $\sigma_{ск}$ - нормальное напряжение в "скелете". Учтем, кроме того, что $S_n = 1 - m$, $S_{ск} = 1 - (1 - m)$. Тогда можно записать:

$$\sigma \cdot 1 = \sigma_{ск} \cdot 1 \cdot (1 - m) + \sigma_n \cdot 1 \cdot m, \quad (4)$$

$$\sigma_{эф} = \frac{\sigma_{ск} S_{ск}}{1} = \sigma_{ск} (1 - m) \quad (5)$$

Сопоставляя (4) и (5), получим:

$$\sigma_{эф} = \sigma - \sigma_n m \quad (6)$$

Заменяя в (3) P на $\sigma_{эф}$ из (6), окончательно будем иметь:

$$\tau = \tau_0 + \mu(\sigma - \sigma_n m) + \eta_{сгр} \dot{\gamma} \quad (7)$$

Полученное уравнение (7) является обобщением закона трения Б.В.Дерягина и теории вязко-пластичного течения Бингама на случай деформирования грубодисперсной вязко-пластической среды типа бетонной смеси при течении ее по твердой поверхности.

Следует отметить, что предельное напряжение сдвига было обнаружено практически во всех выполненных до настоящего времени исследованиях. Имеется также достаточное количество экспериментальных данных, свидетельствующих о

росте касательных напряжений с увеличением скорости течения смеси. Поэтому правомерность введения в реологическое уравнение первого и третьего членов не вызывает сомнения.

Необходимость учета влияния нормальных напряжений, выражаемого вторым слагаемым, косвенно подтверждается опытами С.М.Ашеко и А.М.Успенского, на основе которых можно сделать вывод о переменности градиента давления в трубе при движении по ней бетонной смеси, а следовательно, о наличии внешнего трения. Однако прямые исследования в такой постановке не проводились, а необходимые для этой цели приборы и методика отсутствуют. В настоящей работе нами была предпринята попытка: 1) разработать основные положения методики и принципиальную схему прибора, а также датчики и устройства для измерения внутренних напряжений в смеси; 2) создать один из вариантов прибора; 3) провести экспериментальные исследования с целью выявления возможностей прибора и его измерительной аппаратуры и получения (в качестве основного результата) опытных данных для обоснования предложенного реологического уравнения.

Из-за отсутствия достоверного способа определения состава и геометрических характеристик пристенного слоя при разработке методики и прибора был принят метод интегральной оценки вязкостной составляющей общего сопротивления сдвигу. При этом, учитывая, что для пластичных бетонных смесей $\sigma_n \approx \sigma$, влияние нормальных напряжений было намечено оценивать условными коэффициентом трения $\mu' = \mu(1-m)$.

В результате исследований выяснилось, что поставленным задачам больше всего соответствуют приборы, основанные на принципе одноплоскостного сдвига. Разработанный и изготовленный вариант такого прибора состоит из: станины; комплекта металлических сдвиговых пластин с различным классом чистоты обработки рабочих поверхностей; металлической прямоугольной в плане формы для смеси; устройства для фиксации формы с заданной степенью прижатия ее к пластине; устройства для передачи внешнего давления на смесь; двухступенчатого редуктора с набором шкивов; позволяющих изменять скорость сдвига; специальной измерительной аппаратуры, состоящей из системы датчиков,

включенных в общую электрическую цепь по мостовой схеме, и осциллографа Н-700 с модернизированным магнитным блоком.

На указанном сдвиговом приборе были исследованы цементно-песчаные растворы состава 1:4 с осадкой конуса 4, 6 и 8 см, а также бетонная смесь подвижностью 5-6 см с расходом цементного теста 400 л/м³. Опыты проводились при скоростях движения пластины 0,00327; 0,0315 и 0,0513 м/сек и внешних нагрузках до 2500 $\frac{2\pi}{\text{м}^2}$. Для рассмотренных составов смесей были получены величины коэффициента трения μ' соответственно 0,0385; 0,021; 0,011 и 0,011. Таким образом, даже для весьма пластичной бетонной смеси с высоким содержанием цементного теста значение коэффициента μ' отл-чно от нуля. Полученные данные подтверждают правомерность введения в реологическое уравнение члена $\mu(\sigma - \sigma_n m)$. Кроме того, оказалось, что в рассмотренном диапазоне изменения скорости последняя не оказывает влияния на общее сопротивление сдвигу. Следовательно, многие практические задачи, связанные с течением бетонных смесей, могут быть сведены к статическим, а решение их - существенно упрощено. Очевидно, влияние вязкостной составляющей будет сказываться при достаточно больших значениях скорости сдвига.

Третья глава посвящена исследованию структурно-механических свойств смесей в статическом состоянии.

Применительно к данному случаю деформирования реологическое уравнение можно записать в виде:

$$\tau_{ст} = \tau_{0,см} + \mu_{см} (\sigma - \sigma_n m_{см}) \quad (8)$$

Для исследования реологических характеристик смеси, входящих в уравнение (8), были разработаны методика и специальная установка, состоящая из прибора трехосного сжатия, гидравлической системы для создания внешнего давления и измерительной аппаратуры. Прибор трехосного сжатия представляет собой металлический цилиндр с внутренним диаметром 148мм и высотой 250мм, оборудованный кубиковой месдозой мембранного типа с тензодатчиками, устройством для передачи на смесь внешнего давления и приспособлением для измерения порогового давления воды. Деформации мембран месдоз

фиксируются при помощи измерителя деформаций АИ-1. Прибор приспособлен для проведения опытов по двум схемам: закрытой и открытой. При второй схеме испытаний вода из смеси может удаляться через фильтр, устроенный в днище цилиндра.

Для оценки получаемых опытных данных необходимо было установить зависимости между компонентами напряжений, возникающих внутри смеси. При решении поставленной задачи приняты следующие предпосылки: 1) смесь в цилиндре под нагрузкой находится в осесимметричном состоянии предельного равновесия; 2) в точках, расположенных на оси цилиндра, главные площадки вертикальны и горизонтальны; 3) смесь в цилиндре находится в состоянии всестороннего неравномерного сжатия, причем соблюдается условие $\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3 = \sigma_0$.

Уравнение (8) предполагает линейную зависимость между τ_{ct} и $\sigma_{эф}$, что имеет место при сохранении постоянства значений $\tau_{0,см}$ и $\mu_{см}$ в процессе деформирования. При открытой системе, т.е. при наличии фильтрации воды из бетонной смеси, значение параметра $\mu_{см}$ изменяется в зависимости от нормального давления. В этом случае функция $\tau_{ct} = \tau_{ct}(\sigma_{эф})$ является нелинейной, а зависимость между главными нормальными напряжениями можно аппроксимировать формулой:

$$\sigma_0 = a + k\sigma_1^n, \quad (9)$$

где a, k, n — устанавливаемые в опыте параметры.

Записывая уравнение семейства кругов Мора в виде

$$\left[-\sigma_{эф} + \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_0)\right]^2 + \tau_{ct}^2 = \left[\frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_0)\right]^2, \quad (10)$$

а также используя (9) и известный из аналитической геометрии метод нахождения уравнения огибающей, были получены следующие зависимости:

$$\sigma_{эф} = \frac{a + k(n+1)\sigma_1^n}{1 + kn\sigma_1^{n-1}}, \quad (11)$$

$$\tau_{ct} = \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_{эф})(\sigma_{эф} - \sigma_0)}, \quad (12)$$

где $\sigma_{эф}$ — эффективное нормальное напряжение на поверхности сдвига, соответствующее величине касательного напряжения τ_{ct} .

Полагая в (I2) $\sigma_{эф} = 0$ и находя из (II) соответствующее значение σ_1 , после ряда преобразований будем иметь:

$$\tau_{0.см} = \frac{[|a|]^{\frac{1+n}{2n}}}{[k(n+1)]^{\frac{1}{2n}}} \sqrt{\frac{n}{n+1}} \quad (I3)$$

Дифференцируя (I2) по $\sigma_{эф}$ и находя из (II) $\frac{d\sigma_1}{d\sigma_{эф}}$, получим выражение для производной $\frac{d\tau_{сг}}{d\sigma_{эф}}$, характеризующей степень влияния нормальной нагрузки:

$$\frac{d\tau_{сг}}{d\sigma_{эф}} = \frac{\left\{ \frac{1 + kn\sigma_1^{n-1}}{kn[(n+1) - (n-1)\frac{\sigma_{эф}}{\sigma_1}]\sigma_1^{n-1}} - 1 \right\} \frac{\sigma_{эф} - \sigma_0}{\sigma_1 - \sigma_{эф}} + \left[1 - \frac{1 + kn\sigma_1^{n-1}}{(n+1) - (n-1)\frac{\sigma_{эф}}{\sigma_1}} \right]}{2\sqrt{\frac{\sigma_{эф} - \sigma_0}{\sigma_1 - \sigma_{эф}}}} \quad (I4)$$

При $n = 1$, т.е. в случае линейной зависимости $\tau_{сг} = \tau_{сг}(\sigma_{эф})$, формулы (I2), (I3) и (I4) примут вид:

$$\tau_{сг} = \frac{|a|\sqrt{k}}{2k} + \frac{(1-k)\sqrt{k}}{2k} \sigma_{эф}, \quad (I2')$$

$$\tau_{0.см} = \frac{|a|\sqrt{k}}{2k}, \quad (I3')$$

$$\frac{d\tau_{сг}}{d\sigma_{эф}} = \mu_{см} = \frac{(1-k)\sqrt{k}}{2k} \quad (I4')$$

Полагая $\sigma_{эф} = 0$ и используя (II) и (I4), получим формулу для определения начального значения коэффициента трения

$$\mu_{см}, \text{ т.е. } \mu_{0.см}: \quad \mu_{0.см} = \frac{-\frac{|a|n^2}{(n+1)^2} \left\{ 1 - \frac{1}{kn^2} \left[\frac{|a|}{k(n+1)} \right]^{\frac{1-n}{n}} \right\} + \frac{|a|n}{k(n+1)^2} \left\{ \left[\frac{|a|}{k(n+1)} \right]^{\frac{1-n}{n}} - k \right\}}{2\tau_{0.см}} \quad (I5)$$

В приведенных выше формулах σ_0 и σ_1 являются эффективными напряжениями. Для перехода к ним от измеренных в опыте напряжений необходимо знать условную пористость смеси $\mu_{см}$, которая определяется формулой:

$$m_{см} = 1 - \frac{V_{т.ф}}{V_{см}}, \quad (I6)$$

где $V_{т.ф}$ - объем твердой фазы; $V_{см}$ - объем смеси.

По известным внешнему давлению на смесь $\sigma_{z,0}$ и внутренним напряжениям $\sigma_{z,n}$ и $\sigma_{y,n}$ на глубине H значение статического коэффициента внешнего трения смеси по металлической поверхности μ_m в первом приближении можно определить по формуле:

$$\mu_m = \frac{\frac{R}{H}(\sigma_{z,0} - \sigma_{z,n}) + \gamma g R - 1,68 \tau_{a,cm}}{\sigma_{y,0,эф} - \sigma_{y,n,эф}}, \quad (17)$$

где γ - объемная масса смеси; R - радиус цилиндра; H - высота слоя смеси над месдозой; $\tau_{a,cm}$ - предельное напряжение сдвига смеси; $\sigma_{y,0,эф} = \sigma_{y,0} - \sigma_n m_{cm}$; $\sigma_{y,n,эф} = \sigma_{y,n} - \sigma_n m_{cm}$; $\sigma_{z,0,эф} = \sigma_{z,0} - \sigma_n m_{cm}$; $\sigma_{y,0,эф} = \sigma_{z,0,эф} \frac{\sigma_{y,n,эф}}{\sigma_{z,n,эф}}$; g - ускорение силы тяжести; $\frac{\sigma_{y,n,эф}}{\sigma_{z,n,эф}}$ - берется из опыта.

На разработанной установке выполнены 31 серия опытов, из них 22 - при закрытой системе, 9 - при открытой. Исследовались цементное тесто с $B/C = 1,0$ Кнг; 1,1 Кнг; 1,2 Кнг и условной пористостью $m_{cm} = 0,365$; 0,391; 0,415, а также цементно-песчаные растворы и бетонные смеси, приведенные в табл. I.

Принятые для обозначения серий индексы Ц и П показывают, что исследовалось соответственно влияние вида цемента и подвижности смеси.

Цементы № 1 (вольский сульфатостойкий), № 2 (шлакопортландцемент), № 3 (глиновещный) и № 4 (вожковоский портландцемент) характеризовались соответственно: коэффициентом нормальной густоты Кнг = 0,24; 0,25; 0,275; 0,265, плотностью зерен $\rho_z = 3,18$; 3,05; 2,89; 3,11 г/см³, удельной поверхностью $S_{хч} = 2900$, 3100, 4000, 3500 см²/г.

Использовался песок с $M_{кр} = 2,3$, $S_{хп} = 73,2$ см²/г и плотностью зерен $\rho_p = 2,59$ г/см³. В качестве крупного заполнителя применялся гравий крупностью до 20 мм с $\rho_{гр} = 2,57$ г/см³, $S_{хгр} = 12,27$ см²/г.

Внешнее давление на смесь передавалось ступенями по 200 гн/м² на начальном участке загрузки и 400 гн/м² - на последующем. Максимальное давление составляло 4000 гн/м².

В опытах с цементным тестом установлена отличная от нуля величина коэффициента внешнего трения μ_{cm} , состав-

Таблица I
Характеристики исследованных цементно-песчаных растворов
и бетонных смесей

Серия опы- тов	Номинальный состав по весу Ц:П:Гр	Цемент	В/Ц	Подвижность		Услов- ная по- ристость - m_{cm}
				по конусу Строй- ЦНИЛа	по конусу Абрамса	
				SL , см	Δh , см	
1 _{цр}		№ 1	0,53			0,283
2 _{цр}	I:3:0	№ 2	0,54	6,0	-	0,269
3 _{цр}		№ 3	0,55			0,249
1 _{пр}			0,384	2,0	1,4	0,232
2 _{пр}	I:2:0		0,412	4,0	5,0	0,252
3 _{пр}		№ 4	0,422	6,0	9,0	0,242
4 _{пр}			0,466	8,0	13,5	0,280
5 _{пр}			0,566	2,3	1,4	0,251
6 _{пр}			0,636	5,0	5,0	0,265
7 _{пр}	I:4:0	—"	0,660	7,2	9,0	0,251
8 _{пр}			0,672	8,0	13,5	0,260
1 _о	I:3,6:4,63		0,7	-	1,5	0,150
2 _о	I:2,16:4,07		0,57	-	1,5	0,212
3 _о	I:3,47:4,46	—"	0,7	-	3,3	0,162
4 _о	I:2,52:3,13		0,58	-	3,4	0,177
5 _о	I:3,26:4,18		0,7	-	5,5	0,168
6 _о	I:2,52:2,53		0,58	-	5,5	0,175
7 _о	I:3,07:3,92		0,7	-	8,0	0,167
8 _о	I:2,29:2,4		0,58	-	8,3	0,179

ляющая для рассмотренных составов 0,0244 – 0,0099. Предельное напряжение сдвига $\tau_{0,см}$ изменялось при этом от 2 до 1 гн/м^2 , что достаточно хорошо согласуется с данными других авторов, полученными на известных реологических приборах с использованием теории Бингама. Такое совпадение величин $\tau_{0,см}$ объясняется незначительными величинами нормальных напряжений, возникающих в указанных приборах, и коэффициента $M_{см}$. Однако в общем случае влияние нормальных напряжений должно учитываться, ибо с увеличением их второй член реологического уравнения ($M_{см} \sigma_{\text{нр}}$) может оказаться более существенным, чем первый ($\tau_{0,см}$). Поэтому на основе теории Бингама могут решаться лишь частные задачи.

Совпадение полученных опытных значений $\tau_{0,см}$ с данными других авторов свидетельствует о правильности разработанной методики и надежности принятой аппаратуры.

Влияние вида цемента на величины $\tau_{0,см}$ и $M_{см}$ исследовалось в опытах с цементно-песчаным раствором состава 1:3 (табл. I, серии I_p^{II} – 3_p^{II}). При этом выяснилось, что с увеличением Кнг и сохранении подвижности раствора величина $\tau_{0,см}$ последнего возрастает (от 2 до 9 гн/м^2) при практически неизменном коэффициенте $M_{см}$ (0,079; 0,079; 0,035). Очевидно, смеси, приготовленные на цементе с более высокими Кнг, при прочих равных условиях обладают более прочной структурой.

Исследование влияния состава и подвижности смеси на величины $\tau_{0,см}$ и $M_{см}$ проводилось в опытах с цементно-песчаными растворами и бетонными смесями, составы которых приведены в табл. I (серии I_p^{II} – 8_p^{II} , I_6^{II} – 8_6^{II}). Составы бетонных смесей подбирались двумя различными способами: по методу И.Н.Ахвердова (четные серии) и по методу А.Я.Либмана (нечетные серии).

Результаты исследований приведены в табл. 2, из которой видно, что для всех рассмотренных составов смесей величина $M_{см}$ отлична от нуля и находится в пределах 0,02 – 0,554. Увеличение содержания песка в растворе приводит к заметному увеличению коэффициента трения $M_{см}$. Предельное напряжение сдвига цементно-песчаных растворов

Таблица 2
Структурно-механические свойства цементно-песчаных
растворов и бетонных смесей

Серия опы- тов	$X_T = \frac{(B/c)_T}{\text{кг}}$	$\sigma_0, \text{см},$ гн/м^2	$\varphi_{\text{см}} =$ $= \arctg \frac{m_{\text{см}}}{g_{\text{рад}}}$	$m_{\text{см}}$	$m_{\text{м}}$	Коэффициент боко- вого давления ξ средне по фор- м: $\xi = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{\tan^2 45^\circ - \frac{\varphi}{2}} \right)$ опытное: $\xi =$ значе- ние	
1 ^п _р	1,16	7,0	9	0,160	0,177	0,860	0,730
2 ^п _р	1,23	5,9	3	0,054	0,054	0,940	0,892
3 ^п _р	1,24	4,5	2	0,027	0,029	0,957	0,950
4 ^п _р	1,37	3,0	1	0,020	0,038	0,955	0,968
5 ^п _р	1,50	10,0	22	0,404	0,429	0,491	0,456
6 ^п _р	1,82	6,0	10	0,171	0,145	0,727	0,711
7 ^п _р	1,85	0,0	5	0,083	0,096	0,854	0,851
8 ^п _р	1,90	0,0	3	0,057	0,060	0,899	0,890
1 ^п _б	1,79	9,0	29	0,554	0,538	0,422	0,348
2 ^п _б	1,63	12,0	19	0,345	0,372	0,594	0,509
3 ^п _б	2,07	12,0	23	0,425	0,330	0,532	0,435
4 ^п _б	1,60	15,0	15	0,270	0,223	0,590	0,585
5 ^п _б	2,15	13,0	19	0,345	0,275	0,484	0,510
6 ^п _б	1,59	15,0	9	0,155	0,180	0,698	0,730
7 ^п _б	1,92	5,0	13	0,230	0,227	0,616	0,630
8 ^п _б	1,52	11,0	7	0,123	0,115	0,754	0,780

также, как и коэффициент трения $\mu_{см}$, для одних и тех же составов (Ц:П) однозначно зависит от подвижности. Однако увеличение содержания песка приводит к увеличению $\tau_{0,см}$ лишь для растворов подвижностью меньше 5-6 см, а при подвижности более 6,0 см - к резкому уменьшению. Из полученных данных можно сделать вывод, что подвижность, выражаемая осадкой конуса, зависит, по крайней мере, от двух реологических параметров - $\tau_{0,см}$ и $\mu_{см}$.

На величине коэффициента трения $\mu_{см}$ существенно сказывается влияние крупного заполнителя. Так, для бетонных смесей величина $\mu_{см}$ значительно больше, чем для цементно-песчаных растворов, хотя характер зависимости ее от подвижности сохраняется.

Следует особо отметить, что величины $\tau_{0,см}$ и $\mu_{см}$ для цементно-песчаных растворов и бетонных смесей значительно превышают таковые для цементного теста. В связи с этим можно заключить, что реологические свойства растворов и бетонных смесей не определяются только свойствами цементного теста.

Расчеты, выполненные по формуле (18), показывали, что коэффициент статического внешнего трения цементно-песчаных растворов и бетонных смесей по металлической поверхности достаточно для практики степенью точности может приниматься равным аналогичному коэффициенту трения смеси в объеме, т.е. $\mu_m \approx \mu_{см}$.

В результате обработки опытных данных устанавливалось также значения коэффициента бокового давления. При этом оказывалось, что последний меньше единицы и может в практических расчетах определяться по используемой в механике грунтов формуле.

Полученные экспериментальные данные являются дополнительным подтверждением правомерности введения в реологическое уравнение члена, учитывающего влияние нормальных напряжений.

При открытой системе были исследованы цементное тесто с В/Ц = 1,0 Кнг, 1,1 Кнг, 1,2 Кнг, а также цементно-песчаные растворы и бетонные смеси, составы которых соответствуют сериям $1^п_p$, $3^п_p$, $4^п_p$, $2^п_б$, $6^п_б$ и $8^п_б$. Эксперименталь-

ные зависимости между главными нормальными напряжениями носят ярко выраженный нелинейный характер и достаточно хорошо описываются уравнением вида (9). С использованием ранее приведенных формул были построены графики функции $\tau_{ct} = \tau_{ct}(\sigma_{\text{эф}})$ и найдены параметры $\tau_{a,cm}$, $m_{0,cm}$, а также величина $\frac{d\tau_{ct}}{d\sigma_{\text{эф}}}$, соответствующая максимальному значению τ_{ct} .

В результате анализа полученных данных установлено, что статическое сопротивление сдвигу в условиях открытой системы определяется зависимостями (II) и (I2). Можно также сделать вывод о наличии предельной нагрузки, при которой из контактов твердых фаз удаляется практически вся рыхло связанная вода.

В четвертой главе приведены решения некоторых задач заводской технологии безвибрационного производства железобетонных изделий.

Одним из перспективных способов безвибрационного формирования железобетонных изделий в вертикальных кассетных установках является способ, основанный на методе нагнетания бетонной смеси. Бетонная смесь при этом подается под давлением в ограниченное со всех сторон плоско-параллельное пространство через расположенное снизу отверстие. Для расчета таких установок и определения требуемой мощности нагнетателя необходимо установить предельные значения и характер распределения напряжений в кассетной полости при ее полном заполнении и достижении заданного прессующего давления.

Решение данной задачи основывалось на следующих предположениях: 1) бетонная смесь является несжимаемой; 2) в процессе нагнетания в кассетную полость смесь распространяется в радиальных направлениях от ввода; 3) поскольку при малых скоростях течения бетонной смеси, наблюдаемых в процессе нагнетания, доля вязкостных касательных напряжений в общем сопротивлении сдвигу составляет незначительную величину, максимальные напряжения возникают при полном заполнении кассетной полости; 4) во всех расчетах учитываем изосрединный, так как собственный вес эдачного обличия смеси ~~незначителен~~ на него

силами трения; 5) принимается плоская деформация, так как перемещения в направлении оси, перпендикулярной боковым стенкам полости, незначительны; 6) отношение тангенциального нормального напряжения (σ_θ) к радиальному (σ_r) равно коэффициенту бокового давления ξ , а нормальное напряжение в плоскости сдвига (распорное давление) -

$$\sigma_z = \frac{1}{2}(\sigma_r + \sigma_\theta).$$

Используя приведенные предпосылки, нами вначале была решена задача о распределении напряжений в смеси для случая неограниченного плоско-параллельного пространства.

Схема сил, действующих на элементарный объем смеси, приведена на рис. I.

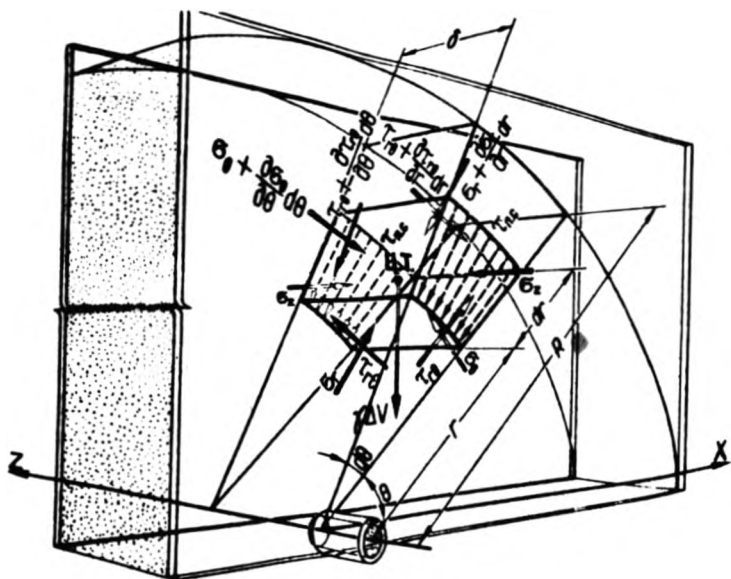


Рис. I.

Уравнения равновесия для указанного объема будут:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial \theta} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} + \gamma g \sin \theta + \frac{2 \tau_{rz}}{r} &= 0 \\ \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta} + \frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial r} + \frac{2 \tau_{r\theta}}{r} + \gamma g \cos \theta &= 0 \end{aligned} \quad (19)$$

где γ - объемная масса смеси; δ - ширина полости; g - ускорение силы тяжести.

Касательные напряжения на стенке полости можно выразить, исходя из предложенного реологического уравнения, пренебрегая при этом в силу малости вязкостной составляющей. Кроме того, учтем, что в зоне контакта $\tau_0 = \tau_{0,nc}$, $M = M_{nc}$, $\sigma = \sigma_z$, $\sigma_n \approx \sigma_z$, $m = m_{nc}$.

Тогда получим

$$\tau_{nc} = \tau_{0,nc} + \frac{1}{2} M_{nc} (1 - m_{nc}) (1 + \xi) \sigma_r \quad (20)$$

Строго говоря, с учетом принятых предпосылок система (19) является замкнутой и может быть сведена к одному уравнению второго порядка в частных производных с переменными коэффициентами. Однако решение такого уравнения в аналитической форме весьма затруднительно. Последнее обстоятельство потребовало дальнейшего упрощения задачи.

В силу симметрии при $\theta = \frac{\pi}{2}$, $\tau_{r\theta} = 0$. Кроме того, учитывая наличие пластических сдвигов в радиальных плоскостях, в первом приближении примем, что при $\theta = 0$, $\tau_{r\theta} = \tau_{0,см} + M_{см} (1 - m_{см}) \xi \sigma_r$, а в интервале $0 \leq \theta < \frac{\pi}{2}$ касательные напряжения $\tau_{r\theta}$ изменяются по линейному закону, т.е.

$$\tau_{r\theta} = [\tau_{0,см} + M_{см} (1 - m_{см}) \xi \sigma_r] - \frac{2}{\pi} [\tau_{0,см} + M_{см} (1 - m_{см}) \xi \sigma_r] \theta \quad (21)$$

Тогда, используя (20), (21) и принятые предпосылки, системе (19) можно свести к уравнению:

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + (K_1 + \frac{K_2}{r}) \sigma_r = -K_3 + \frac{K_4}{r}, \quad (22)$$

где

$$K_1 = \frac{M_{nc}^* (1 - m_{nc}) (1 + \xi)}{\delta \left[1 - M_{см}^2 (1 - m_{см})^2 \left(1 - \frac{2\theta}{\pi} \right)^2 \xi \right]};$$

$$K_2 = \frac{-2 M_{см} (1 - m_{см}) \xi \left[M_{см} (1 - m_{см}) \left(1 - \frac{2\theta}{\pi} \right) \left(1 - \frac{\theta}{\pi} \right) + \frac{1}{\pi} \right] + (1 - \xi)}{1 - M_{см}^2 (1 - m_{см})^2 \left(1 - \frac{2\theta}{\pi} \right)^2 \xi};$$

$$K_3 = \frac{\gamma g (\sin \theta + \frac{2\tau_{0,nc}}{\gamma g \delta}) - \gamma g m_{cm} (1 - m_{cm}) (1 - \frac{2\theta}{\pi}) \cos \theta}{1 - m_{cm}^2 (1 - m_{cm})^2 (1 - \frac{2\theta}{\pi})^2 \xi}$$

$$K_4 = \frac{2\tau_{0,nc} [m_{cm} (1 - m_{cm}) (1 - \frac{2\theta}{\pi}) (1 - \frac{1}{\pi}) + \frac{1}{\pi}]}{1 - m_{cm}^2 (1 - m_{cm})^2 (1 - \frac{2\theta}{\pi})^2 \xi}$$

Интегрирование (22) при граничном условии $r = R_0$, $G_r = 0$, дает:

$$G_r = \frac{1}{r^{K_2} \exp(K_1 r)} \left\{ \sum_{n=1}^m \left[\frac{K_3}{(n-1)!} - \frac{K_1 K_4}{n!} \right] K_1 \frac{R_0^{n+K_2}}{n+K_2} - \sum_{n=1}^m \left[\frac{K_3}{(n-1)!} - \frac{K_1 K_4}{n!} \right] K_1 \frac{r^{n+K_2}}{n+K_2} - \frac{R_0^{K_2} - r^{K_2}}{K_2} K_4 \right\} \quad (23)$$

В случае горизонтального плоскопараллельного пространства, очевидно, можно принять $\gamma = 0$ и $\tau_{r\theta} = 0$. Тогда решением системы (19) будет:

$$G_r = \frac{2\tau_{0,nc} r^{\xi-1}}{\delta \exp\left[\frac{M_{nc}(1-m_{nc})(1+\xi)}{\delta} r\right]} \left\{ \sum_{n=0}^m \frac{1}{n!} \left[\frac{M_{nc}(1-m_{nc})(1+\xi)}{\delta} \right]^n \frac{R_0^{n+2-\xi}}{n+2-\xi} - \sum_{n=0}^m \frac{1}{n!} \left[\frac{M_{nc}(1-m_{nc})(1+\xi)}{\delta} \right]^n \frac{r^{n+2-\xi}}{n+2-\xi} \right\} \quad (24)$$

При известном G_r напряжения G_θ и G_z определяются из предпосылки п.6.

Полученное решение может быть использовано и в случае ограниченного пространства. Как показали экспериментальные исследования Н.П.Блещика, действие ограничителей может быть учтено введением условных зон заполнения. Под последними понимаются зоны, заключенные между ограничителями и условной кривой свободной поверхности, которую смесью заняла бы при их отсутствии, достигнув при этом наиболее удаленных от ввода точек кассетной полости. В случае допрессовки радиусы свободной поверхности должны быть увеличены в соответствии с заданным прессующим давлением на верхний ограничитель.

Значения R_0 при известных θ , $\tau_{0,nc}$, $\tau_{0,cm}$,

$\mu_{nc}(1 - m_{nc})$, $\mu_{cm}(1 - m_{cm})$, ξ , γ , δ , а также длина L и высота H кассетной полости могут быть найдены из (23) или из (24) по заданному из технологических соображений давлению на ограничитель в наиболее удаленной точке или по заданному давлению на вводе.

Одним из известных и широко применяемых на производстве безвибрационных способов формирования железобетонных изделий является метод центрифугирования. При проектировании и отработке процесса центрифугирования возникает необходимость установления чисел оборотов центрифуги, требуемых для распределения бетонной смеси в форме, длительности центрифугирования, а также оптимальных размеров раструбной части формы и др. Указанные параметры в большинстве случаев определяются опытным путем или по эмпирическим зависимостям, выявленным для конкретных размеров формируемого изделия и составов бетонных смесей.

Нами сделана попытка рассмотрения процесса центрифугирования железобетонных труб с позиций предложенного реологического уравнения и физико-механических представлений о деформировании бетонной смеси.

Интегрируя дифференциальное уравнение, полученное из условия равновесия сил, действующих на элементарный объем смеси, можно получить следующую зависимость для радиального давления в момент завершения распределения смеси:

$$p = \frac{\gamma \omega_p^2}{2} (p^2 - R_i^2) - \gamma g (p - R_i), \quad (25)$$

где p — радиальное давление; γ — объемная масса бетонной смеси; ω_p — угловая скорость в момент завершения распределения смеси; g — ускорение силы тяжести; p — расстояние от оси трубы до точки, в которой определяется давление; R_i — внутренний радиус изделия.

С определенными допущениями предположим, что смесь будет растекаться по форме, если нормальные напряжения, направленные вдоль оси вращения, превысят прочность смеси на сдвиг. Тогда условие распределения смеси запишется в виде:

$$p \xi \geq \tau_{0,cm} + \mu_{cm}(p - \sigma_n m_{cm}), \quad (26)$$

где ξ - коэффициент бокового давления бетонной смеси; $\tau_{0,см}$ - предельное напряжение сдвига бетонной смеси; $m_{см}$ - коэффициент внешнего трения для сочетания бетонная смесь - бетонная смесь; σ_n - поровое давление воды; $m_{см}$ - условная пористость смеси.

Поровое давление воды по аналогии с (25) можно в первом приближении выразить формулой:

$$\sigma_n = \frac{\delta_w \omega^2}{2} (\rho^2 - R_i^2) - \delta_w g (\rho - R_i) = \rho \frac{\delta_w}{g}, \quad (27)$$

где δ_w - плотность поровой воды.

При центрифугировании происходит изменение свойств смеси по толщине слоя ее. У стенки формы она обезвоживается, другими словами, упрочняется, а у свободной поверхности, наоборот, водосодержание смеси увеличивается. Можно предположить, что при $\rho = \frac{R_1 + R_2}{2}$ свойства смеси будут близки к первоначальным. Тогда, подставляя (27) в (26), принимая при этом $\rho = \frac{R_1 + R_2}{2}$, $g = 9,81 \text{ м/сек}^2$, $\delta_w \approx 1000 \text{ кг/м}^3$, $\gamma = 2400 \text{ кг/м}^3$ и выражая угловую скорость ω через число оборотов формы, после ряда преобразований получим:

$$n_p \geq 0.542 \sqrt{\frac{\frac{\tau_{0,см}}{[\xi - m_{см}(1 + 0.42 m_{см})](R_2 - R_1)} + 11772}{3 R_1 + R_2}}, \quad (28) \quad \text{об/мин}$$

В (28) $\tau_{0,см}$ имеет размерность кг/м^2 , а R_1 и R_2 (внутренний и наружный радиус изделия) - в м.

Таким образом, формула (28) позволяет расчетным путем установить требуемое число оборотов формы в зависимости от геометрических размеров формируемого изделия и структурно-механических свойств бетонной смеси.

В табл. 3 приведены числа оборотов формы n_p , используемые на практике и рассчитанные по формуле (28). Как видно из таблицы, сходимость опытных и расчетных величин удовлетворительная.

Весьма важное значение при проектировании оснастки для изготовления труб методом центрифугирования приобретает выбор оптимальных размеров и конфигурации раструбного участка. Последние не могут быть произвольными или

назначенными лишь из конструктивных соображений, а должны устанавливаться также с учетом взаимодействия на этом участке бетонной смеси с формой.

Таблица 3

Практические и расчетные значения числа оборотов формы, соответствующие моменту полного распределения смеси

Т и п формуе- мой тру- бы	R_1 , м	R_2 , м	Число оборотов формы (об/мин)	
			практическое	рассчитанное по формуле (28)
1	0,250	0,3025	108,0	112,0
2	0,350	0,4080	92,0	90,0
3	0,500	0,5730	78,0	70,0

Пусть раструбный участок имеет конфигурацию и геометрические размеры, показанные на рис.2.

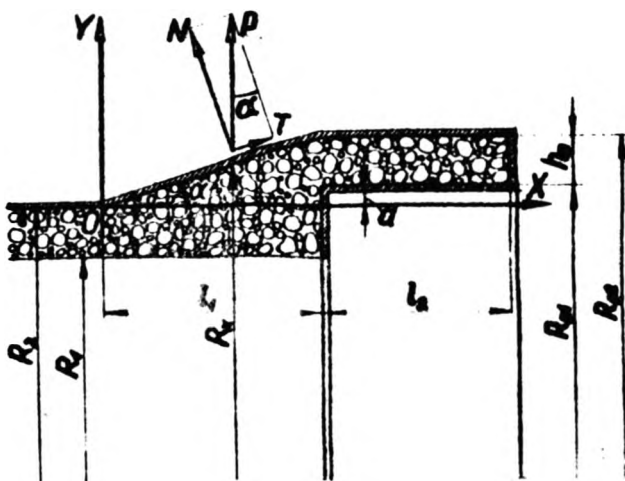


Рис.2.

Потребуем, чтобы заполнение раструбной полости происходило даже в зоне наименьшего давления. Тогда при выводе соответствующих зависимостей будем иметь право пользоваться формулой (25).

Радиальное давление на переходном наклонном участке составит:

$$P_x = \frac{\delta \omega^2}{2} [(R_2 + x \operatorname{tg} \alpha)^2 - R_1^2] - \gamma g [(R_2 + x \operatorname{tg} \alpha) - R_1], \quad (29)$$

а радиальная (P), нормальная (N) и тангенциальная (T) силы - соответственно:

$$P = \int_0^L P_x dx = \frac{\delta(R_2 - R_1)}{\operatorname{tg} \alpha} \left[\frac{\omega^2 R_2^2}{6} (1 - 3K_1^2 + K_2^2 + K_2^2) - \frac{g R_2}{2} (1 - 2K_1 + K_2) \right], \quad (30)$$

$$N = P \cos \alpha, \quad T = P \sin \alpha, \quad (31)$$

где $K_1 = \frac{R_1}{R_2}$, $K_2 = \frac{R_2}{R_2}$, а L при интегрировании заменено на $\frac{R_2 - R_1}{\operatorname{tg} \alpha}$.

Удерживающую силу можно выразить исходя из реологического уравнения (7), которое с учетом малости скорости сдвига запишется в виде:

$$\tau_x = \tau_{0,m} + M_m (P_x \cos \alpha - \sigma_{mx} m_k), \quad (32)$$

где τ_x , $\tau_{0,m}$, M_m , m_k - соответственно касательное напряжение, предельное напряжение сдвига, коэффициент внешнего трения и условная пористость смеси в зоне контакта смеси-форма.

Принимая $\sigma_{mx} = P_x \frac{\delta x}{\delta}$ и обозначая площадь контакта смеси с формой через S_x , удерживающую силу, действующую на наклонном участке, выразим формулой:

$$T_{xH} = \tau_{0,m} S_x + M_m \left(1 - \frac{\delta_0}{\delta} \frac{m_k}{\cos \alpha} \right) P_x S_x \cos \alpha \quad (33)$$

Учитывая, что $P_x S_x \cos \alpha = N$, $S_x = \frac{R_{p1} - R_2}{\operatorname{tg} \alpha \cos \alpha}$, а также используя (30), (31) и (33), эффективную сдвигающую силу, действующую на наклонном участке и способствующую заполнению полости, можно выразить формулой:

$$T_p = (T - T_{xH}) \cos \alpha = \delta (R_2 - R_1) \left[\frac{\omega^2 R_2^2}{6} (1 - 3K_1^2 + K_2^2 + K_2^2) - \frac{g R_2}{2} (1 - 2K_1 + \right.$$

$$+K_2)] [1 - M_m (1 - \frac{\delta_0 m_k}{\gamma \cos \alpha}) \operatorname{ctg} \alpha] \cos^2 \alpha - \tau_{0.m} (R_{p2} - R_2) \operatorname{ctg} \alpha \quad (34)$$

По зависимости (34) может быть построена номограмма и из условия $\frac{dI}{d\alpha} = 0$ найдены оптимальные значения угла наклона $\alpha_{\text{опт}}$ переходного участка формы. Анализ показывает, что величина $\alpha_{\text{опт}}$ может изменяться от 5° до 45° .

Кроме силы T_p в заполнении раструбной полости будет участвовать сила P_r^p , равная разности сил бокового давления, действующих слева (P_r^A) и справа (P_r^n) от входа в полость. Выразив радиальные давления слева и справа от входа в полость в форме, аналогичной (25), принимая горизонтальное давление равным $P_r = P_{\text{рад}} \xi - 2\tau_{0.cm} \sqrt{\xi}$ и определяя силы P_r^A и P_r^n интегрированием в пределах от R_n до R_{p2} , можно получить:

$$P_r^p = P_r^A - P_r^n = \gamma \xi h_p R_p (1 - K_3) \left[\frac{\omega_p^2 R_p}{2} (1 + K_3) - g \right], \quad (35)$$

где ξ — коэффициент бокового давления бетонной смеси;

$$K_3 = \frac{R_1}{R_n}$$

Суммарная сдвигающая сила, под действием которой будет заполняться раструбная полость, выразится формулой

$$T_{\text{сдв}} = T_p + P_r^p \quad (36)$$

Сопротивление смеси сдвигу в раструбной полости запишется в виде:

$$\tau_p = \tau_{0.m} + M_m (P_n^p - \sigma_n^p m_k), \quad (37)$$

где P_n^p — среднее нормальное напряжение в раструбной полости у наружной поверхности формы; σ_n^p — поровое давление воды.

Величины P_n^p и σ_n^p определяются зависимостями:

$$P_n^p = P_{\text{рад.n}} + \frac{T_{\text{сдв}} \xi}{2 h_p}, \quad (38)$$

$$\sigma_n^p = \frac{\delta_0}{\gamma} P_{\text{рад.n}} + \frac{T_{\text{сдв}} \xi}{2 h_p}, \quad (39)$$

где $p_{раан}^*$ - радиальное давление в раструбной полости у наружной поверхности формы (без учета действия силы $T_{сав}$).

По аналогии с (25) можно записать:

$$p_{раан}^* = \gamma h_p \left[\frac{\omega_p^2}{2} (R_{p2} + R_{p1}) - g \right], \quad (40)$$

где $h_p = R_{p2} - R_{p1}$.

Тогда, используя (37) - (40), формулу для определения удерживающей силы можно представить в виде:

$$T_{уд} = \left\{ \tau_{ам} + \mu_m \gamma h_p \left(1 - \frac{\gamma_v}{\gamma} m_k \right) \left[\frac{\omega_p^2}{2} (R_{p2} + R_{p1}) - g \right] + \mu_m (1 - m_k) \frac{T_{сав} \xi}{2 h_p} \right\} l_2 \quad (41)$$

Заполнение раструбной полости будет обеспечено, если

$$T_{сав} \geq T_{уд} \quad (42)$$

Сравнивая (41) и (42), получим условие для нахождения предельно допустимой длины раструбной полости:

$$\frac{l_2}{2} \tau_{ам} + \mu_m \gamma h_p \left(1 - \frac{\gamma_v}{\gamma} m_k \right) \left[\frac{\omega_p^2}{2} (R_{p2} + R_{p1}) - g \right] + \mu_m (1 - m_k) \frac{T_{сав} \xi}{2 h_p} \leq T_{сав} \quad (43)$$

где $T_{сав}$ определяется по зависимости (36) с использованием (34) и (35).

В табл. 4 приведены значения предельно допустимых длин раструбной полости, подсчитанные по формуле (43) для труб с внутренним диаметром 500, 700 и 1000 мм и углах наклона переходного участка $\alpha = \alpha_{опт}$ и $\alpha = 14^\circ$. Последнее значение угла α , как известно, используется на практике при изготовлении напорных труб. При этом принималось $\tau_{ам} = 830 \text{ Н/м}^2$, $\mu_m \approx \mu_{см} = 0,14$, $\xi = 0,75$, а $\mu'_m = 0,011$. Величина $\mu'_m = \mu_m (1 - m_k)$ определялась на сдвиговом приборе.

Таблица 4
Предельно допустимые значения длины раструбной
полости

Тип фор- муй- мой тру- бы	$R_1, м$	$R_2, м$	$R_p, м$	$R_{p2}, м$	$h_p, м$	$W_p, \frac{см}{сек}$	Длина ра- струбной по- лости — L_2	
							при $\alpha = \alpha_{опт}$	при $\alpha = 14^\circ$
1	0,25	0,3025	0,3145	0,3955	0,081	12,5	0,41	0,20
2	0,35	0,408	0,420	0,501	0,081	9,63	0,38	0,20
3	0,50	0,573	0,585	0,666	0,081	7,38	0,32	0,16

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Традиционные методы оценки физико-механических свойств бетонных смесей не способствуют дальнейшему совершенствованию и развитию машинных способов формирования железобетонных изделий. Наиболее перспективны в этом отношении реологические методы. Однако в известных реологических моделях и уравнениях состояния не учитываются специфические особенности бетонных смесей.

2. Предложено и экспериментально обосновано реологическое уравнение состояния бетонной смеси при течении ее по твердой поверхности, согласно которому физико-механические свойства смеси характеризуются тремя реологическими параметрами: предельным напряжением сдвига (τ_0), коэффициентом внешнего трения (μ) и структурной вязкостью ($\eta_{стр}$).

3. Известные методы и приборы, основанные на классических моделях и уравнениях состояния, не приспособлены к проведению опытов в условиях фиксируемого всестороннего давления, а следовательно, — к определению параметра μ . В связи с этим разработаны методика и сдвиговой прибор для комплексного исследования процесса взаимодействия бетонной смеси с твердой поверхностью различной природы.

4. Разработаны методика и прибор трехосного сжатия для экспериментального исследования статического сопротивления сдвигу бетонных смесей, структурно-механических параметров, его характеризующих, а также коэффициента бокового давления. Для достаточно широкого диапазона составов смесей получены количественные значения структурно-механических параметров и некоторые закономерности их изменения.

5. Основываясь на полученных результатах исследований решена задача о распределении напряжений в бетонной смеси при нагнетании ее в ограниченное плоскостное пространство. Получены также аналитические зависимости, позволяющие устанавливать число оборотов формы, необходимое для распределения смеси, оптимальный угол наклона переходного участка и предельно допустимую длину раструбной полости применительно к изготовлению железобетонных изделий методом центрифугирования.

6. Результаты выполненной работы использованы при:
1) проектировании опытно-промышленной установки, изготовленной и смонтированной на заводе № 1 Минского ДСК-1;
2) определении нагрузок на формовочный агрегат каскадно-конвейерной линии ЛКК-1, проектное задание на которую разработано институтом "Гипростроммаш" Минстройдормаша СССР;
3) определении нагрузок на формовочные агрегаты для изготовления балконных плит ("Гипростроммаш"), объемных блоков типа "коляска" ("Гипростроммаш"), санитарно-технических кабин (трест "Донбассэнергостройиндустрия") и др.

Основные положения диссертации изложены в следующих работах:

1. Ахвердов И.Н., Блещик Н.П., Паныш К.Ф., Исследование реологических свойств цементного теста и бетонных смесей при трехосном сжатии, Сб. VI конференция по бетону и железобетону (Рига, 28.06 - 1.07-1966г.), Материалы секций, подготовленные Белорусским правлением ИТО Стройиндустрии, Минск, 1966.

2. Блещик Н.П., Паныш К.Ф., К вопросу о реологической модели бетонной смеси, Сб. Тепло- и массообмен в неньютоновских жидкостях", М.-Л., "Энергия", 1968.

3. Блещик Н.П., Паныш К.Ф., К вопросу о течении бетонных смесей по твердым поверхностям, Материалы научной сессии, посвященной 50-летию БССР и КПБ, Минск, 1968.

4. Блещик Н.П., Гамалицкая Т.П., Паныш К.Ф., Аналитический метод определения предельного напряжения сдвига концентрированных дисперсных систем цемент-вода, Материалы конференции по физико-химической механике дисперсных материалов, Минск, 1969.

5. Блещик Н.П., Паныш К.Ф., Распределение напряжений в бетонной смеси при нагнетании ее в ограниченное плоскопараллельное пространство, Материалы конференции по физико-химической механике дисперсных материалов, Минск, 1969.

6. Блещик Н.П., Паныш К.Ф., Методика определения некоторых структурно-механических характеристик пластичных бетонных смесей в статическом состоянии при помощи стандартного конуса, Материалы конференции по физико-химической механике дисперсных материалов, Минск, 1969.

7. Блещик Н.П., Паныш К.Ф., О методике исследования некоторых структурно-механических характеристик бетонных смесей, Материалы ко второму Всесоюзному симпозиуму по экспериментальным исследованиям инженерных сооружений, Сборник № 9, Минск, 1969.

8. Паныш К.Ф., Решение некоторых задач по технологии безвибрационного формирования железобетонных изделий, Материалы республиканской научно-технической конференции по повышению эффективности и экономичности гражданского строительства, Минск, 1971.

9. Научно-исследовательская работа, выполненная при участии автора и зарегистрированная в Комитете по делам изобретений и открытий при Совете Министров СССР: регистрационный № 35933, Технология изготовления тонкостенных железобетонных конструкций методом заливки бетонной смеси.

Отдельные результаты исследований были доложены автором на XXII научно-технической конференции Белорусского политехнического института в апреле 1966 года, на Всесоюзной конференции по физико-химической механике дисперсных материалов (Минск, февраль 1969 года), на заседаниях Ученого Совета ИСИА Госстроя БССР в 1965 - 1970 г.г.).