ZESZYTY
NAUKOWE
POLITECHNIKI
ŚLĄSKIEJ

P. 3343/87

JANUSZ SZWABOWSKI

URABIALNOŚĆ MIESZANKI BETONOWEJ W UJĘCIU REOLOGICZNYM

BUDOWNICTWO

Z. 65
GLIWICE
1987

POLITECHNIKA ŚLĄSKA

ZESZYTY NAUKOWE

Nr 1018

P. 3343/87

JANUSZ SZWABOWSKI

URABIALNOŚĆ MIESZANKI BETONOWEJ W UJĘCIU REOLOGICZNYM

GLIWICE 1987

OPINIODAWCY

Prof. dr inż. Mieczysław Zachara
Doc. dr hab. inż. Lech Rudziński

KOLEGIUM REDAKCYJNE

REDAKTOR NACZELNY — Prof. dr hab. inż. Wiesław Gabzdyl
REDAKTOR DZIAŁU — Dr inż. Zdzisław Trojan
SEKRETARZ REDAKCJI — Mgr Elżbieta Stinzing
CZŁONKOWIE KOLEGIUM — Prof. dr hab. inż. Adolf Maciejny
— Prof. dr inż. Stanisław Malzacher
— Prof. dr hab. inż. Bronisław Skinderowicz

OPRACOWANIE REDAKCYJNE

Mgr Anna Błażkiewicz

Wydano za zgodą
Rektora Politechniki Śląskiej

PL ISSN 0434-0779

Dział Wydawnictw Politechniki Śląskiej
ul. Kujawska 3, 44-100 Gliwice

Nakł. 160+88 Ark. wyd. 10,75 Ark. druk. 9,25 Papier offset. kl. III. 70x100,70g
Oddano do druku 8.04.87 Podpis. do druku 28.05.87 Druk ukończ. w czerwcu 1987
Zam. 302/87 L-22 Cena zł 218.—

Skład, fotokopie, druk i oprawę
wykonano w Zakładzie Graficznym Politechniki Śląskiej w Gliwicach

P287/87

SPIS TREŚCI

Str.

1. WSTĘP 9

2. ANALIZA DOTYCHCZASOWEGO UJĘCIA URABIALNOŚCI W TECHNOLOGII BETONU 11

2.1. Tradycyjna koncepcja urabialności 11
2.2. Definicje urabialności 12
2.3. Pomiary urabialności 14
2.4. Koncepcje reologiczne 18
2.5. Ocena stanu wiedzy o urabialności 19

3. MODEL FIZYCZNY URABIALNOŚCI 21

3.1. Przesłanki fizykalnego ujęcia urabialności 21
3.2. Czynniki urabialności 22
3.3. Model urabialności 23
3.4. Istota urabialności 28

4. MAKROREOLOGICZNE WŁAŚCIWOŚCI MIESZANKI BETONOWEJ 29

4.1. Odkształcenie i płynięcie mieszanki betonowej 29
4.2. Modele i równania reologiczne mieszanki betonowej 37
4.3. Parametry reologiczne 43

4.3.1. Spójność 43
4.3.2. Współczynnik tarcia wewnętrznego 48
4.3.3. Moduł sprężystości postaciowej 50
4.3.4. Lepkość plastyczna 52
4.3.5. Wibrolepkość 59

4.4. Uwagi i dyskusja 61

5. ZWIĄZKI PARAMETRÓW REOLOGICZNYCH ZE STRUKTURĄ MIESZANKI BETONOWEJ 64

5.1. Struktura mieszanki betonowej 64
5.2. Związki teoretyczne Hobbsa 68
5.3. Teoria i równania mikroreologiczne Bleszczika 71
5.4. Związki empiryczne (badania własne) 78

5.4.1. Opis badań własnych 78
5.4.2. Wyniki badań i ich analiza 84
5.4.3. Podsumowanie wyników badań własnych 91

Str.

5.5. Wpływ superplastyfikatorów 92
5.6. Dyskusja i podsumowanie 96

6. ANALIZA REOLOGICZNA WYBRANYCH PROCESÓW PRZETWARZANIA I TRANSPORTU 98

6.1. Uwagi ogólne 98
6.2. Mieszanie mechaniczne 98
6.3. Transport grawitacyjny 102
6.4. Transport pompowy 107
6.5. Zagęszczanie wibracyjne 111
6.6. Segregacja 112
6.7. Podsumowanie 115

7. KSZTAŁTOWANIE URABIALNOŚCI 116

7.1. Urabialność w świetle reologii mieszanki betonowej 116
7.2. Ogólne kryteria urabialności 117
7.3. Kształtowanie urabialności 119
7.4. Zasady pomiarów reologicznych mieszanki betonowej 121
7.5. Propozycje pomiaru podstawowych parametrów reologicznych mieszanki betonowej 123
7.6. Przykłady zastosowań w praktyce 126

7.6.1. Sterowanie urabialnością w produkcji mieszanki betonowej 126
7.6.2. Kształtowanie pompowalności łupkoporytowej mieszanki betonowej 129

8. PODSUMOWANIE I WNIOSKI KOŃCOWE 133

LITERATURA 136

WYKAZ WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ 142

STRESZCZENIA 146

СОДЕРЖАНИЕ

Стр.

1. ВСТУПЛЕНИЕ 9

2. АНАЛИЗ СЕГОДНЯШНЕГО ПРЕДСТАВЛЕНИЯ УДОБООБРАБАТЫВАЕМОСТИ В ТЕХНОЛОГИИ БЕТОНА 11

2.1. Традиционная концепция удобообрабатываемости 11
2.2. Определения удобообрабатываемости 12
2.3. Измерения удобообрабатываемости 14
2.4. Реологические концепции 18
2.5. Оценка состояния науки о удобообрабатываемости 19

3. ФИЗИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ УДОБООБРАБАТЫВАЕМОСТИ 21

3.1. Предпосылки физической трактовки удобообрабатываемости 21
3.2. Факторы удобообрабатываемости 22
3.3. Модель удобообрабатываемости 23
3.4. Существо удобообрабатываемости 28

4. МАКРОРЕОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА БЕТОННОЙ СМЕСИ 29

4.1. Деформация и текучесть 29
4.2. Модели и реологические уравнения 37
4.3. Реологические параметры 43

4.3.1. Когезионность 43
4.3.2. Коэффициенты внутреннего трения 48
4.3.3. Модуль упругости формы 50
4.3.4. Пластическая вязкость 52
4.3.5. Вибровязкость 59

4.4. Замечания 61

5. СВЯЗИ РЕОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ СО СТРУКТУРОЙ БЕТОННОЙ СМЕСИ 64

5.1. Структура бетонной смеси 64
5.2. Теоретические зависимости Хоббса 68
5.3. Теория и микрореологические уравнения Блецика 71
5.4. Эмпирические зависимости (собственные исследования) 78

5.4.1. Описание исследований 78
5.4.2. Результаты исследований и их анализ 84
5.4.3. Подведение итогов собственных исследований 91

Стр.

5.5. Влияние суперпластификаторов 92
5.6. Дискуссия и подведение итогов 96

6. РЕОЛОГИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ВЫБРАННЫХ ПРОЦЕССОВ ОБРАБОТКИ И ТРАНСПОРТА .. 98

6.1. Общие замечания 98
6.2. Механическое перемешивание 98
6.3. Гравитационный транспорт 102
6.4. Транспорт под давлением 107
6.5. Вибрационное уплотнение 111
6.6. Сегрегация 112
6.7. Подведение итогов 115

7. МОДЕЛИРОВАНИЕ УДОБООБРАБАТЫВАЕМОСТИ 116

7.1. Удобообрабатываемость в представлении реологии бетонной смеси 116
7.2. Общие критерия удобообрабатываемости 117
7.3. Моделирование удобообрабатываемости 119
7.4. Принципы реологических измерений бетонной смеси 121
7.5. Предложения измерений основных реологических параметров 123
7.6. Примеры применений 126

7.6.1. Управление удобообрабатываемостью в промышленном производстве смеси 126
7.6.2. Формирование свойства транспорта под давлением сланцевопоритовой бетонной смеси 129

8. ПОДВЕДЕНИЕ ИТОГОВ В ОКОНЧАТЕЛЬНЫЕ ВЫВОДЫ 133

ЛИТЕРАТУРА 136

СПИСОК ВАЖНЕЙШИХ ОБОЗНАЧЕНИЙ 142

РЕЗЮМЕ 146

CONTENTS

Page

1. INTRODUCTION 9

2. ANALYSIS OF TRADITIONAL TREATMENT OF WORKABILITY IN CONCRETE TECHNOLOGY 11

2.1. Traditional concept of workability 11
2.2. Definitions of workability 12
2.3. Measurements of workability 14
2.4. Rheological concepts 18
2.5. Assesment of the knowledge on workability 19

3. PHYSICAL MODEL OF WORKABILITY 21

3.1. Premises of the physical treatment of workability 21
3.2. Workability factors 22
3.3. Model of workability 23
3.4. Essence of workability 28

4. MACRORHEOLOGICAL PROPERTIES OF FRESH CONCRETE 29

4.1. Deformation and flow 29
4.2. Models and rheological equations 37
4.3. Rheological parameters 43

4.3.1. Cohesion 43
4.3.2. Coefficient of internal friction 48
4.3.3. Shear modulus 50
4.3.4. Plastic viscosity 52
4.3.5. Vibroviscosity 59

4.4. Comments and discussion 61

5. RELATIONS BETWEEN RHEOLOGICAL PARAMETERS AND CONCRETE MIX STRUCTURE 64

5.1. Concrete mix structure 64
5.2. Hobbs's theoretical equations 68
5.3. Bleszczik's theory and mickro-rheological equations 71
5.4. Empirical relationships (author's research work) 78

5.4.1. Description of tests 78
5.4.2. Results of tests and their analysis 84
5.4.3. Summary of own results 91

Page

5.5. The influence of superplasticizers 92
5.6. Discussion and recapitulation 96

6. RHEOLOGICAL ANALYSIS OF SELECTED PROCESSES OF PROCESSING AND TRANSPORT 98

6.1. General remarks 98
6.2. Mechanical mixing 98
6.3. Gravitational transport 102
6.4. Pump transport 107
6.5. Compaction by vibration 111
6.6. Segregation 112
6.7. Recapitulation 115

7. WORKABILITY MODELLING 116

7.1. Workability in view of fresh concrete rheology 116
7.2. General criteria of workability 117
7.3. Modelling of workability 119
7.4. Principles of rheological measurements of fresh concrete.. 121
7.5. Suggestions on the measurements of fundamental rheological parameters 123
7.6. Examples of application 126
7.6.1. Workability control in industrial production of concrete mix 126
7.6.2. Forming of aglite concrete mix pumpability 129

8. SUMMARY AND CONCLUSIONS 133

REFERENCES 136

NOTATIONS 142

SYNOPSIS 146

1. WSTĘP

Uprzemysłowienie robót betonowych, polegające na zmechanizowaniu a niekiedy i zautomatyzowaniu procesów mieszania, transportu, układania i zagęszczania mieszanki betonowej, spowodowało, że kwestia jej urabialności[1)] urosła do rangi istotnego problemu poznawczego i praktycznego. W warunkach tradycyjnej technologii, przy ręcznym wykonywaniu robót betonowych, urabialność mieszanki stanowiła głównie o nakładzie pracy żywej, niezbędnym do uzyskania zamierzonego efektu wymienionych procesów. Obecnie, w sytuacji znacznej różnorodności metod technologicznych oraz stosowanych maszyn, urabialność stanowi nie tylko o energochłonności, ale także o możliwości uzyskania odpowiedniego efektu procesu, a często - nawet o możliwości jego zrealizowania daną maszyną. Każdy bowiem szczególny przypadek metody technologicznej i zastosowanej maszyny narzuca określony wymóg urabialności. Mając na uwadze, że właściwości betonu są konsekwencją jego struktury, o jej ukształtowaniu zaś decydują wyżej wymienione procesy mechanicznego przetwarzania i transportu mieszanki, istotności problemu urabialności w technologii betonu trudno nie doceniać. Tymczasem postęp nauki w rozwiązaniu tego problemu - zarówno w aspekcie poznawczym, jak i praktycznym - jest niezadowalający.

W niewielkim stopniu rozpoznana jest natura i istota urabialności, uważanej dotychczas za cechę mieszanki. Brak też jednoznacznej, adekwatnej i ogólnie przyjętej definicji terminu "urabialność".

Definicje urabialności są bardzo ogólne, co kontrastuje ze złożonością składających się na nią zjawisk. Wynikająca stąd trudność ilościowej interpretacji urabialności przesądza o niewielkiej obecnie przydatności praktycznej tego pojęcia. Kwestii pomiaru urabialności poświęcono wiele prac badawczych. Pomimo bardzo dużej liczby proponowanych, różnorodnych sposobów pomiaru, nadal brak testu pozwalającego oceniać zachowanie się mieszanki w warunkach dowolnego procesu i metody jego realizacji. W konsekwencji, urabialność traktowana jest nadal jako ogólne wrażenie (T. C. Powers [64]), subiektywny osąd (G. H. Tattersall [107]), czyli w kategoriach bardziej psychologicznych niż fizycznych (R. L'Hermite [43, 67]). Taki stan rzeczy ogranicza poważnie możliwość zrozumienia zjawiska urabialności, oraz jego wykorzystania w racjonalnym projektowaniu i sterowaniu procesów mechanicznego przetwarzania i transportu mieszanki betonowej.

[1)] ang. workability; franc. l'ouvrabilité; niem. Verarbeitbarkeit

Warunkiem zmiany tego stanu, zdaniem autora, jest inne niż dotychczas podejście i rozpatrywanie urabialności w kategoriach pojęciowych fizyki, z wykorzystaniem dorobku odpowiednich jej działów. Taki kierunek reprezentuje niniejsza praca, stanowiąc próbę wyjaśnienia i uogólnienia problemu urabialności na gruncie reologii, oparta na własnych przemyśleniach i wynikach badań oraz danych literaturowych.

Celem pracy była fizyczna identyfikacja problemu urabialności, poprzez nowe i obiektywne jej zdefiniowanie, rozpoznanie stanowiących o niej czynników fizycznych oraz analizę relacji pomiędzy nimi określających stan urabialności i możliwości jego kształtowania. Praca przedstawia naukowe podstawy traktowania problemu urabialności w technologii betonu, oczywiście nie rozwiązując wszystkich szczegółowych kwestii, lecz odnosząc się tylko do jego zasadniczych zagadnień.

Założeniem wyjściowym było uwzględnienie motywów wprowadzenia pojęcia urabialności w technologii betonu, a także uniknięcie, w możliwym stopniu, rozbieżności z intuicyjną konotacją tego terminu. Dlatego w pierwszej kolejności dokonano analizy dotychczasowego, tradycyjnego traktowania urabialności, koncentrując się głównie na jej definiowaniu i sposobach pomiaru oraz generalnej ocenie stanu wiedzy.

Następnie, wychodząc ze sformułowanych przez autora przesłanek fizykalnego ujęcia urabialności, określono stanowiące o niej czynniki, czyli właściwości reologiczne mieszanki i układ obciążeń zewnętrznych, oraz wskazano wielkości i cechy fizyczne, ich związki, identyfikujące urabialność. Na tej podstawie autor zbudował model fizyczny urabialności, będący propozycją uogólnionej syntezy problemu i wyjaśnienia istoty urabialności.

Kolejne rozdziały pracy poświęcone są bardziej szczegółowemu omówieniu zasadniczych elementów tego modelu i zachodzących pomiędzy nimi relacji. Na podstawie danych zaczerpniętych z publikacji własnych i innych autorów, scharakteryzowano najpierw właściwości makrologiczne mieszanki, a w tym - charakter odkształcenia i płynięcia, modele i równania reologiczne mieszanki oraz jej podstawowe parametry reologiczne. Następnie omówiono związki tych parametrów ze stanem struktury mieszanki, prezentując w tym także badania własne autora, dotyczące wpływu tej struktury na granicę płynności mieszanki. Wreszcie, przedstawiono przykłady analizy reologicznej wybranych procesów technologicznych, w celu wykazania istotności i wpływu relacji pomiędzy parametrami reologicznymi a stanem naprężeń w mieszance na przebieg i efekt procesów. Kształtowaniu urabialności, traktowanej w zaproponowany przez autora sposób, poświęcony jest ostatni rozdział. Sformułowano w nim ogólne kryteria urabialności i sposoby jej kształtowania, podano zasady i propozycje pomiaru właściwości reologicznych mieszanki oraz przytoczono przykłady kształtowania urabialności w procesach technologicznych, według propozycji autora i na podstawie wyników przeprowadzonych przez niego badań. Pracę zamykają podsumowanie i wnioski, dotyczące zarówno dotychczasowego dorobku, jak i przyszłych badań nad urabialnością mieszanki betonowej.

2. ANALIZA DOTYCHCZASOWEGO UJĘCIA URABIALNOŚCI W TECHNOLOGII BETONU

2.1. TRADYCYJNA KONCEPCJA URABIALNOŚCI

Cechą charakterystyczną tej koncepcji jest objawowe i wycinkowe traktowanie zagadnień technologicznych, związanych z wykonywaniem betonu.

Istota jej sprowadza się do tezy, że skoro różne mieszanki betonowe są w różnym stopniu podatne na działania mechaniczne i warunki związane z mieszaniem, transportem, układaniem i zagęszczaniem, to urabialność jest właściwością samej mieszanki (samoistną). W konsekwencji uważa się, że urabialność zależy tylko od składu mieszanki i jej kształtowanie jest kwestią odpowiedniego doboru tego składu.

Ponieważ właściwości stwardniałego betonu zależą silnie od stopnia zagęszczenia mieszanki, jak wynika choćby z formuły Fereta-L'Hermite'a, wielu badaczy uznało, że ta ogólna koncepcja urabialności może być zawężona do podatności na zagęszczanie z zachowaniem jednorodności, czyli do zagęszczalności i stabilności. Pogląd ten, aczkolwiek niekiedy kwestionowany, występuje w szeregu publikacji i zapisów normowych.

Ta, klasyczna już w technologii betonu, koncepcja urabialności kryje w sobie wewnętrzne sprzeczności, zauważone już przez T.C. Powersa [64]. Z jednej strony, urabialność traktowana jest jako samoistna właściwość mieszanki. Z drugiej zaś, kiedy to pojęcie odnosimy nie do mieszanki w ogóle, lecz do określonej mieszanki o danym składzie, pojawia się, wynikająca z potrzeb technologicznych, tendencja do traktowania urabialności jako kryterium podatności tej mieszanki na stosowaną metodę i warunki wykonania betonu. Mówi się wtedy, że mieszanka jest urabialna lub nie albo, że jej urabialność jest "dobra" lub "zła". Okazuje się także, że dobra podatność na zagęszczanie (np. wibracyjne) nie oznacza dobrej podatności na transport (np. pompowanie). Co więcej, jak ocenić urabialność mieszanki podatnej na zagęszczanie przez prasowanie z próżniowaniem, lecz niepodatnej na zagęszczanie wibracyjne? Czy zatem można uważać urabialność za obiektywną i samoistną właściwość mieszanki? A może, ze względu na często sprzeczne ze sobą wymagania urabialności, zależne od czynników zewnętrznych, nie jest ona - jak proponuje T.P. Tassios [104] - właściwością mieszanki, lecz zawsze zmieniającą się optymalizacją innych właściwości?

Już tylko te przytoczone sprzeczności i wątpliwości powodują, że klasyczna i aktualna do dziś koncepcja urabialności musi być zakwestionowana.

Wieloletnie próby praktycznego wykorzystania jej w technologii betonu wykazały zresztą jej bardzo ograniczoną przydatność.

2.2. DEFINICJE URABIALNOŚCI

Termin "urabialność" w potocznym jego użyciu jest intuicyjnie łatwo zrozumiały i definiowanie go wydaje się być tautologią. Kiedy jednak to intuicyjne odczucie chce się wyrazić jakościowo i ilościowo, pojawiają się trudności i wątpliwości. W rezultacie, pojęcie urabialności nie ma do tej pory jednoznacznej, kompletnej i ógólnie przyjętej w literaturze naukowej definicji. W sposobie jego ujęcia obserwuje się duże zróżnicowanie.

Najbardziej ogólna ze spotykanych w literaturze definicji określa urabialność jako "łatwość, z którą dane składniki mogą być zmieszane w świeży beton, a następnie przenoszone, transportowane i układane, z minimalną utratą jednorodności" [55]. Według T.C. Powersa [64], "urabialność wyraża osobisty sąd o tym, jak dobrze dana mieszanka betonowa odpowiada użytej, szczególnej metodzie produkcji i układania, w danych warunkach pracy". B. Bukowski [13] uważa, że "urabialność to podatność mieszanki betonowej na łatwe uformowanie plastyczne, bez rozmieszania oraz bez wycieku wody". M. Papadakis i M. Venuat [62] podają, że "urabialność określa się przez zespół dwóch warunków: jakość wypełniania formy oraz zachowanie jednorodności". G.H. Tattersall [107] określa urabialność jako "zdolność mieszanki do płynięcia w formie, do zagęszczania, do przeciwstawienia się wyciekaniu wody i segregacji, do pompowania, do wykończenia", dając tym samym do zrozumienia, że uważa urabialność za zdolność mieszanki do pożądanego zachowania się w całym ciągu technologicznym procesów wykonywania betonu.

Przytoczone wyżej definicje reprezentują tendencję do traktowania urabialności w sposób subiektywny. Jest to konsekwencja dążenia do opisu jednym terminem wszystkich wymagań technologicznych, jakie można postawić mieszance z punktu widzenia procesów jej wytwarzania, przetwarzania i transportu. Takie podejście, przy założeniu, że urabialność jest właściwością samoistną mieszanki, wyklucza możliwość jej obiektywnej oceny.

Odrębną niejako grupę stanowią definicje zawężające znacznie pojęcie urabialności, z widoczną tendencją do obiektywizacji jej oceny. Charakterystyczne dla tej grupy jest podejście W.H. Glanville'a [27], który z pojęcia urabialności wyłączył wpływ warunków i metod wykonywania betonu, sprowadzając pojęcie urabialności jedynie do zagęszczalności. Zdefiniował on urabialność jako "właściwość mieszanki betonowej, określoną ilością użytecznej pracy wewnętrznej koniecznej do uzyskania pełnego zagęszczenia". Praca ta oznacza pracę konieczną do pokonania wewnętrznego oporu mieszanki stawianego zagęszczeniu, czyli wg Glanville'a - tarcia wewnętrznego.

Z przytoczonej definicji wynika, że nie jest istotna metoda zagęszczania, a jedynie ilość energii niezbędnej do pokonania tarcia wewnętrznego

mieszanki. Nie ustosunkowując się z osobna do tej definicji, trzeba jednak zauważyć, że jak wykazuje praktyka zagęszczania, nie tylko mieszanek betonowych ale również gruntów, ilość energii niezbędnej do pokonania tarcia wewnętrznego mieszanki zależy także od zastosowanej metody zagęszczania. Ale czy tylko tarcie wewnętrzne stanowi o oporze wewnętrznym mieszanki?

Podobną definicję zaproponował B. Kopyciński [38], określając urabialność jako "właściwość mieszanki wyrażoną ilością energii potrzebnej do ścisłego wypełnienia formy mieszanką". Daje przy tym do zrozumienia, że jest to energia zużyta na pokonanie oporów zarówno zagęszczania, jak i wypełniania formy, czym różni się od V.H. Glanville'a. Jednakże pełne zagęszczenie mieszanki nie jest równoznaczne z zachowaniem jednorodności. Spostrzeżenie to doprowadziło K.W. Nassera i Cheuk Man Ma [55] do kolejnej definicji, wg której "urabialność jest właściwością mieszanki betonowej, którą określa ilość użytecznej pracy wewnętrznej, wymaganej do wytworzenia jednorodnego i zagęszczonego produktu". Nieco inne ujęcie podaje K. Kyman [36] definiując urabialność jako "zdolność do ścisłego układania się mieszanki betonowej w formie, przy określonym sposobie zagęszczania i spełnieniu warunku zachowania jednorodności mieszanki". Za miarę tej zdolności przyjmuje on stosunek szczelności, uzyskanej w wyniku zagęszczania, do włożonej w tym celu pracy.

Ta druga grupa definicji, określając urabialność również jako właściwość mieszanki, zawęża ją do podatności na uformowanie i zagęszczenie, z zachowaniem stabilności. W takim ujęciu właściwa urabialność mieszanki to:

a) zdolność do łatwego wypełnienia formy (ciekłość, płynność),
b) łatwość zagęszczenia (zagęszczalność),
c) odporność na segregację i wyciek wody (stabilność).

Charakterystyczne jest tutaj formułowanie kryterium i miernika oceny tak pojmowanej urabialności, bez jej fizykalnej identyfikacji. Konieczna praca zagęszczania, jako miara urabialności, jest praktycznie niemierzalna. Dowodem tego jest wprowadzenie przez V.H. Glanville'a czysto umownej i pośredniej jej oceny w postaci bardzo dyskusyjnego "wskaźnika zagęszczenia".

Przytoczone definicje ujawniają dużą dowolność, umowność i nieostrożność terminologiczną. Wywołuje to pewien chaos pojęciowy i sprzeczności pomiędzy definicjami, uniemożliwiając w konsekwencji sformułowanie obiektywnych kryteriów urabialności. Co więcej, wprowadzono dodatkowo pojęcie "konsystencji mieszanki betonowej", jakby niezależne od urabialności. Zdefiniowano je również w umownych kategoriach technologicznych, nie bacząc, że termin ten ma już ścisłą definicję fizyczną, wprowadzoną w reologii przez E.C. Binghama.

Ponieważ przez konsystencję mieszanki betonowej rozumiano stopień jej ciekłości [36] lub plastyczności [13], A.M. Neville [58], T.C. Powers [64] G.H. Tattersall [107] i inni traktują próby konsystencji jako pomiar ura-

bialności (jednego z jej elementów). Natomiast według zaleceń RILEM, jak podaje B. Kopyciński [38], "... pojęcie konsystencji określa całość zjawisk fizycznych, występujących po zmieszaniu składników betonu, a więc ciekłość mieszanki, jej urabialność, ścisłość oraz odporność na segregację i sedymentację".

W konsekwencji zamiast sprecyzowania i uporządkowania pojęć, obserwujemy wręcz coś przeciwnego. Wobec tak znacznej złożoności pojęcia urabialności i trudności w jego zdefiniowaniu, szereg badaczy, m.in. K. Newman [59] J. Murata i H. Kikukawa [53], A.G. Ritchie [72] i T.P. Tassios [104], proponowało zastąpienie ogólnego pojęcia urabialności przez zespół pojęć opisujących "składowe" urabialności, takie jak: płynność (flowability), pompowalność (pumpability), zagęszczalność (compactability) stabilność (stability) itp. Takie podejście, operujące również umownymi pojęciami technologicznymi, wskazuje jednak na bardzo istotny aspekt zróżnicowania możliwych i pożądanych stanów podatności mieszanki w procesach jej przetwarzania i transportu. Świadomość tego doprowadziła T.P. Tassiosa [104] do wspomnianej już odmiennej koncepcji urabialności, pojmowanej nie jako właściwość mieszanki, lecz optymalizacja jej właściwości ze względu na metody realizacji procesów. Koncepcja ta stanowi wg autora istotny krok naprzód w pojmowaniu urabialności, przede wszystkim ze względu na odejście od klasycznej tezy.

2.3. POMIARY URABIALNOŚCI

Trudności zobiektywizowania pojęcia urabialności znajdują odbicie w mnogości proponowanych sposobów jej pomiaru. Jak podaje T.C. Powers [64], liczba opublikowanych do roku 1961 testów urabialności wynosiła 52. Od tego czasu wzrosła do co najmniej 80. Pomimo tak licznych prób skorelowania urabialności, pojmowanej w dotychczasowy sposób, z jakimś łatwym do przeprowadzenia pomiarem fizycznym, żadna z nich - zdaniem A.M. Neville'a [58] - nie dała rezultatów całkowicie zadowalających.

Najbardziej znany i szeroko stosowany na całym świecie test opadu stożka, wprowadzony przez Abramsa, nie jest w istocie pomiarem urabialności, chociaż wg A.M. Neville'a [58] "... jest bardzo pożyteczny w określaniu zmian jednorodności mieszanki o danych nominalnych proporcjach składników".

Proponowane dotychczas testy urabialności można podzielić, ze względu na sposób badania, następująco:

- próby odkształcania,
- próby rozpływu,
- próby zagęszczenia,
- próby penetracji,

- próby zmiany kształtu[1],
- próby spadania,
- próby mieszarkowe,
- inne.

Próby odkształcania, proponowane dotychczas, polegają na pomiarze charakterystyk odkształcenia specjalnego pojemnika wypełnionego mieszanką betonową. G.A. Smith i G. Conahey [87] opisali próbę odkształcenia cienkościennego cylindra z mieszanką, pod działaniem siły wyciskającej. R.M. Bertier [7] stosował sześcienną formę o ściankach połączonych przegubowo, mierząc odkształcenie wywołane siłą działającą po przekątnej.

Próby rozpływu mają za zadanie mierzyć zdolność mieszanki betonowej do płynięcia, zwykle pod wpływem pewnej liczby wstrząsów lub ciągłej wibracji. Najbardziej znanym z tej grupy jest tzw. "flow test", w którym uformowana w postaci stożka ściętego próbka mieszanki, umieszczona na stoliku wstrząsowym, ulega rozpływowi. Miarą zdolności do płynięcia jest wielkość rozpływu określona jako stosunek różnicy średnic spodu próbki i powstałego po jej rozpływie placka do średnicy spodu próbki. Badania takie przewiduje norma amerykańska ASTM C124-71. Podobną zasadę badania rozpływu określa norma niemiecka DIN 1048. Zbliżone testy były proponowane między innymi przez K.L. Sauciera [84] i P. Pilnego [63].

Inny sposób pomiaru zdolności mieszanki do płynięcia, zwany testem L.C.P.C, z zastosowaniem urabialnościomierza Lesage'a, opisali M. Papadakis i M. Venuat [62]. Polega on na spowodowaniu rozpłynięcia się w prostokątnej formie próbki mieszanki, umieszczonej za pomocą wyjmowanej przegrody w jednej części formy. Miarą urabialności jest czas, jaki upływa od chwili włączenia przyczepnego wibratora i wyjęcia przegrody, do chwili wyrównania się poziomu mieszanki w formie.

Podobny test, lecz z dodatkowo ułożoną w formie siatką imitującą zbrojenie, proponował J.G. Angles [3], a R.E. Brand [12] i D.A. Stewart [88] sugerowali dalsze modyfikacje tego testu.

Próby zagęszczania umożliwiają, w intencji pomysłodawców, pomiar zdolności mieszanki do zagęszczania. Najbardziej znany z tej grupy jest test opracowany przez V.H. Glanville'a, A.R. Collinsa i D.D. Matthewska [27], zalecany normą brytyjską BS 1881. Polega on na pomiarze stopnia wypełnienia naczynia cylindrycznego mieszanką betonową, spadającą kolejno z dwóch stożkowych pojemników umieszczonych jeden nad drugim, na określonej wysokości nad naczyniem cylindrycznym. Wskaźnik zagęszczenia określa się jako stosunek gęstości pozornej, zagęszczonej przez spadanie mieszanki w objętości cylindra do gęstości teoretycznej mieszanki. K.W. Nasser i Cheuk Man Ma [55] zaproponowali modyfikację tego testu, polegającą na tym, że

[1] ang. remoulding tests

mieszanka - częściowo zagęszczona przez spadanie - jest następnie zagęszczana przez wstrząsanie. S. Venkatramaiah [113] określał zdolność do zagęszczania wielkością całkowitej energii koniecznej do pełnego zagęszczania mieszanki w określonych warunkach, wyznaczaną jako energia dostarczana stolikowi wibracyjnemu w funkcji czasu.
A.R. Cusens [15], nawiązując do tej koncepcji, zaproponował zamiast pomiaru energii pomiar czasu zagęszczania, ponieważ uważał, że jest on w przybliżeniu proporcjonalny do dostarczonej energii.

Inna próba zagęszczania, według niemieckiej normy DIN 1048, polega na pełnym zagęszczeniu próbki mieszanki umieszczonej w prostopadłościennej formie. Stosunek początkowej i końcowej wysokości próbki zwany wskaźnikiem konsystencji, jest uważany za miarę zdolności mieszanki do zagęszczania. Pomiar urabialności przez próby zagęszczania proponowało jeszcze wielu innych autorów. Spośród nich warto wymienić stosunkowo niedawne prace B. Mathera [49], K. Walza [114].

Próby penetracji polegają na pomiarze zagłębiania się w mieszankę sondy o określonym kształcie, pod wpływem własnego ciężaru albo też innego szczególnego obciążenia. Mieszanka może pozostawać w spoczynku lub być poddawana w czasie pomiaru wibracji. Proponowano różne kształty sond pomiarowych.
Sondy prętowe proponowali w swoich testach m.in. G.A. Smith i G. Conabey [87] oraz D. Vasiliu [112]; sondy sferyczne V.A. Wigmore [117] i J.W. Kelly (ASTM C-360-63), sondy stożkowe zaś m.in. H.C. Entroy [24] i J. Stork[89]. Pewną odmianą prób penetracji były testy T. Yoshidy [118]i P. Rebuta [68], polegające na wyprowadzaniu z mieszanki umieszczonego w niej ciała (stożek, kula).

Inny wariant próby penetracji, polegający na wpychaniu w mieszankę standaryzowanej rury z nacięciami, wyjęciu jej i oznaczeniu ilości mieszanki, która wpłynęła do rury, proponował K.W. Nasser [56].

Część z wymienionych autorów traktowała swe testy jako pomiar urabialności, inni zaś jako pomiar konsystencji.

Próby zmiany kształtu mogą być uważane za udoskonalenie prób rozpływu, przez dobór takich warunków, by mieszanka, rozpływając się, przyjmowała inny kształt niż początkowy. Intencją prób zmiany kształtu jest imitacja praktycznych warunków układania mieszanki. Charakterystyczny dla tej grupy jest najbardziej chyba znany i stosowany na całym świecie test Ve-be V. Bahrnera [5], służący do pomiaru konsystencji mieszanek betonowych i będący udoskonaleniem idei pomiaru zaproponowanej przez T.C. Powersa [65]. Istota testu Ve-be polega na pomiarze czasu zmiany kształtu próbki mieszanki, ze stożkowego (stożek Abramsa) w walcowy, po poddaniu jej wibracji o częstotliwości 50 Hz i amplitudzie 0,5 mm. Czas ten, liczony od chwili rozpoczęcia wibracji do chwili ustalenia się poziomu mieszanki w cylindrycznym naczyniu pomiarowym, jest wskaźnikiem konsystencji według pewnej, umownie przyjętej skali. Aparat Ve-be podobny jest do aparatu

T.C. Powersa [65], różniąc się od niego budową cylindrycznego naczynia pomiarowego oraz wprowadzeniem stolika wibracyjnego, w miejsce stolika wstrząsowego w aparacie Powersa. B.G. Skramtajew [86] wprowadził aparat będący skojarzeniem cech aparatu Ve-be i aparatu T.C. Powersa. Pozostałe z tej grupy testów nie wniosły nic istotnie nowego w stosunku do testów V. Bahrnera i T.C. Powersa.

Próby spadania miały na celu uzyskanie miary spójności mieszanki lub jej tendencji do segregacji. Można tu wymienić test B.F. Hughesa [30] określania odporności mieszanki na segregację oraz sposób badania stabilności mieszanki zaproponowany przez A.G.B. Ritchiego [74]. Obaj stosowali w tym celu zmodyfikowany przyrząd W.H. Glanville'a [27]. Proponowano również inne bardziej uproszczone testy, m.in. T. Yoshida [118] mierzył rozrzut spadającej mieszanki.

Próby mieszarkowe stawiają sobie za cel ocenę urabialności mieszanki w najbardziej ku temu odpowiedniej fazie robót betonowych, tj. w procesie jej produkcji. Istniejąca jeszcze wtedy możliwość korekty pozwala na uzyskanie mieszanki o pożądanej urabialności. Ocena urabialności w trakcie mieszania prowadzona była różnymi sposobami. E.D. Roberts [75] mierzył siłę wywieraną przez mieszankę na pręt umieszczony w mieszalniku, a E.A. Hagy [28] - opór ścinania stawiany przez mieszankę poruszającym się w niej łopatkom mieszadła. J.A. Bossi [11] opisał użycie pomiaru mocy pobieranej przez silnik mieszanki.

Inny sposób, wykorzystujący pomiar zmian prądu fazowego stojana silnika betoniarki, zaproponowali K.N. Kim, E.O. Smelter i N.P. Turndar [33], przedstawiając ponadto doświadczalny układ automatycznego sterowania konsystencją mieszanki poprzez odpowiednie dozowanie wody w trakcie mieszania. H. Słupiński, P. Słuszkiewicz i J. Szwabowski [91], zbudowali układ automatycznego sterowania urabialnością mieszanki w procesie mieszania jej składników, oparty na zasadzie śledzenia przebiegu zmian mocy czynnej pobieranej przez silnik mieszarki i wykrywania jej ekstremum. Badania w skali technicznej wykazały jego przydatność dla mieszanek na różnych rodzajach kruszyw. J. Simonnet [85], posłużył się pomiarem zmian prędkości obrotowej mieszadła w funkcji ilości wody, dodawanej do mieszalnika w trakcie mieszania składników.

Inne próby to takie, które nie przynależą do żadnej z wymienionych wcześniej grup. R.L'Hermite [43] opisał "sztywnościomierz", w którym mierzy się moment potrzebny do obrotu rowkowanego cylindra umieszczonego w mieszance. Podobnego sposobu użył A.G.B. Ritchie [72], stosując - podobnie jak K. Komloš [37] - zamiast cylindra sondę krzyżową. E. Forslind [25] zbudował "ciekłościomierz", w którym mierzył tłumienie drgań skrętnych ciała zanurzonego w mieszance. A. Osiński [61] stosował również pomiar tłumienia drgań w mieszance, proponując współczynnik tłumienia jako miernik urabialności.

Ten ograniczony z konieczności przegląd podejmowanych prób pomiaru urabialności unaocznia ogrom wysiłku i różnorodność podejścia. Proponowane testy, w ogromnej większości przypadków, polegają na laboratoryjnym imitowaniu szczególnych warunków i metod wykonywania betonu, standaryzowaniu ich i umownej ocenie podatności na nie badanej mieszanki. Przydatność wyników jest ograniczona tylko do warunków prowadzenia testu. Większość z nich jest całkowicie arbitralna i empiryczna i z wyjątkiem tych, które znalazły się w normach, była stosowana tylko przez pomysłodawców. Kilka z nich opartych jest na quasi-teoretycznych podstawach, lecz ich rezultaty nie mogą być odniesione do podstawowych właściwości mieszanki betonowej, aczkolwiek mogą dostarczyć informacji o zakresie zmian urabialności w pewnych granicach.

Powyższe uwagi krytyczne odnoszą się także do powszechnie dziś stosowanego testu Ve-be. Jest on fizycznie niejednoznaczny, ponieważ testowane próbki mieszanki betonowej, poddane obciążeniom statycznym i dynamicznym, doznają jednocześnie odkształceń postaciowych i objętościowych. Interpretacja mechaniczna takiej kombinacji odkształceń, przy zmiennej ich proporcji dla różniących się składem mieszanek betonowych, jest praktycznie niemożliwa lub co najmniej wielce umowna. Z tego powodu wyniki testu Ve-be nie mogą być wykorzystane do oceny zachowania się mieszanki w innych stanach obciążeń, bowiem nie można na ich podstawie wyznaczyć ani charakteru zależności $\gamma(\tau)$ i $\dot{\gamma}(\tau)$, ani też parametrów reologicznych mieszanki.

Zdając sobie sprawę z mankamentów stosowanych sposobów pomiaru urabialności R.L'Hermite [44], A.G.B. Ritchie [73], T.P. Tassios [104] i inni próbowali wykorzystać w tym celu teorię i metody mechaniki gruntów. Dotyczyło to prób bezpośredniego ścinania w zwykłym aparacie Cassagrande'a (Tassios), jego modyfikacji (L'Hermite) oraz w aparacie trójosiowego ściskania (Ritchie). Wyniki tych prób wykazały ich bardzo ograniczoną przydatność do pomiaru tradycyjnie pojmowanej urabialności, głównie ze względu na znaczną złożoność i czasochłonność. Dały natomiast lepsze pojęcie o takich właściwościach mechanicznych mieszanki, jak spójność i tarcie wewnętrzne, czyli o zachowaniu się mieszanki w układzie naprężenia - odkształcenia, przyczyniając się do pełniejszego zrozumienia urabialności.

2.4. KONCEPCJE REOLOGICZNE

Już dość dawno zauważono związek pomiędzy urabialnością a zjawiskami reologicznymi. Stąd często badania urabialności lub konsystencji nazywano badaniami właściwości reologicznych mieszanek. T.C. Powers [64] uważał, że jeśli termin "urabialność" stosujemy do czegoś, co może być mierzone w laboratorium, w standaryzowanych warunkach, staje się on synonimem terminu "charakterystyki reologiczne". Związek ten traktowano jednak dość

dowolnie, stosując nadal tradycyjny i umowny aparat pojęciowy technologii betonu, pomimo bardzo znaczącego już dorobku reologii, w tym reologii układów dyspersyjnych. Dopiero W. Kuczyński [39], cytując wywody autora na temat modeli i reologicznych równań stanu mieszanki [92], nazwał je elementami teorii urabialności. Dotychczasowe badania reologiczne mieszanek betonowych, wykorzystujące teorię i metody reologii, miały głównie charakter poznawczy. Badano właściwości reologiczne mieszanek związane z odkształceniem postaciowym, a w szczególności z płynięciem. Dominowało podejście fenomenologiczne, ukierunkowane w pierwszej kolejności na sformułowanie reologicznego równania stanu mieszanki, oparte na doświadczalnie wyznaczonej zależności naprężenie - prędkość ścinania, zwanej krzywą płynięcia. Następnym krokiem były badania zależności pomiędzy składem mieszanki a jej cechami reologicznymi, głównie takimi jak: granica płynięcia i lepkość.

Pierwsze próby skojarzenia urabialności z właściwościami reologicznymi mieszanki, ujmowanymi w kategoriach fizycznych, podejmowali J. Murata i H. Kikukawa [53], T.P. Tassios [104] i G.H. Tattersall [107]. Polegały one głównie na wskazaniu jakościowych zależności pomiędzy reologicznymi parametrami mieszanki a "składowymi" urabialności, czyli zagęszczalnością, stabilnością, pompowalnością, ciekłością itp. G.H. Tattersall [108, 109] zaproponował także sposób pomiaru urabialności, oparty na zasadzie pomiaru właściwości reologicznych w wiskozymetrach rotacyjnych, utożsamiając urabialność z właściwościami reologicznymi mieszanki. W kwestii zasadniczej, to jest fizykalnego zdefiniowania istoty urabialności, postęp jest jednak bardzo niewielki.

2.5. OCENA STANU WIEDZY O URABIALNOŚCI

Pomimo wielkiej liczby prac badawczych poświęconych problemowi urabialności mieszanki betonowej, pojęcie to ma nadal subiektywny charakter. Wciąż aktualne są słowa T.C. Powersa [64], że "termin urabialność jest związany z doświadczeniem, ogólnym wrażeniem i osobistym osądem", a wg G.H. Tattersalla [107] "najbardziej godną zaufania metodą oceny urabialności jest subiektywny osąd doświadczonego operatora betoniarki". Te dwa cytaty stanowią lapidarną, lecz prawdziwą ocenę stanu wiedzy o urabialności.

Dotychczasowy dorobek nauki w jakościowym i ilościowym ujęciu urabialności mieszanki trudno zatem uznać za zadowalający. W aspekcie warunku Kelvina, że "zjawisko nie jest właściwie zrozumiane, dopóki nie może być zmierzone", urabialność pozostaje nadal zjawiskiem mało zrozumiałym. M. Reiner [69] nawet wyraził opinię, że "... takie określenie jak urabialność, będące wynikiem złożonej składni wrażeń niemierzalnych odczuć i in-

tuicji, znane w psychologii jako "Gestalt" (kształt, postać), jest uważane za rzecz, która nie może być całkowicie wyjaśniona".

W przekonaniu autora, przyczyny takiego stanu rzeczy tkwią w dotychczasowej koncepcji urabialności, formułowaniu tego pojęcia i rozpatrywaniu go w umownych kategoriach pojęciowych tradycyjnej technologii betonu. Postulat znalezienia jednej, obiektywnej cechy mieszanki, opisującej jej zdolność (ang. ability) do pożądanego zachowania się w określonych warunkach i metodach wykonywania betonu (które mogą być wielorakie i różnorodne), już sam w sobie jest nierealny i trudno się dziwić, że przez tyle lat nie został spełniony. Tym bardziej że termin "mieszanka betonowa" oznacza nie jeden, lecz w rzeczywistości wiele zróżnicowanych pod względem składu i struktury materiałów. Próby spełnienia tego postulatu, poprzez wyszukiwanie coraz to innych umownych pojęć, testów i kryteriów, w przekonaniu autora, nie rokują powodzenia. W świetle fizyki, o zachowaniu się materiałów w określonych warunkach przesądza nie jedna cecha, lecz cały kompleks jego właściwości. Zmiana warunków wywołuje zmianę zachowania się materiału. Mieszanka betonowa nie jest wyjątkiem.

3. FIZYCZNY MODEL URABIALNOŚCI

3.1. PRZESŁANKI FIZYKALNEGO UJĘCIA URABIALNOŚCI

Intencją wprowadzenia i stosowania terminu "urabialność" było umożliwienie oceny tego, jak dobrze dana mieszanka betonowa odpowiada zastosowanej, szczególnej metodzie produkcji i układania, w danych warunkach pracy (T.C. Powers [64]). W celu uniknięcia rozbieżności z utrwalonym w technologii betonu pojmowaniem urabialności, zgodność z tą intencją przyjęto w pracy za przesłankę wyjściową.

Z punktu widzenia urabialności interesują nas tylko procesy związane z wykonywaniem pracy mechanicznej. W niniejszej pracy traktuje się je jako izotermiczne, ze względu na to, że towarzyszące tym procesom i będące ich ubocznym efektem zjawiska cieplne nie odgrywają istotnej roli. Uwzględnia się natomiast wpływ temperatury mieszanki, jako jednego z czynników technologicznych wpływających istotnie na jej urabialność.

Ponieważ mechaniczne zmiany stanu mieszanki, zachodzące pod wpływem obciążeń zewnętrznych, mają charakter nieustalony ze względu na zależność stanu odkształcenia od czynnika czasu [94, 34, 53], problem urabialności rozpatrywać należy na gruncie reologii.

Z fizycznego punktu widzenia, procesami mechanicznego przetwarzania i transportu mieszanki rządzą głównie jej równania konstytutywne i zasada zachowania pędu.

Równanie konstytutywne mieszanki, mające charakter równania reologicznego, opisuje jej zachowanie się w układzie naprężenie - odkształcenie. Ogólną postać takiego równania można zapisać następująco:

$$f(\tau, \dot{\tau}, \gamma, \dot{\gamma}) = 0 \qquad (2.1)$$

Przez τ oznaczono ogólnie naprężenie, przez γ odkształcenie, $\dot{\tau}$, $\dot{\gamma}$ zaś oznaczają pochodne tych wielkości względem czasu. W równaniu (2.1), poza wypisanymi zmiennymi, wystąpi jeszcze kilka parametrów - cech reologicznych mieszanki, charakteryzujących opór stawiany przez nią odkształceniu i płynięciu. Dokładniejszą postać równania (2.1) określić można empirycznie, opierając się na zasadach i metodach reometrii, wykorzystując przy tym rozwiązania analizy modelowej z reologii teoretycznej (patrz rozdz. 4.2). Ruch mieszanki i jego zmiany, zachodzące w wyniku zmienności lub krótkotrwałości działających obciążeń, są kwestią transportu pędu

w mieszance, którym rządzi druga zasada ruchu Newtona (zasada zachowania pędu):

$$\sum P = \sum m \frac{dV}{dt} + \sum v \frac{dm}{dt} , \qquad (2.2)$$

Przez $\sum P$ oznaczono sumę sił działających na rozważaną objętość mieszanki, przez $\sum m \frac{dV}{dt}$ sumę sił bezwładności od zmiany prędkości ruchu mieszanki, a przez $\sum v \frac{dm}{dt}$ sumę sił bezwładności od zmiany masy wewnątrz rozważanej objętości mieszanki. Po lewej stronie równania (2.2), oprócz sił zewnętrznych, wystąpią również siły oporu mieszanki. Rozwijając zatem lewą stronę równania (2.2), można go zapisać następująco:

$$F_z + F_g + F_c + F_\varphi + F_\eta = \sum m \frac{dV}{dt} + \sum v \frac{dm}{dt} , \qquad (2.3)$$

gdzie F_z oznacza siłę zewnętrzną od maszyny (mieszarki, wibratora, pompy itp.), F_g siłę grawitacji, F_c, F_φ, F_η zaś siły oporu mieszanki od spójności, tarcia wewnętrznego i lepkości.

Układy zewnętrznych obciążeń mechanicznych są znacznie zróżnicowane. Praktycznie każdy z procesów technologicznych, jak i poszczególne metody ich realizacji różnią się pomiędzy sobą charakterystycznym układem tych obciążeń. Jest to konsekwencja zróżnicowania zarówno celów poszczególnych procesów, jak i zjawisk fizycznych wykorzystywanych w poszczególnych metodach. Wskazuje to na konieczność takiego ujęcia urabialności, które umożliwi ocenę podatności dowolnej mieszanki betonowej na każdy z występujących w procesach układów obciążeń zewnętrznych. Ocena podatności powinna być dokonywana z punktu widzenia pożądanego efektu, nie tylko pojedynczego, ale także kilku procesów, jeśli tworzą one ciąg technologiczny.

3.2. CZYNNIKI URABIALNOŚCI

Wychodząc ze sformułowanych wcześniej przesłanek fizykalnego ujęcia urabialności i rozpatrując procesy mechanicznego przetwarzania i transportu mieszanki na poziomie makroreologicznym[1)], za główne czynniki stanowiące o urabialności należy uważać właściwości reologiczne mieszanki oraz układ obciążeń zewnętrznych charakterystyczny dla metody realizacji procesu.

1) Makroreologia rozpatruje wszystkie ciała jako jednorodne lub quasi-jednorodne oraz izotropowe lub quasi-izotropowe ośrodki ciągłe pozbawione struktury.

Właściwości reologiczne mieszanki charakteryzują opór stawiany przez mieszankę odkształceniu i płynięciu. Są one konsekwencją stanu jej struktury, który uwarunkowany jest składem mieszanki oraz charakterystykami fizykochemicznymi i geometrycznymi składników. Jako trójfazowy układ dyspersyjny, o wysokiej koncentracji fazy stałej w fazie ciekłej, mieszanka betonowa ma złożone właściwości reologiczne, objawiające występowanie co najmniej trzech cech reologicznych: sprężystości, plastyczności i lepkości. Dla różnych mieszanek różna może być intensywność występowania tych cech, co stwarza możliwość różnego zachowania się różnych mieszanek w czasie i pod działaniem różnych obciążeń. Cechy reologiczne mieszanki jako parametry równania (2.1) mogą być stałe lub zmienne, zależnie od czasu, miejsca oraz wielkości i charakteru naprężeń, a przede wszystkim od stanu struktury mieszanki. Parametry reologiczne mogą być wyznaczone albo bezpośrednio z pomiarów, albo z równań mikroreologicznych[1)], wiążących te parametry ze stanem struktury mieszanki.

Układ obciążeń zewnętrznych, generalnie, ma za zadanie wywołać określony stan odkształcenia lub (i) ruchu mieszanki, zgodny z koncepcją realizacji procesu technologicznego. Związane z tym pole przemieszczeń w mieszance nie powinno doprowadzać do utraty jej jednorodności. W pewnych jednakże warunkach ten niekorzystny i niezamierzony efekt działania obciążeń zewnętrznych może mieć miejsce. Możliwe są tutaj dwa przypadki. Pierwszy, kiedy czas działania przyłożonych obciążeń jest za długi, występuje np. przy zagęszczaniu wibracyjnym lub mieszaniu, objawiając się segregacją składników. Drugi, kiedy układ obciążeń zewnętrznych jest niezamierzony, a jego występowanie jest przypadkowe lub ciągłe. Przypadkowe występowanie obciążeń ma miejsce np. przy transporcie biernym mieszanki w pojemnikach na samochodzie, przy jeździe po nierównościach. Są to zwykle obciążenia dynamiczne, których skutkiem może być segregacja. Obciążeniami ciągle występującymi są siły grawitacji stale działające na mieszankę, a dokładniej, na elementy, z których utworzona jest jej struktura. W pewnych stanach struktury siły grawitacji mogą powodować segregację składników mieszanki betonowej.

3.3. MODEL URABIALNOŚCI

Zauważmy, że czynniki urabialności, przedstawione w rozdz. 3.2, mają charakter zmiennych technologicznych. Właściwości reologiczne, opisane równaniem reologicznym mieszanki i wielkością jego parametrów, są samoistnymi właściwościami mieszanki, zależnymi od stanu jej struktury, podyktowanego składem mieszanki. Z kolei, układ obciążeń zewnętrznych, złożony z działających na mieszankę sił: przekazywanych przez maszynę - F_z, sił grawitacji - F_g oraz sił bezwładności - F_i, jest konsekwencją przy-

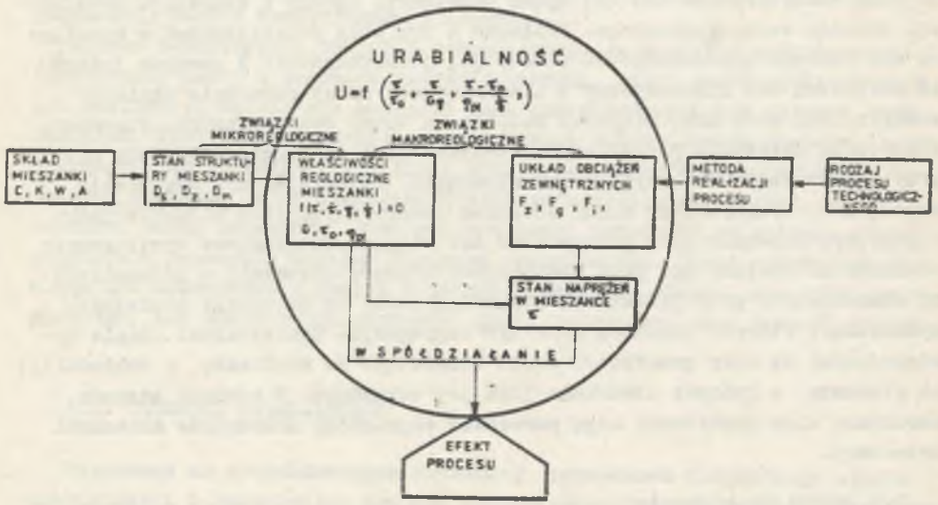
1) Makroreologia rozpatruje wszystkie ciała jako jednorodne lub quasi-jednorodne oraz izotropowe lub quasi-izotropowe ośrodki ciągłe pozbawione struktury.

jętej metody technologicznej realizacji procesu (np. w procesie zagęszczania - wibrowanie, prasowanie itd.).

Tak więc, obydwa czynniki urabialności są zmiennymi sterownymi w każdym z procesów mechanicznego przetwarzania i transportu mieszanki i fakt ten wykorzystuje się zresztą w technologicznych badaniach nad optymalizacją obu zmiennych, ze względu na maksymalny efekt któregoś z tych procesów.

Każdy z obu czynników wywiera wpływ na efekt procesu.
Biorąc pod uwagę, że wpływ właściwości reologicznych polega na działaniu sił oporu wewnętrznego mieszanki (F_c, F_φ, F_η), a wpływ układu obciążeń zewnętrznych - na działaniu wymuszeń dynamicznych (F_z, F_g, F_i), to warunkiem koniecznym realizacji procesu jest współdziałanie (współprzyczynianie się) obu czynników urabialności ze względu na cel procesu.

W świetle powyższego, zdaniem autora, urabialność można przedstawić i zinterpretować fizycznie za pomocą modelu, zbudowanego z pojęć, wielkości i cech fizycznych oraz relacji pomiędzy nimi. Model urabialności w odniesieniu do pojedynczego procesu przedstawiono na rys. 3.1.



Rys. 3.1. Fizyczny model urabialności dla pojedynczego procesu
Fig. 3.1. Physical model of workability for individual process

Część rysunku, wydzielona okręgiem, obejmuje pojęcia, wielkości i cechy oraz relacje stanowiące bezpośrednio o urabialności. Elementy modelu znajdujące się poza okręgiem stanowią o niej pośrednio.

Pojęcie "właściwości reologiczne mieszanki" pokrótce już scharakteryzowano; szerzej właściwości te będą omówione w dalszym ciągu pracy. W tym miejscu trzeba powiedzieć, że określają one podatność mieszanki na odkształcenie i transmisję pędu. Na przykład, podatność na odkształcenie

jest łącznym efektem podatności na poszczególne rodzaje odkształcenia. Opisuje ją reologiczne równanie stanu mieszanki. Rozwiązanie takiego równania (patrz zależność (4.4)) w sposób wyraźny ujawnia rodzaj i wpływ tych podatności składowych na wielkość i charakter odkształcenia całkowitego. Odwrotność modułu sztywności postaciowej $J = \frac{1}{G}$ jest podatnością na liniowe odkształcenie przy ścinaniu, odwrotność lepkości plastycznej $M_1 = \frac{1}{\eta_{pl}}$ jest podatnością na płynięcie plastyczne, τ_o zaś określa granicę pomiędzy strefą odkształceń skończonych co do wielkości, w której naprężenia zależą od odkształceń, a strefą płynięcia, w której są one zależne jedynie od prędkości odkształceń.

Pojęcie "układ obciążeń zewnętrznych" również już częściowo wyjaśniono. Dodajmy ponadto, że układ ten jest zwykle zdeterminowany konstrukcją i parametrami roboczymi maszyny realizującej dany proces, według określonej metody technologicznej. Na przykład, w procesie zagęszczania metodą wibrowania przyjęcie określonego rodzaju i typu wibratora determinuje układ obciążeń zewnętrznych mieszanki, ze względu na charakterystyczne dla przyjętego wibratora wielkości siły wymuszającej, częstości i amplitudy drgań. Ale istniejąca różnorodność metod technologicznych, a także rozmaitość rodzajów i typów maszyn stwarzają nie tylko możliwość, ale i konieczność wyboru jednej z nich, czyli zastosowania jakiegoś układu obciążeń zewnętrznych. Ponadto opracowywanie i rozwój nowych metod technologicznych procesów polega głównie na innym kształtowaniu układu obciążeń, poprzez dobór charakteru, wielkości i sposobu przyłożenia sił działających na daną objętość mieszanki, poddaną określonemu procesowi (mieszaniu, transportowi, układaniu i zagęszczaniu).

Pomiędzy charakterystykami właściwości reologicznych mieszanki i układu obciążeń zewnętrznych występuje relacja określająca urabialność. Relacja ta, pokazana w górnej części okręgu, zapisana jest w postaci bezwymiarowych stosunków naprężeń, istotnych z punktu widzenia zjawisk reologicznych, zachodzących w trakcie procesu. Stosunki te określają stopień współdziałania obu głównych czynników urabialności, od którego zależy stopień osiągnięcia celu procesu. Im stopień współdziałania wyższy, tym większa efektywność procesu, wyrażona stosunkiem efektu procesu do ilości wykonanej w tym celu pracy mechanicznej. Kiedy jeden z czynników traci charakter zmiennej, efektywność procesu zależy tylko od wpływu drugiego z czynników. Jeśli dany będzie układ obciążeń zewnętrznych - a mówiąc ogólniej - metoda technologiczna realizacji procesu, to efekt procesu zależny będzie jedynie od podatności mieszanki betonowej, określonej jej właściwościami reologicznymi. Mamy wtedy do czynienia ze szczególnym przypadkiem, odpowiadającym klasycznej koncepcji urabialności, lecz wyrażonej w kategoriach fizycznych.

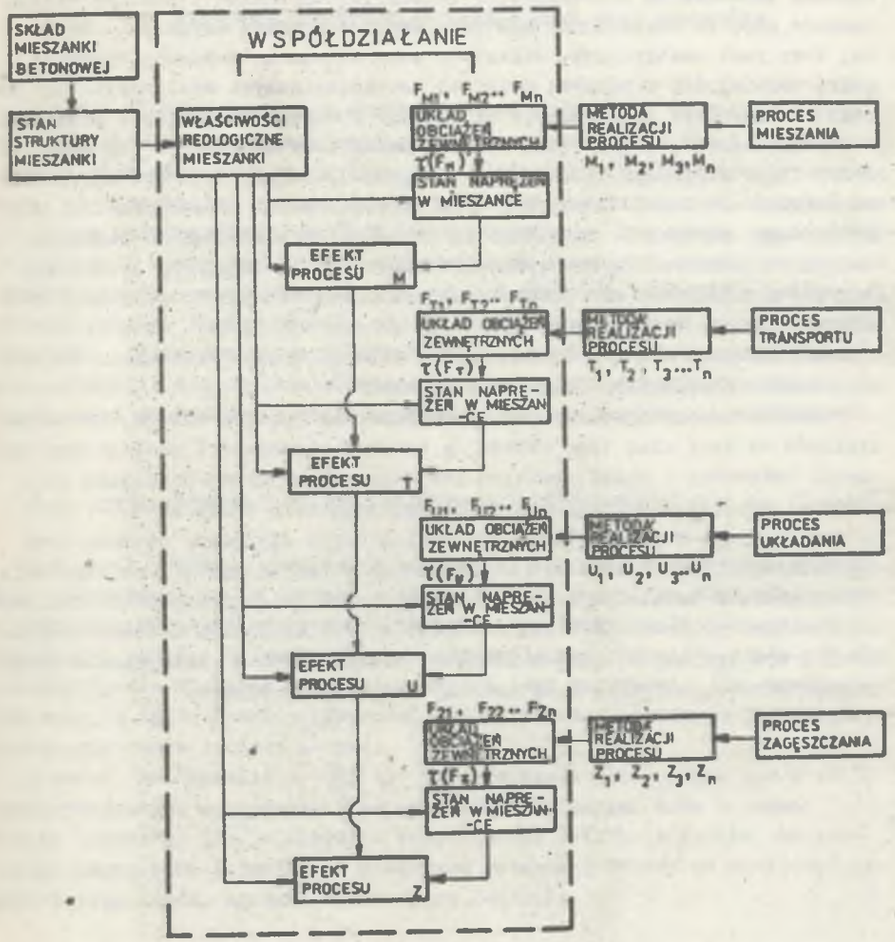
Relacje pomiędzy właściwościami reologicznymi mieszanki a układem obciążeń zewnętrznych rozważać należy w ujęciu makroreologicznym. Takie ujęcie pozwala na analizę zachowania się mieszanki w różnych stanach obcią-

żeń, na podstawie reologicznego równania jej stanu. Warunkiem ilościowego opisania stanu odkształcenia mieszanki betonowej jest jednak określenie relacji pomiędzy układem obciążeń zewnętrznych a stanem naprężeń w mieszance. W przypadku kiedy skutkiem działania siły F_z lub F_g jest wprawienie mieszanki w ruch lub jego zmiana, na stan naprężeń wpływają także opory wewnętrzne mieszanki, według wzoru (3.2).

Możliwa zmienność stanu struktury wpływa na właściwości makroreologiczne mieszanki poprzez zmiany wielkości jej charakterystyk reologicznych - parametrów równania reologicznego. Relacje te określone są związkami mikroreologicznymi.

Dla pojedynczego procesu najkorzystniejszy efekt można uzyskać poprzez optymalny dobór właściwości reologicznych mieszanki i układu obciążeń zewnętrznych, ze względu na efekt procesu. Wtedy współdziałanie obu czynników jest najsilniejsze, co odpowiada stanowi najlepszej urabialności. Teoretycznie, stan taki można zapewnić poprzez identyfikację właściwości reologicznych mieszanki [94] i stanu naprężeń w mieszance oraz matematyczną analizę ich współdziałania, co wymaga jednak sformułowania matematycznego modelu procesu. W sytuacji braku takich modeli lub ich niedoskonałości identyfikacja czynników urabialności daje jedynie jakościowe wskazania, które muszą być uzupełnione danymi z badań eksperymentalnych. Praktycznie, optymalizacji doboru obu czynników urabialności dokonać można na podstawie wyników doświadczeń ekstremalnych [54].

Rozważmy teraz przypadek ciągu technologicznego, utworzonego z następujących po sobie procesów mieszania, transportu, układania i zagęszczania mieszanki betonowej. Model urabialności dla takiego przypadku przedstawiono na rys. 3.2. Model ten jest ciągiem modeli poszczególnych procesów, następujących po sobie w technologicznej kolejności. Dla każdego z tych modeli, rozważanych z osobna, pozostaje aktualna interpretacja podana w odniesieniu do modelu na rys. 3.1. Ponieważ jednak każdy z procesów ma inny cel i realizowany jest za pomocą innej maszyny, to w poszczególnych procesach układy obciążeń (F_M, F_T, F_U, F_Z) będą zróżnicowane. Skoro jednak procesy te tworzą ciąg technologiczny, to mamy w nich do czynienia z tą samą mieszanką. W takim razie, ponieważ pożądane relacje urabialności w każdym z procesów będą się różnić między sobą, współdziałanie właściwości reologicznych mieszanki i układów obciążeń zewnętrznych występujących w kolejnych procesach może być osiągnięte jedynie w rezultacie ich optymalizacji wielokryterialnej. Każdy z procesów ciągu ma bowiem inne kryterium efektu procesu.



Rys. 3.2. Model urabialności dla ciągu technologicznego procesów
Fig. 3.2. Workability model for technological sequence of processes

3.4. ISTOTA URABIALNOŚCI

W świetle sformułowanych poprzednio, w tym rozdziale, przesłanek fizykalnego traktowania urabialności, natury jej czynników i analizy modelu okazuje się, że urabialność nie jest samoistną cechą mieszanki. Dowód tej tezy jest następujący. Jeżeli ta sama mieszanka betonowa wykazuje różną urabialność w różnych metodach technologicznych realizacji tego samego procesu (np. zagęszczanie wibracyjne i zagęszczanie przez prasowanie z próżniowaniem), a także dla różnych parametrów obciążeń w tej samej metodzie (np. wielkości ciśnienia prasującego), to nie może być ona cechą immanentną mieszanki. Gdyby nią była, pozostawałaby niezmienna dla jednej i tej samej mieszanki. Samoistne są natomiast właściwości reologiczne mieszanki, ponieważ są one wyłącznie konsekwencją stanu jej struktury. Termin "urabialność" nie jest jednak synonimem terminu "właściwości reologiczne" - jak to proponują niektórzy autorzy [106, 64]. Pojęcie urabialności odnosi się nie do mieszanki, lecz do układu "mieszanka betonowa - metoda i parametry realizacji procesu".

Z przedstawionych rozważań i zaproponowanego modelu wynika, że urabialność to taki stan tego układu, w którym właściwości reologiczne mieszanki betonowej i układ obciążeń zewnętrznych, któremu mieszanka jest poddana, współprzyczyniają się do osiągnięcia celu procesu.

Brak takiego współdziałania obu wymienionych czynników oznacza brak urabialności. Przy optymalnym współdziałaniu nakład energii na uzyskanie efektu procesu będzie najmniejszy. W przypadku ciągu procesów urabialność oznacza współprzyczynienie się właściwości reologicznych mieszanki betonowej i występujących układów obciążeń zewnętrznych do osiągnięcia zamierzonego efektu, ze względu na końcowy cel ciągu procesów.

4. MAKROREOLOGICZNE WŁAŚCIWOŚCI MIESZANKI BETONOWEJ

Zarówno charakterystyczne wymiary maszyn i urządzeń technologicznych, stosowanych w robotach betonowych, jak i objętości obrabianej i transportowanej nimi mieszanki są na tyle duże w stosunku do elementów jej struktury, że rozpatrując zachowanie się mieszanki pod działaniem obciążeń zewnętrznych zasadne jest podejście makroreologiczne. Tym samym, pominąć można istnienie wewnętrznej, złożonej struktury mieszanki, traktując ją jako ośrodek ciągły, quasi-jednorodny i quasi-izotropowy. Podejście takie jest również celowe, bowiem pozwala ono na formułowanie równań konstytutywnych mieszanki, upraszcza fizyczną identyfikację problemów technologicznych oraz umożliwia teoretyczną analizę zależności pomiędzy właściwościami reologicznymi a układami obciążeń zewnętrznych, ze względu na urabialność.

4.1. ODKSZTAŁCENIE I PŁYNIĘCIE MIESZANKI BETONOWEJ

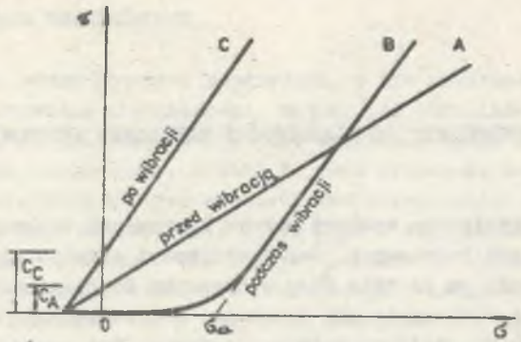
Już nawet pobieżne obserwacje zachowania się próbki mieszanki betonowej, uformowanej np. w postaci stożka Abramsa, pozwalają stwierdzić, że w warunkach obciążeń statycznych istnieje graniczna wielkość naprężeń stycznych, poniżej której mieszanka zachowuje się jak ciało stałe. Ta charakterystyczna wielkość naprężeń nazywana jest w reologii [69] granicą ścinania, a także granicą płynności lub płynięcia, bowiem po jej przekroczeniu mieszanka zaczyna płynąć.

Z badań R.L'Hermite'a [44] i T.P. Tassiosa [104] (rys. 4.1 i 4.2), przeprowadzonych w aparatach bezpośredniego ścinania oraz z badań A.G.B. Ritchiego [73] w aparacie trójosiowego ściskania wynika, że graniczne naprężenie ścinające w mieszance betonowej zależy od wielkości naprężeń normalnych, zgodnie z równaniem Coulomba:

$$\tau_{gr} = c + \sigma \operatorname{tg}\varphi, \tag{4.1}$$

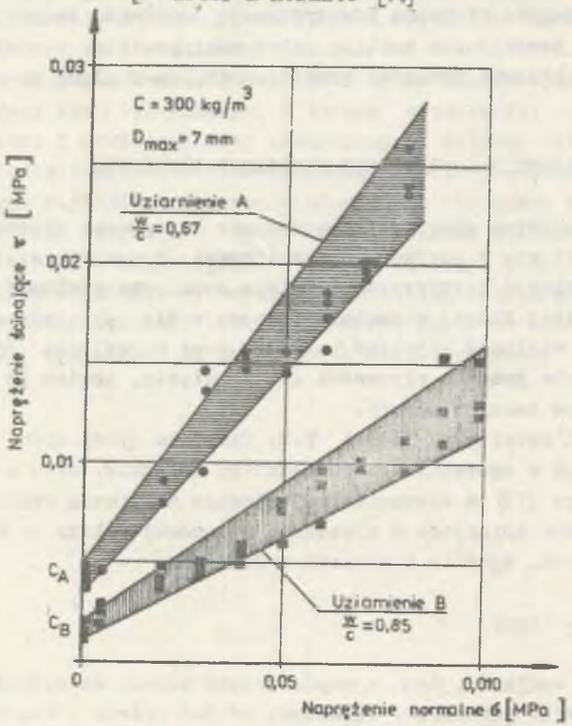
Parametry: c - spójność, $\operatorname{tg}\varphi$ - współczynnik tarcia wewnętrznego są stałymi materiałowymi mieszanki, zależnymi od jej składu i właściwości składników. Graniczny opór ścinania, jak to wynika ze wzoru (4.1), jest sumarycznym efektem spójności oraz tarcia wewnętrznego mieszanki.

W warunkach obciążeń dynamicznych (wibracja) (rys. 4.1 - krzywa B) następuje zmniejszenie granicznego oporu ścinania mieszanki wskutek zaniku spójności oraz przy małych naprężeniach normalnych - zmniejszenie się pra-



Rys. 4.1. Opór ścinania mieszanki betonowej w funkcji naprężeń normalnych wg badań R.L'Hermite'a [44]

Fig. 4.1. Concrete mix shear resistence in relation to normal stresses, [after L'Hermite [44]



Rys. 4.2. Graniczny opór ścinania mieszanki betonowej wg badań T.P. Tassiosa [104]

Fig. 4.2. Ultimate shear resistence of concrete mix after T.P. Tassios [104]

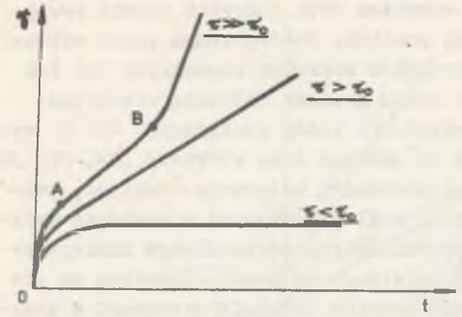
wie do zera tarcia wewnętrznego. Ze wzrostem tych naprężeń tarcie wewnętrzne szybko rośnie, ustalając się na poziomie obserwowanym przed wibracją. W rezultacie, przy małych wielkościach naprężeń normalnych lub ich braku obserwuje się prawie całkowity zanik granicy ścinania wibrowanej mieszanki betonowej, czyli można przyjąć, że każde obciążenie $\tau > 0$ wywołuje płynięcie mieszanki. Zjawisko to uważane jest niekiedy [20, 22, 38] za przejaw tiksotropowych właściwości mieszanki betonowej. Jest to, zdaniem autora, pogląd mylny. Tiksotropia, według przyjętej w reologii definicji [69 , 32], jest zjawiskiem izotermicznego, odwracalnego zmniejszenia lepkości, wywołanego ścinaniem i zależnego od czasu. Zjawisko to nie jest równoznaczne ze zmniejszeniem się granicy ścinania mieszanki w trakcie jej wibrowania. To ostatnie jest wprawdzie również odwracalne, ale po pierwsze, granica ścinania po wibracji jest wyższa niż przed wibracją, po drugie, zanik i powrotny wzrost granicy ścinania nie zależą od czasu, lecz od wielkości naprężeń normalnych w mieszance (rys. 4.1). Obserwowany, co prawda, także spadek lepkości (rys. 4.11) wywołany jest rozluźnieniem struktury mieszanki wskutek zaniku stałego kontaktu między ziarnami kruszywa oraz zniszczenia więzi kapilarnych, spowodowanego ruchem drgającym. Wibracja wywołuje jednak trwałą zmianę struktury mieszanki (np. zagęszczenie), w rezultacie czego lepkość mieszanki po wibracji jest wyższa niż przed wibracją. Zarówno zmniejszenie się lepkości w trakcie wibracji, jak i jej wzrost po ustaniu wibracji nie zależą od czasu.

Przebieg i charakter odkształcenia mieszanki betonowej, poddanej obciążeniu, jest rozpoznany głównie dla odkształceń postaciowych. Przyczyny takiego stanu rzeczy tkwią zarówno w tym, że odkształcenie postaciowe (proste ścinanie) jest dominującym rodzajem odkształcenia mieszanki w procesach robót betonowych, jak i w tym, że proste ścinanie jest najbardziej odpowiednim do badań reologicznych typem odkształcenia.

Jeśli mieszankę betonową poddać obciążeniu, to wg badań autora [95], w zależności od wielkości wywołanych w niej naprężeń ścinających, odkształcenie postaciowe przebiegać będzie w sposób pokazany na rys. 4.3.

Dopóki naprężenia nie przekraczają pewnej wielkości τ_o, odkształcenie pozostaje skończone i ograniczone, jego wielkość zaś zależy od wielkości obciążeń. Jeśli jednak naprężenie przekroczy wielkość τ_o, mieszanka zaczyna płynąć z prędkością zależną od wielkości obciążeń. Przy naprężeniach τ, znacznie większych od τ_o, krzywa odkształcenia przybiera charakterystyczny kształt odwróconej litery S. Strefa ustalonego płynięcia redukuje się znacznie (odcinek AB) ze wzrostem obciążenia. Powyżej punktu B prędkość płynięcia szybko wzrasta, co związane jest z niszczeniem ciągłości i izotropowości struktury mieszanki. Dalsze zwiększenie obciążeń powoduje szybsze niszczenie struktury, co w końcowym przypadku objawia się degeneracją odcinka AB do punktu przegięcia krzywej $\gamma(t)$.

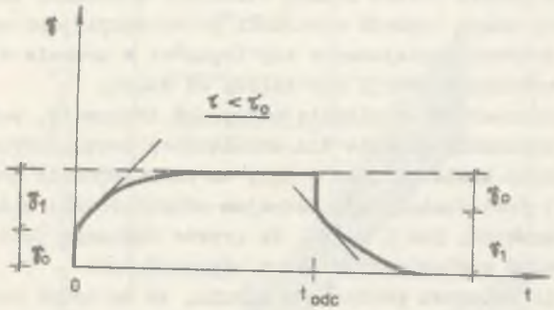
Tak więc, w zależności od wielkości obciążenia, obserwuje się dwa, jakościowo różne, stadia zachowania się mieszanki betonowej. Ich fenomeno-



Rys. 4.3. Przebieg odkształcenia mieszanki betonowej ppd obciążeniem stycznym wg badań autora [95]

Fig. 4.3. Deformation of concrete mix under shearing load after the present writer [95]

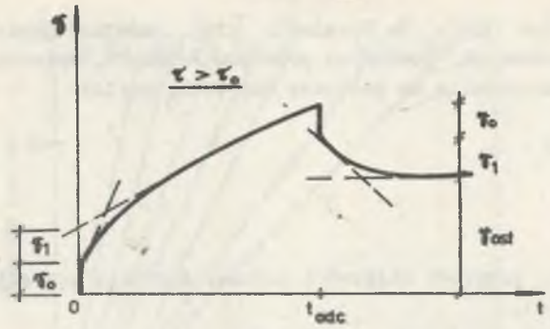
logiczną analizę, wg G.J. Kunnosa i Fajtelsona [40], można przedstawić następująco. Dla $\tau < \tau_0$ (rys. 4.4) z chwilą obciążenia mieszanki betonowej występuje natychmiastowe odkształcenie sprężyste γ_0, a następnie opóźnione, zanikające odkształcenie lepko-sprężyste γ_1. Odkształcenie to utrzymuje się przez cały czas trwania obciążenia. Po odciążeniu zanika natychmiast odkształcenie sprężyste γ_0, a po pewnym czasie także opóźnione odkształcenie γ_1. Odkształcenie końcowe równe jest zeru.



Rys. 4.4. Przebieg odkształcenia postaciowego mieszanki betonowej przy $\tau < \tau_0$ wg badań G.J. Kunnosa [40]

Fig. 4.4. Concrete mix distortion at $\tau < \tau_0$ after G.J. Kunnos [40]

Dla $\tau > \tau_0$ (rys. 4.5) przy obciążeniu ma miejsce natychmiastowe odkształcenie sprężyste γ_0, następnie opóźnione, lepko-sprężyste γ_1, przechodzące w lepkie płynięcie. Po odciążeniu odkształcenia sprężyste i lepko-sprężyste zanikają, lecz pozostaje trwałe odkształcenie γ_{ost}, wywołane lepkim płynięciem. Wielkość odkształceń sprężystych zależy od zawartości, pęcherzyków powietrza w mieszance betonowej i związanego z ich obecnością ciśnienia spójności. Natomiast wielkość odkształceń lepkich zależy od udziału fazy ciekłej w całkowitej objętości mieszanki. G.J. Kunnos [40] podaje, że rejestrowane podczas badań czasy opóźnienia odkształcenia

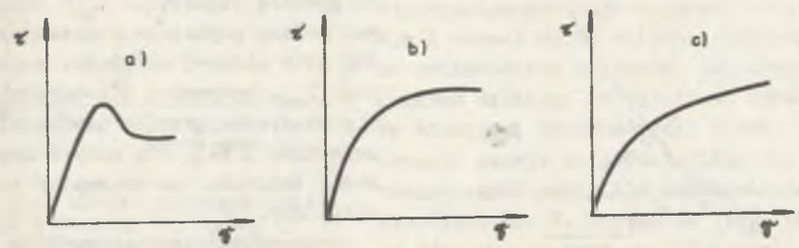


Rys. 4.5. Przebieg odkształcenia postaciowego mieszanki betonowej przy $\tau > \tau_0$ wg badań G.J. Kunnosa [40]

Fig. 4.5. Concrete mix distortion at $\tau > \tau_0$ after G.J. Kunnos [40]

(retardacji) były relatywnie niewielkie i nie przekraczały kilku sekund. Tak więc, przy czasach obciążenia spotykanych w praktyce, w przeważającej większości przypadków, można pominąć efekt opóźnienia odkształcenia sprężystego.

Zależność pomiędzy naprężeniem a odkształceniem wg Dartscha [105] może mieć trojaki (rys. 4.6) przebieg, zależnie od stosunku objętości fazy ciekłej do fazy stałej, a także udziału fazy gazowej. W mieszankach z małą ilością wody (rys. 4.6a) przekroczenie granicy ścinania wywołuje odkształcenie z równoczesnym wzrostem objętości (dilatancję).



Rys. 4.6. Typy wykresów $\tau - \gamma$ dla mieszanek betonowych wg Dartscha [105]

Fig. 4.6. Diagram types of $\tau - \gamma$ for concrete mix after Dartsch [105]

W mieszankach z dużą ilością wody odkształceniu towarzyszy zmniejszenie objętości (rys. 4.6c). Przypadek pośredni to odkształcenie bez zmian objętości (rys. 4.6b). Wspólne dla wszystkich trzech przebiegów jest występowanie strefy prawie liniowej zależności pomiędzy naprężeniem τ i odkształceniem γ, przed osiągnięciem granicznej wielkości naprężeń. Dość szczegółowe badania zależności naprężenie - odkształcenie dla mieszanek betonowych, w aparacie bezpośredniego ścinania z uwzględnieniem zmian objętości, pro-

wadził T.P. Tassios [104]. V. Ukrainčik [110], badając zjawisko dilatancji mieszanek betonowych, poddanych prostemu ścinaniu, wykazał, że dilatancja jest proporcjonalna do kwadratu naprężeń, czyli:

$$\varepsilon_s = \frac{1}{\delta_s}\,\tau^2, \qquad (4.2)$$

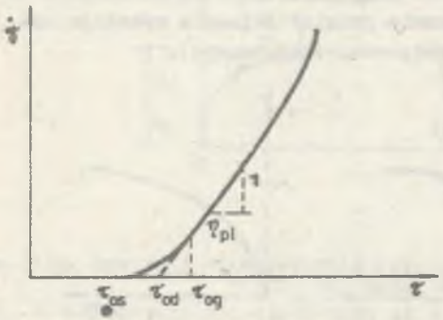
gdzie:

ε_s - względny przyrost objętości podczas ścinania postaciowego (dilatancja),

δ_s - moduł dilatancji przy prostym ścinaniu,

τ - naprężenie ścinające.

Z punktu widzenia urabialności szczególnie interesujące jest drugie stadium zachowania się mieszanki pod obciążeniem, zwane płynięciem. W stadium tym naprężenia zależą tylko od prędkości odkształceń. Charakter tej zależności może być uznany za liniowy i odpowiada w ogólności płynięciu binghamowskiemu (rys. 4.7). Nachylenie krzywej płynności, w warunkach ustalonego płynięcia laminarnego, przy zachowaniu quasi-jednorodności, quasi-izotropowości i ciągłości struktury mieszanki, jest stałe i równe ruchliwości mieszanki (odwrotność lepkości plastycznej), określającej jej podatność na płynięcie plastyczne.

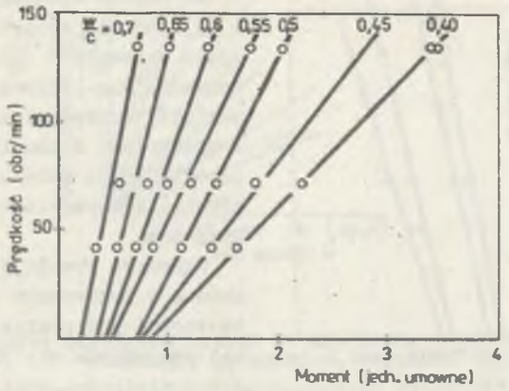


Rys. 4.7. Krzywa płynięcia mieszanki betonowej wg badań J. Muraty i H. Kikukawy [53]

Fig. 4.7. Concrete mix flow curve after J. Murata and H. Kikukawa [53]

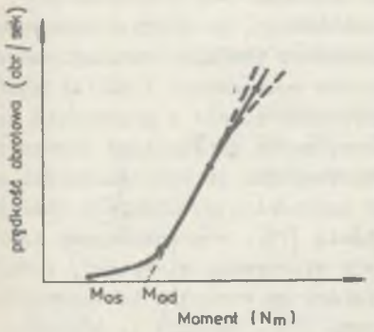
Ekstrapolacja prostoliniowej części krzywej do przecięcia się z osią naprężeń wyznacza dynamiczną granicę płynięcia τ_{od}. Ponieważ jednak płynięcie rozpoczyna się przy niższej wielkości naprężeń τ_{os}, nazywanej dla odróżnienia statyczną granicą płynności, zależność $\dot{\gamma}(\tau)$, dla małych prędkości ścinania, ma charakter krzywoliniowy.

Opisany charakter płynięcia mieszanek betonowych i zapraw wykazały wyniki badań przeprowadzonych przez A.E. Desowa [22], G.H. Tattersalla [106], 108], S. Morinagę [52], J. Muratę i H. Kikukawę [53], Z. Jastrzębskiego [31], P.F. Banfilia [6] i autora [95]. Podkreślić należy, że binghamowski charakter płynięcia obserwowano dla różnych mieszanek, a także przy zastosowaniu różnych typów wiskozymetrów (rotacyjne i rurowe). Na rysunku 4.8 przedstawiono krzywe płynięcia mieszanek o różnym $\frac{W}{C}$, uzyskane przez G.H. Tattersalla [108].



Rys. 4.8. Krzywe płynięcia mieszanki betonowej o proporcjach składników 1:2:4 wg badań G.H. Tattersalla [108]

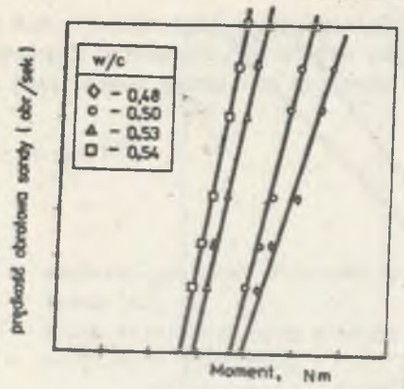
Fig. 4.8. Concrete mix flow curve for 1:2:4 mix composition after G.H. Tattersall [108]



Rys. 4.9. Krzywa płynięcia mieszanki betonowej wg badań V. Ukrainczika [110]

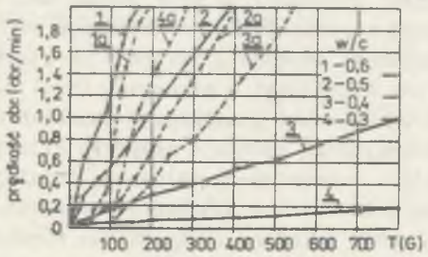
Fig. 4.9. Concrete mix flow curve after V. Ukrainczik [110]

Późniejsze badania V.Ukrainčika [110] ujawniły, że przy bardzo małych prędkościach ścinania występują pewne anomalie lepkości, związane ze zjawiskiem dilatancji w mieszance (rys. 4.9). Przekroczenie granicznego naprężenia ścinającego powoduje najpierw dilatancję i wzrost oporu ścinania. Później, ze zwiększeniem prędkości płynięcia, wskutek dalszego rozluźnienia struktury mieszanki (rozrzedzenie ścinaniem) lepkość maleje do pewnej wielkości η_{pl}, charakterystycznej dla płynięcia lepkoplastycznego. V. Ukrainčik [110] podaje również, że przy wysokich gradientach prędkości płynięcia postaciowego, dla mieszanek o małej ilości zaczynu może wystąpić wzrost lepkości, dla mieszanek zaś o dużej ilości zaczynu - jej spadek. Niektóre wyniki badań, choć dotychczas nie w pełni potwierdzone, wykazują, że lepkoplastyczne płynięcie mieszanek betonowych może objawiać efekty pseudoplastyczności lub dilatancji, w zależności od koncentracji objętościowej fazy stałej w mieszance. Mowa tu o wynikach badań C. Legranda [42] nad reologią mikrozapraw cementowych oraz V. Ukrainčika [110] nad reologią mieszanek betonowych.



Rys. 4.10. Krzywe płynięcia mieszanek betonowych o różnych $\frac{W}{C}$ wg badań G.H. Tattersalla [108]

Fig. 4.10. Concrete mix flow curves for warious $\frac{W}{C}$ after G.H. Tattersall [108]

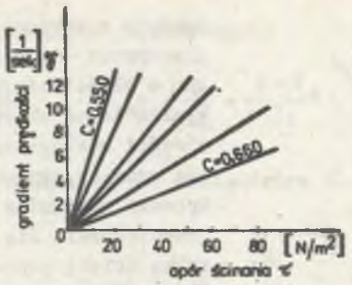


Rys. 4.11. Krzywe płynięcia mieszanek wibrowanych (linia ciągła) i niewibrowanych (linia przerywana) wg badań A.E. Desowa [21]

Fig. 4.11. Mix flow curves for vibrated concretes (full line) and unvibrated (dash line) after A.E. Desow [21]

Płynięcie mieszanek betonowych, o najczęściej spotykanych proporcjach składników [53, 108], charakteryzuje się liniową zależnością pomiędzy naprężeniami ścinającymi i prędkością ścinania (rys. 4.10), odpowiadającą modelowej krzywej płynięcia lepkoplastycznego ciała Binghama.

Wibracja wywołuje jakościową zmianę w zachowaniu się mieszanki betonowej pod obciążeniem. Płynięcie rozpoczyna się już przy bardzo małej wielkości obciążeń statycznych, co związane jest z zanikiem granicy płynięcia. W dużej ilości przeprowadzonych dotychczas badań, między innymi A.E. Desowa i G.B. Girsztela [22] J.F. Rudenki [79], C. Legranda [42] i autora [95], stwierdzono, że płynięcie mieszanki betonowej poddanej wibracji ma charakter newtonowski (rys. 4.11). Mieszanka płynie z prędkością proporcjonalną do obciążeń stycznych. Współczynnik proporcjonalności zwany lepkością lub niekiedy wibrolepkością [79], reprezentujący lepki opór wibrowanej mieszanki, rośnie liniowo ze wzrostem intensywności drgań [79]. Badania C. Legranda [42] wykazują ponadto, że newtonowskie płynięcie jest charakterystyczne dla mieszanki na kruszywie otoczakowym (rys. 4.12). Mieszanki na kruszywie łamanym mogą płynąć pseudoplastycznie lub dilatancyjnie, w zależności od koncentracji fazy stałej w mieszance. Stwierdzenie to wymaga jednak weryfikacji, bowiem oparto je na wynikach badań mieszanek z bardzo drobnym kruszywem. Tym niemniej można sądzić, że dla większych ziaren wpływ ich kształtu na zmiany lepkości, występujące ze wzrostem gradientu prędkości ścinania, będzie wyraźniejszy.

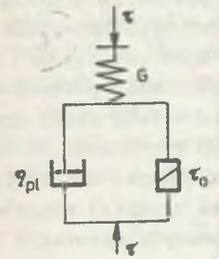


Rys. 4.12. Krzywe płynięcia zapraw na kruszywie otoczakowym w warunkach wibracji, wg badań C. Legranda [42]

Fig. 4.12. Flow curves for rounded aggregate under vibration - after C. Legrand [42]

4.2. MODELE I RÓWNANIA REOLOGICZNE MIESZANKI BETONOWEJ

Z analizy zachowania się mieszanki betonowej pod obciążeniem, przedstawionej w rozdz. 4.1, wynika, że jej właściwości reologiczne mogą być wystarczająco dokładnie aproksymowane modelem reologicznym ciała Binghama (rys. 4.13).



Rys. 4.13. Model Binghama

Fig. 4.13. Bingham model

Potwierdzają to wyniki wielu badań [53, 95, 52, 108, 22, 71]. Reologiczne równanie stanu ciała Binghama [69] ma postać:

$$\tau - \tau_o = \eta_{pl}\dot{\gamma}. \tag{4.3}$$

Dla $\tau > \tau_o$ i warunku początkowego:

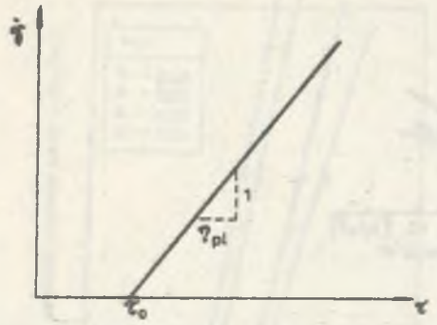
$$\gamma_{(o)} = \frac{\tau}{G},$$

odkształcenie całkowite pod obciążeniem τ po czasie t jest:

$$\gamma = \frac{\tau}{G} + \frac{\tau - \tau_o}{\eta_{pl}} t, \tag{4.4}$$

odkształcenie ostateczne po odciążeniu w chwili t_1:

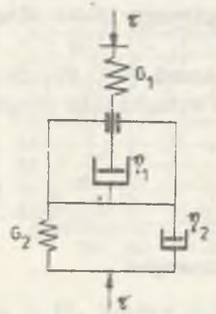
$$\gamma_{ost} = \frac{\tau - \tau_o}{\eta_{pl}} t_1. \tag{4.5}$$



Rys. 4.14. Krzywa płynięcia ciała Binghama

Fig. 4.14. Flow curve of Bingham body

Zgodnie z równaniem (4.3) lepkoplastyczne ciało Binghama jest ciałem o właściwościach nieliniowych. Wynika to ze skokowej zmiany właściwości reologicznych po osiągnięciu granicy płynności τ_o (rys. 4.14). Opisany równaniem (4.3) materiał przeciwstawia się odkształceniu nie tylko dzięki swojej granicy płynności τ_o, ale.także dzięki posiadanej lepkości plastycznej η_{pl}. Należy zwrócić uwagę, że element Saint-Venanta występujący w modelu Binghama oznacza, że granica płynności τ_o jest wielkością stałą, niezależną od naprężeń normalnych na powierzchni ścinania. Z tego względu, biorąc pod uwagę zależność opisaną równaniem (4.1), zdaniem autora, model Binghama przyjmowany przez wielu badaczy w odniesieniu do mieszanki betonowej musi być zmodyfikowany.



Rys. 4.15. Model Schofielda-Scott Blaira

Fig. 4.25. Schofield-Scott Blair model

G.J. Kunnos [40], analizując odkształcenie mieszanki betonowej w czasie, doszedł do wniosku, że aproksymowanie jej właściwości reologicznych modelem Binghama jest tylko pierwszym przybliżeniem rzeczywistych właściwości tego materiału. Pełny opis tych właściwości musi uwzględniać całą złożoność przebiegu odkształcenia postaciowego, przedstawioną na rys. 4.4 i 4.5, czyli ujmować także zjawiska retardacji i relaksacji. Odnosi się to szczególnie do mieszanek silnie napowietrzonych. Według Kunnosa bardziej właściwy do opisu właściwości reologicznych mieszanki betonowej jest model Schofielda-Scott Blaira (rysunek 4.15), którego równanie stanu [69] ma postać:

$$\eta_1 n_2 \ddot{\gamma} + \eta_1 \dot{\gamma} = (\tau - \tau_o) + (n_1 + n_2 + n_2 \frac{\eta_1}{\eta_2}) \dot{\tau} + n_1 n_2 \ddot{\tau} , \qquad (4.6)$$

gdzie:

$n_1 = \frac{\eta_1}{G_1}$ - czas relaksacji,

$n_2 = \frac{\eta_2}{G_2}$ - czas retardacji.

Dla $\tau > \tau_o$ i warunków początkowych:

$$\gamma_{(o)} = \frac{\tau}{G_1} , \qquad \dot{\gamma}_{(o)} = \frac{\tau}{\eta_2} + \frac{\tau - \tau_o}{\eta_1} ,$$

odkształcenie całkowite pod obciążeniem τ i po czasie t jest:

$$\gamma = \frac{\tau}{G_1} + \frac{\tau - \tau_o}{1} t + \frac{\tau}{G_2} (1 - e^{\frac{-t}{n_2}}) , \qquad (4.7)$$

odkształcenie ostateczne po odciążeniu w chwili t_1:

$$\gamma_{ost} = \frac{\tau - \tau_o}{\eta_1} t_1 . \qquad (4.8)$$

Z porównania zależności (4.5) i (4.8) wynika, że odkształcenie ostateczne dla obu modeli, Binghama i Schofielda-Scott Blaira, jest identyczne. Staje się to zrozumiałe, jeśli zauważyć, że przy czasie obciążenia:

$$t_{obc} \gg \frac{\eta_2}{G_2} = n_2 , \qquad (4.9)$$

model Schofielda-Scott Blaira przechodzi w model Binghama. Warunek (4.9), według G.J. Kunnosa [40], jest spełniony w bardzo wielu praktycznych przypadkach i rozpatrywany model może być wtedy zastąpiony modelem Binghama.

Opór ścinania w silnie skoncentrowanym układzie grubodyspersyjnym, za jaki należy uważać mieszankę betonową, jest sumarycznym efektem oporów spójności i tarcia wewnętrznego oraz oporu lepkiego [100], czyli:

$$\tau = \tau_c + \tau_\varphi + \tau_\eta . \qquad (4.10)$$

Relacja wzajemna tych trzech rodzajów oporu zależy od składu mieszanki.

Dla mieszanek z dużą ilością zaczynu (ciekłych) dominuje opór lepki. Natomiast dla mieszanek ubogich w zaczyn (wilgotnych i gęstoplastycznych) przeważa opór tarciowy. Pierwsze dwie składowe oporu ścinania można zapisać zgodnie z równaniem (4.1):

$$\tau_c + \tau_\varphi = c + \sigma \operatorname{tg}\varphi = H_c \operatorname{tg}\varphi + \sigma \operatorname{tg}\varphi , \qquad (4.11)$$

gdzie H_c - ciśnienie spójności.

Wykorzystując analogię z gruntem nawodnionym i sformułowaną przez Terzaghiego koncepcją rozdziału ciśnienia wywołanego obciążeniem gruntu - na ciśnienie przejmowane przez szkielet gruntowy (ciśnienie efektywne) i ciśnienie przejmowane przez wodę (ciśnienie porowe, inaczej neutralne) - można przyjąć, że naprężenie normalne w płaszczyźnie ścinania w mieszance betonowej rozkłada się na: naprężenie σ_{ef} w szkielecie utworzonym z ziarn kruszywa (efektywne) i naprężenia σ_n w wypełniającej pory międzyziarnowe fazie płynnej (neutralne). Naprężenie neutralne, jak wiadomo [35], nie wywiera żadnego działania na szkielet ziarn kruszywa. Na wielkość tarcia wewnętrznego wpływa jedynie naprężenie efektywne, czyli naprężenie normalne na stykach ziarn kruszywa w płaszczyźnie ścinania. W konsekwencji wyrażenie (4.11) przyjmuje postać:

$$\tau_c + \tau_\varphi = H_c \operatorname{tg}\varphi + \sigma_{ef} \operatorname{tg}\varphi , \tag{4.12}$$

gdzie $\sigma_{ef} = \sigma - \sigma_n$.

Wielkość $H_c \operatorname{tg}\varphi$ przedstawia sobą wytrzymałość na ścinanie mieszanki betonowej w warunkach braku naprężeń normalnych do powierzchni ścinania, czyli odpowiada granicy płynności τ_o w klasycznym modelu Binghama. Ponieważ opór lepki jest:

$$\tau_\eta = \eta_{pl} \dot{\gamma} , \tag{4.13}$$

to wyrażenie na całkowity opór ścinania w mieszance betonowej przyjmie postać:

$$\tau = (H_c + \sigma_{ef}) \operatorname{tg}\varphi + \eta_{pl} \dot{\gamma} . \tag{4.14}$$

Efektywne naprężenie normalne zależy od koncentracji objętościowej zdyspergowanej fazy stałej (kruszywa) i ilości fazy ciekłej (zaczynu) oraz gazowej (powietrza) w mieszance betonowej.
Jeśli rozpatrywać jednostkową objętość mieszanki betonowej, to w płaszczyźnie jej ścinania wyróżnić można powierzchnię zajmowaną przez ziarna kruszywa S_k oraz powierzchnię zajmowaną przez pory S_p, wypełnione zaczynem lub powietrzem. Przyjmując, że stosunek objętości porów do objętości mieszanki równy jest v_{pm}, mamy:

$$S_p = 1\, v_{pm}, \qquad S_k = 1(1 - v_{pm}).$$

Wtedy naprężenie normalne na powierzchni ścinania:

$$\sigma = \sigma S_k + \sigma S_p = \sigma(1 - v_{pm}) + \sigma v_{pm} . \tag{4.15}$$

Pierwszy człon prawej strony wyrażenia (4.15) jest efektywnym naprężeniem normalnym σ_{ef}. Przekształcając równanie (4.15), otrzymujemy:

$$\sigma_{ef} = \sigma(1 - v_{pm}) = \sigma - \sigma v_{pm} . \tag{4.16}$$

Ostatecznie reologiczne równanie mieszanki betonowej przybierze postać:

$$\tau = (H + \sigma - \sigma v_{pm}) \operatorname{tg}\varphi + \eta_{pl} \dot{\gamma} , \tag{4.17}$$

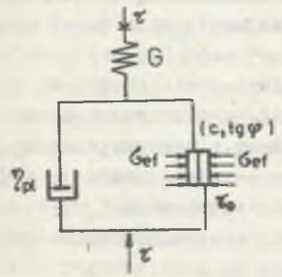
lub równoważną:

$$\tau = c + (\sigma - \sigma v_{pm}) \operatorname{tg}\varphi + \eta_{pl} \dot{\gamma} , \tag{4.18}$$

w której wyrażenie:

$$c + (\sigma - \sigma v_{pm}) \operatorname{tg}\varphi = \tau_o$$

jest granicznym oporem ścinania (granicą płynności) mieszanki. Równanie (4.18) jest uogólnieniem równania Coulomba i równania Binghama, ujmującym osobliwości zachowania się mieszanki betonowej pod obciążeniem, wynikające z możliwości zróżnicowania jej struktury.



Rys. 4.16. Model reologiczny mieszanki betonowej

Fig. 4.16. Rheological model of concrete mix

W konsekwencji modelem reologicznym mieszanki betonowej nie może być klasyczny model ciała Binghama, lecz jego modyfikacja, przedstawiona na rys. 4.16.

W przypadku gdy będzie:

$$\tau < \tau_o = c + (\sigma - \sigma v_{pm}) \operatorname{tg}\varphi , \tag{4.19}$$

mieszanka betonowa doznawać będzie jedynie odkształceń sprężystych, równych:

$$\gamma = \frac{\tau}{G} . \tag{4.20}$$

Natomiast gdy:

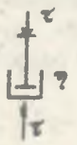
$$\tau > \tau_o = c + (\sigma - \sigma v_{pm}) \operatorname{tg}\varphi , \tag{4.21}$$

nastąpi lepkie płynięcie mieszanki, przy czym całkowite odkształcenie w chwili t będzie:

$$\gamma = \frac{\tau}{G} + \frac{\tau - [c + (\sigma - \sigma v_{pm}) \operatorname{tg}\varphi]}{\eta_{pl}} t . \tag{4.22}$$

W warunkach wibracji, jak wynika z dotychczasowych badań [22, 79, 52, 95, 9] , mieszanka traci charakter ciała lepkoplastycznego. Poddana w tych warunkach ścinaniu, zachowuje się jak ciecz, to znaczy, nie obserwuje się zależności pomiędzy naprężeniem i odkształceniem. Przyłożenie obciążenia powoduje ciągły i liniowy wzrost odkształcenia z prędkością proporcjonalną do wielkości obciążeń. Odkształcenie ma charakter nieodwracalny i narasta tak długo, jak długo działa obciążenie. Zachowanie się mieszanki betonowej, wibrowanej i poddanej ścinaniu może być aproksymowane modelem cieczy liniowo lepkiej Newtona [61] (rys. 4.17).

Znane równanie stanu tego modelu ma postać:



Rys. 4.17. Model reologiczny Newtona

Fig. 4.17. Newton rheological model

$$\tau = \eta \dot{\gamma} . \qquad (4.23)$$

Zgodnie z tym równaniem nawet dowolnie małe naprężenie styczne wywołuje lepkie płynięcie, z gradientem prędkości zależnym od wielkości parametru η , zwanego lepkością newtonowską.

Zmiana właściwości reologicznych mieszanki betonowej, zachodząca w wyniku wibracji, jest - jak widać - bardzo znaczna. Zanika ta część oporu ścinania, która wywołana jest spójnością i tarciem wewnętrznym. Dokładniej to ujmując, opór spójności i tarcia wewnętrznego zostaje pokonany działaniem ciśnienia ekspansywnego wibracji. W rezultacie, przyłożone obciążenie τ napotyka jedynie na opór lepki, mniejszy jednak niż w przypadku mieszanki niewibrowanej.

Wyjaśnienie przyczyn tak istotnej zmiany właściwości reologicznych mieszanki betonowej, spowodowanej wibracją, jest zagadnieniem złożonym. Według K. Eymana [26] składają się na to dwie przyczyny. Pierwsza, zmniejszenie się tarcia wewnętrznego, jest rezultatem zmiany charakteru tarcia - ze statycznego na kinetyczny. Druga, zmniejszenie się lepkości, jest - zdaniem Eymana - efektem zmniejszenia się lepkości zaczynu cementowego, co tłumaczy posługując się wzorem Newtona:

$$\eta = \frac{\tau}{V} , \qquad (4.24)$$

gdzie V jest prędkością przesuwu.

Interpretacja tego wzoru, będącego inną postacią wzoru (4.23), jest wg Eymana następująca: im większa jest prędkość przesuwu, tym mniejsza jest lepkość zaczynu.

O ile wyjaśnienie pierwszej przyczyny może być dość bliskie prawdy, to wyjaśnienie drugiej jest zdaniem autora błędne i wynika z bardzo dowolnego potraktowania wzoru Newtona. Wzór ten opisuje zależność pomiędzy naprężeniem stycznym i prędkością ścinania (gradientem prędkości płynięcia) cieczy liniowo lepkiej (cieczy Newtona). We wzorze tym współczynnik proporcjonalności η , noszący nazwę lepkości newtonowskiej, jest funkcją tylko temperatury i ciśnienia. Jest on całkowicie niezależny od prędkości ścinania (prędkości przesuwu). Jeśli ta prędkość ulega zmianie, to zmieni się, proporcjonalnie do lepkości, naprężenie styczne, a nie - jak podaje Eyman [26] - lepkość. Natomiast, to, czy zachowanie się zaczynu cementowego można opisywać równaniem Newtona, pozostaje zupełnie odrębną kwestią. W świetle dotychczasowych danych [82] nie znajduje to potwierdzenia.

4.3. PARAMETRY REOLOGICZNE

Z modelu (rys. 4.16) i równania reologicznego (4.18) mieszanki betonowej wynikają jej parametry reologiczne, czyli stałe materiałowe charakteryzujące jej odkształcalność postaciową. Są to: spójność - c, współczynnik tarcia wewnętrznego - $tg\varphi$, moduł sprężystości postaciowej - G, lepkość plastyczna - η_{pl}. W ujęciu fenomenologicznym możliwe jest zastąpienie dwóch pierwszych parametrów c i $tg\varphi$ jednym, tzw. granicznym oporem ścinania τ_0. Wówczas rozważania nad stanem plastycznym mieszanki betonowej upodabniają się całkowicie do rozważań nad ośrodkami ciągłymi o strukturze nierozdrobnionej. Podejście takie zastosował autor w pracy [95]. Jak podaje Kisiel [69], jest to tendencja obserwowana także w reologii gruntów.

W warunkach wibracji mieszanka betonowa ma tylko jeden parametr reologiczny - lepkość η_w (tzw. wibrolepkość).

Ponieważ pod pojęciem "mieszanka betonowa" kryje się wiele zróżnicowanych co do składu i struktury materiałów, dla każdego z nich, wielkości tych samych parametrów reologicznych mogą się różnić między sobą. Wielkości te można wyznaczyć z pomiarów reologicznych albo z równań mikroreologicznych, wiążących stan struktury materiału z jego parametrami reologicznymi, o czym będzie mowa w dalszym ciągu pracy.

Równania te mogą być wyprowadzane teoretycznie lub formułowane w postaci modeli regresyjnych na podstawie wyników eksperymentów. Wymienione parametry reologiczne mieszanki betonowej mają różną naturę i różny wpływ na jej odkształcalność.

4.3.1. Spójność - c

Spójnością można nazwać właściwości mieszanki betonowej polegającą na zachowaniu nadanego jej kształtu, jeśli naprężenia styczne nie są nadmiernie duże. Oznacza ona opór ścinania przy braku siły normalnej do płaszczyzny ścinania tzw. zerowy opór ścinania [35]. Spójność mieszanki jest efektem wszechstronnego ciśnienia kapilarnego (jak gdyby wszechstronnego sprężenia), wywołanego zjawiskami powierzchniowymi na styku trzech faz (stałej, ciekłej i gazowej), występujących w mieszance betonowej. Ciśnie-

Ciśnienie to opisuje wzór Younga-Laplace'a [2]:

$$p_k = \frac{2\sigma_p}{R}, \qquad (4.25)$$

w którym:

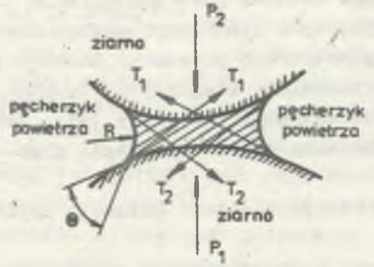
σ_p - napięcie powierzchniowe cieczy,

R - promień krzywizny menisku zamykającego pęcherzyki powietrza (pory).

Promień R zależy od kąta Θ zwilżania fazy stałej:

$$R = \frac{d\cos\Theta}{2}, \qquad (4.26)$$

gdzie d jest średnicą kapilary.



Rys. 4.18. Schemat powstawania spójności kapilarnej

T_1, T_2 - siły napięć powierzchniowych, $P_1 P_2$ - wypadkowe sił T_1, T_2, przyciągające ziarna do siebie, Θ - kąt zwilżania ziarn wodą

Fig. 4.18. Formation of capillary cohesion

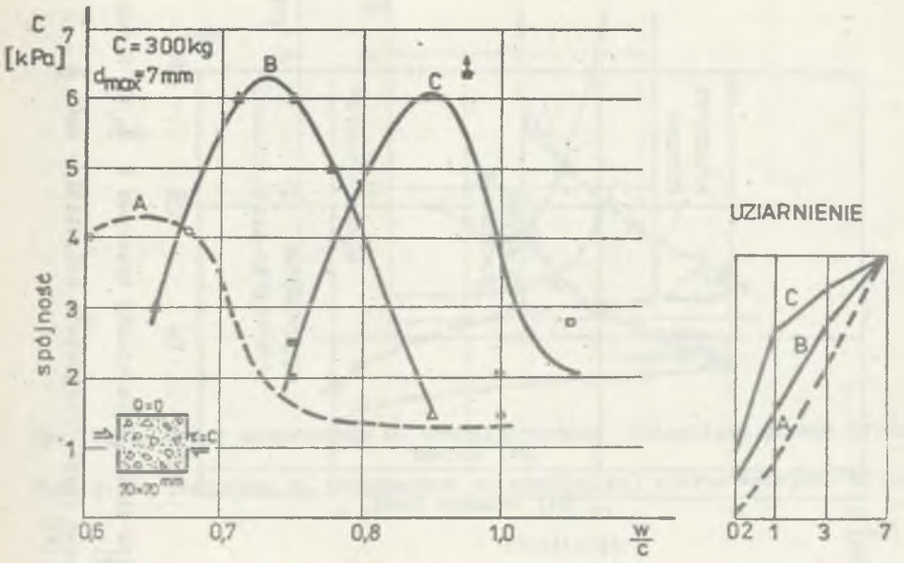
T_1, T_2 - forces of surface tension, P_1, P_2 - particle attracting forces - resultants of T_1, T_2, Θ - wetting angle

Schemat ilustrujący zjawisko spójności kapilarnej pokazuje rys. 4.18.

Spójność mieszanki betonowej jest więc spójnością pozorną, bowiem zanika przy całkowitym wypełnieniu przestrzeni międzyziarnowych wodą. Dla określonej mieszanki spójność ta może być w pewnym zakresie zmieniana stosowaniem domieszek powierzchniowo-czynnych, zmieniających zwilżalność ziarn wodą, czyli zmieniających wartość kąta Θ .

Ponieważ stosowanie domieszek wpływa zarówno na zmianę spójności, jak i tarcia wewnętrznego w mieszance, zwykle efekty tych zmian rozpatruje się łącznie, w odniesieniu do granicy płynności τ_o. W takim ujęciu wpływ domieszek przedstawiono przy omawianiu związków struktury mieszanki z jej parametrami reologicznymi. Spójność mieszanki zależy głównie od: ilości wody w mieszance, składu granulometrycznego spoiwa i wypełniacza oraz temperatury mieszanki.

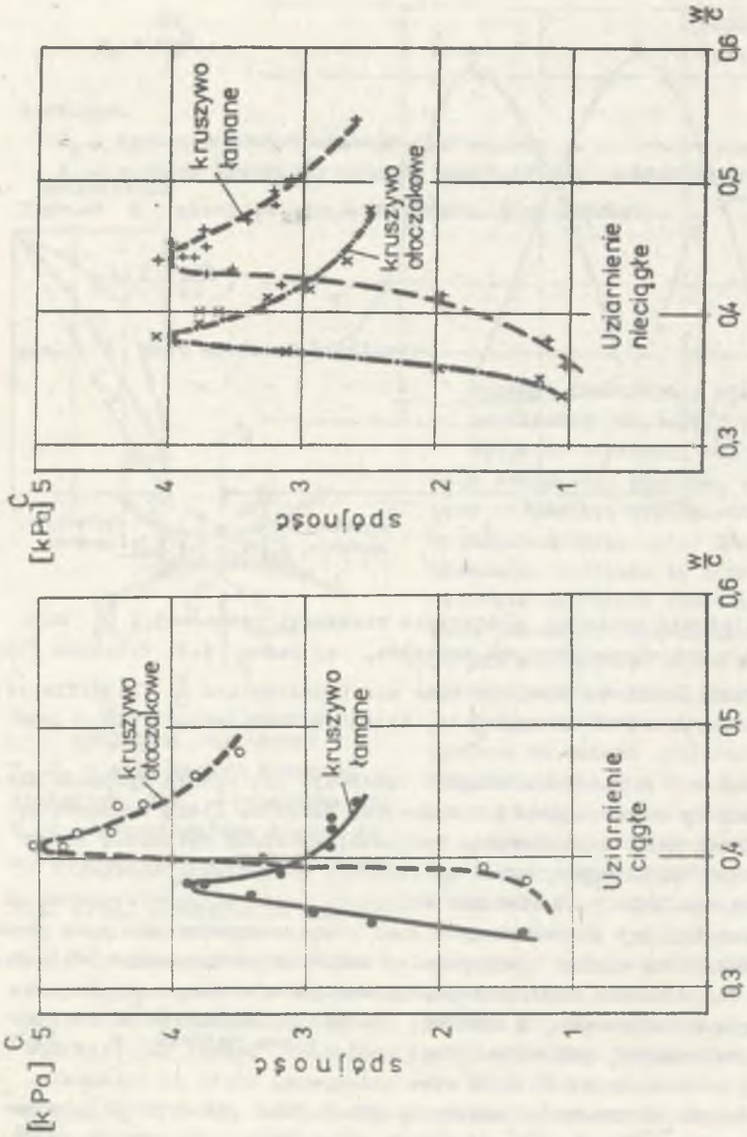
Charakter tych zależności ilustrują rysunki 4.19, 4.20, 4.21, 4.22, przedstawiające wyniki badań T.P. Tassiosa [104], M. Mamillana [47], J.P. Bombleda [10]. Wynika z nich, że zależność spójności od ilości wody w mieszance ma przebieg ekstremalny, z bardzo wyraźnym maksimum. Ilość wody odpowiadająca maksymalnej spójności zależy od składu granulometrycznego kruszywa i rośnie ze wzrostem ilości piasku w kruszywie. Wpływ wielkości ziarn pokazuje rys. 4.22. W przypadku mie-



Rys. 4.19. Zależność pomiędzy spójnością mieszanki betonowej i $\frac{W}{C}$, dla różnych składów granulometrycznych kruszywa, wg badań T.P. Tassiosa [104]

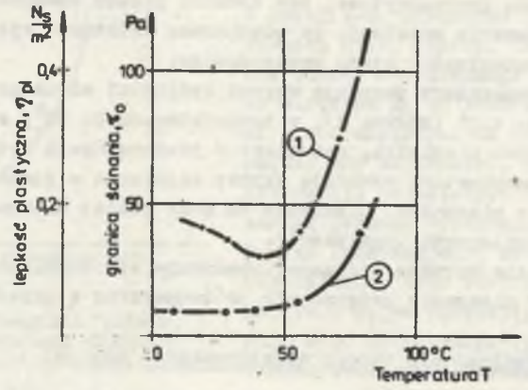
Fig. 4.19. Relationship between concrete mix cohesion and $\frac{W}{C}$ for different grain composition of aggregate, after T.P. Tassios [104]

szanek betonowych o uziarnieniu ciągłym obwerwuje się wyższą spójność mieszanki z kruszywem otoczkowym niż z kruszywem łamanym. Kiedy kruszywo ma uziarnienie nieciągłe, zróżnicowanie spójności wywołane kształtem ziarn kruszywa zanika. Uogólniając, można stwierdzić, że spójność mieszanki w danej temperaturze zależy od stosunku objętości porów międzyziarnowych od powierzchni rozwiniętej ziarn kruszywa oraz stopnia wypełnienia tych porów wodą. Potwierdzają to wyniki badań granicy ścinania przeprowadzonych przez autora [96]. Zagęszczenie mieszanki polegające głównie na zmniejszeniu objętości porów powietrznych, a niekiedy również na zmniejszeniu ilosci wody (np. próżniowanie), powoduje wzrost spójności. Wzrost ten jest tym znaczniejszy, im szczelniejszy jest stos kruszywowy użyty do mieszanki. W badaniach spójności mieszanek zagęszczonych metodą RAS-BET [93], przeprowadzonych przez autora, stwierdzono, że ze wzrostem ciśnienia prasującego (od 0 do 18 MPa), w warunkach niezmiennego stopnia próżni (0,7), spójność mieszanki łupkoporytowej z dodatkiem piasku rosła przeciętnie o 0,02 MPa na każde 3 MPa ciśnienia prasowania, osiągając dla maksymalnego ciśnienia wielkość 0,1 MPa.



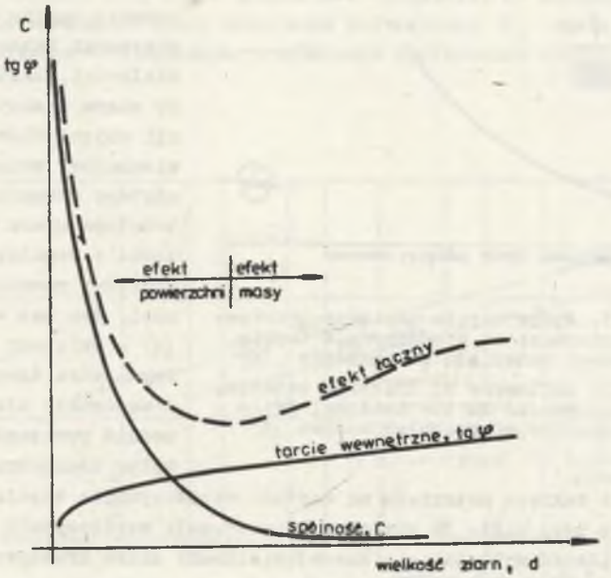
Rys. 4.20. Zależność spójności mieszanki betonowej od kształtu ziarn, uziarnienia kruszywa i $\frac{W}{C}$, wg badań M. Mamillana [47]

Fig. 4.20. Relationship between concrete mix cohesion and grain shape, aggregate composition and $\frac{W}{C}$, after M. Mamillan [47]



Rys. 4.21. Wpływ temperatury na charakterystyki reologiczne zapraw cementowych [10]

Fig. 4.21. Influence of temperature on rheological characteristics of cement mortars [10]



Rys. 4.22. Spójność i tarcie wewnętrzne w funkcji wielkości ziarn [10]

Fig. 4.22. Cohesion and internal friction in relation to the grain size [10]

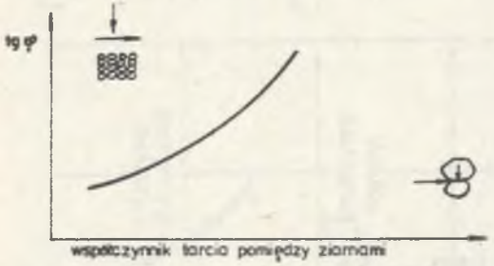
W mieszance żużkoporytowej bez dodatku piasku obserwowany wzrost spójności był znacznie mniejszy, co potwierdza istotność wpływu kształtu ziarn kruszywa i szczelności stosu kruszywowego.

Wzrost temperatury powoduje wzrost spójności mieszanki betonowej. Jak pokazuje rys. 4.21 (krzywa 2), w temperaturach do 50°C wzrost spójności jest stosunkowo niewielki, natomiast w temperaturach wyższych - bardzo duży. Wzrost temperatury wywołuje wzrost ciśnienia w pęcherzykach powietrza uwięzionych w mieszance. Ciśnienie to musi zostać zrównoważone wzrostem ciśnienia kapilarnego (spójności).

W rezultacie wzrostu spójności obserwuje się charakterystyczne "zesztywnienie" mieszanek podgrzanych do temperatur w przedziale 318-358°K.

4.3.2. Współczynnik tarcia wewnętrznego - tgφ

Charakteryzuje on opór tarcia wewnętrznego mieszanki betonowej stawiany jej odkształceniu postaciowemu. Opór ten wywołany jest tarciem pomiędzy poszczególnymi ziarnami przy ich wzajemnym przemieszczeniu (ślizganiu i toczeniu). Warunkiem jego występowania jest istnienie naprężeń normalnych do płaszczyzny przemieszczenia. Zjawisko to jest dotychczas zbadane w niewielkim tylko stopniu. Z przeprowadzonych już badań [44, 73, 105, 47, 10] wynika, że współczynnik tarcia wewnętrznego mieszanki betonowej zależy od wielkości, kształtu i tekstury ziarn kruszywa, koncentracji objętościowej kruszywa w mieszance, wskaźnika $\frac{W}{C}$ oraz użytego cementu. Kształt i tekstura ziarn kruszywa stanowią o współczynniku tarcia pomiędzy poszczególnymi ziarnami, ten zaś - wg H.H. Bache [4] - związany jest ze współczynnikiem tarcia wewnętrznego w materiale ziarnistym zależnością pokazaną na rys. 4.23.



Rys. 4.23. Wpływ tarcia pomiędzy poszczególnymi ziarnami na współczynnik tarcia wewnętrznego materiału ziarnistego [4]

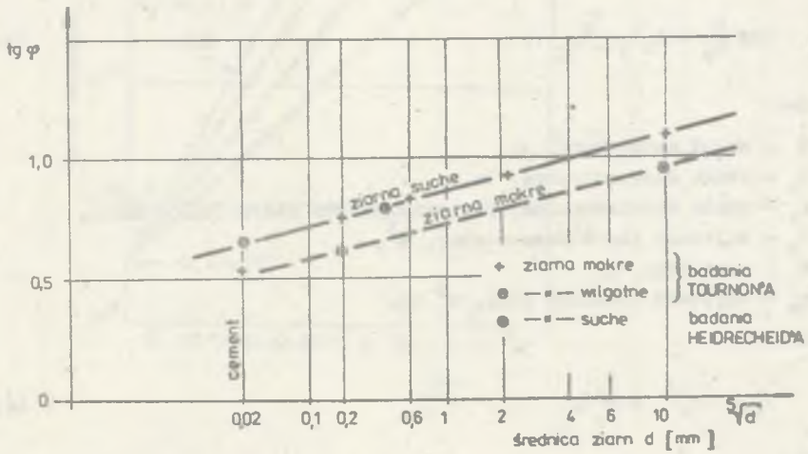
Fig. 4.23. Influence of friction between individual grains on the internal friction coeficient of granular medium [4]

Wpływ koncentracji ziarn w objętości takiego materiału na wartość współczynnika tarcia wewnętrznego ilustruje rys. 4.24. Ze wzrostem koncentracji współczynnik tgφ rośnie w przybliżeniu wykładniczo. Wzrost wielkości ziarn kruszywowych, jak to wynika z rezultatów badań G. Tournona i Heidrecheida zestawionych przez J.P. Bombleda [10], wywołuje wzrost tarcia wewnętrznego. Rezultaty te, przedstawione na rys. 4.25, wykazują, że współczynnik tarcia wewnętrznego jest liniowo zależny od wyrażenia $\sqrt[5]{d}$, gdzie d jest średnicą ziarn.

Rys. 4.24. Współczynnik tarcia wewnętrznego materiału ziarnistego w funkcji koncentracji ziarn [14]

Fig. 4.24. Internal friction coeficient of granular medium in relation to the grain concentration [14]

Z badań A.G. Ritchiego [73] i O.J. Uzomaki [111] wynika, że współczynnik tarcia wewnętrznego tgφ maleje ze wzrostem $\frac{W}{C}$, co jest zgodne z danymi przedstawionymi na rys. 4.24. Charakter tej zależności, ze względu na interakcję pozostałych czynników, nie został jeszcze wystarczająco zbadany. Bardzo interesujący, ze względu na urabialność, lecz również mało zbadany, jest wpływ wibracji. Zwykle przyjmuje się, że wibracja wywołuje zanik tarcia wewnętrznego w mieszance betonowej. Jednak niektóre informacje z badań R.L. Hermite'a [43] oraz J.P. Bombleda [10] wskazują, że o ile takie przyjęcie jest możliwe przy małych wielkościach naprężeń normalnych (rys. 4.1), to przy wyższych ich wielkościach opór tarcia wewnętrznego staje się znów znaczący. Porównując krzywe B i C na rys. 4.1, można przedstawić hipotezę, że wibracja powoduje powstanie w mieszance jakby ciśnienia neutralnego σ_a zmniejszającego naprężenia normalne σ, wywołane przyłożonym obciążeniem statycznym.



Rys. 4.25. Zależność współczynnika tarcia wewnętrznego od wielkości ziarn kruszywa [10]

Fig. 4.25. Relationship between internal friction coeficient and aggregate grain size [10]

W rezultacie opór tarcia w wibrowanej mieszance maleje do wartości $\sigma - \sigma_a \operatorname{tg}\varphi$ i jeśli $\sigma < \sigma_a$, to opór tarcia można przyjąć równy zeru.

4.3.3. Moduł sprężystości postaciowej - G

Nazywany również modułem sztywności postaciowej mieszanki, ma odmienny niż dla ciał sprężystych sens fizyczny. W początkowym przedziale niewielkich zmian naprężeń stycznych (rys. 4.6) zależność pomiędzy obciążeniem i odkształceniem można przyjmować za liniową. Jednak już w tym przedziale odkształcenie mieszanki może być nie w pełni odwracalne, lecz zawierać w sobie część o charakterze odkształcenia ostatecznego. Dotyczy to w szczególności mieszanek o mniejszej koncentracji objętościowej kruszywa. Obciążenie mieszanki, nawet niewielkie, wywołuje wtedy gradient ciśnienia w wodzie i związany z nim jej filtracyjny przepływ, powodujący trwałość części odkształcenia. Im dłuższy będzie czas obciążenia, tym większy będzie udział odkształcenia trwałego w odkształceniu całkowitym. Tak więc, podobnie jak w przypadku gruntów, możemy mieć do czynienia z liniową zależnością tylko przy obciążeniu mieszanki. Dla odciążenia liniowość wtedy nie występuje. Stąd bardziej zasadne jest traktowanie G jako modułu odkształcenia liniowego. Odwrotność tego modułu, czyli $\frac{1}{G} = J$, jest podatnością na ścinanie.

Według T.C. Poersa [64], sztywność postaciowa jest funkcją stosunku objętości ziarn fazy stałej do objętości wody w mieszance. Podał on wzór na obliczenie modułu liniowego odkształcenia (sztywności postaciowej), z badań, w postaci:

$$\log \frac{G}{G_o} = k_g\left(\frac{V_s}{W \cdot v_w}\right), \qquad (4.27)$$

gdzie:

G - moduł sztywności, Pa,
G_o - stała doświadczalna, Pa,
k_g - stała doświadczalna, charakterystyka ziarn fazy stałej,
V_s - objętość ziarn fazy stałej, m^3,
W - masa wody, kg,
v_w - objętość właściwa wody, m^3/kg.

Ponieważ:

$$V_s = Cv_c\left(1 + \frac{V_k}{V_c}\right), \qquad (4.28)$$

gdzie:

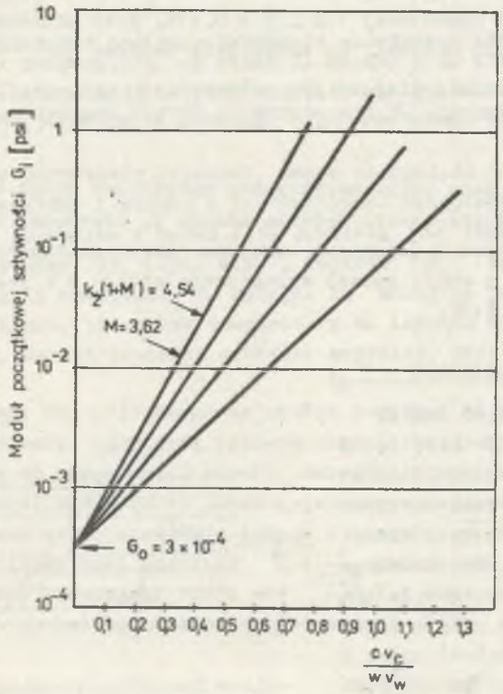
C - masa cementu, kg,
v_c - objętość właściwa cementu, m^3/kg,

V_k - objętość kruszywa, m^3,
V_c - objętość cementu, m^3,

więc równanie (4.27) po podstawieniu (4.28) Powers przedstawił następująco:

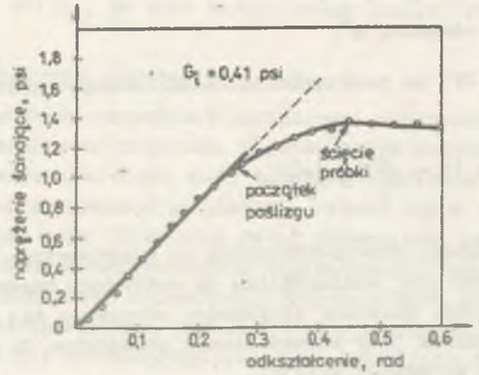
$$\log\left(\frac{G}{G_o}\right) = k_g\left(1 + \frac{V_k}{V_c}\right)\left(\frac{Cv_c}{W v_w}\right). \qquad (4.29)$$

W swoich badaniach, przeprowadzonych na plastometrze obrotowym, T.C. Powers i E.M. Wiler [64] stwierdzili, że sztywność postaciowa zależy od historii odkształceń. Maksimum sztywności obserwuje się podczas wzrostu odkształcenia, minimum przy odkształceniu powrotnym. Za wzrostem liczby cykli odkształceń sztywność maleje.



Rys. 4.26. Zależność modułu początkowej sztywności postaciowej mieszanki betonowej od stosunku objętości cementu do objętości wody wg badań T.C. Powersa [64]

Fig. 4.26. Relationship between initial concrete mix shear modulus and ratio of cement volume to water volume, after T.C. Powers [64]



Rys. 4.27. Wykres zależności naprężenie - odkształcenie dla pierwotnego odkształcenia zaprawy cementowej 1:2 i $\frac{W}{C}$ = 0,376, przy prędkości odkształcenia 0,05 rad/sek, wg badań T.C. Powersa [64]

Fig. 4.27. Stress - strain diagram for primary deformation of cement mortar 1:2 at $\frac{W}{C}$ = 0,376, for shear rate 0,05 rad/sec, after T.C. Powers [64]

Dlatego przyjęli oni jako charakterystyczny początkowy moduł sztywności G_i. Rys. 4.26 przedstawia wyniki badania modułu G, mieszanek betonowych o jednakowym uziarnieniu i objętości kruszywa, lecz zróżnicowanym stosunku objętości cementu i wody. Sposób wyznaczenia modułu G i jego sens fizyczny obrazuje rys. 4.27.

4.3.4. Lepkość plastyczna - η_{pl}

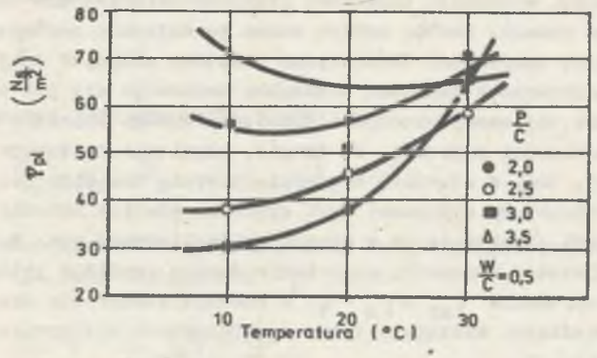
W celu odróżnienia od lepkości cieczy newtonowskich lub pseudoplastycznych, lepkość ośrodków objawiających granicę płynięcia (plastyczności) przyjęto nazywać lepkością plastyczną. Odnosi się to także do mieszanki betonowej przejawiającej, jak wcześniej podano, cechy ciała lepkoplastycznego. Lepkość plastyczna stanowi o oporze stawianym przez mieszankę płynięcia postaciowemu. Odwrotność $\frac{1}{\eta_{pl}} = \mathcal{M}$ nazywana jest ruchliwością (mobilnością) i zgodnie z rys. 4.7 jest ona równa tangensowi kąta nachylenia krzywej płynięcia $f(\tau)$. Ponieważ wg równania (4.3):

$$\eta_{pl} = \frac{\tau - \tau_o}{\dot{\gamma}}, \qquad \frac{Ns}{m^2},$$

to mobilność:

$$\mathcal{M} = \frac{1}{\eta_{pl}} = \frac{\dot{\gamma}}{\tau - \tau_o}, \tag{4.30}$$

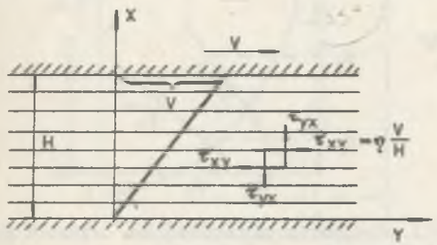
jest podatnością mieszanki na płynięcie plastyczne, określoną zmianą gradientu prędkości, jaki w mieszance betonowej wywołuje jednostkowa zmiana naprężenia τ przy $\tau > \tau_o$.



Rys. 4.28. Zależność pomiędzy lepkością plastyczną mieszanki betonowej i temperaturą, wg badań J. Muraty i H. Kikukawy [53]

Fig. 4.28. Relationship between concrete mix plastic viscosity and temperature, after J. Murata and H. Kikukawa [53]

Dla cieczy odwrotność lepkości, zwana płynnością, jest prawie liniową funkcją temperatury i rośnie z jej wzrostem. Natomiast dla mieszanki betonowej, jak to wynika z badań J.P. Bombleda [10] (rys. 4.21) oraz J. Muraty i H. Kikukawy [53] (rys. 4.28), lepkość η_{pl} ze wzrostem temperatury rośnie, czyli mobilność $\mathcal{M}$ maleje. Im mniejsza jest koncentracja kruszywa w mieszance, tym wpływ temperatury na lepkość mieszanki jest wyraźniejszy, tzn. wzrost lepkości zachodzi szybciej, przy niższych temperaturach.

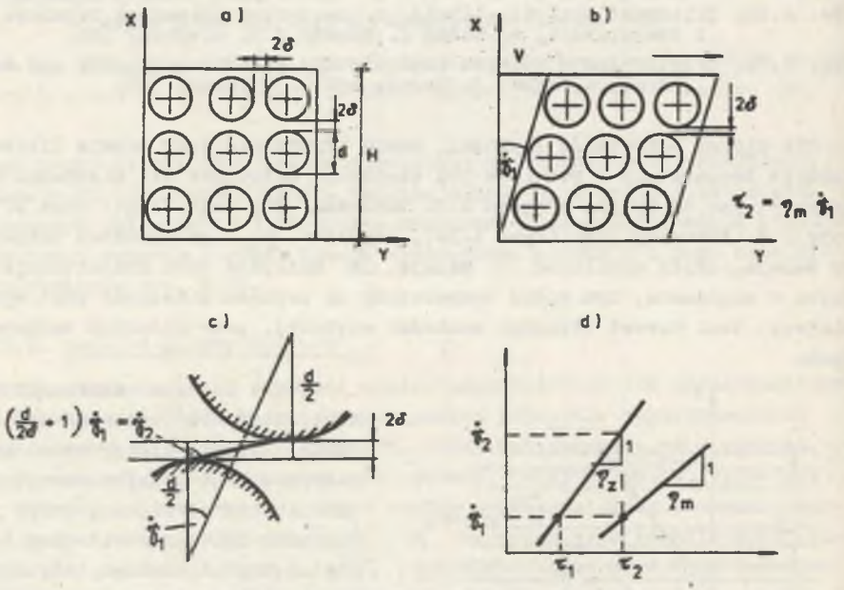


Rys. 4.29. Gradient prędkości w cieczy liniowo lepkiej, umieszczonej pomiędzy dwoma równoległymi płytkami, z których jedna porusza się ze stałą prędkością

Fig. 4.29. Shear rate in linear viscous fluid situated between two paralell plates from which one is moving with constant velocity

Natura lepkości mieszanki betonowej jest więc odmienna niż w cieczach. Lepkość cieczy można rozpatrywać jako przejaw wewnętrznego tarcia przy płynięciu, które jest wynikiem działania sił przeciągania międzycząstkowego, czyli kohezji między cząsteczkami cieczy. W ruchu laminarnym tarcie to powoduje zróżnicowanie prędkosci płynięcia jednej warstewki cieczy względem drugiej, w rezultacie czego pojawia się gradient prędkości $\dot{\gamma} = \frac{V}{H}$ (rys. 4.29). Dla cieczy newtonowskiej jest on odwrotnie proporcjonalny do lepkości,

czyli oporu stawianego przez ciecz wzajemnemu przesunięciu sąsiednich jej warstewek, odniesionego do jednostki powierzchni ich styku. W mieszance betonowej, ze względu na obecność ziarn kruszywa tworzących pewną przestrzenną strukturę, występują dodatkowe zjawiska zwiększające znacznie lepkość takiego układu. Według autora można je objaśnić następująco. Po pierwsze, wskutek wzajemnych oddziaływań pomiędzy ziarnami fazy stałej, przy małych wielkościach naprężeń mieszanka zachowuje się jak ciało stałe, a więc wywołanie tej samej prędkości płynięcia wymaga znacznie większych niż w cieczy wielkości naprężeń. Po drugie, płynięcie następuje jedynie w fazie ciekłej, tzn. w strefach międzyziarnowych, tak więc geometria przestrzennej struktury ziarnowej musi wywierać również istotny wpływ na lepkość mieszanki. Ilustruje to w sposób wyidealizowany rys. 4.30. W wydzielonym z objętości mieszanki sześcianie średni gradient prędkości $\dot{\gamma}_1$, wywołuje stan sprężenia $\tau_{xy} = \eta_m \cdot \dot{\gamma}_1$. W rzeczywistości dla danego przekroju zmiana prędkości następuje tylko w warstewkach międzyziarnowych (rys. 4.30b i c).



Rys. 4.30. Mechanizm wpływu geometrii struktury ziarnowej na lepkość mieszanki betonowej

a) element objętości mieszanki przed płynięciem, b) element objętości mieszanki w trakcie płynięcia, c) gradient prędkości w strefie międzyziarnowej, d) wzrost lepkości wywołany obecnością ziarn

Fig. 4.30. Effect of grain structure geometry on concrete mix viscosity

a) a unite volume of mix befor flow, b) a unite volume of mix during flow, c) shear rate inter granular area, d) viscosity rise due to presence of aggregate

Z relacji geometrycznych pomiędzy średnicą ziarn d i grubością warstewek międzyziarnowych 2δ wynika, że gradient prędkości w warstewkach $\dot{\gamma}_2$ jest większy od gradientu średniego $\dot{\gamma}_1$ o wielkość $\frac{d}{2\delta}\dot{\gamma}_1$. Przy braku ziarn kruszywa będzie:

$$\tau_1 = \eta_z \dot{\gamma}_1 , \tag{4.31}$$

natomiast przy obecności ziarn:

$$\tau_2 = \eta_z \dot{\gamma}_2 \quad \text{i} \quad \tau_2 > \tau_1 . \tag{4.32}$$

Ponieważ dla rozważanego elementu średni gradient prędkości wynosi $\dot{\gamma}_1$, to przy tym samym obciążeniu τ_2 będzie:

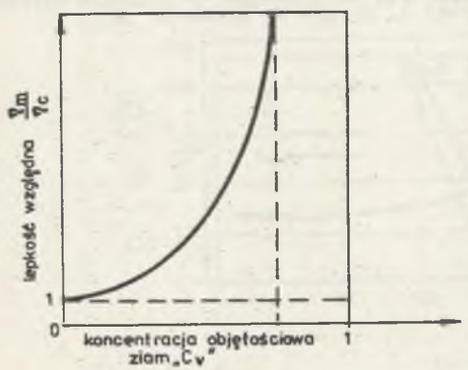
$$\eta_z \dot{\gamma}_2 = \eta_m \cdot \dot{\gamma}_1 = \tau_2, \tag{4.33}$$

więc:

$$\eta_m = \eta_z \frac{\dot{\gamma}_2}{\dot{\gamma}_1} = \eta_z\left(\frac{d}{2\delta} + 1\right) , \tag{4.34}$$

czyli lepkość względna mieszanki:

$$\eta_{rel} = \frac{\eta_m}{\eta_z} = \frac{d}{2\delta} + 1 . \tag{4.35}$$



Rys. 4.31. Lepkość w funkcji koncentracji objętościowej ziarn w zawiesinie [4]

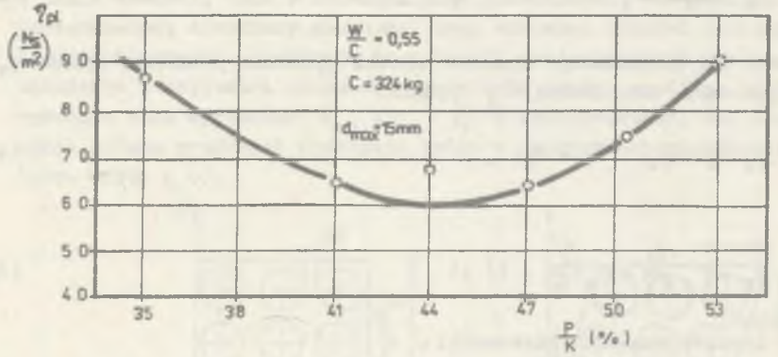
Fig. 4.31. Viscosity in relation to the volume concentration of grains in suspension [4]

Z powyższego rozumowania wynika, że obecność ziarn wywołuje zwiększenie lepkości mieszanki proporcjonalnie do wartości $\frac{2}{2\delta} + 1$. Lepkość mieszanki betonowej zależy zatem od stanu jej struktury, a dokładniej od stanu przestrzennej struktury utworzonej przez ziarna kruszywa i cementu. Przy braku ziarn kruszywa $d = 0$ i $\eta_m = \eta_z$. Eksperymentalne badania lepkości różnych zawiesin wskazują, że istnieje zależność pomiędzy koncentracją objętościową ziarn i lepkością względną zawiesiny. Ogólny wykres tej zależności (rys. 4.31) może być wg H.H. Bache [4] odniesiony również do mieszanki betonowej. Wynika z niego, że ze

wzrostem koncentracji ziarn fazy stałej lepkość mieszanki rośnie wykładniczo, aż do wielkości odpowiadającej koncentracji krytycznej.

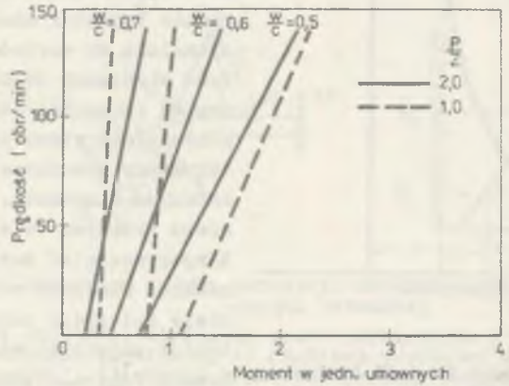
Przy tej samej koncentracji objętościowej kruszywa w mieszance betonowej jej lepkość plastyczna - jak to wynika z badań (rys. 4.32) J. Muraty i H. Kikukawy [53] - zależy od udziału piasku w kruszywie. Minimum tej lepkości występuje dla najlepiej uziarnionego stosu okruchowego ziarn kruszywa.

Wzrost stosunku piasek/żwir powoduje wzrost lepkości plastycznej mieszanki, przy jednoczesnym zmniejszeniu się granicy płynięcia τ_0 (rysunek 4.33).



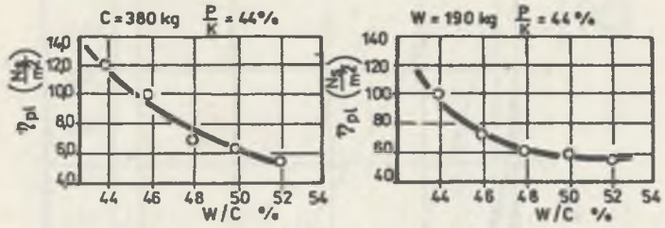
Rys. 4.32. Zależność lepkości plastycznej mieszanki betonowej od udziału piasku w kruszywie, wg badań J. Muraty i H. Kikukawy [53]

Fig. 4.32. Relationship between concrete mix plastic viscosity and sand content in aggregate, after J. Murata H. Kikukawa [53]



Rys. 4.33. Wpływ stosunku piasek - żwir na krzywe płynięcia mieszanki betonowej wg badań G.H. Tattersalla [109]

Fig. 4.33. Influence of the ratio of sand to coarse aggregate on the concrete mix flow curves, after G.H. Tattersall [109]

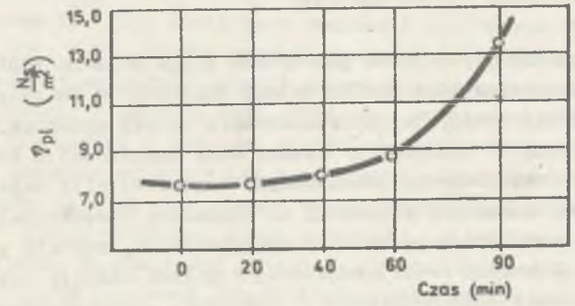


Rys. 4.34. Zależność pomiędzy $\frac{W}{C}$ i lepkością plastyczną mieszanki betonowej wg badań J. Muraty i H. Kikukawy [53]

Fig. 4.34. Relationship between $\frac{W}{C}$ and concrete mix plastic viscosity, after J. Murata and H. Kikukawa [53]

Przy niezmiennym uziarnieniu kruszywa wzrost wskaźnika $\frac{W}{C}$ pociąga za sobą konsekwentne zmniejszanie się lepkości plastycznej mieszanki (rysunek 4.8), przy czym im $\frac{W}{C}$ mniejsze, tym zmiana lepkości większa (rys. 4.34), bez względu na to, czy zmiana $\frac{W}{C}$ następuje poprzez zmianę ilości wody czy też przez zmianę ilości cementu. Taki charakter zależności lepkości mieszanki od $\frac{W}{C}$ jest efektem spadku lepkości zaczynu w wyniku zmniejszenia koncentracji ziarn cementu w zaczynie.

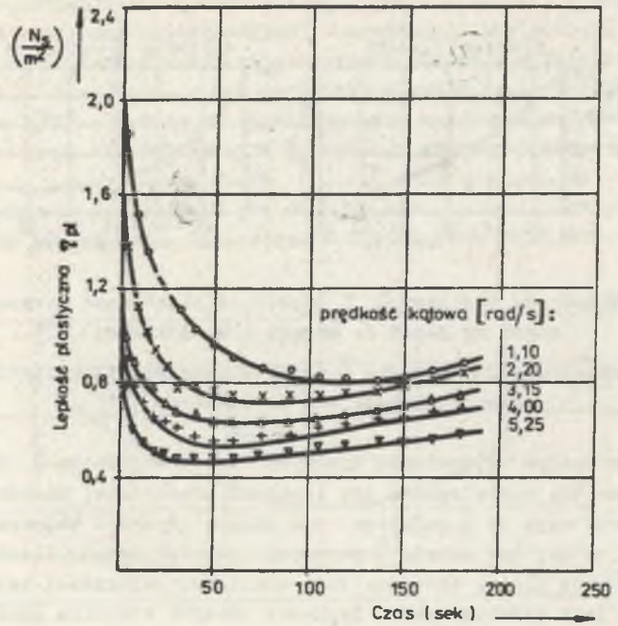
Z upływem czasu, licząc od momentu zmieszania ze sobą składników mieszanki betonowej, jej lepkość plastyczna ulega początkowo wolnemu, a później coraz szybszemu wzrostowi, jeżeli mieszanka pozostaje w spoczynku. Jest to związane z rozpoczęciem się procesu wiązania spoiwa cementowego.



Rys. 4.35. Zależność lepkości plastycznej zaprawy cementowej w spoczynku od czasu, wg badań J. Muraty i H. Kikukawy [53]

Fig. 4.35. Relation between time and cement mortar plastic viscosity in state of rest, after J. Murata i H. Kikukawa [53]

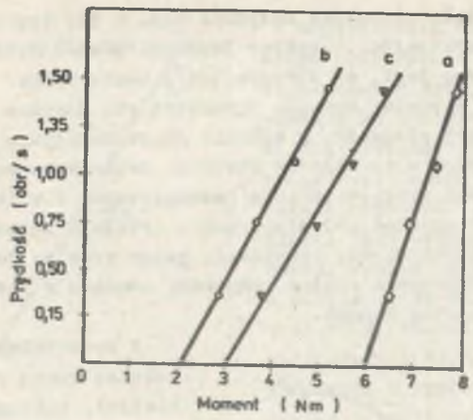
Rysunek 4.35 ilustruje to zjawisko na przykładzie zaprawy cementowej o temperaturze 20°C. Jeżeli natomiast mieszankę poddamy ścinaniu, to se



Rys. 4.36. Zmiany lepkości plastycznej w funkcji czasu ścinania dla zaprawy o $\frac{W}{C}$ = 0,42 i $\frac{C}{P}$ = 1,0, wg badań A.A. Nassima i R.L. Wajdy [57]

Fig. 4.36. Change of plastic viscosity as a function of the shear time for mortar of $\frac{W}{C}$ = 0,42 and $\frac{C}{P}$ = 1,0, after A.A. Nassim and R.L. Wajda [57]

wzrostem czasu ścinania jej lepkość plastyczna ulega silnemu zmniejszeniu (rys. 4.36). Przyczyny tego spadku należy upatrywać w zmianie przestrzennej struktury ziarnowej, jej uporządkowaniu (efekt orientacji i płaszczyzn poślizgu) oraz w "uwolnieniu" części wody meniskowej i błonkowej, w wyniku pracy sił zewnętrznych, pokonujących częściowo siły kapilarne i siły adhezji. Zmiana struktury ziarnowej ma charakter nieodwracalny, natomiast uwolniona część wody, po ustaniu odkształcenia, zostaje powtórnie związana siłami kapilarnymi (woda meniskowa) i siłami adhezji (woda błonkowa). Ilość uwolnionej wody meniskowej i błonkowej, zwiększającej objętość wody wolnej (grawitacyjnej) rośnie ze wzrostem prędkości ścinania, co objawia się spadkiem lepkości mieszanki. Spadek lepkości, bardzo znaczny w początkowym okresie ścinania z ustaloną prędkością, po upływie dość krótkiego czasu ustala się na pewnym poziomie. Obserwowane zjawisko skłania do postawienia hipotezy, że mieszanka nie jest układem reostabilnym, lecz jej lepkość zależy zarówno od prędkości, jak i czasu ścinania. Domieszki powierzchniowo czynne zmieniają charakterystyki płynięcia mieszanek betonowych, a więc zarówno wielkość granicy płynięcia τ_0, jak i lepkość plastyczną η_{pl}. Przykładem takiego działania domieszek są wyniki badań P.F. Banfilla [6], omówione w rozdziale 5, których fragment przedstawiono na rys. 4.37. Obydwa rodzaje zastosowanych domieszek wywołują wzrost lepkości plastycznej badanej mieszanki, przy jednoczesnym spadku granicy płynności. W efekcie opór płynięcia, wyrażony wielkością momentu obrotowego, dla każdej z badanych prędkosci płynięcia wokół obrotowej sondy, jest znacznie mniejszy niż w przypadku mieszanki bez domieszek. Należy tu nadmienic, że obserwowany wzrost lepkości plastycznej następował tylko do pewnej wielkosci dawki domieszki, po przekroczeniu której następował spadek do wielkości bliskich lepkości mieszanki bez domieszek. Obserwowane efekty działania obu domieszek występowały bez względu na rodzaj zastosowanego cementu.



Rys. 4.37. Wpływ superplastyfikatorów na lepkość plastyczną i granicę płynności mieszanki betonowej wg badań P.F. Banfilla [6]

Skład mieszanki: $\frac{C}{W}$ = 0,73, $\frac{P}{K}$ = 0,42, C = 267 kg, K = 818 kg

a - mieszanka bez domieszki, b - mieszanka z domieszką sulfonowanej żywicy formaldehydowo-naftalenowej w ilości 1,2% C, c - mieszanka z domieszką sulfonowanej żywicy formaldehydowo-melaminowej w ilości 1,5% C

Fig. 4.37. Effect of superplasticizers on plastic viscosity and yield value of the concrete mix after P.F. Banfill [6]

Mix composition: $\frac{C}{W}$ = 0,73; $\frac{S}{A}$ = 0,42; C = 267 kg, A = 818 kg

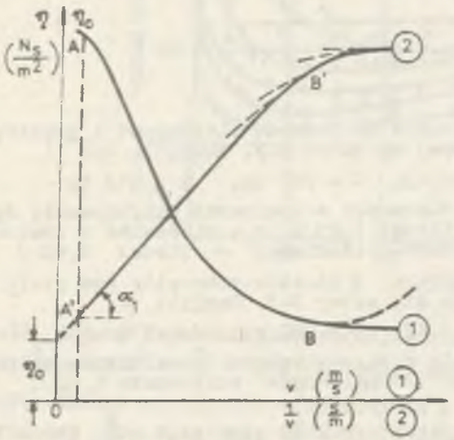
a - mix without admixtures, b - mix with naphtalene formaldehyde sulphonate 1,2% C, c - mix with melamine formaldehyde sulphonate 1,5% C

4.3.5. Lepkość mieszanki wibrowanej (wibrolepkość)

Jak podano już wcześniej, wibracja powoduje jakościową zmianę charakterystyki reologicznej mieszanki betonowej. W początkowym okresie wibracji następuje wydzielenie się z mieszanki znacznej ilości uwięzionego, w postaci pęcherzyków, powietrza. Pociąga to za sobą zmniejszenie jej

objętości. Równocześnie mieszanka upłynnia się, a jej lepkość ulega istotnej zmianie, przybierając charakter lepkości newtonowskiej. Mechanizm fizyczny tego zjawiska jest, wg Powersa [64], następujący.

Generowane przez wibrator drgania przenoszą się głównie na fazę ciekłą, ze względu na jej ciągłość, w efekcie czego następuje ruch tej fazy względem zawieszonych w niej cząstek stałych. Przemieszczenia, prędkości i przyspieszenia ruchu ulegają zmianom harmonicznym. W sflokulowanej strukturze agregatów cząstek cementu drgania wywołują rozpad agregatów i zwiększenie odległości między cząstkami, czego efektem jest znaczne zmniejszenie sił oddziaływań między cząstkami cementu w zaczynie. W rezultacie płynność zaczynu rośnie.



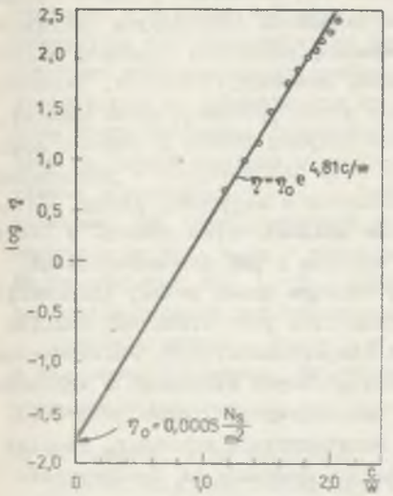
Rys. 4.38. Ogólna zależność lepkości mieszanki betonowej od prędkości V i odwrotności prędkości drgań $\frac{1}{V}$, wg badań A.E. Desowa [20]

Fig. 4.38. General relationship between concrete mix viscosity and velocity of vibration V or its reciprocal, $\frac{1}{V}$, after A.E. Desow [20]

W początkowym okresie, wskutek ruchu drgającego fazy ciekłej, następują okresowe zderzenia ziarn kruszywa, na które przekazuje się część energii drgań. Trwa to kilka sekund, po upływie których ziarna te zostają odizolowane od siebie przez upłynniony zaczyn. W konsekwencji cała wibrowana objętość mieszanki staje się bardziej płynna i podatna na działanie sił grawitacji. Stopień upłynnienia zależy, wg A.F. Desowa, od prędkosci drgań [20, 65, 22]. Charakter tej zależności pokazano na rys. 4.38. Przedstawioną na rysunku krzywą można umownie podzielić na trzy strefy. Pierwsza - to strefa lepkosci nienaruszonej struktury mieszanki, druga - to strefa spadku lepkości ze wzrostem prędkości drgań, trzecia zaś - to strefa granicznej lepkości η_0 naruszonej struktury. Po osiągnięciu η_0 dalszy wzrost prędkości drgań powoduje wzrost lepkości mieszanki. Zależność tę A.E. Desow opisał równaniem:

$$\eta_w = \eta_0 + \frac{\alpha}{V}, \quad Ns/m^2 \qquad (4.36)$$

gdzie α - współczynnik "tiksotropii", N/m.



Rys. 4.39. Lepkość wibrowanej mieszanki betonowej w funkcji $\frac{W}{C}$ wg badań R.L. Hermite'a [44]; częstotliwość drgań - 50 Hz, amplituda 1 mm

Fig. 4.39. Viscosity of vibrated concrete mix in relation to $\frac{W}{C}$ after R.L'Hermite [44]; frequency - 50 Hz amplitude 1 mm

Współczynnik "tiksotropii" α jest miarą upłynnienia mieszanki wywołanego działaniem wibracji. Równanie (4.36) pozwala na obliczenie lepkości mieszanki dla dowolnej prędkości drgań, przy znajomości parametrów η_0 i α. Upłynnienie mieszanki jest tym większe, im niższy jest wskaźnik $\frac{W}{C}$ mieszanki betonowej. Wynika to z faktu, że mieszanki o niskim $\frac{W}{C}$, ze względu na małą zawartość wody, charakteryzują się niższą spójnością i tarciem wewnętrznym niż mieszanki o wysokim $\frac{W}{C}$. Ponieważ, jak wynika z omówionych wcześniej badań, wibracja wywołuje zanik spójności i bardzo znaczne zmniejszenie się tarcia wewnętrznego, jest zrozumiałe, że mieszanki o niskim $\frac{W}{C}$, poddane wibracji, bardziej się upłynniają. Mieszanki o wysokim $\frac{W}{C}$ są po prostu początkowo (przed wibracją) bardziej płynne, a zatem relatywnie zmiana ich płynności będzie mniejsza.

R.L'Hermite i G. Tournon [44], w wyniku przeprowadzonych przez siebie badań, określili zależność statyczną pomiędzy lepkością wibrowanej mieszanki a $\frac{C}{W}$ (rys. 4.39). Zależnosc ta ma charakter wykładniczy, dzięki czemu w skali półlogarytmicznej może byc przedstawiona prostą. Wielkość η_0 w interpretacji fizycznej powinna byc równa lepkości wody (C = 0). Otrzymana z ekstrapolacji wielkość, podana na wykresie, jest inna. Przyczyny tego mogą być wielorakie, lecz dla samego charakteru omawianej zależności różnica ta nie ma istotnego znaczenia.

4.4. UWAGI I DYSKUSJA

Dostępne w literaturze dane, dotyczące właściwości makroreologicznych mieszanki betonowej, pomimo że dość liczne, są jednak rozproszone i najczęściej fragmentaryczne. W rozdziale tym, ze względu na aplikacyjny, obok poznawczego, aspekt całej pracy, starano się je zebrac i uporządkować w sposób dający nie tylko pogląd na całość tego zagadnienia, ale i możliwości jego wykorzystania w technologii. Z wielu względów przedstawiony materiał informacyjny wymaga jednak komentarza w formie uwag i dyskusji niektórych kwestii.

Dotychczasowe badania dotyczą zachowania się mieszanki podczas odkształceń postaciowych. Brak jest informacji o badaniach dotyczących odkształceń objętościowych. Stosowane metody i aparaty pomiarowe (aparaty bezpośredniego ścinania, trójosiowego ściskania, reometry rotacyjne, teleskopowe, rurowe i inne), budowane indywidualnie przez poszczególnych badaczy, różnią się istotnie pomiędzy sobą. Różnice dotyczą metody i zakresu pomiaru, geometrii układu pomiarowego, a także - co istotniejsze - jednorodności stanu odkształcenia lub prędkości odkształcenia w objętości próbki mieszanki oraz charakteru i wielkości efektów zakłócających pomiar. W takiej sytuacji trudno mówić o jednoznaczności wyników i ich porównywalności. Ponadto, składy badanych mieszanek, przy częstym braku pełnej informacji na ten temat, są tak zróżnicowane, że niemożliwa jest ilościowa analiza porównawcza opublikowanych wyników badań eksperymentalnych, wnioskowanie zaś na ich podstawie o właściwościach reologicznych mieszanki w ogólności musi być ograniczone do ustaleń jedynie jakościowych. Pomimo tych uwag, dotychczasowy dorobek badawczy jest już merytorycznie znaczący, chociaż bardziej szczegółowa analiza zebranych danych wskazuje na dyskusyjność niektórych kwestii.

I tak, podana przez G.J. Kunnosa i Fajtelsona [40] fenomenologiczna analiza przebiegu i charakteru odkształcenia postaciowego mieszanki betonowej (rys. 4.4 i 4.5) stoi w sprzeczności z wynikami badań T.C. Powersa i E.M. Wilera [64]. Ci ostatni wykazali, że nawet przy niewielkich obciążeniach $\tau < \tau_o$ odkształcenie mieszanki nie jest w pełni odwracalne po ustaniu obciążenia. Stwierdzili ponadto, że przebieg i charakter odkształcenia zależy od historii odkształceń. Pogląd taki, zdaniem autora, wydaje się bardziej zasadny. Po pierwsze, tak właśnie zachowuje się, podobny do mieszanki, ośrodek gruntowy. Po drugie, daje się to fizykalnie uzasadnić. Mianowicie, obciążenie styczne mieszanki wywołuje w niej powstanie nierównomiernego rozkładu naprężeń, a co za tym idzie, ukierunkowany przepływ filtracyjny wody wolnej ze strefy bardziej obciążonej do mniej obciążonej. W rezultacie nastąpi trwałe odkształcenie postaciowe mieszanki. Im dłuższy jest czas obciążenia, tym większy wydatek filtracji, a w konsekwencji - większe odkształcenie trwałe. Oczywiście, wielkość tego odkształcenia zależy także od udziału objętościowego wody wolnej w mieszance. Im jest on mniejszy, tym mniejszy jest udział odkształcenia trwałego w całkowitym odkształceniu mieszanki.

Kwestią dyskusyjną jest również rozpatrywanie odkształcenia mieszanki w dwóch odrębnych stadiach, określonych warunkami $\tau < \tau_o$ lub $\tau > \tau_o$, przy założeniu skokowej zmiany właściwości mieszanki przy $\tau = \tau_o$. Takie rozgraniczenie ułatwia co prawda dobór modelu reologicznego i analizę teoretyczną zachowania się mieszanki pod obciążeniem stycznym, lecz nie zawsze odpowiada rzeczywistości. Strefa przejścia z jednego stadium odkształcenia do drugiego, gdy $\tau \sim \tau_o$, jest równie interesująca, co mało

zbadana. W strefie tej może zachodzić zmiana stanu struktury mieszanki, polegająca na "rozluźnieniu" przestrzennej struktury utworzonej z ziarn kruszywa wskutek ich wzajemnego przemieszczenia spowodowanego ścinaniem. Objawia się to zwiększeniem objętości mieszanki z jednoczesnym wzmocnieniem oporu ścinania. Intensywność tego zjawiska, zwanego dilatancją, zależy od ilości zaczynu w mieszance. Zmienia ono istotnie kryterium wystąpienia płynięcia ($\tau > \tau_o$), bowiem - jak wskazują wyniki badań A. Małasiewicza [48] oraz charakter zależności naprężenie - odkształcenie przedstawiony na rys. 4.6a - płynięcie może niekiedy zachodzić przy $\tau < \tau_o$. Ma to miejsce, gdy $\tau > \tau_u$, gdzie τ_u jest granicą płynności mieszanki po "rozluźnieniu" jej struktury wywołanego ścinaniem.

Powstaje pytanie, kiedy i w jakim stopniu zjawisko to może wystąpić w mieszance betonowej. Odpowiedzi, jak się wydaje, mogłoby dostarczyć zbadanie kształtowania się stosunku $\frac{\tau_u}{\tau_o}$, w zależności od stanu struktury mieszanki, w szczególności zaś od koncentracji objętościowej kruszywa.

Najistotniejszą jednak kwestią jest charakter krzywej płynięcia mieszanki betonowej. Płynięcie postaciowe jest bowiem tym rodzajem odkształcenia mieszanki, które dominuje w procesach jej mechanicznego przetwarzania i transportu. W opublikowanych pracach badawczych, dotyczących tej kwestii, prawie powszechny jest pogląd o binghamowskim charakterze płynięcia mieszanki. I taką też interpretację przyjęto w niniejszej pracy. Istnieją jednak pewne przesłanki do postawienia hipotezy, że ten liniowy charakter krzywej płynięcia jest jedynie przypadkiem szczególnym, generalnie zaś zależność $\dot{\gamma} = f(\tau)$ jest dla mieszanki nieliniowa. Na taką możliwość wskazują wyniki badań V. Ukrainčika [110] i C. Legranda [42]. Uzyskane przez nich krzywe płynięcia świadczą o tym, że w zależności od koncentracji fazy stałej w mieszance, jej lepkość może rosnąć lub maleć ze wzrostem prędkości ścinania.

Zaobserwowane przez A.A. Nassima i R.L. Wajdę [57] zmiany lepkości zaprawy w funkcji czasu ścinania ze stałą prędkością sugerują ponadto, że mieszanka nie jest układem reostabilnym, to znaczy, krzywe płynięcia mogą tworzyć pętlę histerezy. Zależność lepkości od prędkości i czasu ścinania znana jest w reologii jako charakterystyczna dla układów dyspersyjnych z rozdrobnioną fazą stałą. Zjawisko to nosi nazwę lepkości strukturalnej. Wydaje się, że dotychczasowy brak liczniejszych danych o nieliniowym charakterze płynięcia mieszanki betonowej jest konsekwencją bardzo uproszczonych procedur pomiaru jej właściwości reologicznych. Pozostaje to w związku z niedoskonałością stosowanych dotychczas reometrów i trudnością realizacji w mieszance odkształcenia ścinającego w dłuższym okresie czasu, bez utraty jednorodności i izotropowości badanej próbki. Pełny obraz charakteru płynięcia mieszanki uzyskać można tylko wtedy, gdy zależność $\dot{\gamma} = f(\tau)$ wyznaczona zostanie zarówno przy rosnącej, jak i malejącej prędkości ścinania, z uwzględnieniem możliwego zróżnicowania struktury mieszanki.

5. ZWIĄZKI PARAMETRÓW REOLOGICZNYCH ZE STRUKTURĄ MIESZANKI BETONOWEJ

5.1. STRUKTURA MIESZANKI BETONOWEJ

W ujęciu strukturalnym mieszanka betonowa przedstawia sobą trójfazowy układ grubodyspersyjny, o wysokiej koncentracji fazy stałej. Faza stała (kruszywo, cement) i faza gazowa (powietrze) zdyspergowane są w ciągłej fazie ciekłej (woda). Stopnie dyspersji cementu i kruszywa są istotnie różne. Ziarna cementu są o kilka rzędów wielkości mniejsze od ziarn kruszywa, co przy jednocześnie większej jednostkowej energii swobodnej powierzchni cementu powoduje, że intensywność fizykochemicznych zjawisk powierzchniowych na styku cement - woda jest znacznie większa niż na styku kruszywo - woda. Zdaniem wielu badaczy [64, 70, 9, 4], a także autora, przemawia to za traktowaniem mieszanki według formuły materiału kompozytowego, jako układu "matryca - cząstki". Formuła ta umożliwia uproszczenie i uogólnienie opisu wpływu struktury mieszanki, jako konsekwencji składu, na jej właściwości między innymi reologiczne. Może ona być zastosowana nie tylko do samej mieszanki, ale także do tworzących ją podukładów[1)] (tablica 5.1).

Tablica 5.1

Kompozytowa formuła mieszanki betonowej

MATRYCA	CZĄSTKI	MATERIAŁ KOMPOZYTOWY
Zaczyn cementowy	Ziarna kruszywa i duże pęcherzyki powietrza	Mieszanka betonowa
Woda	Ziarna cementu i drobne pęcherzyki powietrza	Zaczyn cementowy

1) Pominięto tutaj jeden z podukładów - zaprawę; z fizycznego punktu widzenia struktury zaprawy i mieszanki nie różnią się od siebie. Są to trójfazowe układy dyspersyjne złożone ze składników o tej samej naturze.

Taki opis struktury materiału oznacza, że niejako wyjściowe dla właściwości materiału kompozytowego są właściwości matrycy. Obecność zdyspergowanych w niej cząstek powoduje, że właściwości materiału są modyfikacją właściwości matrycy, o charakterze i stopniu zależnym od kształtu, wielkości i udziału objętościowego cząstek.

W mieszance betonowej matrycą jest zaczyn cementowy. Jest on również trójfazowym układem dyspersyjnym, o wysokiej koncentracji fazy stałej. Ze względu jednak na znaczne rozdrobnienie cementu jest to układ drobnodyspersyjny. Ma to istotne znaczenie z punktu widzenia charakteru i stopnia modyfikacji właściwości strukturalnych zaczynu jako matrycy mieszanki betonowej.

W trójfazowych układach dyspersyjnych, a w szczególności drobnodyspersyjnych, woda odgrywa główną rolę w tworzeniu ich struktury. Dzieje się tak dlatego, że wchodząc w kontakt z ziarnami fazy stałej, woda przybiera różne postacie, o różnych formach związania z układem ziarn, a przez to, o różnych właściwościach. Zgodnie z wynikami szeregu badań, głównie P.A. Rebindera [66, 67] i B.W. Deriagina [18, 19], w układach dyspersyjnych wyróżnić można następujące postacie wody: chemicznie związaną z fazą stałą, fizycznie związaną, czyli wodę błonkową, wodę kapilarną oraz wodę grawitacyjną, czyli wolną. W przypadku mieszanki betonowej, przed rozpoczęciem wiązania cementu, udział wody chemicznie związanej można pominąć. Woda błonkowa to głównie woda adsorpcyjna, związana z powierzchnią ziarn siłami Van der Waalsa i wiązaniami wodorowymi. Charakteryzuje się ona wieloma anomalnymi właściwościami. Gęstość wody błonkowej jest większa niż wody wolnej i zależy od odległości od granicznej powierzchni pomiędzy fazą stałą i ciekłą.

Przy grubości błonki $\delta_{bł} \geq 0{,}05\,\mu m$ średnią gęstość wody błonkowej wg A. Rusanowa i F. Kuni [83] określa zależność:

$$\rho_{bł} = 10^3 + \frac{5 \cdot 10^{-5}}{\delta_{bł}} \quad kg/m^3 \tag{5.1}$$

Jeśli $\delta_{bł} < 0{,}05\,\mu m$, to $\rho_{bł} = 2000\ kg/m^3$.

Woda błonkowa posiada również większą lepkość i quasi-sprężyste właściwości. Te anomalne właściwości są konsekwencją panującego w wodzie błonkowej ciśnienia, dochodzącego do 1000-2500 MPa, wywołanego działaniem sił bliskiego zasięgu na granicy faz. Błonki wodne wykazują działanie rozklinowujące ziarna, odsuwając je od siebie i wywołując tym samym efekt spulchnienia stosu ziarn. Według danych różnych autorów [9] grubość błonki wodnej na ziarnach może dochodzić do kilku tysięcy średnic molekuł wody.

Woda kapilarna występuje tylko w przypadku niepełnego nawodnienia stosu ziarn. Naturę wiązań kapilarnych omówiono w rozdziale 4. Dodać należy, że przy małych odstępach pomiędzy powierzchniami ziarn ciśnienie kapilar-

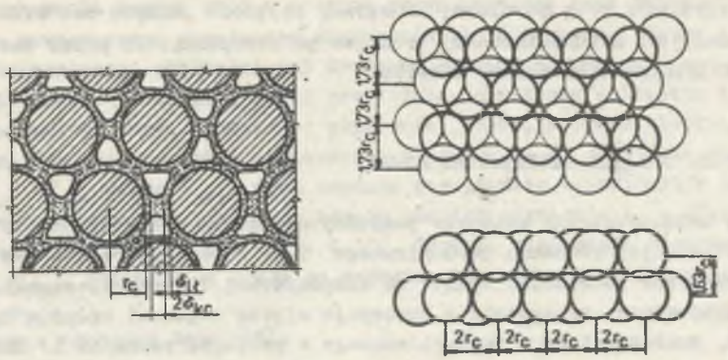
na może dochodzić do 10^6 MPa i przewyższać kilkakrotnie ciśnienie sorpcyjne w zewnętrznej warstewce wody błonkowej.

Woda grawitacyjna poddaje się działaniu siły ciążenia. Ta postać wody występuje jedynie po przepełnieniu stosu ziarn wodą, tzn. wtedy, kiedy mamy już do czynienia z praktycznie dwufazowym układem dyspersyjnym. Występowanie wody grawitacyjnej objawia się jej wyciekaniem z objętości układu lub sedymentacją ziarn, jeśli brak możliwości odpływu tej wody.

Z powyższego wynika, że więzi strukturalne, a w konsekwencji i właściwości reologiczne zaczynu cementowego i mieszanki betonowej, zależą w decydującym stopniu od ilości dodanej wody. Z chwilą dodania do cementu wody natychmiast adsorbuje się ona na powierzchni ziarn, tworząc w pierwszej kolejności błonki wodne [41]. Potem w strefie styku ziarn poczynają się tworzyć meniski wodne, ściągające część wody z błonek w miejscu styku z meniskiem. Kapilarne siły, wywołane napięciami powierzchniowymi menisków, są początkowo największe, a grubość błonki wody na granicy z cementem i powietrzem jest najmniejsza. Stan ten, objawiający się maksymalną spójnością zaczynu, wg.N.W. Michajłowa i N.B. Uriewa [50], dla zaczynów cementów portlandzkich o powierzchni właściwej od 3000 do 7000 cm^2/g odpowiada wartości W/C = 0,20–0,23. Równowaga i więźliwość układu uwarunkowana jest równością ciśnienia kapilarnego i rozklinowującego ciśnienia wody błonkowej w strefie menisków. Stan ten determinuje odległość pomiędzy ziarnami cementu w strefie ich styku. Dalsze zwiększenie ilości wody w zaczynie zwiększa promień krzywizny menisków i odpowiednio grubość błonki wodnej ziarn, stosownie do zmniejszenia ciśnienia kapilarnego. Tak więc grubość błonki wodnej zależeć będzie nie tylko od rozdrobnienia cementu, ale także od zawartości wody w zaczynie. Jednak biorąc pod uwagę, że siły Van der Waalsa maleją proporcjonalnie do odległości od powierzchni fazy stałej w siódmej potędze [1], ciśnienie kapilarne zaś zmienia się odwrotnie proporcjonalnie do promienia krzywizny menisków, można przyjąć, że grubość błonki wodnej po utworzeniu się menisków praktycznie nie ulega zmianie. Oznacza to, że grubość błonki zależy wtedy jedynie od wielkości ziarn.

W ten sposób odstęp między ziarnami cementu w strefie ich styku można przedstawić jako sumę podwójnej grubości błonki wodnej $2\delta_{bł}$ i grubości mostków wody kapilarnej $2\delta_{kp}$ (rys. 5.1).

Według A.M. Neville'a [58] i T.C. Powersa [64], cement w przeważającej części składa się z ziarn o rozmiarze 5–40 μm. Ziarn mniejszych od 5 μm jest nie więcej niż 20%, większych od 40 μm - 15–20%. Ziarna cementu mają kształt nieregularny, jednak wg J.P. Bombleda [10], z pewnym stopniem umowności można je sprowadzić do kształtu kulistego. Trzeba mieć przy tym na uwadze, że ustalając średni statystyczny promień ziarn r_c należy wychodzić z takiej liczby ziarn N w jednostce objętości cementu, która zapewnia taką samą wartość jego powierzchni właściwej S_{wc}. Warunek ten wynika z istotności wpływu powierzchni właściwej cementu, obok koncentracji objętościowej, na strukturalne właściwości zaczynu.



Rys. 5.1. Model strukturalny zaczynu cementowego [9]
Fig. 5.1. Structural model of cement paste [9]

Uwzględniając powyższe, N.P. Bleszczik [9] przedstawił umowny model strukturalny zaczynu cementowego (rys. 5.1) przyjmując heksagonalny układ ziarn.

Decydujący wpływ na kohezję zaczynu wywierają siły kapilarne. N.P. Bleszczik [9] podaje, że siły molekularne mogą zmienić odstęp pomiędzy cząstkami układu dyspersyjnego, jeśli odstęp ten nie jest większy niż $3 \cdot 10^{-3}$ μm. Przy odstępie równym 1 μm siły kapilarne działające na cząstki są o trzy rzędy wielkości większe niż siły Van der Waalsa. Ponieważ w zaczynie ziarna cementu znajdują się w odstępie $10^{-1} - 5 \cdot 10^{-1}$ μm, jest oczywiste, że tylko siły kapilarne tworzą strukturalną wytrzymałość zaczynów cementowych.

Drugim elementem układu "matryca - cząstki" w mieszance betonowej jest kruszywo, pełniące rolę wypełniacza. Przed zmieszaniem z zaczynem stanowi ono dwufazowy układ dyspersyjny, w którym fazą dyspergującą jest powietrze. Ziarna kruszywa tworzą pewną przestrzenną strukturę, której porowatość, powierzchnia właściwa i udział w objętości mieszanki stanowią głównie o wpływie modyfikującym właściwości zaczynu jako matrycy. Zaczyn otulając ziarna kruszywa powoduje tzw. efekt spulchnienia przestrzennej struktury ziarnowej, wskutek rozepchnięcia ziarn kruszywa w miejscach ich wzajemnego styku. Ilość wody w zaczynie maleje ze względu na tworzenie się błonek wodnych na ziarnach kruszywa. Ten ubytek wody z zaczynu może odbywać się tylko kosztem wody wolnej i kapilarnej zaczynu. W rezultacie, w zaczynie i w mieszance rośnie spójność, bowiem maleją promienie krzywizny menisków w zaczynie oraz tworzą się nowe meniski na styku z powierzchnią ziarna kruszywa. Jeżeli ilość wody wolnej w zaczynie będzie większa

od objętości wody błonkowej kruszywa, objętość zaczynu zaś większa od porowatości międzyziarnowej kruszywa po rozepchnięciu przez zaczyn, więzi kapilarne w mieszance zanikną.

5.2. ZWIĄZKI TEORETYCZNE HOBBSA

W celu uzyskania związków pomiędzy strukturą mieszanki betonowej a parametrami jej równania reologicznego D.W. Hobbs [29] zastosował proste, teoretyczne podejście, oparte na kompozytowej formule mieszanki. Założył on mianowicie, że zgodnie z koncepcją ujęcia lepkości układów dyspersyjnych, przedstawioną w postaci znanego w reologii równania A. Einsteina [23], parametry reologiczne mieszanki betonowej zależeć będą od parametrów reologicznych zaczynu oraz koncentracji objętościowej ziarn kruszywa w mieszance. Przyjmując, że skala płynięcia w mieszance jest wielokrotnie większa od skali ziarn kruszywa, D.W. Hobbs rozpatrzył dwa - możliwe według niego - przypadki właściwości reologicznych zaczynu.

Pierwszy, kiedy zaczyn zachowuje się jak ciecz Newtona, może mieć wg D.W. Hobbsa zastosowanie przy wysokich prędkościach ścinania. Drugi przypadek, kiedy zaczyn traktowany jest jako uogólnione ciało Binghama, odpowiada zachowaniu się zaczynów cementowych, wykazanemu w szeregu dotychczas przeprowadzonych badań reologicznych [82].

Jeśli zaczyn cementowy ma charakter cieczy newtonowskiej, to obecność ziarn kruszywa spowoduje jedynie relatywny wzrost lepkości całego układu, czyli właściwości newtonowskie zaczynu przekażą się mieszance betonowej z jednoczesnym wzrostem lepkości. Ponieważ wykazano w rozdziale 4, że mieszanka ma właściwości binghamowskie, dlatego teoretyczny wywód Hobbsa ograniczyć można tylko do tego przypadku.

Reologiczne równanie zaczynu cementowego [95] w warunkach ustalonego płynięcia można przedstawić w postaci przyjmowanej także przez innych autorów [107, 76]:

$$\tau_z = \tau_{oz} + \eta_{plz}\,\dot{\gamma}_z \,, \tag{5.2}$$

gdzie:

η_{plz} - jest lepkością plastyczną zaczynu,
τ_{oz} - granicą jego płynięcia,
$\dot{\gamma}_z$ - prędkością ścinania.

Jeśli sztywne ziarna kruszywa są zdyspergowane w zaczynie, to wg D.W. Hobbsa [29] wywołują one dwa efekty. Po pierwsze, jeżeli przyłożone naprężenia ścinające będą niewystarczające do wywołania płynięcia, to sztywne ziarna kruszywa będą utrzymywać wyższe średnie naprężenie ścinające niż zaczyn. Jest to konsekwencją wzrostu spójności kapilarnej wskutek zaadsorbowania części wody z zaczynu przez kruszywo oraz pojawienia się tarcia wewnętrznego wywołanego obecnością ziarn kruszywa. Zatem ze wzrostem koncentracji objętościowej kruszywa granica płynności mieszanki τ_{om} będzie rosła. Po drugie, jeśli przyłożone naprężenie ścinające będzie wystarczająco duże, by wywołać płynięcie, wtedy, z powodu lepkiego oporu płynięcia zaczynu wokół powierzchni ziarn, $\tau_k - \tau_{oks}$ będzie większe niż $\tau_z - \tau_{oz}$, gdzie τ_{oks} jest średnim naprężeniem ścinającym w kruszywie przy naprężeniu w mieszance równym granicy płynięcia τ_{om}. Efekt ten wyjaśniono w rozdz. 4.3.4 (rys. 4.30). Lepkość plastyczna mieszanki betonowej η_{plm} będzie więc rosła ze wzrostem koncentracji objętościowej kruszywa v_{km}.

Porównanie naprężeń daje [29]:

$$\tau_z(1 - v_{km}) + \tau_k\, v_{km} = \tau_m \tag{5.3}$$

i

$$\tau_{oz}(1 - v_{km}) + \tau_{oks}\, v_{km} = \tau_{om} \,. \tag{5.4}$$

Średni gradient prędkości jest:

$$\frac{(\tau_z - \tau_{oz})(1 - v_{km})}{\eta_{plz}} = \frac{\tau_m - \tau_{om}}{\eta_{pl}} \,. \tag{5.5}$$

Dla v_k = const mamy:

$$k_3 \cdot \tau_{oz} = \tau_{oks} \tag{5.6}$$

i

$$k_4(\tau_z - \tau_{oz}) = \tau_k - \tau_{oks} \,, \tag{5.7}$$

gdzie k_3 i k_4 (zachowując oznaczenia Hobbsa) są stałymi większymi od jedności. Oczywiście, k_4 jest pewną funkcją v_k, którą D.W. Hobbs [29] określił równaniem:

$$k_4 = k_3 = f(v_k) = \frac{2{,}5\, v_{k\,max}}{v_{k\,max} - v_{km}} \,, \tag{5.8}$$

wyprowadzonym na podstawie analizy wyników badań doświadczalnych przeprowadzonych dla skoncentrowanych zawiesin przez Vanda i Eilersa. W równaniu tym $v_{k\,max}$ oznacza objętościową koncentrację kruszywa wilgotnego ściśle upakowanego, czyli ścisłość kruszywa wilgotnego w stanie zagęszczonym.

Z równań (5.3) do (5.8) Hobbs wyprowadził równanie reologiczne mieszanki betonowej w postaci:

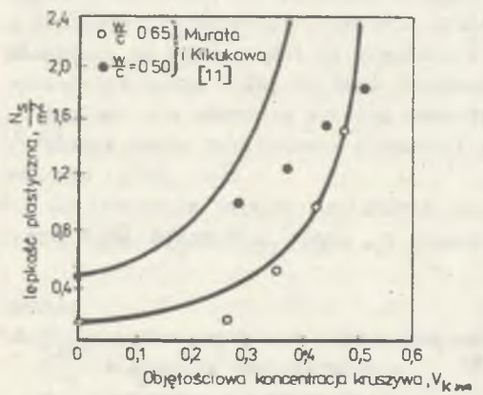
$$\tau_m = \tau_{oz}\left[1 + \frac{1{,}5\, v_{k\,max} \cdot v_{km} + v^2_{km}}{v_{k\,max} - v_{km}}\right] +$$

$$+ \eta_{plz}\left[1 + \frac{2{,}5\, v_{k\,max} \cdot v_{km}}{(1 - v_{km})(v_{k\,max} - v_{km})}\right]\dot{\gamma}_m \qquad (5.9)$$

Zgodnie z równaniem (5.9), wzrost koncentracji objętościowej kruszywa v_{km} powoduje wzrost granicy płynięcia i lepkości plastycznej mieszanki betonowej, dzięki czemu wzrost oporu ścinania jest sumarycznym efektem wzrostu granicy płynięcia i lepkości plastycznej. Znając parametry reologiczne zaczynu τ_{oz} i η_{plz} oraz koncentrację objętościową kruszywa v_{km} można z równania (5.9) obliczyć parametry reologiczne mieszanki betonowej:

$$\tau_{om} = \tau_{oz}\left[1 + \frac{1{,}5\, v_{k\,max} \cdot v_{km} + v^2_{km}}{v_{k\,max} - v_{km}}\right] . \qquad (5.10)$$

$$\eta_{plm} = \eta_{plz}\left[1 + \frac{2{,}5\, v_{k\,max} - v_{km}}{(1 - v_{km})(v_{k\,max} - v_{km})}\right] \qquad (5.11)$$



Rys. 5.2. Porównanie pomiędzy obliczoną i zmierzoną lepkością plastyczną mieszanki modelowej [29]

Fig. 5.2. Comparison between calculated and measured plastic viscosity of the model mix [29]

Na rys. 5.2 przedstawiono porównanie wyliczonych przez D.W. Hobbsa wg wzoru (5.11) i obserwowanych w badaniach J. Muraty i H. Kikukawy [53] lepkości plastycznych mieszanek modelowych. W mieszankach tych zamiast cementu użyto popiołu lotnego, zamiast kruszywa zaś - kulek szklanych o średnicy 1 mm. Porównanie nie daje jednoznacznej odpowiedzi na temat zgodności wyników. O ile dla mieszanki o $\frac{W}{C} = 0{,}65$ zgodność jest dobra, o tyle dla $\frac{W}{C} = 0{,}5$ obserwuje się istotne, konsekwentne odchylenie danych obliczonych od pomierzonych. Przyczyny tej rozbieżności wydają się tkwić w danych doświadczalnych.

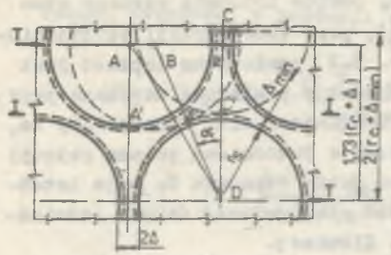
Zwraca bowiem uwagę, że dla obu mieszanek, pomimo istotnie różnego stosunku woda - popiół (traktowanego jako $\frac{W}{C}$), przy koncentracji objętościowej kruszywa w mieszance $v_{km} \sim 0{,}45$ (rys. 5.2) pomierzona lepkość jest prawie taka sama. Ponadto, łącząc ze sobą punkty pomiarowe uzyskane przy takim samym $\frac{W}{C}$, otrzymamy dwie krzywe przecinające się. Oznaczałoby to, że ze wzrostem koncentracji kruszywa następuje jakościowa zmiana relacji pomiędzy lepkościami obu mieszanek. Obydwa fakty stanowią na tyle istotną niekonsekwencję, że poddają w wątpliwość wiarygodność danych doświadczalnych, uzyskanych przez J. Muratę i H. Kikukawę.

W celu zweryfikowania propozycji D.W. Hobbsa (wzory (5.10) i (5.11) konieczne jest przeprowadzenie szerszych doświadczeń porównawczych, i to na mieszankach rzeczywistych a nie modelowych.

5.3. TEORIA I RÓWNANIA MIKROREOLOGICZNE BLESZCZIKA

W pracy [9] N.P. Bleszczik przedstawił strukturalno-mechaniczną teorię kinetycznych i statycznych oddziaływań skoncentrowanych układów dyspersyjnych przy ścinaniu i ściskaniu, wyprowadzając z niej równania mikroreologiczne wiążące parametry reologiczne zaczynu cementowego i mieszanki betonowej ze stanem ich struktury. Ze względu na znaczne trudności wystarczające dokładnego analitycznego określenia sił kapilarnych, wynikające przy obliczaniu geometrycznych charakterystyk mostków kapilarnych w zależności od dyspersyjności cementu i zawartości wody w zaczynie, w wyprowadzeniu równań mikroreologicznych N.P. Bleszczik zastosował podejście teoretyczno-eksperymentalne. Najpierw na drodze teoretycznej wyprowadził ogólne równania dla skoncentrowanych układów dyspersyjnych. Następnie z równań tych, po wprowadzeniu odpowiednich danych eksperymentalnych, wyprowadził związki określające spójność i tarcie wewnętrzne zaczynu i mieszanki betonowej dla obu stanów odkształcenia. Natomiast równania lepkości określił opierając się na rozwiązaniu M. Mooneya [51], wprowadzając jedynie odpowiedni współczynnik zapełnienia.

Rozpatrując proces ścinania w układzie dyspersyjnym, N.P. Bleszczik posłużył się heksagonalnym schematem ułożenia cząstek fazy stałej, przedstawionym na rys. 5.1. Założył, że cząstki znajdujące się poniżej płaszczyzny ścinania I-I (rys. 5.3) są nieruchome. Pełne naruszenie struktury w płaszczyźnie ścinania zachodzi przy przemieszczeniu górnej cząstki z położenia potencjalnego minimum A w położenie potencjalnego maksimum C. Dopóki cząstki nie zetkną się w punkcie B', ścięcie zachodzić będzie w fazie dyspersyjnej i praca ścinania będzie całkowicie określona jej własciwościami reologicznymi. Dalsze przemieszczenie cząstki może zachodzić tylko jako jej toczenie się po łuku B'C', ponieważ toczenie wymaga mniejszej energii niż pokonanie sił tarcia przy przesuwie cząstki po wyniesionym łuku. Praca na tym przemieszczeniu będzie wydatkowana na pokonanie:



Rys. 5.3. Schemat geometrycznych zależności przy ścinaniu układu dyspersyjnego [9]

Fig. 5.3. Scheme of geometrical interdependences at dispersion systeme shearing [9]

siłtarcia działających na powierzchni cząstki przy jej obrocie o kąt α, siłtarcia w fazie dyspergującej na płaszczyźnie ścinania, i na przyrost energii potencjalnej, zależący od pionowego przemieszczenia cząstki na odległość CE. Przy niedostatecznej ilości fazy dyspergującej ścinanie obejmuje następne rzędy cząstek. Ogólna ilość rzędów n_r uczestniczących w ścinaniu określona jest stosunkiem wysokości wzniesienia się pierwszego rzędu cząstek do grubości odkształcalnej części warstwy fazy dyspergującej:

$$n_r = 1 + \frac{CE}{2(\Delta - \Delta_{min})} = 1 + 0{,}135\ \frac{r_s + \Delta_{min}}{\Delta - \Delta_{min}}\ . \qquad (5.12)$$

Jeżeli $n_r = 1$, to ścinanie następuje bez zetknięcia się cząstek i w takim przypadku reologiczne właściwości układu można obliczać równaniami otrzymanymi dla układów o małej koncentracji.

Wychodząc z geometrycznych zależności przy ścinaniu ze stałą prędkością układu dyspersyjnego (rys. 5.3) oraz traktując ten układ, z jednej strony, jako ośrodek ciągły i jednorodny, a z drugiej strony, jako złożony z sztywnych cząstek rozdzielonych fazą dyspergującą, otrzyma się ogólny warunek równowagi energetycznej przy ścinaniu:

$$L_{AB} + L_{BC} = L_{AC}\ . \qquad (5.13)$$

W takim ujęciu praca L_{AB} na przemieszczeniu AB (patrz rys. 5.3). to praca wykonana na pokonanie granicznego naprężenia ścinającego i sił tarcia wewnętrznego fazy dyspergującej, działających na powierzchni:

$$\Delta a \cdot \Delta b = 3{,}26(r_s + \Delta)^2\ ,$$

i wywołanych efektywnym naprężeniem normalnym σ_{ef}. Pracę tę określa wyrażenie:

$$L_{AB} = 3{,}26(c_{fd} + \sigma_{ef}\ tg\varphi^{k}_{fd})(r_s + \Delta)^3(1 - 2\sin\alpha), \qquad (5.14)$$

gdzie c_{fd} jest spójnością fazy dyspergującej.

Praca L_{BC} na przemieszczeniu BC (patrz. rys. 5.3), to praca wykonana na obrót cząstek, którą określa wyrażenie:

$$L_{BC} = c_{fd}(1 + 0{,}135\ \frac{r_s + \Delta_{min}}{\Delta - \Delta_{min}})\ \Big[4T\sin\alpha\,(r_s + \Delta_{min})^3 +$$

$$+ 3{,}26\sin\alpha(r_s + \Delta_{min})^3\Big] + 3{,}26\sigma_{ef}tg\varphi^{k}_{fd}(r_s + \Delta)^3\ \cdot$$

$$\cdot(1 + 0{,}135\ \frac{r_s + \Delta_{min}}{\Delta - \Delta_{min}})\frac{9}{8}\sin\alpha + 3{,}26\sigma_{ef}(r_s + \Delta)^2\ \cdot$$

$$\cdot(0{,}27\ r_s + 2\Delta_{min} + 1{,}73\Delta), \qquad (5.15)$$

gdzie $tg\varphi^{k}_{fd}$ jest kinetycznym współczynnikiem tarcia wewnętrznego fazy dyspergującej.

Praca całkowita L_{AC}, wykonana przy ścinaniu całego układu traktowanego makro:

$$L_{AC} = 3{,}26(c_u + \sigma_{ef}tg\varphi_u)(r_s + \Delta)^3, \qquad (5.16)$$

gdzie c_u, $tg\varphi_u$ są parametrami reologicznymi układu dyspersyjnego.

Podstawiając (5.14), (5.15), (5.16) do równania (5.13), N.P. Bleszczik [9] otrzymał ogólne równanie równowagi energetycznej przy powolnym ścinaniu układu dyspersyjnego, kiedy lepką składową naprężeń można pominąć. Z równania tego wstawiając $\sigma_{ef} = 0$, otrzymuje się wzory na:

- spójność układu dyspersyjnego

$$c_u = c_{fd} \cdot c_{rel,u}\ , \qquad (5.17)$$

gdzie:

$$c_{rel,u} = 1 + \sin\alpha\left\{(1 + 0{,}135\ \frac{r_s + \Delta_{min}}{\Delta - \Delta_{min}})\ \cdot\right.$$

$$\left.\cdot\ \Big[1 + 3{,}85(\frac{r_s + \Delta_{min}}{r_s + \Delta})^3\Big]\cdot 2\right\}, \qquad (5.18)$$

- kinetyczny współczynnik efektywnego tarcia wewnętrznego układu dyspersyjnego

$$tg\varphi_u^k = (tg\varphi_{fd} + \frac{\sigma_{fd}}{\sigma_{ef}})tg\varphi_{rel,u}^k +$$

$$+ \frac{0,27\, r_s + 2\Delta_{min} - 1,73\Delta}{r_s + \Delta} - \frac{c_u}{\sigma_{ef}}, \qquad (5.19)$$

gdzie:

$$tg\varphi_{rel,u}^k = 1 + \sin\alpha\,(0,15\,\frac{r_s + \Delta_{min}}{\Delta - \Delta_{min}} - 1). \qquad (5.20)$$

Dla $c_{fd} \ll \sigma_{ef}$ i $c_u \ll \sigma_{ef}$ wzór (5.19) można uprościć do postaci:

$$tg\varphi_u^k = tg\varphi_{fd}^k \cdot tg\varphi_{rel,u} + \frac{0,27\, r_s + 2\Delta_{min} - 1,73\Delta}{r_s + \Delta}.$$

Na podstawie równania (5.17) Bleszczik sformułował zależności określające spójność zaczynu cementowego i mieszanki betonowej.

Równanie spójności zaczynu cementowego otrzymujemy, podstawiając do wzorów (5.17), (5.18) charakterystyki strukturalne zaczynu. Ma ono postać:

$$c_z = c_{bł} \cdot c_{rel,z}, \qquad (5.22)$$

w którym spójność względna zaczynu:

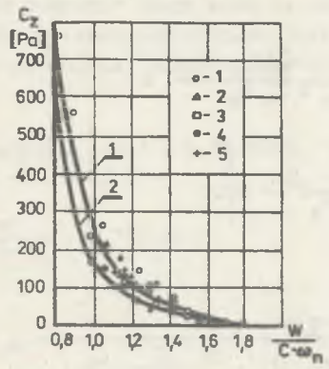
$$c_{rel,z} = 1 + \sin\alpha_z \left\{(1 + 0,135\,\frac{r_c + \delta_{bł}}{\delta_{kc}}) \cdot \right.$$

$$\left. \cdot \left[1 + 3,85(\frac{r_c + \delta_{bł}}{r_c + \delta_{bł} + \delta_{kc}})^3\right] - 2\right\}, \qquad (5.23)$$

zaś:

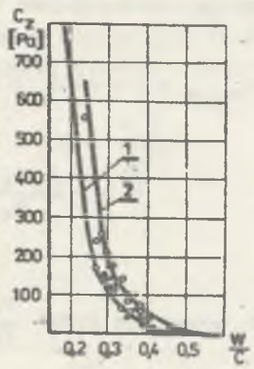
$$\alpha_z = \arccos 0,865\,\frac{r_c + \delta_{bł} + \delta_{kc}}{r_c + \delta_{bł}}, \qquad (5.24)$$

$$r_c = \frac{3}{S_{wc} \cdot \rho_c}. \qquad (5.25)$$



Rys. 5.4. Porównanie teoretycznych i doświadczalnych wielkości spójności zaczynu cementowego [9]
Dane doświadczalne: 1 - Achwierdowa, 2 - Gorczakowa, 3 - Iwańskiego, 4 - Bombleda, 5 - Bleszczika
Krzywe teoretyczne: 1 - $\omega_n = 0,24$, 2 - $\omega_n = 0,31$

Fig. 5.4. Comparison of theoretical and experimental values of cement paste cohesion [9]
experimental data: 1 - Achwierdow, 2 - Gorczakow, 3 - Iwański, 4 - Bombled, 5 - Bleszczik
Teoretical curves: 1 - $\omega_n = 0,24$, 2 - $\omega_n = 0,31$



Rys. 5.5. Zależność spójności zaczynu cementowego od $\frac{W}{C}$ [9] (oznaczenia jak na rys. 5.4)

Fig. 5.5. Relationship between cement paste cohesion and $\frac{W}{C}$ [9] (notation as on Fig. 5.4)

Spójność wody błonkowej, wg danych eksperymentalnych, określa zależność:

$$c_{bł} = 40(2 - \frac{W}{C \cdot \omega_n}), \text{ Pa} \qquad (5.26)$$

gdzie ω_n jest współczynnikiem wodno-cementowym konsystencji normalnej zaczynu.

Porównanie teoretycznych wartości spójności zaczynu wyliczonych ze wzorów (5.22), (5.23), (5.24) z danymi eksperymentalnymi przedstawiają rysunki 5.4 i 5.5.

Równanie spójności mieszanki betonowej otrzymujemy podstawiając do wzorów (5.17), (5.18) charakterystyki strukturalne mieszanki. Ma ono postać:

$$c_m = c_z \cdot c_{rel,m}, \qquad (5.27)$$

w którym spójność względna mieszanki:

$$c_{rel,m} = 1 + \sin\alpha_m \left\{(1 + 0{,}135\ \frac{r_k + \delta_z(1 - e_z)}{\delta_{kk} + \delta_z\, e_z}) \cdot \right.$$

$$\left. \cdot \left[1 + 3{,}85(\frac{r_k + \delta_z(1 - e_z)}{r_k + \delta_{kk} + \delta_z\, e_z})^3\right] - 2\right\}, \qquad (5.28)$$

zaś:

$$\alpha_m = \arccos 0{,}865\ \frac{r_k + \delta_{kk} + \delta_z}{r_k + \delta_z(1 - e_z)}, \qquad (5.29)$$

$$r_k = \frac{3}{S_{wk} \cdot \rho_k}. \qquad (5.30)$$

Na podstawie równania (5.21) Bleszczik sformułował zależnosci określające kinetyczny współczynnik efektywnego tarcia wewnętrznego zaczynu i mieszanki betonowej. Zależność ta, po podstawieniu charakterystyk strukturalnych zaczynu, ma dla zaczynu cementowego postać:

$$tg\varphi^k_z = tg\varphi_{bł} \cdot tg\varphi^k_{rel,z} + \frac{0{,}27(r_c + \delta_{bł}) - 1{,}73\delta_{kz}}{r_c + \delta_{bł} + \delta_{kc}}, \qquad (5.31)$$

w którym, dla

$$\frac{W}{C \cdot \omega_n} \geq 0{,}9,$$

$$tg\varphi^k_{rel,z} = 1 + \sin\alpha_z(0{,}15\ \frac{r_c + \delta_{bł}}{\delta_{kc}} - 1), \qquad (5.32)$$

zaś:

$$tg\varphi_{bł} = 0{,}38 \quad \text{dla} \quad 0{,}05 \leq \frac{W}{C \cdot \omega_n} < 0{,}7$$

lub:

$$tg\varphi_{bł} = \frac{0{,}1}{\left[2{,}5(\frac{W}{C \cdot \omega_n} - 0{,}7)^2 + 0{,}515\right]^2}$$

dla $\frac{W}{C \cdot \omega_n} \geq 0{,}7$.

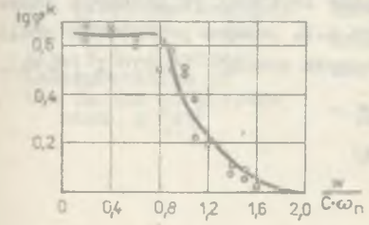
Jeśli pokrycie ziarn cementu wodą kapilarną jest niepełne i powierzchnia styków błonkowych równa jest 20% powierzchni kapilarnych mostków S_{km}, to we wzorze (5.32) należy wprowadzić poprawkę i wtedy będzie:

$$tg\varphi^k_{rel,z} = 1 + 0{,}20\ \sin\alpha_z(0{,}15\ \frac{r_c + \delta_{bł}}{\delta_{kc}} - 1)(1 - \frac{v_{pz}}{0{,}26}). \qquad (5.33)$$

Gdy $\frac{W}{C \cdot \omega_n} \geq 0{,}73$, to

$$v_{pz} = \frac{1}{1{,}83(\frac{W}{C \cdot \omega_n})^2 - 132\ \frac{W}{C \cdot \omega_n}}.$$

Gdy $\frac{W}{C \cdot \omega_n} < 0{,}73$, to v_{pz} można przyjąć równe porowatości zaczynu w stanie standardowo zagęszczonym.



Rys. 5.6. Wykres teoretycznej zależności współczynnika efektywnego tarcia wewnętrznego zaczynu cementowego od jego składu, z danymi eksperymentalnymi, wg badań N.P. Bleszczika [9]

Fig. 5.6. Diagram of theoretical relationship between cement paste internal friction effective coefficient and its composition, compared with some experimental data, after N.P. Bleszczik [9]

Porównanie teoretycznych i eksperymentalnych wielkości kinetycznego współczynnika tarcia wewnętrznego przedstawia rys. 5.6.

Dla mieszanki betonowej kinetyczny współczynnik efektywnego tarcia wewnętrznego, po podstawieniu charakterystyk strukturalnych mieszanki, ma postać:

$$tg\varphi^k_m = tg\varphi^k_z \cdot tg\varphi_{rel,m} + \frac{0{,}27(r_c + \delta_z) - 2\,\delta_z\, e_z - 1{,}73\,\delta_{kk}}{r_k + \delta_{kk} + \delta_z}, \qquad (5.34)$$

gdzie:

$$tg\varphi_{rel,m} = 1 + \sin\alpha_m \left[0{,}15\ \frac{r_k + \delta_z(1 - e_z)}{\delta_{kk} + \delta_z\, e_z} - 1\right], \qquad (5.35)$$

zaś α_m określa zależność (5.29).

Równania lepkości zaczynu cementowego i mieszanki betonowej Bleszczik sformułował opierając się na równaniu M. Mooneya [51], które ma postać:

$$\eta_{rel} = \frac{\eta_u}{\eta_{fd}} = \exp\left(\frac{2{,}5\, v_s}{1 - K_s\, v_s}\right) . \tag{5.36}$$

Dla układu heksagonalnego cząstek fazy stałej $K_s = 1{,}35$ i wtedy lepkość zaczynu:

$$\eta_{pl,z} = \eta_{wz} \exp\left(\frac{2{,}5\, v_{c,z}}{1 - 1{,}35\, v_{c,z}}\right), \tag{5.37}$$

a lepkość mieszanki:

$$\eta_{pl,m} = \eta_{pl,z} \exp\left(\frac{2{,}5\, v_{km}}{1 - 1{,}35\, v_{km}}\right) . \tag{5.38}$$

Jak podaje N.P. Bleszczik [9], porównanie lepkości wyliczonych teoretycznie z pomierzonymi doświadczalnie przez A.E. Desowa potwierdza możliwość stosowania w obliczeniach technologicznych równań (5.37) i (5.38).

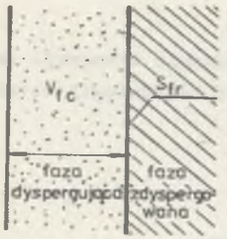
5.4. ZWIĄZKI EMPIRYCZNE (BADANIA WŁASNE)

5.4.1. Opis badań własnych

Zgoła odmienne od opisanych w rozdz. 5.2 i 5.3, bowiem głównie empiryczne podejście reprezentują badania przeprowadzone przez autora. Celem ich było określenie jakościowych i ilościowych związków pomiędzy stanem struktury mieszanki betonowej a granicą jej płynności.

Identyfikację stanu struktury mieszanki oparto na formule materiału kompozytowego, złożonego z matrycy - zaczynu cementowego i cząstek - stosu okruchowego ziarn kruszywa. Do ilościowego opisu stanu struktury wykorzystano własną koncepcję tzw. wskaźnika dyspersji, przedstawioną w jednej z wcześniejszych prac autora [95]. Koncepcja ta zasadza się na stwierdzeniu, że z fizycznego punktu widzenia zarówno mieszanka betonowa, jak i tworzące ją zaczyn cementowy i kruszywo są układami dyspersyjnymi. Z doświadczalnej i teoretycznej analizy fizykochemicznej takich układów [2, 10, 66] wynika, że podstawowe znaczenie dla ich własciwosci ma wielkość powierzchni międzyfazowej oraz nasycenie układu ciągłą fazą dyspergującą. Z kolei, jeśli rozpatrywać własciwosci mechaniczne omawianych układów, to wiadomo, że zależą one głównie od więzi pomiędzy cząstkami zdyspergowanymi, jako że proces ścinania polega na niszczeniu tych więzi. Dla wszystkich rodzajów więzi: stykowych, kapilarnych i molekularnych, ich moc zależy głównie od odległości pomiędzy cząstkami układu. Dlatego też wskaźnik dyspersji formułowano jako stosunek objętości fazy ciągłej (dyspergującej) V_{fc} do powierzchni rozwiniętej fazy rozproszonej (zdyspergowanej) S_{fr}, w postaci:

$$D = \frac{V_{fc}}{S_{fr}} . \tag{5.39}$$



Rys. 5.7. Interpretacja graficzna wskaźnika dyspersji D [95]

Fig. 5.7. Graphical interpretation of the factor of dispersion D [95]

Interpretację geometryczną wskaźnika dyspersji przedstawia rys. 5.7. Wynika z niej, że wskaźnik ten reprezentuje sobą średnią grubość otulenia powierzchni cząstek fazy zdyspergowanej fazą dyspergującą, lub inaczej - połowę średniej umownej odległości pomiędzy tymi cząstkami w układzie dyspersyjnym.

Ze wszystkich tych względów wskaźnik dyspersji może być uważany za fizykalny parametr, jednorodnie opisujący stan struktury zarówno stosu okruchowego, zaczynu, jak i utworzonej z nich mieszanki betonowej. Dla wymienionych układów wskaźnik ten przybiera następujące postacie:

- Wskaźnik dyspersji stosu okruchowego

$$D_s = \frac{P_{dwk}}{S_{wsk}} , \text{ m} \tag{5.40}$$

gdzie:

$$P_{dwk} = \frac{1}{\rho_n^l} - \frac{1}{\rho_s} , \ \text{m}^3/\text{kg} \tag{5.41}$$

jest porowatością właściwą, dostępną dla wody, stosu okruchowego ziarn kruszywa o gęstości nasypowej ρ_n^l i gęstości sprowadzonej ρ_s, zaś

$$S_{wsk} = 0{,}01 \sum_i U_i \frac{K_z}{d_i\, \rho_{si}} , \ \text{m}^2/\text{kg} \tag{5.42}$$

gdzie:

U_i - udział wagowy i-tej frakcji w stosie, %,

K_z - współczynnik kształtu ziarn,

d_i - wielkość ziarn i-tej frakcji, m,

ρ_{si} - gęstość sprowadzona i-tej frakcji, kg/m^3,

jest powierzchnią właściwą statyczną (adsorpcyjną) stosu okruchowego.

- Wskaźnik dyspersji zaczynu

$$D_z = \frac{W}{C \cdot S_{wc}}, \quad m \tag{5.43}$$

gdzie:

W - objętość wody w zaczynie, m^3,

C - masa cementu w zaczynie, kg,

S_{wc} - powierzchnia właściwa cementu, m^2/kg.

Dla ustalonej marki cementu, gdy S_{wc} = const, wskaźnik dyspersji zaczynu sprowadzić można do prostszej, ogólnie znanej w technologii betonu postaci:

$$D_z = \frac{W}{C},$$

która choć bezwymiarowa, oddaje sens fizyczny wskaźnika:

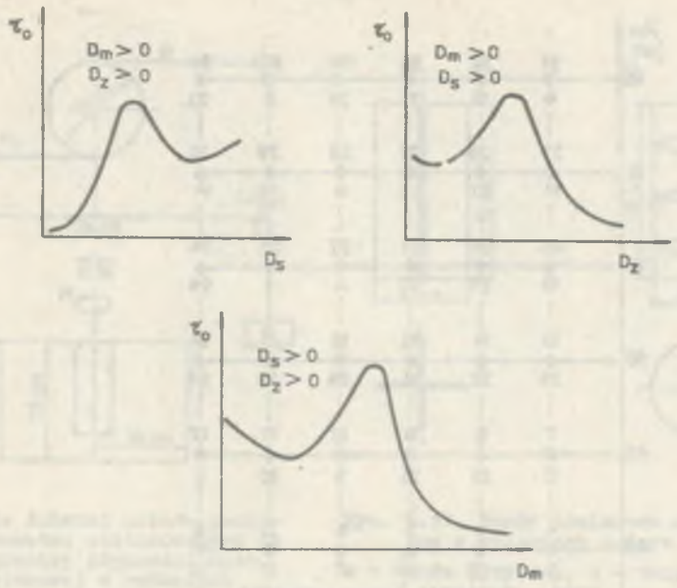
- Wskaźnik dyspersji mieszanki betonowej

$$D_m = \frac{V_z}{\Sigma \cdot S_{wsk}}, \quad m \tag{5.44}$$

gdzie V_z jest objętością absolutną zaczynu w mieszance betonowej.

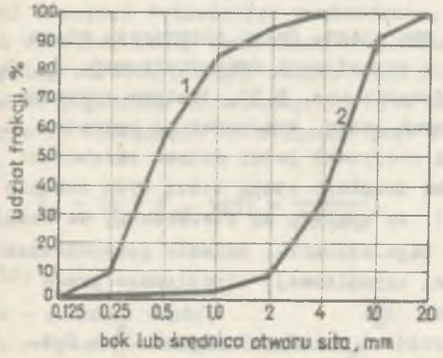
Przedstawione wskaźniki D_s, D_z, D_m tworzą zespół parametrów, w przekonaniu autora, kompleksowo opisujących stan struktury mieszanki betonowej. Kompleksowość opisu wynika z tego, że D_z jest charakterystyką struktury matrycy, D_s - charakterystyką struktury stosu zdyspergowanych w niej cząstek, D_m - charakterystyką utworzonego z nich materiału kompozytowego. Można przy tym zauważyć, że stosunek D_m/D_s jest wskaźnikiem wypełnienia niezagęszczonego kruszywa zaczynem - ρ_{kz}.

Pierwsze badania zależności pomiędzy tak opisaną strukturą mieszanki a granicą jej płynności dla mieszanek łupkoporytowych autor przedstawił w pracy [96]. Uzyskane zależności, obrazujące wpływ wielkości każdego ze wskaźników na zmiany τ_o, pokazano na rys. 5.8. Analiza statystyczna uzyskanych z badań [96] danych doświadczalnych w układzie czynnikowym wykazała, że granica płynności τ_o zależy przede wszystkim od wskaźnika dyspersji stosu D_s, a następnie od jego interakcji z D_m i D_z (najwyższa wartość współczynnika korelacji pomiędzy τ_o a wyrazami modelu regresyjnego w postaci wielomianu). Ograniczony zakres tych badań nie pozwalał na dokładniejsze, ilościowe określenie zależności $\tau_o(D_s, D_z, D_m)$. Ponadto, istniała wątpliwość, czy zależności pokazane na rys. 5.8, uzyskane dla mieszanek łupkoporytowych, pozostają prawdziwe również dla zwykłych mieszanek na kruszywie naturalnym.



Rys. 5.8. Ogólny charakter zależności pomiędzy granicą płynności mieszanki τ_o a parametrami jej struktury D_s, D_z, D_m, wg badań autora [96]

Fig. 5.8. General shape of relationship between mix yield stress τ_o and parameters of its structure D_s, D_z, D_m, after the present writer [96]



Rys. 5.9. Krzywe uziarnienia stosowanego w badaniach kruszywa:
1 - piasek, 2 - żwir

Fig. 5.9. Grading curves of the aggregate used in the tests:
1 - sand, 2 - coarse aggregate

Zasadnicze badania przeprowadzono zatem dla mieszanek zwykłych, stosując jako kruszywo piasek i żwir, o uziarnieniu według krzywych przesiewu przedstawionych na rys. 5.9. Stos okruchowy komponowano zmieniając proporcję wagową piasku i żwiru w taki sposób, by uzyskać możliwie szeroki zakres zmienności wskaźnika dyspersji stosu D_s. Jako spoiwo stosowano cement portlandski 35 z cementowni Groszowice, o średniej zawartości C_3S (53,2%) i powierzchni właściwej wg Blaina 3050 cm^2/g. Ponieważ wymagania wytrzymałościowe i technologiczne determinują zwykle wielkość wskaźnika $\frac{W}{C}$, badaniami objęto zależności pomiędzy wskaźnikami D_s i D_m a granicą płynności

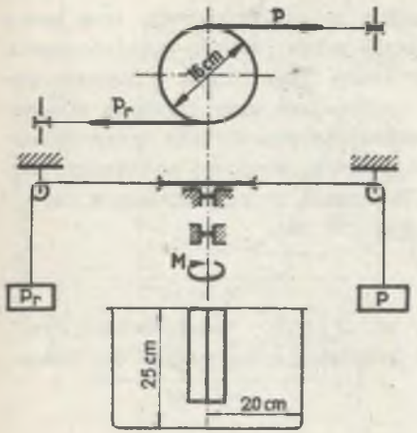
Rys. 5.10. Plan doświadczeń pierwszego etapu badań

Fig. 5.10. Design of experiments for the first state of research

mieszanki τ_o. Badania podzielono na dwa etapy. Celem pierwszego etapu było zbadanie kształtowania się τ_o w przestrzeni dwuczynnikowej D_m, D_s. Plan doświadczeń dla tego etapu przedstawia rys. 5.10. Poziomy czynnika D_m dobrano, na podstawie informacyjnych badań konsystencji aparatem Ve-be, w taki sposób, by obszar badań obejmował pełny zakres zmienności konsystencji mieszanek wg Ve-be. Celem drugiego etapu badań było dokładniejsze określenie zależności $\tau_o(D_s)$ ze względu na stwierdzony we wcześniejszych badaniach dominujący wpływ tego czynnika. Badanie przeprowadzono dla wybranego przekroju przestrzeni czynnikowej, określonego przez $D_m = 60\mu m$, przy 30 poziomach czynnika D_s.

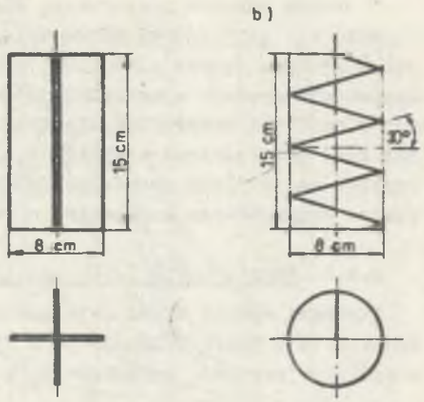
W obu etapach przyjęto stałą wielkość D_z odpowiadającą $\frac{W}{C} = 0{,}5$.

Pomiary granicy płynności badanych mieszanek przeprowadzono na reometrze rotacyjnym własnej konstrukcji, opisanym wcześniej w pracy [96]. Schemat układu pomiarowego τ_o w tym reometrze pokazuje rys. 5.11. W pomiarach stosowano dwa typy sond. W pierwszym etapie badań pomiary prowadzono przy użyciu sondy ślimakowej, natomiast w drugim etapie - przy użyciu sondy krzyżowej (typu "vane"). Kształt i wymiary sond pokazano na rysunku 5.12. Teorię pomiarów za pomocą reometru rotacyjnego podano w pracy [96]. Pomiar granicy płynności τ_o polegał na wyznaczeniu takiej wielkości naprężeń ścinających w mieszance, przy której rozpoczynał się ciągły ruch obrotowy sondy zanurzonej w mieszance. Odpowiadające temu obciążenie momentem obrotowym sondy realizowano przez powolne sypanie śrutu ołowianego do pojemnika oznaczonego na rys. 5.11 literą P. W przypadku sondy krzyżowej obciążenie to związane jest z granicą płynności zależnością:



Rys. 5.11. Schemat układu pomiarowego reometru zastosowanego do pomiaru granicy płynności mieszanki betonowej w badaniach autora

Fig. 5.11. Scheme of measuring system of the rheometer used by the author for measurement of the concrete mix yield stress



Rys. 5.12. Sondy pomiarowe stosowane w badaniach autora

a - sonda krzyżowa, b - sonda ślimakowa

Fig. 5.12. Impellers used in the tests

a - cross shaped, b - helical interrupted

$$\tau_o = (c + \sigma_{ef} \operatorname{tg}\varphi) = \frac{M}{2\pi r^2 h}, \tag{5.45}$$

gdzie:

r - promień sondy,

h - wysokość zanurzenia sondy,

M - moment obrotowy od obciążenia P.

W przypadku sondy ślimakowej zależność ta przybiera postać:

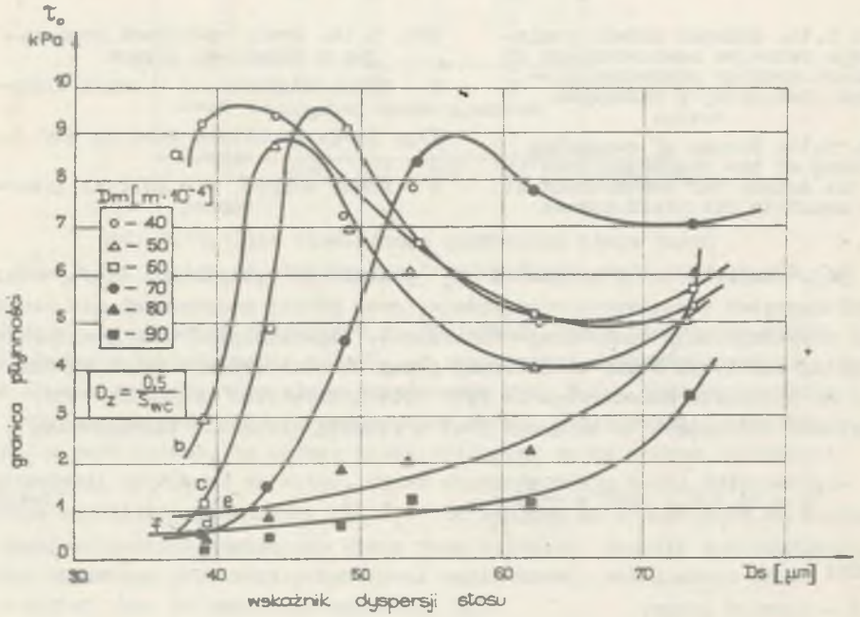
$$\tau_o = (c + \sigma_{ef} \operatorname{tg}\varphi) = \frac{M}{2\pi r^2 h \operatorname{tg}\alpha}, \tag{5.46}$$

gdzie α - kąt nachylenia linii śrubowej sondy.

W każdym punkcie pomiarowym, według planu badań, wykonywano trzy oznaczenia τ_0, przy różnej wysokości zanurzenia sondy, w celu wyeliminowania zakłócającego wpływu skończonej długości sondy (efekt dna). W trakcie pomiarów obserwowano zjawisko dilatancji, występujące przy ścinaniu mieszanek z mniejszą zawartością zaczynu. Wywołane nim wzmocnienie oporu ścinania było uwzględnione w wynikach pomiaru granicy płynności mieszanki, ze względu na przyjęty sposób jej pomiaru. Mieszanki przygotowywano w mieszarce przymusowego działania o pojemności 150 dm^3.

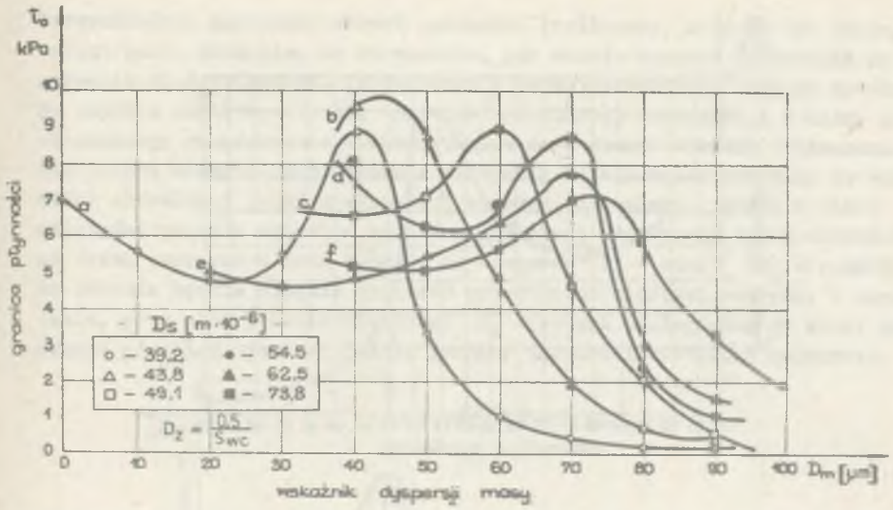
5.4.2. Wyniki badań i ich analiza

Uzyskane wyniki badań zależności τ_0 od D_s i D_m przedstawiają rysunki 5.13 i 5.14. Pokazano je w postaci krzywych, otrzymanych dla poszczególnych poziomów czynników D_s i D_m.



Rys. 5.13. Zależność granicy płynności mieszanki betonowej od wskaźnika dyspersji stosu wg badań autora

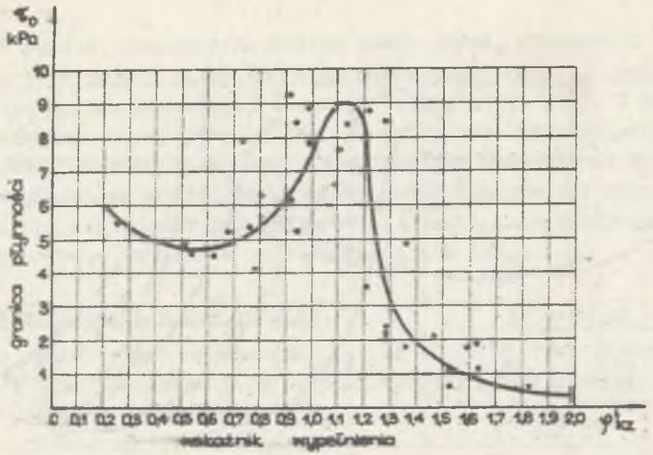
Fig. 5.13. Relationship between concrete mix yield stress and dispersion factor of aggregate after the author



Rys. 5.14. Zależność granicy płynności mieszanki betonowej od wskaźnika dyspersji mieszanki, wg badań autora

Fig. 5.14. Relationship between concrete mix yield stress and mix dispersion factor after the author

Kształt krzywych wskazuje na bardzo wyraźną zależność granicy płynności mieszanki τ_0 od wielkości wskaźników dyspersji stosu D_s i dyspersji mieszanki D_m. Charakterystyczne dla otrzymanych krzywych jest silne podobieństwo kształtu, z tym że kształt krzywych $\tau_0(D_m)$ jest lustrzanym odbiciem krzywych $\tau_0(D_s)$ względem rzędnej. Wszystkie krzywe, z wyjątkiem $\tau_0(D_s)$ dla D_m = 80 i 90 μm, posiadają wyraźną strefę maksimum. Z analizy zależności $\tau_0(D_s)$ wynika, że odcięta maksimum τ_0 rośnie ze wzrostem D_m (rys. 5.13). Podobnie, dla zależności $\tau_0(D_m)$, odcięta tego maksimum rośnie ze wzrostem D_s (rys. 5.14). Co więcej, przesunięciu maksimum towarzyszy przesunięcie całej krzywej. Wyjaśnia to brak maksimów na krzywych $\tau_0(D_s)$ dla D_m = 80 i 90 μm. Krzywe te stanowią tylko część całej zależności $\tau_0(D_s)$, bowiem strefa maksimum, wskutek przesunięcia spowodowanego wzrostem D_m, znalazła się poza obszarem badań. Porównując zależności $\tau_0(D_s)$ i $\tau_0(D_m)$ można zauważyć, że wzrost wielkości wskaźnika dyspersji stosu D_s, przy stałej wielkości wskaźnika dyspersji mieszanki D_m, wywołuje taki sam efekt jak zmniejszenie wielkości D_m, przy stałej wielkości D_s. Dowodzi to istnienia współzależnego wpływu D_s i D_m na kształtowanie się τ_0. Ponadto, charakterystyczne jest, że strefy maksimum τ_0, na poszczególnych krzywych, występują przy wielkości stosunku $\frac{D_m}{D_s}$ mieszczącej się w przedziale 1,0-1,2. Jest to widoczne na rys. 5.15



Rys. 5.15. Zależność granicy płynności mieszanki betonowej od wskaźnika wypełnienia niezagęszczonego kruszywa zaczynem, wg badań autora

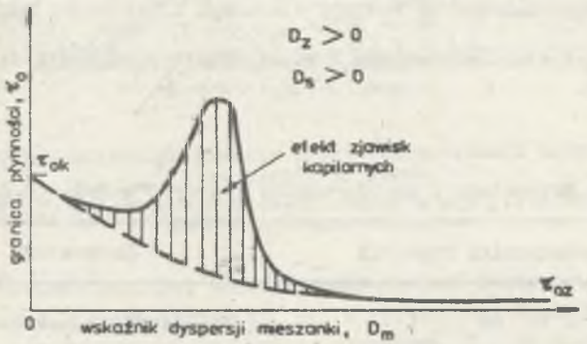
Fig. 5.15. Relationship between concrete mix yield stress and factor of uncompacted aggregate paste filling, after the author

i 5.17, pokazujących zależność τ_0 od wskaźnika wypełnienia kruszywa zaczynem φ^1_{kz}, bowiem jak wynika ze wzorów (5.40) i (5.44):

$$\varphi^1_{kz} = \frac{D_m}{D_s} = \frac{V_z}{K \cdot P_{dwk}} = \frac{V_z}{P_k} . \qquad (5.47)$$

Przedstawione wyniki badań zależności $\tau_0(D_s, D_m)$ wskazują, że wielkość granicy płynności mieszanki betonowej zależy głównie od wielkości stosunku $\frac{D_m}{D_s}$. Można to wyjaśnić w sposób następujący. Jeżeli do danego stosu okruchowego (D_s = const > 0) dodawać, mieszając, zaczyn cementowy o określonym D_z = const > 0, to najpierw utworzy on otoczki ziarn kruszywa, oddając przy tym część wody wolnej (grawitacyjnej), zaadsorbowaną przez ich powierzchnię w postaci wody błonkowej. W rezultacie, początkowy opór ścinania stosu okruchowego zmaleje wskutek stopniowego zmniejszenia się więzi stykowych pomiędzy ziarnami kruszywa. Przy niewielkiej ilości zaczynu (małe D_m) spójność kapilarna mieszanki będzie początkowo mała ze względu na niewielką ilość mostków kapilarnych, duże promienie krzywizn menisków oraz ciągłość fazy gazowej z powodu znacznej wielkości pustek powietrznych między ziarnami kruszywa. Ze wzrostem ilości zaczynu rośnie spójność mieszanki wskutek wzrostu ilości mostków kapilarnych, przy jednoczesnym zmniejszeniu promienia krzywizny menisków w następstwie postępującego rozdrobnienia pęcherzyków powietrza wywołanego mieszaniem.

W rezultacie, następuje wzrost spójności kapilarnej, a co za tym idzie, wzrost oporu ścinania, aż do momentu, gdy zaczyn wypełni całkowicie przestrzenie międzyziarnowe. Przepełnienie stosu okruchowego zaczynu wywołuje szybkie zmniejszenie się spójności kapilarnej mieszanki i w miarę postępującego rozproszenia ziarn kruszywa w rieszanoe wskutek zwiększenia się ilości zaczynu opór ścinania mieszanki maleje asymptotycznie do wielkości określonej granicą płynności zaczynu. Natomiast, jeżeli w danej objętości zaczynu zmieniać będziemy strukturę dodawanego stosu okruchowego ziarn kruszywa w taki sposób, by zachować D_m = const (S_k = const), to zmianie będzie ulegała objętość przestrzeni międzyziarnowych. W rezultacie, przy zmniejszaniu wielkości D_s wystąpi analogiczny do wyżej opisanego przebieg zjawisk i zmian granicy płynności mieszanki betonowej.



Rys. 5.16. Wpływ zjawisk kapilarnych na wielkość granicy płynności mieszanki betonowej

Fig. 5.16. Effect of capillary phenomena on the magnitude of concrete mix yield stress

Ten fenomenologiczny efekt wpływu zjawisk kapilarnych na wielkość τ_0 można przedstawić jak na rys. 5.16. Granica płynności mieszanki, zgodnie z (4.17), jest sumarycznym efektem spójności kapilarnej i tarcia wewnętrznego. Skoro wielkość tego tarcia, według rozdz. 4.3.2, jest monotoniczną funkcją uziarnienia i koncentracji objętościowej kruszywa, to ekstremalny przebieg zmian τ_0 można uzasadnić tylko zmianami spójności kapilarnej.

Dla $D_m = 0$ (brak zaczynu) τ_0 odpowiada granicy ścinania samego stosu okruchowego τ_{ok}, dla $D_m \to \infty$ τ_0 zbliża się do granicy płynności zaczynu τ_{oz}. Gdyby fazą ciekłą w zaczynie była ciecz nie zwilżająca powierzchni ziarn cementu i kruszywa (kąt zwilżania $\theta > 90^0$), to ciśnienie kapilarne, zgodnie ze wzorem (4.25), byłoby równe lub mniejsze od zera. W takim przypadku spójność kapilarna zaniknie całkowicie i zależność $\tau_0(D_m)$ będzie określona krzywą przerywaną na rys. 5.16.

Przeprowadzona analiza regresji i wariancji danych doświadczalnych, uzyskanych z badań zależności $\tau_o(D_s, D_m)$, pozwoliła na sformułowanie modelu matematycznego tej zależności w postaci:

$$\tau_o = \tau_{oz} + \tau_{ok} \cdot \exp\left[a\left(\frac{D_m}{D_s}\right)^2\left(\frac{D_m}{D_s} - b\right)\left(c - \frac{D_m}{D_s}\right)\right], \qquad (5.48)$$

w którym:

τ_{oz} - granica płynności zaczynu,

τ_{ok} - granica ścinania kruszywa,

a,b,c - stałe zależne od rodzaju mieszanki i wielkości wskaźnika D_z.

Uzyskane wielkości estymatorów i współczynników regresji modelu podano w tabl. 5.2.

Tablica 5.2

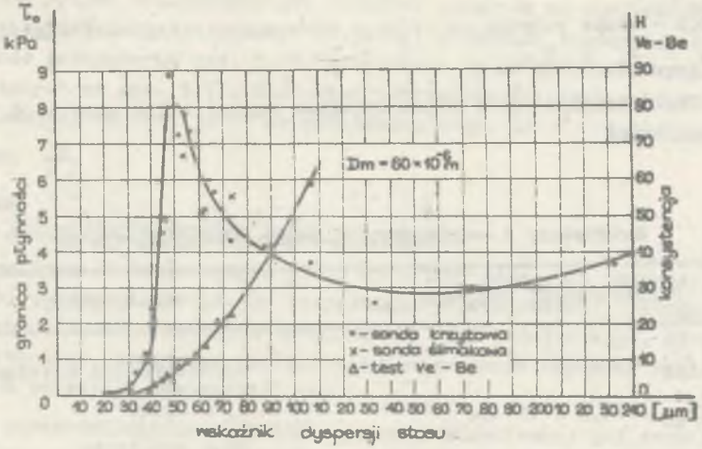
Estymatory i współczynniki regresji modelu (5.48)

Współczynniki regresji	Estymatory
$\tau_{oz} = 10^2$ Pa	Współczynnik korelacji
$\tau_{ok} = 31{,}2 \cdot 10^2$ Pa	$r_w = 0{,}938$
a = 3,79	Błąd resztkowy
b = 0,98	$S_R = 1{,}6 \cdot 10^2$ Pa
c = 1,28	Test adekwatności
	$F = 208 > F_{0,05} = 2{,}75$

Korzystając ze związku (5.47), model (5.48) można przedstawić nieco inaczej:

$$\tau_o = \tau_{oz} + \tau_{ok} \exp\left[a\,\varphi_{kz}^{1\,2}(\varphi_{kz}^1 - b)(c - \varphi_{kz}^1)\right]. \qquad (5.49)$$

W drugim etapie badano wpływ struktury stosu okruchowego na granicę płynności mieszanki τ_o, w znacznie poszerzonym przedziale zmienności D_s. Pozwoliło to uzyskać pełny zakres zmian τ_o, przy ustalonych wielkościach $D_m = 60\,\mu m$ i $D_z = \frac{0{,}5}{S_{wc}}$. Otrzymane wyniki przedstawia rys. 5.17, na którym pokazano również rezultaty testu Ve-be. Zależność $\tau_o(D_s)$ jest tutaj bardzo



Rys. 5.17. Pełna zależność granicy płynności mieszanki betonowej od wskaźnika dyspersji stosu

Fig. 5.17. Full relationship between conorete mix yield stress and aggregate dispersion factor

wyraźnie określona licznymi punktami pomiarowymi. Poczynając od najmniejszych wielkości, wzrost wskaźnika D_s w wąskim przedziale 30-50 μm wywołuje bardzo intensywny wzrost granicy płynności τ_o, od wielkości minimalnej do maksymalnej, wywołany szybkim przyrostem spójności kapilarnej. Maksimum τ_o ma miejsce przy $D_s = 50\,\mu m$, co odpowiada wskaźnikowi wypełnienia $\varphi_{kz}^1 = 1{,}2$. Dalszy wzrost D_s powoduje spadek τ_o, początkowo szybki, a później coraz wolniejszy, który od $D_s \sim 150\,\mu m$ ($\varphi_{kz}^1 \sim 0{,}4$) przechodzi w powtórny, tym razem powolny wzrost τ_o. Ta strefa zmian τ_o jest konsekwencją redukcji wiązań kapilarnych w mieszance, wywołanej znacznym zmniejszeniem się ilości zaczynu w mieszance.

Porównanie wyników testu Ve-be z wynikami pomiaru τ_o jasno wskazuje na brak jakiegokolwiek związku między nimi. Test Ve-be nie daje żadnych informacji o konsystencji mieszanki, pojmowanej zgodnie z przyjętą w reologii definicją tego pojęcia, podaną w [95].

W rezultacie analizy regresji i wariancji wyników pomiarów otrzymano model matematyczny zależności $\tau_o(D_s)$, przy $D_m = 60\,\mu m$ i D_z odpowiadającym $\frac{W}{C} = 0{,}5$, w postaci:

$$\tau_o = \tau_{oz} + \tau_{ok} \cdot \exp\left[\frac{A}{D_s^2}\left(\frac{1}{D_s} - B\right)\left(C - \frac{1}{D_s}\right)\right], \qquad (5.50)$$

w którym:

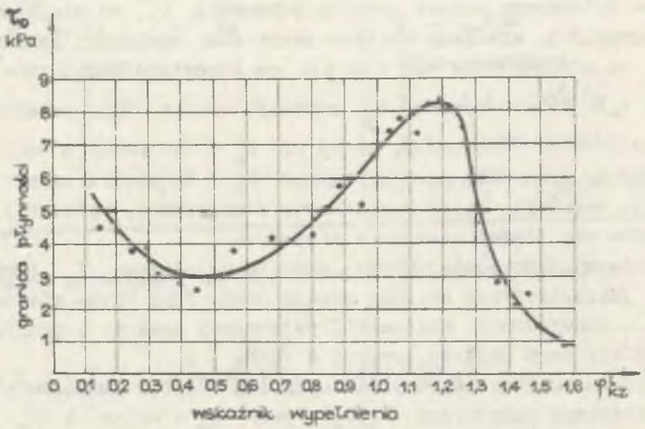
A,B,C – stałe zależne od rodzaju mieszanki i wielkości wskaźników D_m i D_z.

Wielkość estymatorów i współczynników regresji dla modelu (5.50) podano w tabl. 5.3

Tablica 5.3

Estymatory i współczynniki regresji modelu (5.50)

Współczynniki regresji	Estymatory
$\tau_{oz} = 5 \cdot 10^2$ Pa	Współczynniki korelacji
$\tau_{ok} = 61{,}5 \cdot 10^2$ Pa	$r_w = 0{,}949$
	Błąd resztkowy
$A = 11 \cdot 10^3$	$S_r = 1{,}5 \cdot 10^2$ Pa
$B = 17{,}7 \cdot 10^{-2}$	Test adekwatności
$C = 21 \cdot 10^{-2}$	$F = 224 > F_{0,05} = 2{,}75$



Rys. 5.18. Zależność granicy płynności mieszanki betonowej od wskaźnika wypełnienia niezagęszczonego kruszywa zaczynem, przy $D_{\Xi} = 60\,\mu m$, wg badań autora

Fig. 5.18. Relationship between concrete mix yield stress and factor of uncompacted aggregate paste filling, for $D_{\Xi} = 60\,\mu m$ according to the present writer

Istotność wpływu wypełnienia jam kruszywa zaczynem na spójność kapilarną, a w konsekwencji na granicę płynności mieszanki betonowej, obrazuje zależność pokazana na rys. 5.18. Opracowano ją na podstawie wyników przedstawionych na rys. 5.17. Charakter tej zależności jest zgodny z charakterem krzywej na rys. 5.15, co potwierdza tezę, że τ_o zależy głównie od stosunku $\frac{D_m}{D_s}$.

5.4.3. Podsumowanie wyników badań własnych

Przeprowadzone badania wpływu stanu struktury mieszanki betonowej na granicę jej płynności umożliwiły rozpoznanie prawidłowości i sformułowanie zależności rządzących kształtowaniem się tego podstawowego, obok lepkości plastycznej, parametru reologicznego mieszanki. Uzyskane wyniki i ich analiza pozwalają stwierdzić, że:

- granica płynności mieszanki betonowej, przy niezmiennej jej temperaturze, zależy od stanu struktury mieszanki, a jej wielkość może się zmieniać w szerokich granicach,
- stan struktury mieszanki, ze względu na jego wpływ na granicę płynności, można identyfikować za pomocą wprowadzonych przez autora wskaźników dyspersji stosu – D_s, zaczynu – D_z i mieszanki – D_m,
- charakter wpływu wskaźników dyspersji na wielkość granicy płynności jest zgodny z efektami fenomenologicznymi zjawisk kapilarnych w mieszance,
- przy stałej wielkości wskaźnika dyspersji zaczynu $D_z > 0$ wielkość granicy płynności mieszanki τ_o zależy od wielkości wskaźników dyspersji stosu – D_s i mieszanki – D_m, a dokładniej od wielkości stosunku $\frac{D_m}{D_s}$, odpowiadającego wskaźnikowi wypełnienia niezagęszczonego kruszywa zaczynu – φ^1_{kz},
- charakter zależności $\tau_o(D_s)$, $\tau_o(D_m)$ i $\tau_o(\varphi^1_{kz})$ jest ekstremalny, z bardzo wyraźnie zaznaczoną strefą maksimum, o odciętej odpowiadającej wielkości φ^1_{kz}, zawartej w przedziale 1,0–1,2,
- charakter zależności $\tau_o(D_s)$ i $\tau_o(D_m)$ dla mieszanek na kruszywie żwirowym jest w pełni zgodny z charakterem tych samych zależności dla mieszanek na kruszywie łupkoporytowym, co wskazuje na możliwość uogólnienia tych zależności na inne rodzaje mieszanek,
- w warunkach braku naprężeń normalnych o wielkości granicy płynności mieszanki stanowi spójność kapilarna mieszanki,
- związek pomiędzy granicą płynności τ_o a stanem struktury mieszanki, opisanym wskaźnikami D_s, D_m, D_z (dla $D_z = \text{const} > 0$), można przedstawić za pomocą modelu matematycznego (5.48) lub (5.49), uzyskanego w wyniku analizy statystycznej danych doświadczalnych,
- obydwa rodzaje zastosowanych sond pomiarowych, znanych w mechanice gruntów jako sonda krzyżowa i sonda ślimakowa, wykazały pełną przydatność w pomiarach bezpośrednich granicy płynności mieszanki betonowej,

- brak związku pomiędzy wynikami testu Ve-be a granicą płynności mieszanki betonowej.

5.5. WPŁYW SUPERPLASTYFIKATORÓW

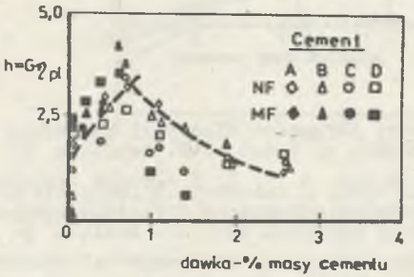
Stosowanie domieszek chemicznych, zwanych plastyfikatorami lub superplastyfikatorami, zmienia istotnie charakterystyki reologiczne mieszanki betonowej, polepszając jej urabialność [38]. Są to organiczne substancje powierzchniowo czynne, które dzięki szczególnej budowie cząsteczek zmieniają napięcia międzyfazowe i potencjał elektryczny na granicach faz. Najczęściej obecnie stosowanymi domieszkami organicznymi są superplastyfikatory, sporządzone na bazie żywic naftalenowo-formaldehydowych i melaminowo-formaldehydowych. Stosunkowo dobrze zbadany jest wpływ tych substancji na właściwości reologiczne zaczynów cementowych. Wymienić tu należy szczególnie prace D.N. Roya i K. Asagi [76 , 77 , 78] oraz M. Daimonda i D.N. Roya [16, 17]. Z prac tych wynika, że główny wpływ superplastyfikatorów polega na obniżeniu granicy płynności zaczynu prawie do zera. Zarówno lepkość, jak i całkowity opór ścinania zaczynu ulegają zmniejszeniu [77]. Takie zmiany właściwości reologicznych są efektem zmiany struktury dyspersyjnej zaczynu. Stwierdzono [64], że pomiędzy cząstkami cementu w zaczynie występują znaczne siły przyciągania, przy czym z upływem czasu cząstki łączą się, tworząc sztywną strukturę sieciową. W pracach [17, 78] wykazano, że adsorpcja cząsteczek superplastyfikatora na powierzchni ziarn cementu powoduje powstanie wysoce ujemnego potencjału elektrokinetycznego tej powierzchni (-30 do -40 mV). W rezultacie wywołanych tym znacznych sił odpychających następuje rozpad usieciowania cząstek cementu, wzrasta stopień dyspersji cementu w wodzie oraz zmniejsza się grubość otoczek wodnych na jego ziarnach. Konsekwencją powyższych zjawisk jest znaczne upłynnienie zaczynu.

Według D.N. Roya i K. Asagi [78], zmiana właściwości reologicznych zaczynu zależy od chemicznej natury domieszki, jej koncentracji w zaczynie, uziarnienia i składu mineralogicznego cementu oraz czasu, jaki upłynął od chwili dodania wody. W przeciwieństwie do zaczynów, badania wpływu superplastyfikatorów na właściwości reologiczne mieszanek betonowych są słabo zaawansowane. Interesujące w tym względzie są badania P.F. Banfilla [6]. Poddał on badaniom zmiany właściwości reologicznych różnych mieszanek betonowych, wywołane dodaniem dwóch superplastyfikatorów: sulfonowanej żywicy naftalenowo-formaldehydowej (NF) oraz sulfonowanej żywicy melaminowo-formaldehydowej (MF). Zróżnicowanie mieszanek polegało na stosowaniu czterech różnych cementów portlandzkich: wysokoalkalicznego (A), niskoalkalicznego (B), o wysokiej zawartości C_3A (C) oraz niskiej zawartości C_3A(D). Jako kruszywa użyto piasku i żwiru kwarcytowego. Mieszanki zaprojektowano zakładając średnią wytrzymałość betonu na ściskanie w granicach 30-40 MPa.

Pomiary parametrów reologicznych mieszanek przeprowadzono na aparacie G.H. Tattersalla, opisanym w pracy [108].

Rysunek 4.37 pokazuje zmiany krzywych płynięcia badanych mieszanek betonowych, wywołane użyciem obu superplastyfikatorów. Wynika z nich, że w obu przypadkach następuje obniżenie granicy płynności przy równoczesnym zwiększeniu lepkości mieszanki.

Według P.F. Banfilla efekt ten jest wysoce niezależny od rodzaju stosowanego cementu. Wyniki badań zależności granicy płynności τ_0 i lepkości plastycznej η_{pl} od dawki domieszki, przedstawione na rys. 5.19 i 5.20, wykazują, że ze wzrostem dawki (wyrażonej procentowym stosunkiem suchej masy domieszki do masy cementu) granica płynności szybko maleje do minimum.



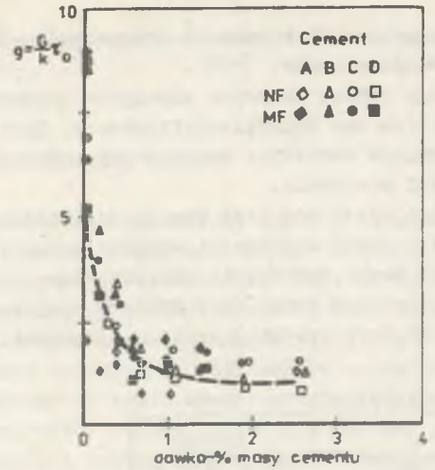
Rys. 5.19. Zależność lepkości plastycznej mieszanki betonowej od dawki superplastyfikatora wg badań P.F. Banfilla [6]

NF - suflonowana żywica naftalenowo-formaldehydowa, MF - sulfonowana żywica melaminowo-formaldehydowa, G - stała pomiarowa

Fig. 5.19. Relationship of the concrete mix plastic viscosity and the superplasticizers dosage after P.F. Banfill [6]

G - measurement constant

Natomiast lepkość plastyczna rośnie, osiągając maksimum przy dawce domieszki równej 0,7%. Oba te efekty występują bez względu na rodzaj domieszki. Maksimum lepkości odpowiada początkowi strefy stałej, minimalnej wartości granicy płynności. Dalszy wzrost dawki wywołuje niestabilność mieszanki i jej skłonność do szybkiej segregacji. Obserwacje te wykazują bardzo dobrą zgodność z wynikami badań M. Daimona i D.M. Roya [16] nad adsorpcją obu typów superplastyfikatorów na powierzchni cementu w zaczynie. Stwierdzili bowiem, że ilość adsorbowanej domieszki rośnie ze wzrostem jej dawki, aż do osiągnięcia maksimum. Z ich badań wynika, że maksimum występuje przy dawce 0,66% masy cementu dla obu typów domieszek. Dawki wyższe nie powodują już dalszego wzrostu adsorpcji domieszki na ziarnach cementu, mogąc jedynie wywołać jej słabą adsorpcję na kruszywie.



Rys. 5.20. Zależność granicy płynności mieszanki betonowej od dawki superplastyfikatora wg badań P.F. Banfilla [6]

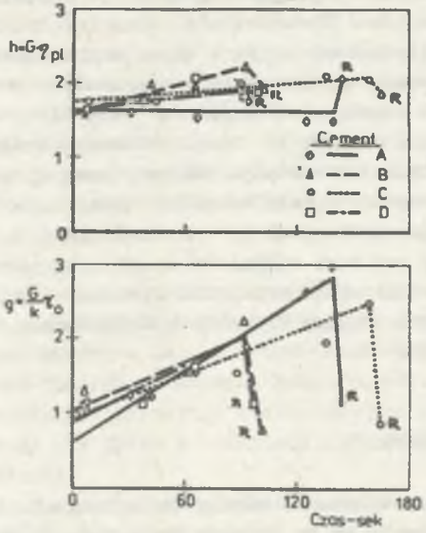
NF, MF - jak na rys. 5.19, G, K - stałe pomiarowe

Fig. 5.20. Relationship between concrete mix yield stress and the superplasticizers dosage after P.F. Banfill [6]

NF, MF - as Fig. 5.19, G, k - measurement constants

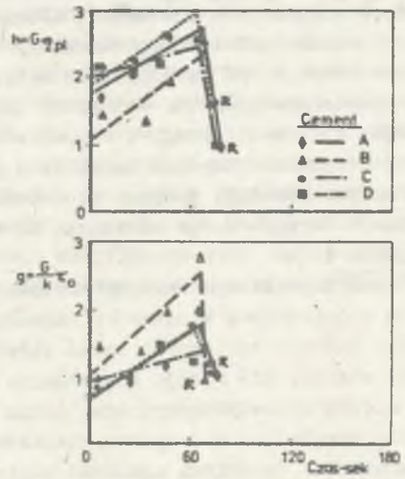
Stwierdzony przez P.F. Banfilla [6] charakter zależności obu parametrów reologicznych mieszanki od dawki superplastyfikatora wskazuje wyraźnie na konieczność bardzo dokładnej kontroli tej dawki przy stosowaniu takich domieszek.

Z upływem czasu, licząc od dodania superplastyfikatora, działanie jego powoli zanika i wielkość granicy płynności i lepkości plastycznej rośnie. Ilustrują to wykresy na rys. 5.21 i 5.22. Najmniejszy wzrost obserwuje się w mieszankach z cementem o niskiej zawartości C_3A. Interesujące jest, że prędkość wzrostu granicy płynności i lepkości plastycznej w mieszankach z domieszką NF i bez jest prawie taka sama. Wzrost wielkości tych parametrów reologicznych jest rezultatem zmniejszającego się działania superplastyfikatora wskutek jego postępującego rozpadu pod wpływem alkalicznego środowiska. Wielkość obu parametrów reologicznych rośnie proporcjonalnie do upływającego czasu, lecz przy domieszce MF prędkość tego wzrostu jest trzykrotnie większa. Wielkości τ_0 i η_{pl} można powtórnie obniżyć do stanu początkowego, wprowadzając do mieszanki po 60 min (MF) lub po 160 min (NF) drugą, taką samą co do wielkości, dawkę superplastyfikatora (wyniki dla drugiej dawki oznaczono na wykresach literą R). Nie powoduje to spadku wytrzymałości betonu i nie hamuje procesu jego twardnienia [6]. Mechanizm działania superplastyfikatorów nie jest jeszcze na tyle zbadany,



Rys. 5.21. Zmiany granicy płynności i lepkości plastycznej mieszanki betonowej w funkcji czasu od dodania superplastyfikatora NF, wg badań P.F. Banfilla [6]

Fig. 5.21. Changes of the yield stress and concrete mix plastic viscosity as a function of the time when the addition of the superplasticizers NF is made, after P.F. Banfill [6]



Rys. 5.22. Zmiany granicy płynności i lepkości plastycznej mieszanki betonowej w funkcji czasu od dodania superplastyfikatora MF, wg badań P.F. Banfilla [6]

Fig. 5.22. Changes of the yield stress and concrete mix plastic viscosity as a function of the time when the addition of the superplasticizers MF is made, after P.F. Banfill [6]

by można było, nie popadając w spekulację, wyjaśnić dokładnie i uzasadnić przytoczone wyniki badań. Jest to kwestia z dziedziny fizykochemii powierzchni i pomimo że badania nad wpływem organicznych domieszek na właściwości zaczynów i mieszanek betonowych prowadzone są od wielu lat, nadal istnieje w tym względzie szereg niejasności.

Z powyższych informacji wynika, że dzięki stosowaniu superplastyfikatorów można znacznie upłynnić mieszankę, polepszając jej urabialność. W przypadku mieszanki stosowanie superplastyfikatorów, dając efekt upłynnienia, nie powoduje pogorszenia cech wytrzymałościowych betonu. Ze względu na to, że wpływ czasu redukuje stopniowo efekt upłynnienia, celowe jest dodawanie tych domieszek tuż przed poddaniem mieszanki mechanicznemu przetwarzaniu lub transportowi. Zabieg ten może być powtórzony z takim samym rezultatem.

5.6. DYSKUSJA I PODSUMOWANIE

Badanie i formułowanie związków pomiędzy strukturą mieszanki a jej parametrami reologicznymi napotyka na istotne trudności. Wynikają one z heterogeniczności mieszanki i polidyspersyjności obecnej w niej fazy stałej. Podstawową trudność stanowi identyfikacja stanu struktury i jej ilościowy opis. Warunkiem przydatności takiego opisu w badaniach omawianych związków jest niewielka (2-3) liczba parametrów, umożliwiających jednoznaczny opis struktury mieszanki, przy występującym zróżnicowaniu składników betonu, ich cech i wzajemnych proporcji w mieszance. Z tego względu, tylko niektóre ze stosowanych w technologii betonu charakterystyk mieszanki, zaczynu czy stosu okruchowego mogą być wykorzystane w tym celu, nie dając jednak możliwości opisu kompleksowego. Stąd też próby innego sparametryzowania struktury mieszanki betonowej, podjęte w przedstawionych w rozdz. 5.2, 5.3 i 5.4 pracach i badaniach. Wspólną cechą tych prób jest założenie, że obecność ziarn kruszywa powoduje jedynie ilościowe zmiany parametrów reologicznych zaczynu, w wyniku czego mieszanka ma ten sam co zaczyn charakter krzywej płynięcia.

D.W. Hobbs [29] charakteryzuje stan struktury mieszanki tylko jednym parametrem - koncentracją objętościową kruszywa w mieszance. Takie podejście, charakterystyczne dla mikroreologicznych badań układów dyspersyjnych o małej koncentracji fazy stałej, nie wydaje się słuszne w odniesieniu do silnie skoncentrowanego układu grubodyspersyjnego, jakim jest mieszanka betonowa. W ten sposób nie uwzględnia się wpływu kształtu i masy ziarn oraz zróżnicowanego uziarnienia. Częściowa zgodność obliczonych według wzorów Hobbsa wielkości parametrów reologicznych z wielkościami pomierzonymi w badaniach J. Muraty i H. Kikukawy [53] wynika raczej z bardzo specyficznego charakteru użytego w badaniach kruszywa (szklane kulki o jednakowej średnicy 1 mm), niż zasadności przyjętego przez Hobbsa opisu stanu struktury mieszanki.

Odmienne podejście do opisania struktury mieszanki i zaczynu prezentuje N.P. Bleszczik [9], który przeprowadził w tym celu szczegółową analizę relacji geometrycznych pomiędzy elementami tej struktury, przy założeniu heksagonalnego układu ziarn cementu w zaczynie i kruszywa w mieszance betonowej. Wprowadził przy tym tak znaczną ilość szczegółowych parametrów struktury, że otrzymane przez niego równania mikroreologiczne mają zdaniem autora głównie poznawczą wartość. Wyliczenie za pomocą tych równań granicy płynności mieszanki wymaga wielu dokładnych oznaczeń i żmudnych przeliczeń, najpierw parametrów struktury zaczynu, a dopiero później mieszanki.

Jeszcze inny sposób identyfikacji stanu struktury mieszanki został użyty przez autora, w badaniach relacjonowanych w rozdz. 5.4. Wydaje się, że ze względu na podobieństwo do parametrów stosowanych tradycyjnie w technologii betonu oraz znaczną prostotę i kompletność opisu struktury mieszanki za pomocą wskaźników dyspersji stosu, zaczynu i mieszanki sposób taki może być przydatny nie tylko w badaniach mikroreologicznych, ale i w praktyce technologicznej.

Przedstawione w tym rozdziale związki pomiędzy parametrami reologicznymi mieszanki a jej strukturą dotyczą wyłącznie granicy płynności i lepkości plastycznej. Trudno jednak o ocenę porównawczą tych związków ze względu na brak danych doświadczalnych pozwalających je zweryfikować. Brak, jak dotychczas, związków dotyczących modułu sprężystości postaciowej i wibrolepkości, aczkolwiek dostępne fragmentaryczne dane na ten temat przedstawiono w rozdz. 4.3.3 i 4.3.5. Brak również badań doświadczalnych nad określeniem związku pomiędzy stanem struktury mieszanki a jej lepkością plastyczną. Dotychczasowe badania lepkości mieszanki ukierunkowane były na poznanie jej właściwości makroreologicznych, a w tym głównie na poznanie charakteru jej płynięcia. Równania mikroreologiczne opisujące ilościowo związki parametrów reologicznych mieszanki ze stanem jej struktury mają bardzo istotne znaczenie praktyczne. Umożliwiają bowiem kształtowanie wielkości parametrów reologicznych mieszanki stosownie do kryteriów urabialności, określonych warunkami realizacji procesów wykonywania betonu. Znaczną modyfikację tych parametrów, pozwalającą polepszyć urabialność umożliwia stosowanie superplastyfikatorów.

6. ANALIZA REOLOGICZNA WYBRANYCH PROCESÓW PRZETWARZANIA I TRANSPORTU MIESZANKI

6.1. UWAGI OGÓLNE

Mieszanka w stanie spoczynku powinna znajdować się w stanie równowagi wewnętrznej zachowując nadaną jej jednorodność. Oznacza to, że siły działające na elementy jej struktury muszą być w równowadze. W wyniku przetwarzania lub transportu działanie układu sił zewnętrznych powoduje naruszenie stanu równowagi wewnętrznej, czego efektem są przemieszczenia elementów struktury, objawiające się odkształceniem, a niekiedy także szkodliwą segregacją. Po ustaniu działania sił zewnętrznych ustala się nowy stan równowagi wewnętrznej. Przebieg i charakter tych zjawisk zależą od relacji pomiędzy stanem naprężenia a parametrami reologicznymi mieszanki i zaczynu, które to relacje można określić na drodze analizy reologicznej procesu. Postępowanie takie omówiono na przykładach kilku wybranych procesów, ograniczając się do wskazania wpływu pożądanego przebiegu procesu.

6.2. MIESZANIE MECHANICZNE

Proces mieszania polega na wzajemnym i wszechstronnym przemieszczaniu składników mieszanki betonowej, wywołanym zewnętrznym działaniem mechanicznym lub siłami grawitacji. Przemieszczanie za pomocą przyłożonego układu sił zewnętrznych stanowi zasadniczy czynnik mieszania wymuszonego i wywoływane jest ruchem mieszadła. Przemieszczanie grawitacyjne występuje zawsze, z tym że dla różnych rodzajów mieszarek ma ono różną intensywność. Na przykład, w mieszarkach wolnospadowych jest ono głównym czynnikiem procesu mieszania, lecz uwarunkowanym działaniem sił, wprawiających mieszalnik w ruch obrotowy.

Mieszaniu składników ziarnistych towarzyszy zawsze segregacja, na której wielkość wpływają nie tylko charakterystyki ziarn (zróżnicowanie wymiarów, gęstości i kształtu), ale także rodzaj układu mieszającego. Z badań przeprowadzonych przez autora [98, 103] wynika, że jakość zmieszania zależy zarówno od składu mieszanki, jak i od rodzaju mieszarki, ale osiągnięcie stanu całkowitego zmieszania nie jest praktycznie możliwe.

Według autora, z punktu widzenia mechanizmu fizycznego, wyróżnić można następujące rodzaje mieszania:

- przez ścinanie: polega na tworzeniu się przemieszczających się względem siebie warstw, wywołanym gradientem prędkości,
- przez konwekcję: polega na unoszeniu i przemieszczaniu skupisk ziarn, np. łopatką mieszadła,
- przez rozproszenie: polega na wzajemnym zderzaniu się ziarn w wyniku nadania im przyśpieszeń o różnych wielkościach i kierunkach,
- przez dyfuzję: polega na wzajemnym przemieszczaniu się pojedynczych ziarn,
- przez rozdrabnianie: polega na rozcieraniu aglomeratów ziarn cementu spowodowanym tarciem pomiędzy ziarnami kruszywa.

Wszystkie te rodzaje mieszania mają charakter mechaniczny, bowiem następują pod działaniem sił. Tak więc ich efekt będzie zależny od oporu stawianego przez mieszany ośrodek, czyli od właściwości reologicznych mieszanki. Istotną rolę odgrywa tutaj granica płynności τ_0 (graniczne naprężenie ścinające), na którą składają się spójność pozorna i tarcie wewnętrzne mieszanki. Jest to bowiem wytrzymałość postaciowa mieszanki, której pokonanie jest warunkiem wystąpienia mieszania. Drugim ważnym parametrem reologicznym jest lepkość plastyczna η_{pl}, która stanowi o wielkości gradientu prędkości, wywołanego w mieszance ruchem mieszadła. We wszystkich betoniarkach mieszadłowych mieszanie polega głównie na wytworzeniu ścinania w objętości zarobu, w taki sposób, by wywołane ścinaniem pole gradientów prędkości obejmowało możliwie cały przekrój mieszalnika.

Rys. 6.1. Schemat układu mieszadło - mieszalnik w betoniarce rotorowej
Fig. 6.1. Scheme of mixer arms and mixer drum arrangement at rotary mixer

Rozpatrzmy proces mieszania składników betonu w mieszarce rotorowej (rys. 6.1), w której wielołopatkowe mieszadło obraca się centralnie w nieruchomym mieszalniku wokół osi pionowej. Według autora, analizę relacji pomiędzy stanem naprężeń a właściwościami reologicznymi mieszanki można w takim przypadku przedstawić następująco. Obrót mieszadła, spowodowany przyłożeniem momentu M_r od napędu, wywoła ścinanie w objętości mieszanych składników. Rozkład naprężeń, a w konsekwencji rozkład prędkości ścinania w mieszanej objętości, zmienia się zarówno w strumieniu ścinanej mieszanki, jak i w przestrzeni mieszalnika. Jest to skutek różnego usytuowania poszczególnych łopatek. Należy więc operować zastępczymi wielkościami naprężeń i prędkości ścinania, odniesionymi do sprowadzonej powierzchni ścinania $A = \sum_i A_i$, odległej od osi obrotu o wielkość r, gdzie:

$$r = \frac{\sum_i A_i \cdot r_i}{\sum_i A_i} . \qquad (6.1)$$

Zastępcze naprężenie ścinające na powierzchni A, zależnej od geometrii mieszadła i jego łopatek, będzie:

$$\bar{\tau} = \frac{M_r}{A \cdot r} , \tag{6.2}$$

a zastępcza prędkość ścinania:

$$\bar{\gamma} = \frac{V}{r} . \tag{6.3}$$

Ścinanie nastąpi, jeżeli będzie spełniony warunek:

$$\bar{\tau} \geq \tau_o = c + \sigma_{ef} \operatorname{tg}\varphi , \tag{6.4}$$

a jego prędkość wyniesie wtedy:

$$\bar{\gamma} = \frac{\bar{\tau} - (c + \sigma_{ef} \operatorname{tg}\varphi)}{\eta_{pl}} . \tag{6.5}$$

Parametry reologiczne mieszanego ośrodka są zmienne w objętości mieszalnika i w czasie mieszania. Mieszana objętość składników przechodzi bowiem ze stanu całkowitego rozmieszenia do stanu zmieszania randomowego (przypadkowego) [103]. Objawia się to początkowo dużym rozrzutem cech jej objętości (mieszanki), malejącym ze wzrostem czasu mieszania [102, 103]. Stąd parametry reologiczne traktować należy jako średnie, odniesione do całej objętości, ich wielkość zaś może być określona tylko pośrednio poprzez opory mieszania. Miarą oporów mieszania jest moc mieszania, czyli przyrost mocy pobieranej przez silnik napędzający mieszadło po napełnieniu mieszalnika składnikami betonu. Moc mieszania w rozpatrywanym przypadku będzie:

$$P = M_r \cdot \omega = 2\pi M_r n , \tag{6.6}$$

gdzie:

ω - prędkość kątowa mieszadła, rad/sek,

n - prędkość obrotowa mieszadła, obr/min.

W warunkach równowagi mamy:

$$\bar{\tau} = \tau_o + \eta_{pl} \cdot \bar{\gamma} , \tag{6.7}$$

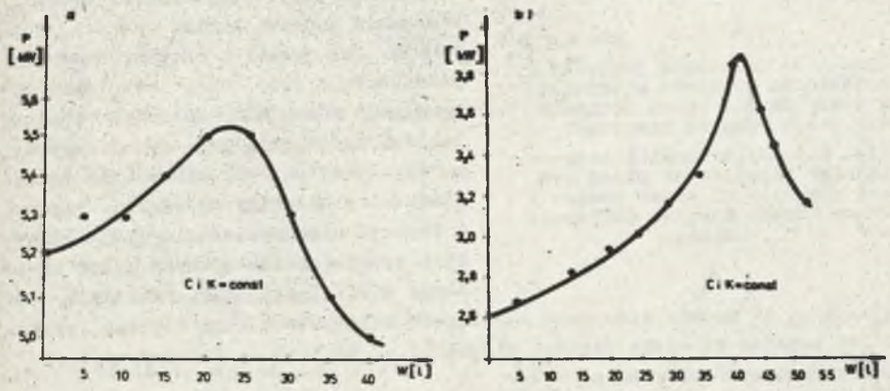
więc wyrażenie (6.6) po podstawieniu (6.2) i (6.7) przybierze postać:

$$P = A\, V(\tau_o + \eta_{pl}\bar{\gamma}) , \tag{6.8}$$

gdzie:

V - prędkość obwodowa mieszadła na promieniu r.

Dla określonej mieszarki rotorowej A, V, $\bar{\gamma}$ stają się parametrami, bowiem zależą od geometrii układu mieszadło - mieszalnik oraz od prędkości obrotowej mieszadła. Moc mieszania zależy wtedy tylko od granicy płynności mieszanki i jej lepkości plastycznej.

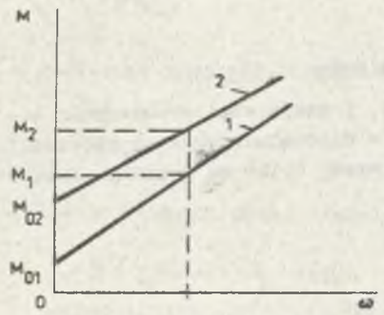


Rys. 6.2. Zależność zmian mocy pobieranej przez silnik betoniarki od ilości wody w mieszance wg badań autora [91]:
a) mieszanka na kruszywie granitowym, b) mieszanka na kruszywie łupkoporytowym

Fig. 6.2. Relationship between power input of the mixer motor and amount of water in the mix, after the author [91]:
a) granite aggregate mix, b) aglite aggregate mix

Na rysunku 6.2 przedstawiono wyniki przeprowadzonych pod kierunkiem autora pomiarów mocy pobieranej przez silnik mieszadła w mieszarce BMP-250/350, w trakcie mieszania składników betonu, w funkcji ilości wody w zarobie [91]. Porównanie rys. 6.2 i rys. 5.9 wykazuje, że opory mieszania w mieszarce rotorowej są oporami ścinania mieszanki i zależą głównie od granicy płynności τ_o. Jak się wydaje, należy to tłumaczyć tym, że w takiej mieszarce mieszanka nie znajduje się w stałym ruchu cyrkulacyjnym, lecz strefa

ścinania przemieszcza się z ruchem łopatki, po przejściu której - w danym miejscu - ścinanie w mieszance na krótki czas zanika, do momentu powrotu łopatki.



Rys. 6.3. Zależność pomiędzy prędkością obrotową mieszadła a momentem sił oporu ścinania dla dwóch różnych mieszanek

Fig. 6.3. Relationship between angular velocity of mixer arm and a couple of shear resistance forces for two different mixes

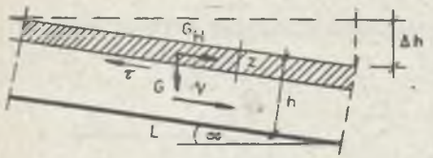
Zmiana składu mieszanki, a co za tym idzie, zmiana jej parametrów reologicznych (rys. 6.3) powoduje zmianę oporów mieszania. Zwróćmy uwagę, że dla danej mieszanki przebieg zmian mocy mieszania, przedstawiony w funkcji czasu mieszania, pozwala łatwo określić ilość pracy mechanicznej niezbędnej do uzyskania wymaganej jakości zmieszania. Wymaga to jednak wyznaczenia minimalnego (optymalnego) czasu mieszania poprzez pomiar jakości zmieszania. Jak wynika z dotychczasowych badań autora [98, 102], ustalenie optymalnego czasu mieszania wraz z oceną jakości zmieszania mogą być dokonane najdogodniej poprzez obserwacje zmian gęstości mieszaniny składników betonu, w funkcji czasu mieszania [103]. Analiza doświadczalna różnych metod określania minimalnego czasu mieszania [102] wykazała, że metoda taka jest stosunkowo najprostszą i najszybszą, pozwalając ponadto na ocenę jakości mieszarek ze względu na intensywność i energochłonność mieszania [103].

6.3. TRANSPORT GRAWITACYJNY

Rozpatrzmy dwa jego przypadki: płynięcie mieszanki betonowej po równi pochyłej (np. rynny zsypowe) oraz rozpływanie się porcji mieszanki po poziomej płaszczyźnie (np. wypełnianie formy elementu lub części konstrukcji).

a) Transport grawitacyjny po równi pochyłej (rynny zsypowe i formowanie elementów nachylonych do poziomu).

Dla uogólnienia analizy reologicznej tego przypadku transportu grawitacyjnego pomińmy kształt przekroju poprzecznego rynny zsypowej, wyodrębniając z niej pas o jednostkowej szerokości i wysokości h (rys. 6.4). W ustalonych warunkach mamy do czynienia z ruchem jednostajnym mieszanki, to znaczy, że wszystkie przekroje jej strumienia w wyodrębnionym pasie rynny są sobie równe, a prędkości w tych przekrojach są jednakowe. Wydzielmy następnie z tego pasa warstwę mieszanki o grubości z, licząc od powierzchni swobodnej strumienia mieszanki. Jest to przypadek podobny do klasycznego zadania teoretycznej mechaniki płynów, różniący się jednak od niego istotnie ze względu na lepko-plastyczne właściwości mieszanki betonowej.



Rys. 6.4. Schemat obliczeniowy ruchu mieszanki betonowej po równi pochyłej

Fig. 6.4. Theoretical scheme of the concrete mix movement on the inclined plane

Przy przyjętych założeniach siły ciążenia dla warstwy z muszą pozostać w równowadze z oporami ruchu tej warstwy mieszanki po pozostałej warstwie.

Czynna składowa siły ciążenia wynosi:

$$G_H = \rho_m \cdot g \cdot z \cdot 1 \cdot L \sin\alpha = \rho_m \cdot g \cdot z \Delta h,$$

a równoważące ją opory ruchu warstwy z:

$$T = \tau \cdot L \cdot 1 \cdot$$

Z warunku $G_H = T$ mamy:

$$\tau = \frac{\rho_m \cdot g \cdot z \cdot \Delta h}{L}, \qquad (6.9)$$

lecz zgodnie ze wzorem (4.18):

$$\tau = \tau_o + \eta_{pl} \frac{dV}{dz},$$

gdzie:

$$\tau_o = c + (\sigma - \sigma_n v_{pm}) tg\varphi .$$

Zatem warunek równowagi przybiera postać:

$$\tau_o + \eta_{pl} \frac{dV}{dz} = \frac{\rho_m \cdot g \cdot z \cdot \Delta h}{L} . \qquad (6.10)$$

Z warunku (6.10) po uporządkowaniu i scałkowaniu otrzymuje się wyrażenie na prędkość ruchu mieszanki po równi pochyłej:

$$V = \frac{1}{\eta_{pl}} \left(\frac{\rho_m \cdot g \cdot \Delta h}{L} \cdot \frac{z^2}{2} - \tau_o z \right) + C. \qquad (6.11)$$

Przy braku poślizgu, dla $z = h$ jest $V = 0$, więc:

$$C = \frac{1}{\eta_{pl}}\left(\tau_o h - \frac{\rho_m g \Delta h}{L} \frac{h^2}{2}\right)$$

i wtedy:

$$V = -\frac{1}{\eta_{pl}}\left[\frac{\rho_m g \Delta h}{2L}(h^2 - z^2) - \tau_o(h - z)\right]. \qquad (6.12)$$

Prędkość maksymalna wystąpi na głębokości h_o, zatem:

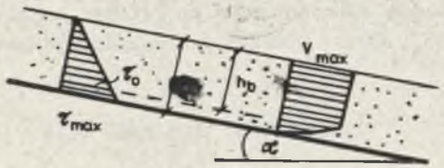
$$V_{max} = -\frac{1}{\eta_{pl}}\left[\frac{\rho_m g \Delta h}{2L}(h^2 - h_o^2) - \tau_o(h - h_o)\right], \qquad (6.13)$$

a podstawiając do (6.13) wyrażenie:

$$h_o = \frac{\tau_o L}{\rho_m g \Delta h}$$

otrzymujemy:

$$V_{max} = -\frac{h}{\eta_{pl}}\left(\frac{\rho_m \cdot g \cdot \Delta h}{2L} h - \tau_o\right). \qquad (6.14)$$



Rys. 6.5. Rozkłady naprężeń i prędkości w strumieniu mieszanki betonowej przy jej transporcie po równi pochyłej

Fig. 6.5. Distribution of stresses and velocities in the concrete mix stream during its transport in inclined plane

Należy pamiętać, że τ_o w wyrażeniu (6.14) zawiera w sobie, oprócz oporu spójności, również opór tarcia wewnętrznego od składowej siły ciążenia, normalnej do równi pochyłej. Z powyższego wynika, że płynięcie mieszanki następuje tylko w warstwie dennej $h-h_o$, w pozostałej zaś części przekroju mieszanka porusza się ze stałą prędkością V_{max}, jak płyta o grubości h_o (rys. 6.5).

Prędkość ruchu mieszanki wg wzorów (6.11), (6.12) i (6.13) otrzymuje się ze znakiem minus, który oznacza tylko, że jeśli ciśnienie rośnie z lewa na prawo, to płynięcie będzie z prawa na lewo. Nie ma to rzeczywistego znaczenia i znak minus może być pominięty.

Grawitacyjne płynięcie mieszanki po równi pochyłej zachodzi, gdy spełniony jest warunek:

$$\frac{\rho_m \cdot g \cdot z \, \Delta h}{L} > \tau_o, \qquad (6.15)$$

lub w równoważnej postaci:

$$\rho_m \cdot g \cdot z \sin\alpha > \tau_o .$$

Prędkość płynięcia jest odwrotnie proporcjonalna do lepkości plastycznej mieszanki η_{pl}, wprost proporcjonalna zaś do wielkości naprężeń ścinających, o którą naprężenie τ od siły ciążenia przekracza granicę płynności mieszanki τ_o. W tej metodzie technologicznej transportu mieszanki kryteria urabialności są następujące:

$$\frac{\rho_m g \cdot z \cdot \Delta h}{L} > \tau_o \quad i \quad h_o < h , \qquad (6.16)$$

przy $\eta_{pl} \longrightarrow$ minimum.

Niekiedy, przy dużych wielkościach τ_o może wystąpić szczególny przypadek transportu po równi pochyłej, polegający na poślizgu całej warstwy mieszanki. Wtedy prędkość ruchu na całej wysokości warstwy h będzie jednakowa i większa od zera. Kryteria wystąpienia takiego przypadku transportu są:

$$\tau_o > \tau_h \quad i \quad \tau_h > \tau_f ,$$

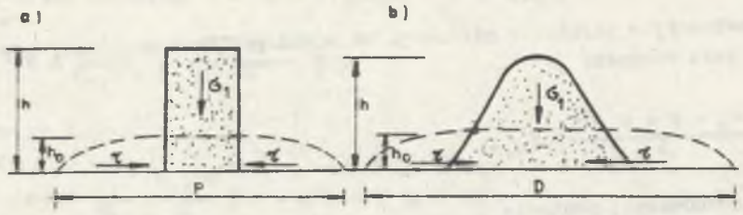
gdzie:

$$\tau_f = \Delta p \, tg\mu ,$$

a $tg\mu$ jest współczynnikiem tarcia mieszanki o materiał równi pochyłej. Mieszanki z większą ilością zaczynu mogą wydzielać z siebie warstewkę poślizgową i wtedy poślizg tarciowy przechodzi w lepki (tzw. umowny).

b) Grawitacyjne rozpływanie się mieszanki po poziomej płaszczyźnie (wypełnianie formy poziomej).

Przypadek ten dotyczy formowania płyt poziomych, a także elementów liniowych, jak ławy, belki i ściany o znacznej szerokości. Przyjmijmy, że mieszanka betonowa podawana jest do formy za pomocą rurociągu pompowego lub pojemnika. W konsekwencji można założyć, że w chwili początkowej (przed rozpłynięciem) podana porcja objętości mieszanki ma kształt jak



Rys. 6.6. Schemat grawitacyjnego rozpływania się mieszanki betonowej na płaszczyźnie poziomej

a) podawanie rurociągiem pompowym, b) podawanie pojemnikiem

Fig. 6.6. Scheme of concrete mix gravitational flow on the horizontal plane

a) from pump piped, b) from container

na rys. 6.6. Rozpływanie się mieszanki następuje, gdy naprężenia ścinające τ od naprężenia normalnego σ_1 będą większe od granicy płynności mieszanki τ_o. Naprężenia σ_1 wywołane działaniem sił ciążenia są równe:

$$\sigma_1 = \rho_m \cdot g \cdot h ,$$

wywołane zaś nimi naprężenia ścinające:

$$\tau = \frac{1}{2}\sigma_1 = \frac{1}{2}\rho_m g h . \qquad (6.17)$$

Rozpływanie się mieszanki następuje, gdy:

$$\tau = \frac{1}{2}\rho_m g h > \tau_o \qquad (6.18)$$

i ustaje, gdy:

$$h = h_o \leq \frac{2\tau_o}{\rho_m g} . \qquad (6.19)$$

Prędkość rozpływania się mieszanki zgodnie ze wzorem (6.14) jest odwrotnie proporcjonalna do jej lepkości plastycznej i wprost proporcjonalna do naprężenia ścinającego τ, zmniejszonego o wartość τ_o. Stąd kryteria urabialności podane wyrażeniem (6.16) są również i w tym przypadku aktualne.

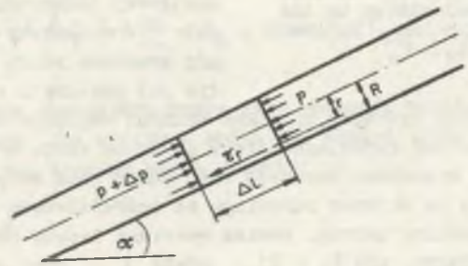
6.4. TRANSPORT POMPOWY

Ogólne rozwiązanie transportu rurowego ciała lepko-plastycznego jest w reologii znane od dawna [70]. Omawiając je w odniesieniu do mieszanki betonowej, oparto się głównie na pracach autora [97] i S. Morinagi [52]. W warunkach ustalonego ruchu mieszanki betonowej w rurociągu pompowym, przy założeniu pomijalności odkształceń objętościowych, rozkład sił w prostym odcinku rurociągu przedstawić można jak na rys. 6.7. Suma tych sił musi być równa zero, czyli:

$$\pi r^2 \Delta p - 2\pi r \Delta L \tau_r - \pi r^2 \Delta L \rho_m g \sin\alpha = 0. \qquad (6.20)$$

Naprężenie ścinające w mieszance, w odległości r od osi rurociągu będzie:

$$\tau_r = \frac{r\Delta p}{2\Delta L} - \frac{r}{2}\rho_m g \sin\alpha . \qquad (6.21)$$



Rys. 6.7. Rozkład sił w mieszance betonowej podczas transportu pompowego na prostym odcinku rurociągu

Fig. 6.7. Distribution of forces of concrete mix during piping on straight section of pipeline

Przyjmując zgodnie z ustaleniami rozdz. 4, że mieszanka betonowa zachowuje się jak lepko-plastyczne ciało Binghama, mamy:

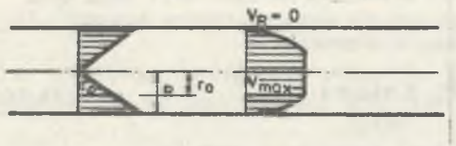
$$\tau_r = \tau_o + \eta\frac{dv}{dr} . \qquad (6.22)$$

Łatwo zauważyć, że płynięcie lepko-plastyczne może wystąpić tylko wtedy, gdy:

$$\tau_R > \tau_o, \quad \text{czyli gdy} \quad R > r_o = \frac{2\tau_o \Delta L}{\Delta p} . \qquad (6.23)$$

Przypadek taki charakteryzuje się zróżnicowaniem prędkości ruchu mieszanki w przekroju rurociągu (rys. 6.8), zgodnie z równaniem (6.24), które otrzymuje się po przyrównaniu do siebie wyrażeń (6.21) i (6.22), a następnie scałkowaniu, w następującej postaci:

$$v = \frac{1}{\eta_{pl}} \left[\frac{(R^2 - r^2)}{4} \left(\frac{\Delta p}{\Delta L} - \rho_m \, g \sin\alpha \right) - \tau_o (R - r) \right]. \qquad (6.24)$$



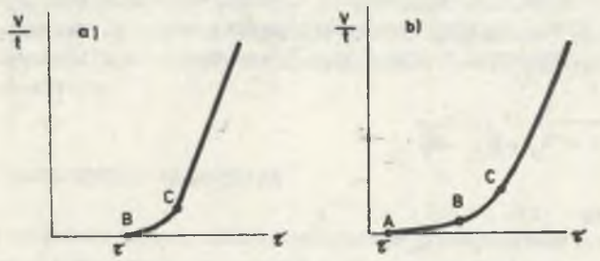
Rys. 6.8. Rozkłady naprężeń i prędkości ruchu mieszanki w przekroju rurociągu, w przypadku gdy $\tau_R > \tau_o$

Fig. 6.8. Distribution of stresses and mix movement velocities in the cross section of pipeline, in the case when $\tau_R > \tau_o$

Taki charakter ruchu, aczkolwiek mający niekiedy miejsce, jest technologicznie niepożądany. Wywołuje on bowiem zmianę początkowego stanu struktury mieszanki, spowodowaną wzajemnym przemieszczeniem poszczególnych warstw w przekroju, ze względu na zróżnicowanie prędkości ich ruchu. Postulat zachowania początkowej jednorodności mieszanki może być spełniony tylko wtedy, gdy prędkość ruchu mieszanki w całym jej przekroju będzie stała. Ponadto, nie powinien wystąpić przepływ zaczynu względem szkieletu ziarn kruszywa w kierunku osi rurociągu. Stałą prędkość ruchu w przekroju można uzyskać wtedy, gdy mieszanka poruszać się będzie jako sztywny rdzeń (korek) ślizgający się po ściance rurociągu za pośrednictwem warstewki zaczynu. Jest to tzw. poślizg umowny, bowiem wywołany lepkim płynięciem tej warstewki, występującym, gdy $\tau_R > \tau_{oz}$, gdzie τ_{oz} jest granicą płynności zaczynu w mieszance. Jeśli będzie:

$$\tau_{oz} < \tau_R < \tau_o \, , \qquad (6.25)$$

to uzyskamy najkorzystniejszy technologicznie przypadek transportu pompowego mieszanki. Rys. 6.9 ilustruje różnicę pomiędzy transportem na zasadzie płynięcia lepko-plastycznego w mieszance i transportem na zasadzie poślizgu umownego po warstewce zaczynu. W pierwszym przypadku płynięcie ma zawsze charakter "korkowy" (rys. 6.9a, odcinek BC) i występuje przy znacznie większych ciśnieniach pompowania. Każda zmiana ciśnienia, gdy spełniony jest warunek (6.23), powoduje zmianę promienia sztywnego rdzenia, przy jednoczesnej zmianie prędkości ruchu. W przypadku drugim, płynięcie lepko-plastyczne zaczynu - dające efekt poślizgu całego przekroju mieszanki - zachodzi przy mniejszych ciśnieniach. Jest to więc przypadek nie tylko korzystniejszy technologicznie, lecz również mniej energochłonny. Prędkość poślizgu po warstwie zaczynu, czyli prędkość ruchu rdzenia mieszanki w rurociągu jest równa:



Rys. 6.9. Krzywe płynięcia mieszanki betonowej w rurociągu pompowym
a) płynięcie lepko-plastyczne, b) płynięcie lepko-plastyczne z poślizgiem po warstewce zaczynu

Fig. 6.9. Concrete mix flow curves in pump pipeline
a) viscoplastic flow, b) viscoplastic flow with slippage on the paste layer

$$v_p = \frac{e}{\eta_{plz}} \left[\frac{2R - e}{4} \left(\frac{\Delta p}{\Delta L} - \rho_m \, g \sin\alpha \right) - \tau_{oz} \right]. \qquad (6.26)$$

Warunkiem takiego charakteru ruchu jest obecność warstewki zaczynu przy ściance rurociągu. Jak wynika z badań R. Webera [116] i W.M. Wasiliewa [115], grubość tej warstwy winna wynosić:

$$e = 0{,}02 \, R \, .$$

Aby zapobiec przepływowi zaczynu przez szkielet ziarn kruszywa po osi rurociągu, należy tak dobrać strukturę mieszanki, by miała ona zdolność przenoszenia ciśnienia wzdłuż całej długości rurociągu. Taka sytuacja będzie miała miejsce, jeśli naprężenia ścinające τ w warstwach zaczynu otulających ziarna kruszywa będą mniejsze od granicy płynności zaczynu τ_{oz}. Osiągnąć to można w następujący sposób. Po pierwsze, dobierając stos okruchowy ziarn kruszywa tak, by jego szczelność była możliwie największa (D_s = min); po drugie, by objętość zaczynu w mieszance była nie większa niż objętość, dla której τ_o = max, powiększona o objętość warstewki poślizgowej. Dla rurociągu o promieniu R i długości ΔL, z wykształconym rdzeniem mieszanki o promieniu r_r, ślizgającym się po warstwie zaczynu o względnej objętości V_o, zachodzi równość:

$$\pi R^2 \cdot \Delta L - \pi r_r^2 \cdot \Delta L = V_o \cdot \pi \cdot R^2 \cdot \Delta L, \qquad (6.27)$$

w której:

$$V_o = \frac{\Delta V}{V} \, ,$$

gdzie ΔV oznacza objętość zaczynu wypchniętą z mieszanki do warstwy przyściennej, czyli objętość warstewki poślizgowej, a V rozważaną objętość mieszanki betonowej w rurociągu. Z wyrażenia (6.27) mamy:

$$\frac{r_r}{R} = \sqrt{1 - V_o} = \sqrt{1 - \frac{\Delta V}{V}} .$$

Podstawiając wg [116 , 115]:

$$e = R - r_r = 0{,}02\ R ,$$

otrzymujemy:

$$\frac{r_r}{R} = \sqrt{1 - \frac{\Delta V}{V}} = 0{,}98, \qquad (6.28)$$

a stąd $\Delta V = 0{,}04\ V$.

Oznacza to, że objętość zaczynu w mieszance odpowiadająca $\tau_{o\ max}$ powinna być zwiększona o powyższą wielkość, by została wykształcona warstewka poślizgowe zaczynu.

N.P. Bleszczik [9] przeprowadził szczegółową analizę strukturalną tworzenia się warstewki poślizgowej zaczynu, podając zależność i związki, na podstawie których można określić jej objętość. Brak tej warstewki prowadzi do tworzenia się korków wskutek zbyt dużych oporów tarcia o ściankę rurociągu.

W powyższej analizie reologicznej transportu pompowego z konieczności ograniczono się do rozpatrzenia ruchu mieszanki w prostym odcinku rurociągu. Inne przypadki, takie jak ruch mieszanki na odcinkach zakrzywionych lub w zwężkach, znaleźć można w pracach poświęconych wyłącznie transportowi pompowemu mieszanek, np. w pracach S. Morinagi [52] i R. Webera [116].

Trzeba jednak mieć na uwadze, że Morinaga błędnie zidentyfikował mechanizm tego ruchu. W przeprowadzonych przez siebie badaniach [52], zaobserwował on, że podczas pompowania mieszanka poruszała się w rurociągu w postaci sztywnego rdzenia, wypełniającego cały przekrój rury. Ponieważ stwierdził również, że granica płynności mieszanki τ_o była większa od naprężenia stycznego τ_R na ściance rurociągu, doszedł on do wniosku, że ruch mieszanki następuje wskutek pokonania oporu jej tarcia o ściankę. Wielkość tego oporu, wg badań S. Morinagi, jest liniowo zależna od prędkości ruchu. Tymczasem, jak wykazał G.H. Tattersall [107], zależność ta opisuje opór płynięcia binghamowskiej warstwy przyściennej. Ponieważ występująca w tej zależności stała, odpowiadająca granicy płynności, jest mniejsza znacznie od granicy płynności mieszanki τ_o i mniejsza od τ_R,

wskazuje to, że w rzeczywistości S. Morinaga obserwował ruch sztywnego rdzenia mieszanki, ale ślizgającego się po upłynnionej warstewce zaczynu, której obecność, ze względu na małą grubość (patrz zależność (6.28), Morinaga przeoczył.

6.5. ZAGĘSZCZENIE WIBRACYJNE

W tej metodzie zagęszczania zewnętrzne oddziaływanie mechaniczne sprowadza się do przekazania mieszance betonowej drgań generowanych przez wibrator. Rozchodzące się w mieszance drgania mają charakter sinusoidalnej fali podłużnej, której kierunek zależy od rodzaju i konstrukcji wibratora [26]. Wprawiona w ruch drgający mieszanka betonowa zmienia istotnie swoje właściwości reologiczne. Po pierwsze, jak wynika z cytowanych już w rozdziale 4 badań R.L'Hermite'a i G. Tournona [44] (rys. 4.1), zanika spójność pozorna mieszanki, jej tarcie wewnętrzne zaś redukuje się do bardzo małej wielkości (do 5%), jeśli naprężenie normalne nie przekracza pewnej wartości σ_a. Po drugie, wg badań A.E. Desowa [20] i innych, pod wpływem drgań maleje lepkość mieszanki, przy czym im większa ich prędkość, tym spadek lepkości większy. W rezultacie można przyjąć (patrz rozdział 4.2), że zanika granica płynności τ_o i mieszanka zachowuje się jak ciecz newtonowska o znacznej lepkości (patrz wzór (4.23) i p. 4.35). Ponieważ określany tymi parametrami reologicznymi opór ścinania maleje bardzo znacznie, dotychczasowy stan równowagi sił działających na elementy struktury mieszanki zostaje naruszony. Powoduje to dążenie układu tych elementów do zajęcia nowego położenia równowagi. Objawia się to najpierw rozpływaniem się mieszanki pod działaniem sił ciążenia oraz uchodzeniem z objętości mieszanki uwięzionych w niej pęcherzyków powietrza wskutek działania siły wyporu [64]. Następnie zachodzi właściwe zagęszczenie w wyniku osiadania ziarn kruszywa, pod działaniem grawitacji. Ze względu na różną gęstość kruszywa i zaczynu, a także zróżnicowanie wielkości ziarn, podczas zagęszczania obserwuje się tendencję do segregacji, która przy przedłużaniu wibracji prowadzi do utraty jednorodności mieszanki.

Zjawisko grawitacyjnego rozpływania się mieszanki wibrowanej stanowi szczególny przypadek transportu grawitacyjnego (rozdz. 6.3), szeroko wykorzystywany w technologii robót betonowych. Ponieważ $\tau_o \sim 0$, płynięcie mieszanki występuje tak długo, dopóki nie zaniknie gradient ciśnienia wywołanego grawitacją, a prędkość tego płynięcia jest odwrotnie proporcjonalna do lepkości mieszanki wibrowanej (wibrolepkości), wg wzoru:

$$V = \frac{1}{\eta_w}\left[\frac{\rho_m\, g\, \Delta h}{2L}\,(h^2 - z^2)\right] , \qquad (6.29)$$

gdzie oznaczenia jak na rys. 6.4.

Szybkość wypływu pęcherzyków powietrza jest wprost proporcjonalna do kwadratu ich średnicy i odwrotnie proporcjonalna do wibro-lepkości mieszanki, zgodnie ze wzorem:

$$V = \frac{(\rho_m - \rho_p) d_p^2 \, g}{18 \eta_w} \, . \qquad (6.30)$$

Zagęszczanie mieszanki wibrowanej przy poziomym rozchodzeniu się drgań następuje wskutek różnicy gęstości ziarn kruszywa ρ_k i gęstości matrycy (zaczynu) ρ_z, ponieważ spełniony jest warunek:

$$(\rho_k - \rho_z) d_k \, g > A \, \tau_o \, , \qquad (6.31)$$

gdzie:

d_k - średnica ziarn kruszywa,

A - stała zależna od kształtu ziarn,

bowiem $\tau_o \sim 0$.

Prędkość osiadania ziarn kruszywa określona jest [4] wzorem:

$$V = \frac{(\rho_k - \rho_z) d_k^2 \, g}{B \cdot \eta_w} \, , \qquad (6.32)$$

gdzie:

B - stała zależna od kształtu ziarn (dla ziarn kulistych B = 18).

Natomiast w przypadku gdy kierunek drgań jest pionowy, we wzorach (6.31) i (6.32) zamiast g należy wstawić $a = n \cdot g$, gdzie a jest przyspieszeniem drgań.

Bardziej obszerne omówienie zagęszczania wibracyjnego wykracza poza ramy tej pracy. Zresztą do dnia dzisiejszego proces ten nie jest w pełni rozpoznany i opisany. Dotyczy to w szczególności uwzględnienia ciągłej zmiany stanu struktury wibrowanej mieszanki, a co ze tym idzie - ciągłej zmiany jej właściwości reologicznych.

6.6. SEGREGACJA

Segregacja w mieszance betonowej jest zjawiskiem utraty jednorodności, uzyskanej w wyniku zmieszania ze sobą składników betonu. Ze względu na czynniki wywołujące ją, Powers [64] rozróżnia segregację zewnętrzną i wewnętrzną.

Segregacja wewnętrzna może następować, gdy gęstość kruszywa ρ_k różni się od gęstości zaczynu (matrycy) ρ_z. Na ziarna kruszywa działa wtedy siła wyporu:

$$F_w = (\rho_k - \rho_z) g \, V_k \, ,$$

gdzie V_k jest objętością ziarna, g zaś przyspieszeniem grawitacji.

Segregacja nastąpi, gdy będzie spełniony warunek:

$$\frac{(\rho_k - \rho_z) d_k \, g}{A} > \tau_o \, , \qquad (6.33)$$

tzn. gdy naprężenia ścinające od siły wyporu będą większe od granicy płynności mieszanki, jako granicy ścinania. Prędkość segregacji będzie wprost proporcjonalna do różnicy gęstości kruszywa i zaczynu i odwrotnie proporcjonalna do lepkości plastycznej mieszanki, według zależności:

$$V = \frac{(\rho_k - \rho_z) g \, d_k^2}{B \, \eta_{pl}} \, . \qquad (6.34)$$

Stałe A i B jak we wzorach (6.31) i (6.32).

Jeśli spełniony będzie warunek (6.33), to przy $(\rho_k - \rho_z) > 0$ ziarna kruszywa będą osiadać, natomiast gdy $(\rho_k - \rho_z) < 0$, to będą one wypływać ku górze.

Ponieważ zwykle $\rho_k \neq \rho_z$, zatem zapobieganie segregacji polegać musi na takim doborze struktury mieszanki, by warunek (6.33) nie był spełniony.

Znając geometrię ziarn kruszywa (A i d_k) oraz gęstość ρ_k i ρ_z, można określić wymaganą minimalną wielkość granicy płynności mieszanki, zapobiegającą segregacji.

Segregacja zewnętrzna następuje pod działaniem sił zewnętrznych lub dokładniej, gdy na mieszankę działają przyspieszenia większe od przyspieszenia ziemskiego (drgania lub uderzenia). Siły działające wtedy na ziarna kruszywa są większe niż siły wyporu w stanie spoczynku, co powoduje, że segregacja zewnętrzna może mieć miejsce również w mieszance odpornej na segregację wewnętrzną. Przypadek taki nastąpi, gdy:

$$\frac{(\rho_k - \rho_z) d_k \, g}{A} < \tau_o < \frac{(\rho_k - \rho_z) d_k \, a}{A} \, , \qquad (6.35)$$

bowiem $a > g$, gdzie a przyspieszenie oddziaływań zewnętrznych.

Oczywiście, gdy:

$$\frac{(\rho_k - \rho_z)d_k\, a}{A} > \frac{(\rho_k - \rho_z)d_k\, g}{A} > \tau_o \,, \tag{6.36}$$

nastąpi zarówno wewnętrzna, jak i zewnętrzna segregacja.

Odporność mieszanki na oba rodzaje segregacji można zapewnić kształtując odpowiednio granicę płynności mieszanki τ_o.

Samorzutny wycinek wody z mieszanki (ang. bleeding) zachodzi przy braku spójności pozornej lub ogólniej, gdy ciśnienie hydrostatyczne (w spoczynku) lub hydrodynamiczne (drgania lub uderzenia) działające na wodę będzie większe od ciśnienie kapilarnego. Zatem, by zapobiec wyciekaniu wody z mieszanki, powinna być spełniona zależność:

$$\rho_w\, g\, h < p_k \quad \text{(w spoczynku)} \tag{6.37}$$

lub:

$$\rho_w\, a\, h < p_k \quad \text{(drgania i uderzenia)},$$

gdzie p_k jest ciśnieniem kapilarnym.

Nie zawsze jednak wyciekanie wody z mieszanki jest szkodliwe. Jeżeli nie towarzyszy temu segregacja, zjawisko takie jest nawet korzystne ze względu na poprawienie stosunku $\frac{C}{w}$. Wydajność wycieku wody można wg T.C. Powersa [64] opisać równaniem Carmana - Kozeny'ego:

$$q = \left[\frac{\varepsilon^3}{k_v \cdot \eta \cdot S_w(1-\varepsilon)^2}\right](\rho_s - \rho_w)(1-\varepsilon)g \,, \tag{6.38}$$

w którym:

k_v - współczynnik kształtu przekroju kanalików międzyziarnowych,
η - lepkość wody w mieszance,
S_w - powierzchnia właściwa fazy stałej,
ε - pole przepływu,
ρ_s - gęstość fazy stałej,
ρ_w - gęstość wody.

W przypadku gdy wyciek wody jest konsekwencją osiadania kruszywa, mamy do czynienia z wypływem wody na powierzchnię mieszanki, prędkość osiadania jest zależna od wydajności wypływu wody na powierzchnię. Zachodzi bowiem wymiana objętości wody i fazy stałej, która przebiega stosownie do wzoru (6.38).

6.7. PODSUMOWANIE

Przedstawione przykłady wykazują, że procesy mechanicznego przetwarzania i transportu mieszanki betonowej, jak i poszczególne różnorodne metody ich realizacji różnią się najczęściej pomiędzy sobą charakterystycznym układem obciążeń mieszanki. Mechanizm fizyczny wielu z nich nie jest jeszcze w pełni zbadany i warunki ich pożądanego przebiegu określa się objawowo na drodze eksperymentalnej. Tym niemniej przebieg wszystkich tych procesów jest kwestią zachowania się mieszanki i tworzących ją faz, w układzie naprężenie - odkształcenie, z uwzględnieniem czynnika czasu. Zmiana układu obciążeń wywołuje zmianę zachowania się mieszanki stosownie do jej właściwości reologicznych. Dlatego tak istotną z punktu widzenia urabialności jest identyfikacja tych właściwości, warunkująca możliwość analizy reologicznej warunków przebiegu procesów. Analiza reologiczna procesów mieszania, transportu, układania i zagęszczania mieszanki betonowej, z uwzględnieniem kwestii jej stabilności, daje jakościowe i ilościowe podstawy do:

- fizycznie zasadnego ich projektowania,
- stosowania układów automatycznego sterowania i regulacji,
- określania mocy silników maszyn mieszających, transportujących i zagęszczających,
- określania czasu ich pracy,
- projektowania ekonomicznych, dogodnych technologicznie składów mieszanek.

7. KSZTAŁTOWANIE URABIALNOŚCI

7.1. URABIALNOŚĆ W ŚWIETLE REOLOGII MIESZANKI BETONOWEJ

Aktualny stan wiedzy o reologii mieszanki betonowej, z uwzględnieniem dorobku reologii zaczynów cementowych [82], umożliwia bardziej obiektywne niż dotychczas ujęcie zagadnienia urabialności w technologii betonu. Sprowadza się ono do traktowania urabialności w kategoriach fizycznych, jako stanu układu: mieszanka betonowa - metoda realizacji procesu technologicznego. Stan ten określa wzajemna relacji dwóch czynników - właściwości reologicznych mieszanki i układu obciążeń działających na mieszankę.

Właściwości reologiczne mieszanki ze względu na trójfazową, grubodyspersyjną strukturę mieszanki są - co wykazano w rozdz. 4 - dość złożone. Z dotychczasowych badań wynika mianowicie, że mieszanka betonowa jest materiałem o nieliniowych właściwościach reologicznych. Świadczy o tym skokowa zmiana tych właściwości po osiągnięciu granicy płynności. W konsekwencji obserwuje się dwie odmienne strefy zachowania się mieszanki poddanej obciążeniu. Przedstawione w rozdziale 6 przykłady analizy reologicznej niektórych procesów wykazują, że stwierdzenie to ma dla urabialności kluczowe znaczenie. Relacja pomiędzy naprężeniem w mieszance a granicą jej płynności stanowi wyjściowy warunek urabialności, stanowiąc o możliwości współdziałania obu czynników urabialności ze względu na efekt procesu. W ogólności, zachowanie się mieszanki pod obciążeniem może być opisane trójparametrowym modelem reologicznym (rys. 4.16), którego parametry stanowią o podatności na określony charakter odkształcenia. Parametry te zależą od stanu struktury mieszanki określonej jej składem. Związki mikroreologiczne opisujące tę zależność, przedstawione w rozdziale 5, dają możliwość nie tylko jakościowej, lecz i ilościowej analizy wpływu struktury na kształtowanie się parametrów reologicznych mieszanki.

Tak więc, na podstawie rozdziałów 3, 4, 5, 6 można wskazać wielkości i cechy fizyczne oraz ich związki identyfikujące urabialność w sposób generalny, na gruncie reologii. Identyfikacja szczegółowa, odnosząca się do określonej metody realizacji danego procesu technologicznego, może być dokonana poprzez analizę reologiczną warunków jego przebiegu.

7.2. OGÓLNE KRYTERIA URABIALNOŚCI

Jak wynika z poprzednich rozdziałów, urabialność jest kwestią zachowania się mieszanki betonowej poddanej obciążeniom, występujących w procesach jej mechanicznego przetwarzania i transportu.

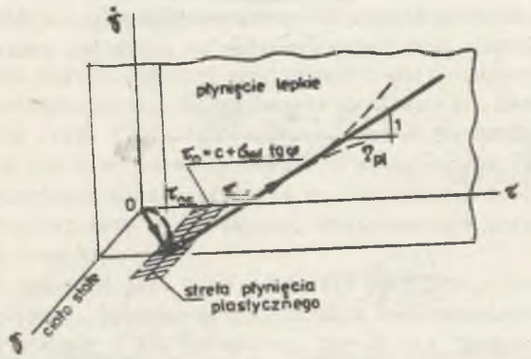
O zachowaniu tym przesądzają opory wewnętrzne, jakie struktura mieszanki zdolna jest stawić odkształceniom, wywołanym działaniem obciążeń. Na opory te składają się: opór spójności, opór tarcia wewnętrznego, opór sprężysty i opór lepki. Wyrażając je w postaci naprężeń, układ sił działających w ogólnym przypadku na mieszankę można zapisać następująco:

obciążenie zewnętrzne	$- \tau$
opór sprężysty	$- G\gamma$
opór spójności	$- c$
opór tarcia wewnętrznego	$- \sigma_{ef} \operatorname{tg}\varphi$
opór lepki	$- \dot{\gamma}\eta_{pl}$

Z analizy właściwości reologicznych mieszanki wynika, że w jej zachowaniu się pod obciążeniem wyróżnić można trzy charakterystyczne strefy (rys. 7.1):

- strefę ciała stałego,
- strefę cieczy lepkiej,
- strefę płynięcia plastycznego.

Kryteria reologiczne wystąpienia poszczególnych stref są ogólnymi kryteriami urabialności.



Rys. 7.1. Zachowanie się mieszanki betonowej pod obciążeniem stycznym - zależność ogólna
- dla modelu; --dla ośrodka rzeczywistego

Fig. 7.1. Behavior of concrete mix under tangent load-general relationship
- for the model; --for real material

Mieszanka betonowa zachowuje się jak ciało stałe, gdy naprężenia w mieszance są mniejsze od sumy oporów spójności i tarcia wewnętrznego, odkształcenia zaś są skończone co do wielkości i proporcjonalne do naprężeń, czyli:

$$\frac{\tau}{c + \sigma_{ef}\, tg\varphi} \ll 1 \quad \text{i} \quad \frac{\tau}{G\gamma} \sim 1 , \tag{7.1}$$

lub:

$$\frac{G \cdot \gamma}{c + \sigma_{ef}\, tg\varphi} \ll 1 ,$$

gdzie $\frac{1}{G}$ jest podatnością mieszanki na liniowe odkształcenie postaciowe.

Taka "nieostra" postać warunku (7.1) wynika z faktu, że nie obserwuje się w mieszance wyraźnej granicy pomiędzy strefami ciała stałego i cieczy lepkiej (rys. 7.1). Dzieli je strefa pośrednia - płynięcia plastycznego, w której poprzednie dwie strefy zachodzą na siebie.

Jeśli operować granicznym oporem ścinania, zwanym tutaj granicą płynności τ_o, to warunek (7.1) przybierze postać:

$$\frac{\tau}{\tau_o} \ll 1 \quad \text{i} \quad \frac{\tau}{G\gamma} \sim 1 .$$

Postać taka jest zwykle bardziej użyteczna z tego względu, że w pomiarach reologicznych łatwiej jest wyznaczyć τ_o niż c i $tg\varphi$ z osobna.

Mieszanka zachowuje się jak ciecz lepka, gdy naprężenia w mieszance są większe od sumy oporów spójności i tarcia wewnętrznego, a różnica naprężeń i sumy tych oporów jest proporcjonalna do prędkości odkształceń, czyli:

$$\frac{\tau}{c + \sigma_{ef}\, tg\varphi} \gg 1 \quad \text{i} \quad \frac{\tau - (c + \sigma_{ef}\, tg\varphi)}{\eta_{pl}\, \dot{\gamma}} \sim 1 ,$$

lub:

$$\frac{\tau}{\tau_o} \gg 1 \quad \text{i} \quad \frac{\tau - \tau_o}{\eta_{pl}\, \dot{\gamma}} \sim 1 ,$$

gdzie $\frac{1}{\eta_{pl}}$ jest podatnością mieszanki na lepkie płynięcie, zwaną w przypadku ośrodków binghamowskich ruchliwością lub mobilnością.

Mieszanka płynie plastycznie, jeśli naprężenia są bliskie sumie oporów spójności i tarcia wewnętrznego, czyli:

$$\frac{\tau}{c + \sigma_{ef}\, tg\varphi} \sim 1 , \tag{7.3}$$

lub

$$\frac{\tau}{\tau_o} \sim 1 .$$

Gdy

$$\frac{c}{\sigma_{ef}\, tg\varphi} \gg 1 ,$$ płynięcie plastyczne ma charakter spójnościowy,

a gdy

$$\frac{c}{\sigma_{ef}\, tg\varphi} \ll 1 ,$$ płynięcie plastyczne ma charakter tarciowy

Wiążąc powyższe reologiczne kryteria urabialności ze związkami mikroreologicznymi omówionymi w rozdziale 5, można otrzymać strukturalno-reologiczne ogólne kryteria urabialności.

7.3. KSZTAŁTOWANIE URABIALNOŚCI

Ze sformowanej w p. 3.4 istoty urabialności wynika, że jej kształtowanie sprowadza się do ukształtowania relacji pomiędzy właściwościami reologicznymi mieszanki i układem obciążeń zewnętrznych w taki sposób, by pomiędzy tymi czynnikami występowało współdziałanie ze względu na efekt danego procesu. Maksimum tego współdziałania oznacza urabialność optymalną.

Ponieważ obydwa czynniki urabialności mają charakter sterownych zmiennych technologicznych, kształtowanie urabialności może się odbywać w dwojaki sposób (rys. 7.2). Albo do danej metody technologicznej, o charakterystycznym dla niej układzie obciążeń zewnętrznych, dostosowujemy właściwości reologiczne mieszanki, albo do właściwości reolgicznych danej mieszanki, wynikających z jej składu, dostosowujemy układ obciążeń i metodę technologiczną procesu.

Sposób pierwszy jest dziś pośrednio powszechnie stosowany w praktyce technologicznej. Dyktuje go wyposażenie technologiczne procesów, czyli stosowane maszyny i ich parametry. Określenie "pośrednio stosowany" oznacza, że optymalizację efektu procesu prowadzi się na drodze objawowej, bez wnikania w mechanizm fizyczny procesu, czyli bez świadomości występujących w nim zjawisk reologicznych oraz wielkości i związków nimi rządzących.

Rys. 7.2. Schemat kształtowania urabialności w procesach mechanicznego przetwarzania i transportu mieszanki betonowej

Fig. 7.2. Scheme of shaping of workability in concrete mix mechanical processing and transport

Sposób drugi, polegający na dostosowaniu metody technologicznej i układu obciążeń zewnętrznych do właściwości reologicznych mieszanki, stanowi dziś bardziej perspektywiczną niż praktyczną możliwość kształtowania urabialności.

Ze względu na charakter zjawisk determinujących urabialność, jej kształtowanie wymaga opanowania i ujednolicenia metodyki pomiarów właściwości reologicznych mieszanki betonowej oraz przeprowadzenia analizy reologicznej stosowanych procesów. O ile to drugie, w przypadku niektórych procesów, może jeszcze nastręczać trudności, o tyle kwestia metodyki pomiarów może być w zasadzie uważana za rozpoznaną w stopniu wystarczającym do jej ujednolicenia. W każdym razie nawet wtedy, gdy nie jesteśmy w stanie sformułować szczegółowych kryteriów urabialności, możliwe jest uzyskanie pożądanych tendencji przebiegu procesu, opierając się na jakościowych relacjach pomiędzy czynnikami urabialności i jej kryteriach ogólnych [101].

7.4. ZASADY POMIARÓW REOLOGICZNYCH MIESZANKI BETONOWEJ

Podstawowym warunkiem jednoznaczności wyników pomiaru właściwości reologicznych mieszanki jest prostota i jednorodność stanu odkształcenia badanej próbki. Dla mieszanek betonowych najbardziej przydatnym stanem odkształcenia jest proste ścinanie, bowiem może ono być realizowane zarówno w cieczach, ciałach stałych, jak i w materiałach o dowolnie pośrednim charakterze, a więc także w mieszankach o dowolnie różnym składzie. Pomiary reologiczne można prowadzić dwiema metodami [92]:

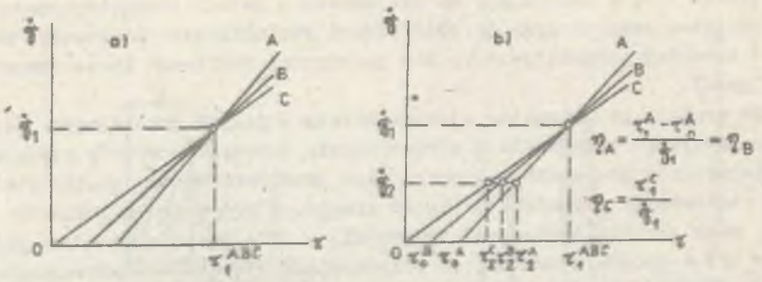
1) przykładając do próbki stałe obciążenia (τ = const),
2) wywołując w próbce stałe prędkości odkształcenia ($\dot{\gamma}$ = const).

Metoda pierwsza polega na pomiarze odkształcenia próbki w funkcji czasu $\gamma(t)$, następującego pod wpływem przyłożonego i po pewnym czasie odjętego obciążenia. Postępowanie takie jest szczególnie przydatne w badaniach zachowania się mieszanki w przedziale obciążeń $\tau < \tau_o$, kiedy ma ona cechy ciała stałego (np. G).

Metoda druga polega na wymuszeniu w próbce stałej prędkości ścinania $\dot{\gamma}$ i rejestracji powstałych w próbce naprężeń $\tau(\dot{\gamma})$.

Zmieniając prędkości ścinania uzyskuje się obraz krzywej płynięcia mieszanki, czyli jej zachowanie się przy $\tau > \tau_o$. Krzywa ta pozwala na wyznaczenie lepkości plastycznej η_{pl} i granicy płynności τ_o - parametrów reologicznych o podstawowym znaczeniu dla urabialności. Wyznaczenie ich wymaga przyjęcia modelu i równania reologicznego mieszanki. Bez tego niemożliwa jest fizykalna interpretacja wyników pomiaru.

Ponieważ właściwości reologiczne mieszanki betonowej mają nieliniowy charakter, jej opór ścinania zaś (patrz rozdz. 4) zależy od prędkości ścinania, to pomiar należy prowadzić przy co najmniej dwóch, istotnie różnych prędkościach odkształcenia.



Rys. 7.3. Interpretacja graficzna niejednoznaczności pomiaru reologicznego (urabialności) przy pojedynczej prędkości ścinania lub tej samej wielkości naprężeń (pomiar jednopunktowy)

Fig. 7.3. Graphical interpretation of the diversity of meaning of rheological measurement (of workability) at single shear rate or at the same value of stresses (one point measurement)

Zasadność takiego postępowania, ze względu na jednoznaczność interpretacji wyników, ilustruje rys. 7.3. Pomiar wykonany przy jednej prędkości ścinania $\dot{\gamma}_1$ nie identyfikuje jednoznacznie badanej mieszanki, bowiem zmierzonym oporem ścinania τ_1 mogą się charakteryzować mieszanki o bardzo różnych właściwościach reologicznych. Mieszanki A i B mają co prawda ten sam charakter ośrodków binghamowskich, lecz ich lepkość - η_{pl} i granica płynności - τ_0 są różne. Natomiast mieszanka C, jako ciecz newtonowska, różni się od mieszanki A i B, nie tylko wielkością lepkości, ale także brakiem granicy płynności. W rezultacie, chociaż pomiar wykazał dla wszystkich trzech mieszanek tę samą wielkość oporu ścinania, każda z nich będzie inaczej zachowywać się pod obciążeniem. Z tego względu żaden test prowadzony w tych samych warunkach odkształcenia ($\dot{\gamma} = \dot{\gamma}_1 = \text{const}$) lub obciążenia ($\tau = \tau_1 = \text{const}$) nie może dawać jednoznacznej i pełnej informacji o właściwościach reologicznych mieszanki, ani też o tradycyjnie pojmowanej jej urabialności.

Jeśli traktujemy mieszankę jako ośrodek binghamowski, to informację taką uzyskać można prowadząc pomiar przy dwóch różnych prędkościach ścinania $\dot{\gamma}_1$ i $\dot{\gamma}_2$ (rys. 7.3b). Jeśli natomiast przyjmie się bardziej złożony model reologiczny mieszanki (np. o zmiennej lepkości $\eta = f(\dot{\gamma})$, to minimalna liczba prędkości ścinania dla identyfikacji jej właściwości reologicznych wzrośnie do co najmniej trzech. Może to mieć miejsce w przypadku mieszanek wykazujących rozrzedzenie lub zagęszczenie ścinaniem. W przypadkach budzących w tym względzie wątpliwości najlepiej jest dokonać pomiaru całej krzywej płynięcia $\dot{\gamma} = f(\tau)$.

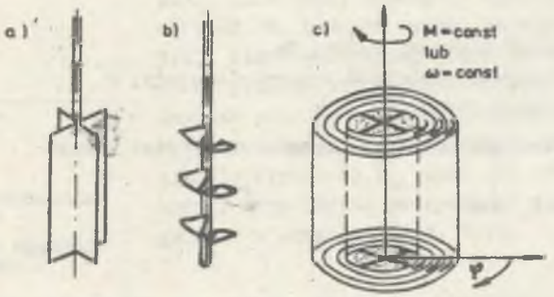
Bardziej szczegółowe omówienie teoretycznych i technicznych zasad pomiaru charakterystyk reologicznych wykracza poza ramy tej pracy. W odniesieniu do mieszanki betonowej znaleźć je można w publikacjach J. Muraty i H. Kikukawy [53], G.H. Tattersalla [108], O.J. Uzomaki [111],

S. Morinagi [52] i autora [92, 96]. Szersze, bardziej specjalistyczne ujęcie zagadnień reometrii zawierają pozycje monograficzne [8, 32, 60].

7.5. PROPOZYCJE POMIARU PODSTAWOWYCH PARAMETRÓW REOLOGICZNYCH MIESZANKI BETONOWEJ

Opierając się na wynikach dotychczasowych badań reologicznych mieszanek betonowych [53, 52, 108, 111, 96] oraz stosowanych w nich aparatach pomiarowych, wydaje się, że najbardziej przydatne do tego celu są wiskozymetry rotacyjne działające na zasadzie "sondy obracającej się w nieograniczonej objętości" badanego ośrodka [32, 8]. Umożliwiają one także prowadzenie pomiaru mieszanek w warunkach wibracji.

Dzięki odniesieniu zarówno naprężeń ścinających, jak i prędkości odkształcenia do powierzchni ścinania o promieniu równym promieniowi sondy unika się bardzo kłopotliwej kwestii jednorodności pola naprężeń i odpowiadających im gradientów prędkości wokół sondy. W przypadku mieszanki betonowej, a więc ośrodka o koncentracji fazy stałej mogącej się zmieniać w dość szerokim zakresie, ma to bardzo istotne znaczenie.



Rys. 7.4. Schemat ścinania w reometrze rotacyjnym oraz sondy pomiarowe

Fig. 7.4. Shearing scheme in rotational rheometer and measuring impellers

Wiskozymetr rotacyjny tego typu umożliwia prowadzenie pomiarów zarówno według metody $\tau = \text{const}$, jak i metody $\dot{\gamma} = \text{const}$. Odkształcenie próbki wywołane jest przez ruch obrotowy sondy pomiarowej zanurzonej w mieszance (rys. 7.4).

Prowadząc pomiar wg metody $\dot{\gamma} = \text{const}$, zadajemy kolejno różne ustalone prędkości obrotowe sondy ω i mierzymy odpowiadające im wielkości momentu M, wywołanego oporem ścinania mieszanki. Natomiast przy pomiarze wg metody $\tau = \text{const}$ przykładamy do sondy różne ustalone wielkości momentu obrotowego M i mierzymy odpowiadające im przemieszczenia φ i ich prędkości ω.

Jeśli stosuje się sondę krzyzową (rys. 7.4a), to ze względu na jednorodność oraz prostotę obciązenia i odkształcenia możliwe jest wyznaczenie wielkości τ_o i η_{pl} w jednostkach absolutnych. Teorię pomiaru z użyciem sondy krzyżowej omówiono w pracy autora [96], w której przedstawiono również jedną z wersji zaprojektowanego i zbudowanego przez niego wiskozymetru rotacyjnego. Natomiast stosując sondę z ślimakowym układem łopatek (rys. 7.4b), zastosowaną przez G.H. Tattersalla [108], wyniki pomiarów uzyskuje się w jednostkach umownych ze względu na niejednorodny stan odkształcenia. Teorię pomiaru dla takiej sondy podano w cytowanej wyżej pracy G.H. Tattersalla. Standaryzowana wersja wiskozymetru rotacyjnego, przeznaczona do stosowania w laboratoriach technologicznych, winna umożliwiać pomiar metodą $\dot{\gamma}$ = const przy co najmniej dwóch istotnie różnych prędkościach obrotowych sondy. Możliwe jest skonstruowanie takiego aparatu zarówno w wersji stacjonarnej, jak i przenośnej. Autor prowadzi obecnie próby techniczne nowego rozwiązania wersji stacjonarnej, opartej także na zasadzie "sondy obracającej się w nieograniczonej objętości" mieszanki, z możliwością wymiany sond pomiarowych. Naprężenie τ na powierzchni ścinania wytworzonej ruchem obrotowym sondy wyznacza się z wyrażenia:

$$\tau = \frac{M}{2\pi H R^2}, \qquad (7.4)$$

gdzie:

M - moment obrotowy sondy, Nm,
H - efektywna głębokość zanurzenia sondy, m,
R - promień sondy, m.

Efektywna głębokość zanurzenia sondy jest równa:

$$H = H_z + \Delta H,$$

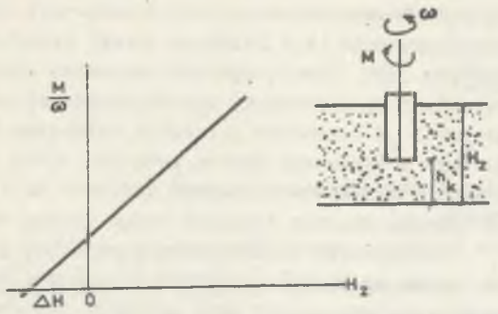
gdzie:

H_z - głębokość zanurzenia liczona po pobocznicy sondy,
ΔH - poprawka uwzględniająca efekt skończonej długości sondy (wpływ zakłóceń na końcach sondy).

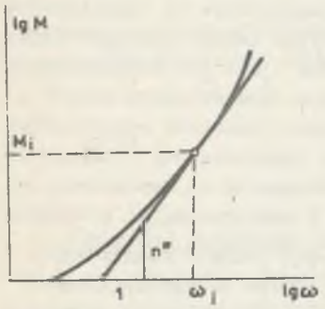
Wielkość ΔH wyznaczyć można albo teoretycznie, albo doświadczalnie, wykonując kilka pomiarów dla różnych głębokości zanurzeń sondy, przy stałej jej odległości od dna pojemnika mieszanki. Mierząc odpowiadające im moment M i prędkość obrotową, można wyznaczyć ΔH, sporządzając wykres jak na rys. 7.5.

Prędkość ścinania można wyznaczyć wg I.M. Kriegera i S.H. Marona [32], z wyrażenia:

$$\dot{\gamma} = \frac{4\pi\omega}{n''}, \qquad (7.5)$$

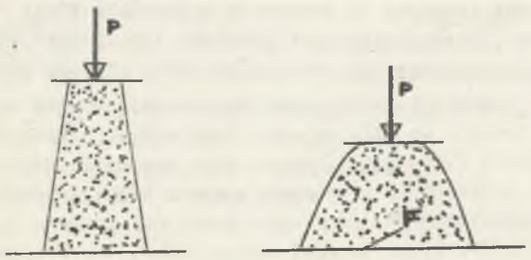


Rys. 7.5. Sposób wyznaczania poprawki uwzględniającej wpływ dna
Fig. 7.5. Method of determination of the correction taking into accound the end effect



Rys. 7.6. Sposób wyznaczania wielkości n"
Fig. 7.6. Method of determination of the value

gdzie n" jest nachyleniem krzywej zależności momentu M od prędkości obrotowej ω, na wykresie sporządzonym w logarytmicznym układzie współrzędnych (rys. 7.6). Wartość n" wyznacza się dla tej wartości ω, dla której zmierzono analizowaną wartość M. Budując wykres zależności $\tau(\dot{\gamma})$, dla $\dot{\gamma} = 0$ otrzymujemy wartość τ równą granicy płynności mieszanki τ_o. Lepkość plastyczną określa nachylenie wykresu zależności $\tau(\dot{\gamma})$ do osi $\dot{\gamma}$. Pomiar granicy płynności τ_o może być także wykonany przy użyciu powszechnie stosowanego stożka Abramsa (rys. 7.7).



Rys. 7.7. Pomiar granicy płynności mieszanki za pomocą stożka opadowego
Fig. 7.7. Mix yield stress measurement with use of slump test

Jeśli stożek mieszanki opada pod własnym ciężarem, to wielkość granicy płynności wyznacza się z zależności:

$$\tau_o = \frac{\rho_m \cdot g \cdot V}{2F}, \qquad (7.6)$$

gdzie:

ρ_m - gęstość objętościowa mieszanki, kg/m^3,
V - objętość stożka, m^3,
F - powierzchnia podstawy stożka odkształconego, m^2.

Jeśli natomiast opad samoczynnie nie wystąpi, obciążamy dodatkowo górną powierzchnię stożka siłą P, powodującą jego odkształcenie. Wtedy:

$$\tau_o = \frac{\rho_m \cdot g \cdot V + P}{2F}. \qquad (7.7)$$

Uzyskana w ten sposób wielkość τ_o ma charakter orientacyjny, lecz ze względu na prostotę i szybkość, taki pomiar może być często użyteczny w praktyce.

7.6. PRZYKŁADY ZASTOSOWAŃ W PRAKTYCE

7.6.1. Sterowanie urabialnością w produkcji mieszanki betonowej

W przemysłowej wytwórni elementów wielkopłytowych PRAS-BET w Suchej Górze koło Radzionkowa zastosowana metoda formowania elementów narzucała dość specyficzne wymagania urabialności mieszanki betonowej. Metoda ta, zwana skrótowo PRAS-BET, polega na prasowaniu w formie - matrycy gorącej mieszanki z jednoczesnym jej próżniowaniem. Aby zapewnić jednakowy stopień sprasowania, przy zachowaniu tej samej grubości elementów, jednym z podstawowych wymagań, stawianych produkcji mieszanek, było zachowanie stałego stosunku objętości wody do objętości stałych składników w mieszance. W trakcie produkcji okazało się, że spełnienie tego wymogu za pomocą zainstalowanych w betonowni układów sterowania dozowaniem wagowym składników nastręczało poważne trudności ze względu na znaczne zmiany w uziarnieniu kruszywa łupkoporytowego, spowodowane najczęściej przemieszczaniem poszczególnych frakcji na składowisku. W zaistniałej sytuacji należało znaleźć taki sposób sterowania urabialnością mieszanki, by przy występujących zmianach uziarnienia kruszywa w ramach jednej receptury zachowana była ta sama zagęszczalność, przy ustalonych parametrach zagęszczania wg metody PRAS-BET. Sterowanie urabialnością powinno byłc zatem odbywać się podczas produkcji mieszanki, w zainstalowanych betoniarkach rotorowych o pojemności 1000 dm^3.

Koncepcja rozwiązania wynikła z przeprowadzonej analizy reologicznej procesu mieszania (patrz rozdział 6.2) oraz rezultatów badań granicznego oporu ścinania mieszanki łupkoporytowej [96], wykonanych przez autora. Polegała ona na wykorzystaniu ekstremalnego charakteru zależności oporu ścinania od wskaźnika dyspersji mieszanki D_m i wskaźnika dyspersji zaczynu D_z (rys. 5.8). Ponieważ proces mieszania w mieszarkach rotorowych polega głównie na ścinaniu mieszanki wywołanym ruchem łopatek mieszadła, założono, że zmiany oporu ścinania powinny odzwierciedlać się w zmianach mocy czynnej pobieranej przez silnik betoniarki.

Zasadność powyższego założenia wynika ze znanej w elektrotechnice zależności pomiędzy mierzoną mocą czynną pobieraną przez silnik elektryczny a momentem jego obciążenia, gdy silnik pracuje na prostoliniowej części charakterystyki elektromechanicznej. Moment obciążenia ulega zmianie ze zmianą urabialności mieszanki. Zmianę urabialności, przy określonej recepturze, najdogodniej jest wywoływać zmianą objętości wody dozowanej do mieszalnika, po wprowadzeniu do niego odważonych dozownikami porcji składników stałych. Zmiany objętości wody w zarobie oznaczają odpowiednie zmiany wskaźników D_m i D_z oraz zmiany wskaźnika φ^1_{kz} (patrz rozdz. 5.4).

W celu zrealizowania przyjętej koncepcji sterowania urabialnością podczas procesu produkcji mieszanki autor wraz z H. Słupińskim i J. Słuszkiewiczem[1)] przeprowadził badania weryfikujące przyjęte założenia. Badania prowadzono na mieszarce BMP 250/350 dla dwóch różnych mieszanek - na kruszywie łupkoporytowym i na kruszywie granitowym. Badaniami objęto:

1 - pobór mocy czynnej przez silnik mieszarki w zależności od ilości wody dostarczanej do zarobu,
2 - pobór mocy czynnej przez silnik mieszarki przy zadanej ilości wody w zarobie, dla kolejnych okresów czasowych,
3 - pobór mocy czynnej przez silnik mieszarki przy szybkim i powolnym dozowaniu wody do zarobu,
4 - pobór mocy czynnej przez silnik mieszarki przy porcjowym dozowaniu wody do zarobu.

Ze względów technologicznych mieszanka po procesie mieszania powinna mieć wg wymagań technologii PRAS-BET temperaturę 343^{o}K. W związku z tym w badaniach uwzględniono różne kolejności dozowania składników:

1 - kruszywo + para + podgrzewana emulsja (cement + woda + pył),
2 - kruszywo + cement, pył + para + ciepła woda,
3 - kruszywo + para,+ cement, pył + ciepła woda,
4 - kruszywo + cement, pył + zimna woda.

[1)] pracownicy Instytutu Konstrukcji i Technologii Urządzeń Automatyki i Elektroniki Politechniki Śląskiej

W wyniku przeprowadzonych badań stwierdzono dla wszystkich przypadków ekstremalny przebieg zmian mocy czynnej pobieranej przez silnik betoniarki, z wyraźnym maksimum w postaci wierzchołka krzywej P(W) (patrz rysunek 6.2). Rzędna ekstremum zależała od receptury mieszanki i objętości zarobu, natomiast odcięta dla tej samej mieszanki, bez względu na objętość zarobu, odpowiadała zawsze tej samej ilości wody w mieszance (zawartej w kruszywie i dodanej).

Prawidłowość taką obserwowano zarówno w przypadku kruszywa suchego, jak i wilgotnego, a także - przy różnych kolejnościach dozowania składników. Przebiegi mocy pobieranej w relacji czasowej wykazały, że opory mieszania ustalają się w ciągu kilku sekund od chwili zaprzestania dozowania wody i praktycznie w ciągu następnych kilku minut nie ulegają zmianie. Pokazane na rys. 6.2 tytułem przykładu niektóre wyniki badań zależności zmian mocy czynnej w funkcji ilości wody w zarobie wykazują dobrą zgodność z charakterem zależności $\tau_o(D_m)$ i $\tau_o(D_z)$ pokazanych na rys. 5.8.

Wszystkie te informacje doprowadziły do następujących konkluzji:

1) Zmiany mocy czynnej pobieranej przez silnik napędu mieszadła, następujące od chwili rozpoczęcia podawania składników betonu do mieszarki, odwzorowują spowodowane tym zmiany oporów mieszania.

2) Zmiany oporów mieszania w tej fazie procesu wynikają ze zmian oporu ścinania mieszanki wskutek zmian jej składu.

3) Po wprowadzeniu do mieszalnika składników stałych dodawanie wody wywołuje wyraźne i konsekwentne zmiany mocy czynnej pobieranej, o charakterze ekstremalnym.

4) Maksimum mocy czynnej pobieranej może mieć różną rzędną, zależną od wielu czynników, lecz odcięta zależy od ilości wody w mieszance i dla tego samego składu mieszanki; maksimum to występuje zawsze przy tej samej objętości dozowanej wody.

Opierając się na sformułowanych wyżej zależnościach i prawidłowościach autor zaproponował następującą procedurę sterowania urabialnością w procesie mieszania:

1 - dozowanie składników stałych i wprowadzenie ich do mieszalnika,
2 - wstępne podgrzanie parą przegrzaną składników stałych, tak aby ilość wody zawartej w parze i wprowadzonych do mieszalnika składnikach stałych nie spowodowała przekroczenia ekstremalnej wielkości oporów mieszania, zanim mieszanka nie osiągnie temperatury 343°K,
3 - wykrycie maksimum oporów mieszania w trakcie powolnego dopływu (dozowania) wody do mieszalnika,
4 - dodanie pozostałej porcji objętości wody, odpowiadającej żądanej urabialności mieszanki, określonej ze wzorcowej krzywej zależności mocy czynnej od ilości wody w zarobie.

W ten sposób otrzymuje się mieszankę betonową o tej samej urabialności, niezależnie od zmian wilgotności i uziarnienia kruszywa. Schemat blokowy

Rys. 7.8. Schemat blokowy układu automatycznego sterowania urabialnością mieszanki betonowej

Fig. 7.8. Block diagram of the automatic control system of concrete mix workability

układu automatycznego sterowania urabialnością mieszanki w procesie mieszania, zaproponowany do realizacji wyżej podanej procedury, przedstawia rys. 7.8.

Układ wykrywania ekstremum realizuje funkcję z równoczesnym porównaniem sygnału wejściowego z wyjściowym. Na wyjściu sygnał ten jest w każdej chwili równy różnicy sygnału bieżącego i maksymalnego do mocy czynnej.

Przemysłowy układ sterowania urabialnością mieszanki, zbudowany wg zaproponowanego schematu blokowego (rys. 7.8), został zainstalowany w betonowni wytwórni PRAS-BET i po próbach technologicznych w 1975 r. wdrożony do produkcji.

7.6.2. Kształtowanie pompowalności łupkoporytowej mieszanki betonowej

Liczne niepowodzenia towarzyszące pompowemu transportowi mieszanek z lekkim kruszywem porowatym spowodowały, że utarła się mylna opinia, iż betony te nie są pompowalne lub że są one bardzo trudno pompowalne. Uważa się też, że przed pompowaniem takich mieszanek konieczne są dodatkowe zabiegi, takie jak nawilżanie kruszywa przez saturację oraz stosowanie plastyfikatorów. P. Łoboda [46], przy współpracy z autorem [99] i na podstawie podanych przez niego w pracy [97] związków i zależności, podał sposób kształtowania pompowalności łupkoporytowej mieszanki betonowej. Sposób ten został sprawdzony dla różnych składów mieszanek i zastosowany przy transporcie tych mieszanek pompą Stetter BP 60 SV, w Zakładzie Doświadczalno-Produkcyjnym PRAS-BET w Gliwicach.

Podstawowym założeniem tego sposobu jest taka modyfikacja struktury zaprojektowanej mieszanki, której nie towarzyszy pogorszenie cech wytrzymałościowych betonu i która nie wymaga dodatkowych zabiegów technologicznych. Ponieważ w praktyce mamy z reguły narzucane wstępnie, określonymi wymogami, uziarnienie kruszywa lekkiego, to cechy wytrzymałościowe betonu zależne są wtedy głównie od wskaźnika D_z i w interesującym technologicznie zakresie - nieznacznie od wskaźnika D_m. Natomiast właściwości reologiczne, a w szczególności granica płynności τ_o, zależą - jak to wynika z prac [96, 46] - od wskaźnika D_m oraz w znacznie mniejszym stopniu od wskaźnika D_z. Taki układ tych zależności jest szczególnie korzystny ze względu

na kształtowanie urabialności, bowiem niewielkie zmiany ilości zaczynu (czyli zmiany D_m i φ_{kz}), przy niezmiennym składzie kruszywa, wywołują istotne zmiany właściwości reologicznych mieszanki i niewielkie zmiany cech wytrzymałościowych betonu. Umożliwia to łatwą modyfikację składu mieszanki ze względu na jej pompowalność, przy jednoczesnym spełnieniu postawionego wcześniej założenia.

Zgodnie z wnioskami pracy autora [97], pompowalne powinny być mieszanki spełniające warunek:

$$D_s < D_s^M \quad \text{i} \quad D_m > D_m^M \quad \text{przy określonym} \quad D_z = \text{const}, \tag{7.8}$$

gdzie D_s^M oznacza odciętą maksimum zależności $\tau_c(D_s)$, D_m^M - odciętą maksimum zależności $\tau_c(D_m)$.

Dla kruszywa łupkoporytowego wystarczy przyjąć (wg pracy [46]), by wskaźnik D_s był mniejszy od 11,0 μm. Użyte kruszywo winno posiadać wilgotność rzędu 20% w stosunku do masy kruszywa. Można to uzyskać przez zwykłe polewanie stosu wodą. Należy unikać frakcji 8-16 mm ze względu na znaczną jej porowatość. W przypadku konieczności jej stosowania frakcję tę należy nawilżyć do poziomu co najmniej 80% jej maksymalnej nasiąkliwości. Zaznaczyć należy, że nie jest to możliwe do uzyskania metodami nawilżania hydrostatycznego.

Dobór mieszanek pompowalnych przebiegał następująco. Dla zadanego kruszywa wyliczano wskaźnik D_s, a następnie posługując się wykresem na rysunku 7.26 z pracy [46], metodą interpolacji ustalano położenie linii granicznej obszaru pompowalności. Z kolei wyznaczano $D_z(\frac{W}{C})$ zaprojektowanego składu, ewentualnie modyfikowano $\frac{W}{C}$ tak, by mieściło się w granicach 0,58-0,65. Opierając się na wielkości $\frac{W}{C}$ i wyznaczonej linii granicznej obszaru pompowalności przyjmowano wielkość wskaźnika D_m, leżącą w tym obszarze blisko linii granicznej. W końcu, skład mieszanki modyfikowano w ten sposób, by przez dodanie odpowiedniej ilości zaczynu o ustalonym wcześniej $\frac{W}{C}$ uzyskać żądaną wielkość wskaźnika D_m. Dla otrzymanego w ten sposób składu mieszanki pompowalnej sprawdzano cechy wytrzymałościowe betonu. W wyniku takiego postępowania wytypowano do pompowania siedem mieszanek, których składy przedstawiono w tablicy 7.1. Dla sprawdzenia "ostrości" warunku (7.8) dwie z mieszanek (nr 5 i 7) miały parametry lokujące je na granicy pompowalności.

W trakcie prób pompowania stwierdzono pompowalność wszystkich siedmiu wytypowanych mieszanek. Mieszanki nr 5 i 7 okazały się jednak trudno pompowalne. Trudności wystąpiły zwłaszcza przy wyższych prędkościach pompowania. Dla niskich prędkości pompowanie przebiegało sprawnie. Wszystkie mieszanki opuszczały końcówkę rurociągu w postaci walcowej strugi, w sposób ciągły i równomierny, bez zapowietrzenia i segregacji. Wydajność pompowa-

Tablica 7.1

Składy mieszanek przeznaczonych do prób pompowania

Nr mieszanki	Skład na 1 m³ zarobu					Wskaźnik dyspersji			φ_{kz}^1
	Łupkoporyt		Cement	Pył	Woda	D_s	D_z jako $\frac{W}{C}$	D_m	
	frakcja 0 - 4	frakcja 4 - 8	kg	kg	kg	μm		μm	
1	415	251	482	83	333	10,40	0,59	11,39	1,10
2	500	155	591	100	401	10,22	0,58	12,06	1,18
3	545	169	540	109	389	10,22	0,60	10,62	1,04
4	445	269	407	89	322	10,40	0,65	9,95	0,96
5	450	272	373	90	315	10,40	0,68	9,47	0,91
6	621	194	550	121	402	10,22	0,60	9,63	0,94
7	622	194	572	121	389	10,22	0,56	9,52	0,93

nia okazała się liniowo zależna od częstości ruchów tłoka pompy. Stwierdzono, że pompowanie nie pogorszyło parametrów wytrzymałościowych betonu łupkoporytowego. Bardziej szczegółowe informacje o badaniach, przebiegu i rezultatach pompowania zawiera praca [46].

8. PODSUMOWANIE I WNIOSKI KOŃCOWE

Dotychczasowe traktowanie urabialności w technologii betonu cechuje niejednoznaczność i brak fizycznego zdefiniowania, a w konsekwencji duża dowolność i subiektywizm jego interpretacji technologicznej. Niejednoznaczność polega na dwoistości pojmowania urabialności: raz jako samoistnej immanentnej cechy mieszanki betonowej, dwa - jako kryterium jej podatności na stosowaną metodę i warunki wykonywania betonu. Brak fizycznego zdefiniowania jest rezultatem posługiwania się aparatem pojęciowym tradycyjnej technologii betonu.

Stosowane testy urabialności są testami jednopunktowymi, to znaczy - pomiar prowadzony jest dla pojedynczej wielkości obciążeń lub odkształceń albo ich prędkości, wskutek czego ocena urabialności jest niejednoznaczna, a informacja o zachowaniu się mieszanki, której dostarczają, jest aktualna tylko dla warunków prowadzenia testu.

Dotychczasowe pojmowanie urabialności jako cechy mieszanki jest błędne, a stosowany przy tym aparat pojęciowy niewłaściwy. Analiza fizyczna procesów mechanicznego przetwarzania i transportu mieszanki betonowej wykazuje, że mają one charakter reologicznych zmian jej stanu, co oznacza, że urabialność rozpatrywać należy na gruncie reologii. O urabialności stanowią właściwości reologiczne mieszanki i przyłożony do niej układ obciążeń, charakterystyczny dla metody i warunków realizacji procesów. Jest ona stanem tych dwóch czynników, w którym współprzyczyniają się one do osiągnięcia pożądanego efektu w procesach mieszania, transportu, układania i zagęszczania mieszanki betonowej.

Dla danego układu obciążeń charakter i stopień takiego współdziałania obu czynników urabialności jest kwestią właściwości makroreologicznych mieszanki betonowej, określanych jej równaniem reologicznym i wielkościami jego parametrów - cech reologicznych mieszanki.

Dane z badań eksperymentalnych nad odkształceniem i płynięciem mieszanki betonowej wskazują, że jej właściwości reologiczne mają w ogólności charakter binghamowski. Jednak w odniesieniu do mieszanki betonowej klasyczny model reologiczny Binghama musi być zmodyfikowany ze względu na stwierdzoną w badaniach zależność granicy płynięcia mieszanki od naprężeń normalnych. Reologiczne równanie mieszanki jest uogólnieniem równania Binghama i równania Coulomba, w którym naprężenie normalne to naprężenie panujące w stosie okruchowym ziarn kruszywa. Parametrami reologicznymi mieszanki betonowej są: G - moduł sztywności postaciowej, τ_o - granica płynności, η_{pl} - lepkość plastyczna. Wielkość parametrów jest funkcją

stanu struktury mieszanki. Z punktu widzenia urabialności istotne są dwa ostatnie parametry. Granica płynności oznacza wielkość naprężeń, których przekroczenie wywołuje płynięcie mieszanki. Jest ona sumarycznym efektem spójności kapilarnej i tarcia wewnętrznego w mieszance betonowej. Lepkość plastyczna jest oporem stawianym przez mieszankę płynięciu postaciowemu. Płynięcie mieszanki ma charakter strukturalny ze względu na obecność przestrzennej struktury utworzonej z ziarn kruszywa, która powoduje, że rzeczywiste płynięcie zachodzi tylko w strefach międzyziarnowych.

W warunkach wibracji przy braku naprężeń normalnych następuje zanik granicy płynności i właściwości reologiczne mieszanki opisać wtedy można reologicznym modelem Newtona, którego jedynym parametrem jest lepkość. W odróżnieniu jednak od lepkości newtonowskiej, lepkość mieszanki wibrowanej (wibrolepkość) zależna jest od prędkości drgań. Jeśli w mieszance wibrowanej wystąpi naprężenie normalne, większe od ciśnienia wibracji, to coulombowski opór tarcia wewnętrznego pojawi się ponownie, ograniczając możliwość wystąpienia płynięcia mieszanki wibrowanej.

Z równań reologicznych mieszanki i natury występujących w nich parametrów wynikają ogólne kryteria urabialności, mające postać bezwymiarowych stosunków naprężeń i oporów ścinania, warunkujących wystąpienie odpowiedniego charakteru odkształcenia. Szczegółowe kryteria urabialności, odnoszące się do określonej metody technologicznej realizacji procesu, można sformułować w wyniku analizy reologicznej procesu, jako warunki jego pożądanego przebiegu. Wykazano to na przykładach wybranych procesów. Ocena urabialności sprowadza się do ilościowego określenia relacji pomiędzy naprężeniami w mieszance a oporami jej ścinania, według kryteriów urabialności.

Kształtowanie urabialności może przebiegać dwojako; albo dobiera się wielkości parametrów reologicznych do układu obciążeń, charakterystycznego dla danej metody technologicznej, albo do wielkości tych parametrów dobiera się odpowiednią metodę technologiczną (układ obciążeń). W pierwszym przypadku kształtowanie urabialności polega na sterowaniu wielkościami parametrów reologicznych mieszanki, opartym na przedstawionych związkach mikroreologicznych, wiążących te parametry ze stanem struktury mieszanki. Możliwości takie, w odniesieniu do związków podanych przez autora, zostały potwierdzone praktycznymi zastosowaniami. W przypadku drugim niezbędne jest przeprowadzenie pomiarów granicy płynności i lepkości plastycznej. Pomiar granicy płynności można prowadzić niezależnie od pomiaru lepkości metodą podaną w rozdz. 5.4, a zmierzona w ten sposób wielkość naprężeń odpowiada statycznej granicy płynności (rys. 4.7). Granicę płynności i lepkość plastyczną można również określić na podstawie krzywej płynięcia mieszanki. Ze względu na nieliniowy charakter właściwości reologicznych mieszanki, w celu wyznaczenia krzywej płynięcia wymagany jest pomiar oporu ścinania przy co najmniej dwóch istotnie różnych prędkościach ścinania. Określona przez ekstrapolację krzywej płynięcia do przecięcia

się z osią naprężeń granica płynności odpowiada dynamicznej granicy płynności mieszanki. Pomiar ten może być prowadzony według propozycji autora, zgodnie z podanymi w rozdz. 7.5 zasadami.

Niniejsza praca formułuje w przekonaniu autora fizyczne podstawy traktowania urabialności w technologii betonu. Ze względu na możliwą zmienność stanu struktury mieszanki betonowej oraz różnorodność stosowanych i możliwych do zastosowania metod technologicznych mechanicznego przetwarzania i transportu mieszanki, konieczne jest kontynuowanie badań nad urabialnością. Powinny one koncentrować się na następujących kierunkach i zadaniach badawczych:

1. Ujednolicenie metodyki pomiarów reologicznych mieszanki betonowej, a w tym:

- metody pomiaru,
- geometrii układu pomiarowego,
- zakresu prędkości ścinania,
- sposobu eliminacji efektów zakłócających pomiar.

2. Badania właściwości reologicznych mieszanki betonowej, a w tym:

- zachowanie się mieszanki w strefie przejściowej pomiędzy strefą odkształceń skończonych a strefą płynięcia,
- możliwe zróżnicowanie charakteru płynięcia w pełnym zakresie zmienności struktury mieszanki,
- zależność lepkości od czasu ścinania,
- sztywność postaciowa i objętościowa,
- płynięcie objętościowego mieszanki i jego charakterystyki.

3. Badania związków pomiędzy stanem struktury mieszanki a jej parametrami reologicznymi, a w tym:

- ilościowa identyfikacja stanu struktury,
- związki lepkości plastycznej, wibrolepkości i lepkości objętościowej ze stanem struktury mieszanki.

LITERATURA

[1] Achmatow A.S.: Molekularnaja fizika granicznogo trienija. Moskwa 1967.

[2] Adamson A.W.: Chemia fizyczna powierzchni. PWN. Warszawa 1963.

[3] Angles J.G.: Measuring Workability. Concrete, vol. 8, No 12, December 1974, p. 25.

[4] Bache H.H.: The Processing of Fresh Concrete. Physical Survey. Fresh Concrete. Proc. RILEM Seminar, vol. 3, Leeds. The University, 1973. pp. 5.1-1 to 5.1-67.

[5] Bahrner V.: The Vebe Consistency Testing Apparatus. Betong, vol. 25, No 1, 1940.

[6] Banfill P.F.: Workability of Flowing Concrete. Mag. Coner. Res. vol. 32, No 110, 1980, pp. 17-27.

[7] Bertier R.M.: Noveau moyen de mesure de la plasticite. Revue de MCTP, No 417, Juin 1950, pp. 187-189.

[8] Biełkin I.M., Winogradow G.W., Leonow A.I.: Rotacionnyje pribory. Izmierienije wjazkosti i fiziko-miechaniczeskich charaktieristik matieriałow. Maszinostrojenije. Moskwa 1968.

[9] Bleszczik N.P.: Strukturalno-miechaniczeskije swojstwa i reologia bietonnoj smiesi i presswakumbietona. Nauka i Tiechnika, Mińsk 1977.

[10] Bombled I.P.: Rhéologie des morstiers et des bétons frais - influence du facteurs ciment. Fresh Concrete. Proc. RILEM Seminar, vol. 2, Leeds, The University, 1973, pp. 3.1-1 to 3.1-169.

[11] Bossi J.A.: Concrete Workability Measurements. Fresh Concrete. Proc. RILEM Seminar, vol. 1, Leeds, The University, 1973, pp. 2.4-1 to 2.4-10.

[12] Brand R.E. Discussion of "Measuring Workability" by Angles J.G., Concrete, vol. 9, No 2, 1975 p. 25.

[13] Bukowski Br.: Technologia betonu, cz. 2. Budownictwo Betonowe, t. I. Arkady, Warszawa 1972, s. 33.

[14] Caquot A., Kerisel J.: Grundlagen der Bodenmechanik. Springer Verlag, Berlin 1967.

[15] Cusens A.R.: The Compaction of Fresh Concrete by Vibration. Ph. D. Thesis. University of London, 1955.

[16] Daimon M., Roy D.M.: Rheological Properties of Cement Mixes: Methods. Preliminary Experimcuts and Adsorbtion Studies. Vol. 8, No 6, 1978, p. 753.

[17] Daimon M., Roy D.M.: Rheological Properties of Cement Mixes: Zeta Potential and Preliminary Viscosity studies. Cem. Concr. Res. Vol. 9, No 1, 1970, p. 103.

[18] Deriagin B.W.: Powierchnostnyje słoi i ich wlijanije na swojstwa heterogennych sistiem. "Issledowanija w obłasti powierchnostnych sił", Moskwa, 1961.

[19] Deriagin B.W.: Swojstwa tonkich żołkich słojew i ich rol w dispersnych sistiemach. Wyp 1. Moskwa 1937.

[20] Desow A.E.: Sostojanije i zadaczi tieorii formirowanija bietonnoj smiesi. Sb. "Tieoria formirowanija bietona" NIIŻB, Moskwa 1969.

[21] Desow A.E., Girsztel G.B. O reologiczeskich swojstwach bietonnych smiesiej pri sdwigie. Stroit. Mat. Diet. i Izdielia. Wyp. XVI, Budiwielnik, Kijew 1972.

[22] Desow A.E., Girsztel G.B.: Niekatoryje osobiennosti reologiczeskich swojstw żestkich rastworow i bietonnych smiesiej. Wysokoprocznyje bietony. Budiwielnik, Kijew 1967.

[23] Einstein A.: Annalen der Physik. vol. 19/1906 s. 289.

[24] Entroy H.C.: The Workability of Concrete and Effects of the Use of Two Wetting Agents. MSc Thesis, University of London 1950.

[25] Eriksson A.G.: Development of Fluidity and Mobility Meters for Concrete Consistency Tests. Proc. of the Swedish Cem. and Concr. Res. Institute. No 12, 1949, p. 43.

[26] Eyman K.: O podstawach wibracji betonu inaczej. Arch. Inż. Lad. T. XXX z. 4, s. 699-708.

[27] Glanville W.H., Collins A.R., Matthews D.D.: The Grading of Aggregates and Workability of Concrete. Road Research Techn. Paper No 5, 1947.

[28] Hagy E.A.: The Apparatus for Testing Concrete Mixtures for Consistency. US Patent 2089604.

[29] Hobbs D.W.: Influence of Aggregate Volume Concentration upon the Workability of Concrete and Some Predictions from the Viscosity - Elasticity Analogy. Mag. Concr. Res. Vol. 28, No 97, Dec. 1976, pp. 191-212.

[30] Huges B.P.: Development of an Apparatus to Determine the Resistance to Segregation of Fresh Concrete. Civ. Eng. and Publ. Works Rev. No 658, May 1961, pp. 633-634.

[31] Jastrzębski Z.: Reologiczne własności mas i zapraw budowlanych w stanie ciekłym. Rozprawa doktorska, Politechnika Warszawska 1961.

[32] Kembłowski Z.: Reometria płynów nienewtonowskich. WNT, Warszawa 1973.

[33] Kim K.N., Smelter E.O., Turndar N.P.: Awtomaticzeskoje regulirowanije podwiżnosti bietonnoj smiesi. Beton i Żelezobeton. No 9, 1968.

[34] Kisiel I.: Zarys reologii gruntów. Nośność i stateczność gruntów. Arkady, Warszawa 1969.

[35] Kisiel I., Lysik B.: Zarys reologii gruntów. Działanie obciążenia statycznego na grunt. Arkady, Warszawa 1966.

[36] Kluz T., Eyman K.: Projektowanie betonów. Arkady, Warszawa 1969.

[37] Komloš K.: Penetrator for Testing of Concrete Mix Workability. Stavebnicky Casopis. Vol. 14, No 9, 1966 s. 571-572.

[38] Kopyciński B., Florek A., Jamroży Z.: Beton zwykły. Arkady, Warszawa 1978.

[39] Kuczyński W.: Technologia betonu, cz. 2. Arkady, Warszawa 1972, s. 64-69.

[40] Kunnos G.J.: Wibracionnaja tiechnołogia bietona. Stroizdat., Leningrad 1967.

[41] Lee F.M.: The Chemistry of Cement and Concrete. 3 rd edit, London, E. Arnold. 1970.

[42] Legrand C.: Contribution á l'etude de la rhéologie du béton frais. Materiaux et Construations. Vol. 5, No 29, 1972 p. 275.

[43] L'Hermite R.: Resentes recherches sur la vibration du béton frais. CSTB, No 7/1950.

[44] L'Hermite R., Turnon G.: La rhéologie du béton frais et la vibration. CERILH, Publicalion Technique. No 2, 1948.

[45] Kobanow V.P.: Kolloidnyj Żurnał. 12, 5, 1950, s. 352.

[46] Łoboda P.: Hydrauliczny transport pompowy betonu łupkoporytowego. Rozprawa doktorska. Politechnika Śląska, Gliwice 1985.

[47] Mamillan M.: Les propriétés méchanique du béton frais pour la préfabrication. Suplement du Annales de DTBTP, No 201, 1964.

[48] Małasiewicz A.: Badanie pompowalności mieszanki betonowej. Inżynieria i Budownictwo, nr 12, 1984, s. 454-456.

[49] Mather B.: Partially Compacted Weight of Concrete as a Measure of Workability. ACI Journal. Proc. Vol. 63, No 4. April 1966, pp. 441-450.

[50] Michajłow N.W., Uriew N.B.: Kolloidnyj ciemientnyj klej i jego primienienije w stroitielstwie. Stroizdat, Moskwa 1967.

[51] Mooney M.: The Wiscosity of a Concentrated Suspension of Spherical Particles. Journal of Colloid Science, No 6, 1961 p. 162.

[52] Morinaga S.: Pumpability of Concrete and Pumping Pressure in Pipelines. Fresh Concrete, Proc. RILEM Seminar, vol. 3, Leeds. The University, 1973, pp. 7.3-1 to 7.3-39.

[53] Murata J., Kikukawa H.: Studies on Rheological Analysis of Fresh Concrete. Fresh Concrete. Proc. RILEM Seminar, Vol. 1, Leeds. The University, 1973, pp. 1.2-1 to 1.2-33.

[54] Nalimow W., Czernowa N.: Statystyczne metody planowania doświadczeń ekstremalnych. WNT, Warszawa 1967.

[55] Nasser K.W., Cheuk Man Ma: New Workability and Compacting Apparatus for Concrete. ACI Journal. Proc. Vol. 66, No 9, September 1969, pp. 720-724.

[56] Nasser K.W.: The K - slump Tester. Fresh Concrete. Proc. RILEM Seminar, Vol. 1, Leeds, The University, 1973, pp. 2.7-1 to 2.7-12.

[57] Nassim A.A., Wajda R.L.: The Rheology of Cement Pastes and Fresh Mortars. Mag. Cocr. Res. Vol. 17, No 51, June 1965, pp. 59-68.

[58] Neville A.M.: Summary. Fresh Concrete. Proc. RILEM Seminar, Vol. 1, Leeds, The University 1973.

[59] Newman K.: Properties of Concrete. Structural Concrete. Vol. 2, No 11, 1965, pp. 451-482.

[60] Oka S.: Principles of Rheometry. Rheology, Theory and Application. Ed. F. Eirich. Academic Press, New York & London 1960.

[61] Osiński A.: O urabialności betonu. Arch. Inż. Ląd. z. 4, 1969.

[62] Papadakis M., Venuat M.: Manuel du laboratoire d'essais des ciments, mo tiers e bétons. Eyrolles. Paris 1969.

[63] Pilny P.: Ein neues Steifeprüfverfahren für Massenbeton. Beton: Herstellung, Verwundung, Vol. 16, No 3, 1966, pp. 99-101.

[64] Powers T.C.: The Properties of Fresh Concrete. John Wiley Sons Inc. New York 1968, pp. 515-516.

[65] Powers T.C. Studies on Workability of Concrete. ACI Journal. Proc. Vol. 28, February 1932, pp. 419-448, June 1932, pp. 693-708.

[66] Rebinder P.A.: Issledowanije po fiziko-chimii techniczeskich suspensji. Moskwa 1933.

[67] Rebinder P.A.: Nowyje mietody fiziko-chimiczeskich issledowanij powierchnostnych jewlenij. Moskwa 1950.

[68] Rebut P.: En base méconnue de la fabrication des elements en beton vibre. Revne MCTP, No 535, April 1960, pp. 99-102.

[69] Reiner M.: Reologia teoretyczna. PWN, Warszawa 1956.

[70] Reiner M.: Deformation, Strain and Flow. Lewis & Co. Ltd. London 1960, pp. 196-201.

[71] Rigo J.M.: Rhéometrie du beton frais. Arch. Inż. Ląd. T XXVI z. 1, 1980.

[72] Ritchie A.G.B.: The Vane Method of Measuring the Mobility of Fresh Concrete. Conference of British Society of Rheology. Sheffield, 1967.

[73] Ritchie A.G.B.: The Triaxial Testing of Fresh Concrete. Mag. Concr. Res. Vol. 14, No 40, 1962, pp. 37-42.

[74] Ritchie A.G.B.: Stability of Fresh Concrete Mixes. Proc. of the ASCE, Vol. 91, January 1966, pp. 17-35.

[75] Roberts E.D.: Determining Characteristics of Concrete in the Mixer Drum. ACI Journal. Proc., Vol. 28, Septembet 1931, pp. 59-72.

[76] Roy D.M., Asaga K.: Rheological Properties of Cement Mixes: The effects of mixing procedures on wiscometric properties of mixes containing superplasticizers. Cement and Concrete Res. Vol. 9, No 6, 1979, p. 731.

[77] Roy D.M., Asaga K.: Rheological Properties of Cement Mixes: The effects of superplasticizers on viscosity and yield stress. Cement and Concrete Res. Vol. 10, No 2, 1980, p. 287.

[78] Roy D.M., Asaga K.: Rheological Properties of Cement Mixes: The effects of time on viscometric properties of mixes containing superplasticizers, Conclusions. Cement and Concrete Res. Vol. 10, No 3, 1980, p. 387.

[79] Rudenko J.F.: Formirowanije izdielej powierchnostnymi wibroustrojstwami. Stroizdat., Moskwa 1972.

[80] Rudenko J.F.: O reologiczeskich charaktieristikach bietonnych smiesiej, primieniajennych w rasczotach processow wibro-formirowanija. Reologia bietonnych smiesiej i jej technologiczeskije zadaczi. XXX Wsiechsojuznyje Simpozjum. Riga 1979.

[81] Rudziński L.: Analiza drgań wymuszonych mieszanki betonowej. Rozprawa doktorska. Politechnika Warszawska, Warszawa 1976.

[82] Rudziński L.: Reologia świeżych zaczynów cementowych. Zeszyty Naukowe Politechniki Świętokrzyskiej. Budownictwo 6, Kielce 1983.

[83] Rusamow A., Kuni F.: Funkcji raspriedielenija w powierchnostnych słojach. Żurnał Fiziczeskoj Chimii 1968, V XII wyp. 5.

[84] Saucier K.L.: Investigation of a Vibration Slope Method for Measuring Concrete Workability. US Waterways Experiment Station. December 1966, Miscellaneous Paper nr 6 - 849.

[85] Simonnet J.: Un noveau dispositif pour mesurer l'ouvrabilité du béton en cours de malaxage. Recherche CEBTP. Questions Generales 104. Juin 1969.

[86] Skramtajew B.G. Sprawocznik po proizwodstwu sbornych żelezobietonnych izdielej. I.L.S. Moskwa 1965.

[87] Smith G.A., Conahey G.: A Study of Some Methods of Measuring Workability of Concrete. ACI Journal. Proc. Vol. 24, 1928, pp. 24-42.

[88] Stewart D.A.: Discussion of "Measuring Workability" by Angles R.E. Concrete, Vol. 9, No 2, 1975, p. 25.

[89] Stork J.: Das Plastometer ein neuses Gerät zur Messung rheologischer Eigenschaften verformbarer Massen. Toniudustrie Zeitung und Keramische Rundschan. Vol. 89, No 17/18, 1965, p. 400-402.

[90] Stroganow A.S.: Niektóre problemy plastyczności gruntów. Ossolineum PAN, Warszawa 1967.

[91] Szwabowski J., Słupiński H., Słuszkiewicz P.: Badania nad identyfikacją procesu mieszania masy betonowej dla potrzeb automatycznego sterowania konsystencji. Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej, Budownictwo z. 30, Gliwice 1971, s. 159-175.

[92] Szwabowski J.: Podstawy teoretyczne i metody pomiaru cech reologicznych masy betonowej. Inżynieria i Budownictwo, nr 5, 1971, s. 193-197.

[93] Szwabowski J.: Własności mechaniczne łupkoporytowej masy betonowej zagęszczonej metodą PRAS-BET. Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej, Budownictwo, z. 30, Gliwice 1972, s. 151-158.

[94] Szwabowski J.: O potrzebie i metodach reologicznej identyfikacji masy betonowej. Referaty XX Konferencji Naukowej KILIW PAN i KN PZITB, t. 4, Kraków - Krynica 1974, s. 291-301.

[95] Szwabowski J.: O reologii masy betonowej, Cz. I. O właściwościach reologicznych masy betonowej. Archiwum Inżynierii Lądowej, t. XXI, z. 4, s. 635-648.

[96] Szwabowski J.: O reologii masy betonowej. Cz. II. Wpływ struktury masy betonowej na granicę jej płynności. Archiwum Inżynierii Lądowej, T. XXI, z. 4, 1975, s. 649-665.

[97] Szwabowski J.: Mechanizm ruchu masy betonowej w transporcie rurowym. Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej, Budownictwo, z. 42, Gliwice 1976, s. 161-169.

[98] Szwabowski J., Klikiewicz Z.: Ocena jakości zmieszania w mieszarkach do betonu. Przegląd Budowlany, nr 42, 1978, s. 642-645.

[99] Szwabowski J., Klikiewicz Z., Łoboda P.: Technologia i mechanizacja przygotowania, transportu, układania i zagęszczania mieszanek lekkich betonów kruszywowych. Maszynopis. Sprawozdanie z pracy naukowo-badawczej R-8-05/13 dla IMB Warszawa, Gliwice 1980.

[100] Szwabowski J.: Comments on the paper I.M. Rigo "Rheometrie du béton frais. Archiwum Inżynierii Lądowej, t. XXVII, z. 2, 1981, s. 417.

[101] Szwabowski J.: Kształtowanie procesów obróbki mechanicznej mieszanki betonowej a jej właściwości reologiczne. Mechanizacja Budownictwa, nr 7/8, 1981, s. 27-30.

[102] Szwabowski J., Klikiewicz Z.: Analiza doświadczalna wybranych metod określania minimalnego czasu mieszania składników betonu. Materiały Konferencji Naukowej Jednostek Jednoimiennych Technologii i Organizacji Budownictwa, cz. I. Zielona Góra 1982, s. 123-132.

[103] Szwabowski J.: Mixing of Concrete: New Method of Testing. Vyvojove tendencje v technologii stavieb. SVST Bratysława, Štrbské Pleso 1985, s. 130-140.

[104] Tassios T.P.: Plasticity and Cohesiveness of Fresh Concrete. Fresh Concrete. Proc. RILEM Seminar, Vol. 1, Leeds, The University, 1983, pp. 1.3-1 to 1.3-36.

[105] Tassios T.P., Neville A.M.: Rheology of Fresh Concrete. Materiaux et Constructions, 9/50, 1973, p. 141.

[106] Tattersall G.H.: The Rationale of a Two-Point Workability Test. Mag. Concr. Res. Vol. 25, No 84, September 1973, pp. 169-172.

[107] Tattersall G.H.: The Workability of Concrete. Viewpoint Publication. Cement & Concrete Association, Wexham Springs 1976.

[108] Tattersall G.H., Bloomer S.I.: Further Development of the Two-Point Test for Workability and Extension of its Range. Mag. Concr. Res. Vol. 31, No 109, December 1979 pp. 202-210.

[109] Tattersall G.H.: The Principles of Measurement of the Workability of Fresh Concrete and a Proposed Simple Two-Point Test. Fresh Concrete. Proc. RILEM Seminar, Vol. 1, Leeds, The University, 1973, pp. 2.2-1 to 2.2-33.

[110] Ukrainčik V.: Study on Fresh Concrete Flow Curwes. Cem. Concr. Res. Vol. 10, 1980, pp. 203-212.

[111] Uzomaka O.J.: Some Shear Strength Parameters of Plastic Concrete. Mag. Concr. Res. Vol. 23, No 75-76, June-September 1971, pp. 111-118.

[112] Vasilin D.: Contributti la determinarea luvrabilitatii betonnlni. Revista Construtiilor sic a Materialelor de Constructii. Vol. 20, No 2, 1968, pp. 72-76.

[113] Venkatramaiah S.: Measurement of the Work Done in Compacting a Known Weight of Concrete by Vibration. Mag. Concr. Res. Vol. 5, No 2, January 1951, pp. 89-96.

[114] Wala K.: Determination of the Consistency of Concrete by the Compacting Ratio Method. Highway Research Record. No 218, 1968, pp. 18-21.

[115] Wasiliew W.M.: Reżim dwiżenija bietonnoj smiesi po bietonowodu. Stroitielnaja Promyszlennost. No 7, 1953.

[116] Weber R.: Rohrforderung von Beton. Beton Verlag. Dusseldorg 1963.

[117] Wigmore V.A.: The Consistometer. An Apparatus for Testing Concrete Workability on Site. Civil Engineering and Public Works Review. Vol. 43, No 510, December 1948, p. 628-629.

[118] Yoshida T.: A New Test Method for Workability of Concrete. ACI Journal. Proc. Vol. 23, 1927, pp. 415-433.

WYKAZ WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ

C,K,W - masa cementu, kruszywa i wody,

c - spójność,

$c_{bł}$ - spójność wody błonkowej,

c_{fd} - spójność fazy dyspergującej,

$c_{rel,u} = \frac{c_u}{c_{fd}}$ - spójność względna układu dyspersyjnego,

$c_{rel,z} = \frac{c_z}{c_{bł}}$ - spójność względna zaczynu,

c_u - spójność układu dyspersyjnego,

c_z - spójność zaczynu,

d - średnica ziarna,

d_k - średnica ziarn kruszywa,

D_m - wskaźnik dyspersji mieszanki betonowej,

d_p - średnica pęcherzyków powietrza,

D_s - wskaźnik dyspersji stosu okruchowego ziarn kruszywa,

D_z - wskaźnik dyspersji zaczynu,

e_z - graniczne ściśliwość zaczynu,

F - siła,

G - moduł ścinania (moduł sztywności postaciowej),

G_1, G_2 - moduły ścinania sprężystego i lepko-sprężystego w modelu Schofielda-Scott Blaira,

g - przyśpieszenie grawitacji,

H_c - ciśnienie spójności,

K_n - współczynnik samowypełnienia zależny od upakowania ziarn w danej objętości,

m - masa,

P_k - porowatość stosu okruchowego ziarn kruszywa w 1 m^3 mieszanki,

P_k - ciśnienie kapilarne,

P_{dkw} - porowatość właściwa stosu ziarn kruszywa dostępna dla wody,

R - promień wewnętrzny rurociągu pompowego,

r_c - umowny promień ziarn cementu,

r_k - umowny promień ziarn kruszywa,

r_s - umowny promień cząstek fazy stałej,

S_{fr} - powierzchnia fazy rozproszonej,

S_{wc} - powierzchnia właściwa cementu,

S_{wsk} - powierzchnia właściwa statyczna kruszywa,

t - czas,

$\frac{W}{C}$ - wskaźnik cementowo-wodny,

v - prędkość,

v_c - objętość właściwa cementu,

V_c - objętość cementu,

v_{cz} - koncentracja objętościowa cementu w zaczynie,

V_{fc} - objętość fazy ciągłej (dyspergującej),

V_k - objętość kruszywa,

v_{km} - koncentracja objętościowa kruszywa w mieszance,

$v_{k\,max}$ - maksymalna koncentracja objętościowa kruszywa w mieszance,

v_{pz} - koncentracja objętościowa powietrza w zaczynie zagęszczonym standardowo,

V_s - objętość ziarn fazy stałej,

v_w - objętość właściwa wody,

V_z - objętość absolutna zaczynu w 1 m^3 mieszanki,

v_{zm} - koncentracja objętościowa zaczynu w mieszance zagęszczonej standardowo (wibracyjnie),

$v\Delta$ - koncentracja objętościowa fazy dyspergującej w układzie dyspersyjnym,

α_z - maksymalny kąt obrotu ziarn wywołany ścinaniem,

γ - odkształcenie styczne (gradient przesunięcia),

$\dot{\gamma}$ - prędkość ścinania,

δ - grubość warstewki na ziarnie,

Δ - połowa odległości pomiędzy powierzchniami ziarn w strefie ich styku,

$\delta_{bł}$ - grubość warstewki wody błonkowej na ziarnie,

δ_{kc} - połowa grubości mostków kapilarnych pomiędzy ziarnami cementu,

δ_{kk} - różnica pomiędzy całkowitą grubością warstwy wody kapilarnej na powierzchni ziarn kruszywa i δ_{kc}, przy zadanej zawartości wody w zaczynie w granicach więźliwości,

δ_{kz} - różnica pomiędzy grubością mostka kapilarnego na powierzchni kruszywa i δ_{kc}, przy zadanej zawartości wody w zaczynie w granicach więźliwości,

Δ_{min} - minimalna wartość Δ ,

δ_s - moduł dilatancji,

δ_z - połowa warstewki zaczynu cementowego w strefie styku ziarn kruszywa,

η - lepkość newtonowska,

η_1, η_2 - lepkość plastyczna i tarcie wewnętrzne w modelu Schofielda - Scott Blaira,

η_m - lepkość mieszanki betonowej,

η_o - lepkość graniczna (minimalna) mieszanki w warunkach wibracji,

η_{pl} - lepkość plastyczna,

η_{plz} - lepkość plastyczna zaczynu,

$\eta_{rel} = \frac{\eta_m}{\eta_z}$ - lepkość względna mieszanki,

η_w - wibrolepkość (lepkość mieszanki w warunkach wibracji),

η_{wz} - lepkość wody w zaczynie,

η_z - lepkość zaczynu,

φ - kąt tarcia wewnętrznego,

$\varphi_{bł}$ - kąt tarcia wewnętrznego wody błonkowej w zaczynie,

φ^k_{fd} - kinematyczny kąt tarcia wewnętrznego fazy dyspergującej,

φ^1_{kz} - wskaźnik wypełnienia kruszywa niezagęszczonego zaczynem,

φ^k_m - kinematyczny kąt tarcia wewnętrznego w mieszance,

$\varphi_{rel,m}$ - względny kąt tarcia wewnętrznego w mieszance,

$\varphi^k_{rel,u} = \frac{\varphi_u}{\varphi^k_{fs}}$ - względny kinetyczny kąt tarcia wewnętrznego układu dyspersyjnego,

$\varphi^k_{rel,z}$ - względny kinetyczny kąt tarcia wewnętrznego w zaczynie,

φ_u - kąt tarcia wewnętrznego układu dyspersyjnego,

φ^k_u - kinetyczny kąt tarcia wewnętrznego układu dyspersyjnego,

φ^k_z - kinetyczny kąt tarcia wewnętrznego w zaczynie,

ρ_m - gęstość mieszanki,

$\rho_{bł}$ - gęstość wody błonkowej,

σ - naprężenie normalne,

σ_{ef} - naprężenie normalne efektywne,

σ_n - naprężenie neutralne,

σ_p - napięcie powierzchniowe cieczy,

θ - kąt zwilżania fazy stałej przez ciecz,

τ - naprężenie styczne,

$\dot{\tau} = \frac{d\tau}{dt}$ - pochodna naprężenia względem czasu,

τ_{gr} - granica ścinania (graniczne naprężenie ścinające),

τ_m - naprężenie ścinające w mieszance,

τ_o - granica płynności,

τ_{od} - dynamiczna granica płynności,

τ_{ok} - granica ścinania kruszywa,

τ_{oks} - średnie naprężenie ścinające w kruszywie przy naprężeniu τ_o w mieszance,

τ_{om} - granica płynności mieszanki,

τ_{os} - statyczna granica płynności,

τ_{oz} - granica płynności zaczynu.

URABIALNOŚĆ MIESZANKI BETONOWEJ W UJĘCIU REOLOGICZNYM

S t r e s z c z e n i e

W pracy przedstawiono fizyczne podstawy traktowania problemu urabialności w technologii betonu oraz kształtowania urabialności w zmechanizowanych procesach mieszania, transportu, układania i zagęszczania mieszanki betonowej. Opierając się na zaproponowanym modelu wyjaśniono istotę urabialności wykazując, że nie jest to cecha mieszanki, lecz stan układu "właściwości reologiczne mieszanki - układ obciążeń zewnętrznych", rozpatrywany ze względu na pożądany efekt pojedynczego procesu lub ciągu procesów. Omówiono szczegółowo właściwości reologiczne mieszanki oraz związki podstawowych parametrów reologicznych ze stanem jej struktury.

Sformułowano ogólne kryteria urabialności i sposoby jej kształtowania, podano zasady i propozycje pomiarów reologicznych mieszanki. Określanie szczególnych kryteriów urabialności poprzez analizę reologiczną omówiono na przykładach wybranych procesów technologicznych. Przytoczono przykłady zastosowań w praktyce.

УДОБООБРАБАТЫВАЕМОСТЬ БЕТОННОЙ СМЕСИ В РЕОЛОГИЧЕСКОМ ПРЕДСТАВЛЕНИИ

Р е з ю м е

В работе даны физические основы трактовки удобообратываемости в технологии бетона а также моделирования удобообрабатываемости в механизированных процессах смешивания, транспорта, укладки и уплотнения бетонной смеси. На основе предложенной модели дано объяснение существа удобообрабатываемости показывая, что это не свойство смеси а состояние системы, "реологические свойства смеси - схема внешней нагрузки", рассматриваемая с точки зрения требуемого эффекта одинарного процесса или ряда процессов. Детально оговорены реологические свойства смеси а также связи основных реологических параметров с состоянием её структуры.

Сформулированы общие критерия удобообрабатываемости и способы её моделирования. Даны принципы и предложения реологических измеренмй смеси. Определение частных критериев удобообрабатываемости, путём реологического анализа, оговорено на примерах выбранных технологических процессов. Приведены примеры практических применений.

WORKABILITY OF FRESH CONCRETE IN RHEOLOGICAL APPROACH

S u m m a r y

In the paper are presented physical foundations of treating the problem of workability in concrete technology and modelling of workability in mechanized processes of mixing, transport, placing and compacting. On the basis of proposed model the essence of workability is explained. It is proved that the workability is not an intrinsic property of concrete mix but a state of the system "rheological mix properties - system of external load" examined on account of desirable effect of particular process or a series of processes. Rheological properties of mix and relationship between fundamental rheological parameters with the state of its structure are discussed in greater detail. General criteria of workability are formulated as well methods of its modelling, principles and propositions of mix rheological measurements are suggested. Formulation of particular workability criteria-through rheological analysis - are disscused on selected technological processes. Some examples of practical applications are given.

BIBLIOTEKA GŁÓWNA
Politechniki Śląskiej
P 3343/87/65

WYDAWNICTWA NAUKOWE I DYDAKTYCZNE POLITECHNIKI ŚLĄSKIEJ
MOŻNA NABYĆ W NASTĘPUJĄCYCH PLACÓWKACH:

44-100 Gliwice — Księgarnia nr 096, ul. Konstytucji 14 b
44-100 Gliwice — Spółdzielnia Studencka, ul. Wrocławska 4 a
40-950 Katowice — Księgarnia nr 015, ul. Żwirki i Wigury 33
40-096 Katowice — Księgarnia nr 005, ul. 3 Maja 12
41-900 Bytom — Księgarnia nr 048, Pl. Kościuszki 10
41-500 Chorzów — Księgarnia nr 063, ul. Wolności 22
41-300 Dąbrowa Górnicza — Księgarnia nr 081, ul. ZBoWiD-u 2
47-400 Racibórz — Księgarnia nr 148, ul. Odrzańska 1
44-200 Rybnik — Księgarnia nr 162, Rynek 1
41-200 Sosnowiec — Księgarnia nr 181, ul. Zwycięstwa 7
41-800 Zabrze — Księgarnia nr 230, ul. Wolności 288
00-90 Warszawa — Ośrodek Rozpowszechniania Wydawnictw Naukowych PAN — Pałac Kultury i Nauki

Wszystkie wydawnictwa naukowe i dydaktyczne zamawiać można poprzez Składnicę Księgarską w Warszawie, ul. Mazowiecka 9.