

Dyspersje cementowe  
w procesie iniekcyjnej  
naprawy defektów betonu

# Monografie – Politechnika Lubelska



Politechnika Lubelska  
Wydział Budownictwa i Architektury  
ul. Nadbystrzycka 40  
20-618 Lublin

Jerzy Szerafin

# Dyspersje cementowe w procesie iniekcyjnej naprawy defektów betonu



Politechnika Lubelska  
Lublin 2011

Recenzent:

dr hab. inż. Anna Halicka, prof. Politechniki Lubelskiej

Publikacja wydana za zgodą Rektora Politechniki Lubelskiej

© Copyright by Politechnika Lubelska 2011

ISBN: 978-83-62596-42-3

Wydawca: Politechnika Lubelska

ul. Nadbystrzycka 38D, 20-618 Lublin

Realizacja: Biblioteka Politechniki Lubelskiej

Ośrodek ds. Wydawnictw i Biblioteki Cyfrowej

ul. Nadbystrzycka 36A, 20-618 Lublin

tel. (81) 538-46-59, email: wydawca@pollub.pl

[www.biblioteka.pollub.pl](http://www.biblioteka.pollub.pl)

Druk: ESUS Agencja Reklamowo-Wydawnicza Tomasz Przybylak

[www.esus.pl](http://www.esus.pl)

---

Elektroniczna wersja książki dostępna w Bibliotece Cyfrowej PL [www.bc.pollub.pl](http://www.bc.pollub.pl)

Nakład: 100 egz.

# Spis treści

<b>Spis oznaczeń</b> .....	7
<b>Wprowadzenie</b> .....	9
<b>1. Informacje wstępne</b> .....	11
1.1. Materiały iniekcyjne.....	11
1.2. Zakres zastosowań metod iniekcyjnych w budownictwie .....	12
<b>2. Własności reologiczne cementowych mieszanek iniekcyjnych</b> .....	13
2.1. Opis struktury fizycznej zaczynu cementowego .....	13
2.2. Modele reologiczne ciał doskonałych .....	15
2.3. Modele reologiczne zaczynu cementowego.....	17
2.4. Podstawowe parametry reologiczne zaczynu cementowego.....	21
2.5. Pozostałe parametry reologiczne.....	25
2.6. Podsumowanie .....	29
<b>3. Defekty struktury betonu</b> .....	31
3.1. Modele nieciągłości struktury ciał fizycznych .....	31
3.2. Wpływ kształtu kanalików tłocznych na opory przepływu.....	33
3.3. Nieciągłości struktury betonu.....	37
3.4. Parametry charakteryzujące geometrię defektów struktury betonu .....	38
3.5. Podsumowanie .....	44
<b>4. Podstawy teoretyczne opisu przepływu dyspersji cementowej w strukturach porowych</b> .....	47
4.1. Modele cząstkowe .....	47
4.2. Założenia i równania konstytutywne .....	52
4.3. Przepływ w kanałach cylindrycznych .....	53
4.4. Przepływ w szczelinach.....	58
4.5. Analiza równań przepływu.....	60
4.6. Weryfikacja doświadczalna .....	69
<b>5. Ocena procesu iniekcji i jego skutków</b> .....	73
5.1. Iniekcyjność mieszanki cementowej .....	73
5.2. Skuteczność naprawy iniekcyjnej .....	79
<b>6. Zasady kształtowania własności cementowych dyspersji iniekcyjnych</b> .....	85
6.1. Parametry reologiczne: granica płynięcia i lepkość plastyczna .....	85
6.2. Stabilność dyspersji iniekcyjnej .....	90
<b>7. Podsumowanie pracy</b> .....	95
<b>Bibliografia</b> .....	97

# Spis oznaczeń

## Litery łacińskie

a – grubość zaadsorbowanej warstwy cząstek,  
c – spójność,  
 $d_h$  - średnica hydrauliczna złoża,  
 $d_s$  - średnica zastępcza (Sautera) złoża,  
k – dodatkowy parametr reologiczny,  
l – odległość wzdłuż kanału iniekcyjnego od punktu tłoczenia,  
m - stosunek pola powierzchni styku ziaren do całej powierzchni ścięcia  
p – ciśnienie tłoczne,  
v - prędkość przepływu, też prędkość sedymentacji,

D – średnica kanału tłocznego,  
 $D'$  - średnica zastępcza kanału tłocznego,  
 $F_B$  - powierzchni właściwej cementu,  
L – zasięg tłoczenia  
 $P_0$  – ciśnienie początkowe,  
Q - natężenie przepływu w kanale kołowym,  
R – promień kanału tłocznego,

## Litery greckie

$\alpha$  – miara skuteczności naprawy iniekcyjnej,  
 $\Delta p$  – zmiana ciśnienia tłoczego, też opory przepływu,  
 $\varepsilon$  - porowatość betonu,  
 $\varphi$  – średnica hydrodynamiczna,  
 $\lambda$  – współczynnik rozporu bocznego,  
 $\eta_{pl}$  – lepkość plastyczna,  
 $\sigma$  - naprężenie normalne w płaszczyźnie ścinania  
 $\tau_0$  – granica płynności (ścianania),  
 $\tau_1$  – granica ścinania cieczy dyspersyjnej,  
 $tg\varphi$  - współczynnik tarcia wewnętrznego,  
 $\omega_n$  - współczynnik wodno-cementowy normowej konsystencji zaczynu

## Wprowadzenie

Obiekty budowlane i ich elementy w trakcie eksploatacji ulegają nieuchronnej degradacji, a ich właściwości użytkowe pogarszają się w miarę upływu czasu. Dotyczy to także elementów z betonu, dawniej uważanych za niemal wieczne. Jednak negatywne wpływy środowiska zewnętrznego, często sumujące się z błędami popełnionymi na etapie wykonywania konstrukcji, skracają ten okres do kilkudziesięciu lat i wymuszają podejmowanie napraw w celu przedłużenia trwałości budowli.

Jednym ze sposobów naprawy elementów i budowli z betonu, murów ceglanych i kamiennych są iniekcje ciśnieniowe. Wprowadzenie w nieciągłości struktury naprawianego materiału cieczy iniekccyjnej ma na celu przywrócenie lub też podwyższenie jego szczelności, trwałości, odporności na korozyjne oddziaływanie środowiska, a także nośności.

Osiągnięta metodami iniekcyjnymi regeneracja lub wzmocnienie struktury cechuje się wysokim stopniem dyskrecji, nie wywołuje zmiany układu konstrukcyjnego i nie wpływa na charakter wystroju zewnętrznego. Jest to istotne zwłaszcza w przypadku budowli zabytkowych [13], objętych ochroną konserwatorską. Metoda iniekcyjnego wypełniania rys jest szczególnie przydatna w naprawach przeciekających konstrukcji podziemnych, w których dostęp od zewnątrz jest utrudniony, zaś próby izolowania od wewnątrz bywają całkowicie nieskuteczne [36].

Za pierwszą udaną próbę uznaje się iniekcję przeprowadzoną na zaporze w Dieppe przez Charles'a Berigry'ego (1772 - 1842) [96]. Natomiast w Polsce po raz pierwszy iniekcję ciśnieniową zastosowano w latach 1930-31 podczas prac wzmacniających prowadzonych w Kolegiacie NMP w Tumie pod Łęczycą [40]. W latach powojennych wykonano wiele udanych wzmocnień i rekonstrukcji, między innymi na zamku w Pieskowej Skale, gmachu Collegium Iuridicum w Krakowie [13] i innych obiektach zabytkowych i niezabytkowych.

### Cel i zakres pracy

Metoda iniekcji ciśnieniowej, jakkolwiek znana od bardzo dawna, wciąż jest metodą raczej intuicyjną, polegającą na indywidualnym doświadczeniu i wyczuciu inżyniera, który ją przeprowadza. Dziedzina ta wciąż nie jest wystarczająco poznana od strony naukowej, co pozwoliłoby na opracowanie spójnych systemów i metodologii postępowania, obejmujących racjonalne projektowanie właściwości reologiczno - wytrzymałościowych mieszanek iniekcyjnych dostosowane do konkretnych warunków aplikacyjnych.

W ramach niniejszej pracy podjęto więc próbę opisu podstawowych zagadnień iniekcji przy użyciu materiałów dyspersyjnych, polegającą na podaniu ścisłych zależności pomiędzy parametrami reologicznymi, geometrycznymi i technologicznymi procesu, a także ich konsekwencji dla skuteczności naprawy iniekccyjnej. Wobec znacznej złożoności zagadnienia jakim są techniki iniekcyjnego wypełniania nieciągłości struktury materiałów, zakres niniejszej pracy został ograniczony do dziedziny napraw elementów betonowych, jakkolwiek znaczna jej część dotyczy także podobnych konstrukcji murowych czy kamiennych.

Początkowe rozdziały 2 i 3 zawierają niezbędne informacje dotyczące właściwości reologicznych dyspersji cementowych, oraz charakterystyki układu nieciągłości struktury materiałów. Znajomość tych dwóch zagadnień cząstkowych pozwala na podjęcie próby opisu przepływu iniektu w strukturach porowatych, za pomocą równań przepływu.

Sposób konstruowania matematycznych formuł opisujących przepływ cieczy o naturze dyspersyjnej został szczegółowo przedstawiony w rozdziale 4, stanowiącym główną część pracy. Wyprowadzone równania, wiążące parametry reologiczne, geometryczne i technologiczne przepływu, pozwalają na wyciągnięcie wniosków odnośnie optymalnego ich kształtowania.

Takie pojęcia jak „iniekcyjność” oraz „skuteczność iniekcji” związane z racjonalnym planowaniem prac iniekcyjnych zostały omówione w rozdziałach 5 i 6, w oparciu o równania przepływu oraz badania doświadczalne.



# 1. Informacje wstępne

## 1.1. Materiały iniekcyjne

### Zaczyn cementowy

Jako materiał iniekcyjny początkowo stosowane były zaprawa i zaczyn cementowy. Bardzo szybko okazało się jednak, że stosowanie zaczynów cementowych jest technologicznie kłopotliwe, ze względu na ich dyspersyjny charakter. Wiążące się z tym zjawiska sedymentacji i segregacji prowadzą do powstawania korków i zatorów w trakcie tłoczenia, co ograniczało zastosowanie tych materiałów do napraw stosunkowo dużych ubytków, o rozmiarach powyżej 3 mm. Słabe zdolności penetracyjne zwykłych zaczynów cementowych spowodowały wzrost zainteresowania materiałami iniekcyjnymi na bazie żywic.

### Materiały żywiczne

Istnieje wiele rodzajów substancji, na których bazują żywiczne kompozycje iniekcyjne. Początkowo stosowano poliestry, zastąpione wkrótce przez akrylady [18, 36]. Obydwa te środki mają bardzo wiele wad. Można tu wymienić, słabą przyczepność do mokrego betonu, ograniczoną trwałość w charakterystycznym dla betonu alkalicznym środowisku (poliestry), czy dużą szkodliwość dla zdrowia personelu obsługującego proces iniekcji, ograniczoną stabilność chemiczną, duży skurcz chemiczny po zżelowaniu (akrylady). Z wymienionych powodów znakomita większość aktualnych firmowych materiałów iniekcyjnych bazuje na nowocześniejszych epoksydach i poliuretanach. Szczegółowy opis technik iniekcyjnych stosowanych przy naprawach betonu tymi materiałami zawarto m.in. w [20]. Materiały te obok niewątpliwych zalet, do których należy przede wszystkim łatwość wypełniania drobnych spękań w betonie (o wymiarze od 0,05mm [36]) posiadają szereg wad, które w znacznym stopniu ograniczają zakres ich stosowania. W przypadku żywic epoksydowych bardzo poważnym ograniczeniem jest konieczność przeprowadzania procesu iniekcji w suchym betonie [18]. Skuteczność naprawy znacznie zmniejszają zjawiska skurczowe zachodzące w zżelowanym iniekcie epoksydowym, które są nawet o rząd wielkości większe niż w spoiwach cementowych [19], jak również niewielka odporność cieplna [19], wynosząca 40°C w próbie Martensa [18]. Znanych jest szereg udokumentowanych przykładów szybkiej degradacji tego typu napraw i rekonstrukcji (np. [55]).

Wiele zastrzeżeń i wątpliwości budzi trwałość wykonywanych napraw ze względu na postępujące w czasie zjawiska starzenia się stwardniałych żywic [3, 19, 92], szczególnie nasilone w przypadku warstw żywicy o niewielkiej grubości [19].

Z kolei poliuretany, cechujące się dużą odkształcalnością po zżelowaniu, w zasadzie nadają się głównie do napraw uszczelniających, a nie wzmacniających. Ich szczególna właściwość, polegająca na szybkim żelowaniu w kontakcie z wodą, pozwala na skuteczne tamowanie przecieków, ale jednocześnie umożliwia jedynie powierzchniowe wypełnianie spękań zawierających wodę. Wewnętrzne pustki betonu pozostają niewypełnione i nie następuje przywrócenie ciągłości pracy konstrukcji.

## **Współczesne materiały mineralne**

Wobec wymienionych wad żywicznych materiałów iniekcyjnych do napraw konstrukcyjnych, obserwuje się ponowny wzrost zainteresowania cementem, jako podstawowym materiałem do wytwarzania zaczynu iniekcyjnego. Podstawową przesłanką jest tutaj możliwość spełnienia podstawowych kryteriów, jakie powinien spełniać materiał do napraw, a w szczególności kryterium kompatybilności cech fizyko-chemicznych stwardniałego iniektu cementowego i naprawianego betonu, dzięki czemu możliwa jest pełna współpraca tych materiałów podczas eksploatacji konstrukcji.

W sformułowanych w [44, 45] wymaganiach dotyczących materiałów naprawczych, jako podstawowe wymieniają się kompatybilność cech materiału naprawczego i naprawianego oraz ich dostateczną przyczepność. Kryterium kompatybilności cech odnosi się do całego szeregu właściwości fizycznych, jak: wytrzymałość (na ściskanie, rozciąganie), odkształcalność mechaniczna i termiczna, wodoodporność, mrozoodporność, odporność na wysoką temperaturę, trwałość. Można więc wyrazić opinię, że najlepszym materiałem do napraw konstrukcji z betonu jest materiał o cechach fizykochemicznych maksymalnie do niego zbliżonych. To kryterium spełniają najściślej dyspersje na bazie cementu [34, 45]. Powrót do tradycyjnego materiału iniekcyjnego jakim jest cement stał się możliwy dzięki pojawieniu się cementów o drobnym i bardzo drobnym uziarnieniu, tzw. mikrocementów.

### **1.2. Zakres zastosowań metod iniekcyjnych w budownictwie**

Typowe uszkodzenia betonu skłaniające do podjęcia naprawy iniekcyjnej, to:

- raki i pustki wynikające z niedostatecznego zagęszczenia lub niewłaściwego układania mieszanki betonowej,
- niewypełnione zaprawą pustki wokół ziaren kruszywa powstające wskutek niedostatecznego wymieszania składników mieszanki betonowej lub jej późniejszego rozsegregowania,
- rysy.

Rysy powstają wskutek pojawienia się nadmiernych naprężeń rozciągających w betonie, a ich iniekcyjne wypełnianie (rys. 1.1) ma na celu głównie uszczelnianie elementu, w tym przed przenikaniem agresywnych substancji do wnętrza betonu, co wpływa też na podwyższenie trwałości.



**Rys. 1.1.** Iniekcyjne wypełnianie pęknięcia muru

Natomiast wypełnianie materiałem naprawczym pozostałych wymienionych wyżej uszkodzeń betonu powoduje zwiększenie jego aktualnej wytrzymałości. Przykłady takich uszkodzeń zilustrowano na rys. 1.2. Widoczny tu fragment słupa jest przygotowywany do naprawy przez wymianę betonu. Wymaga to konieczności stemplowania oraz odciążenia elementu, a efekt naprawy jest trudny do przewidzenia ze względu na skurcz i możliwą niekompatybilność materiału istniejącego i naprawczego. W świetle prezentowanych dalej badań, naprawa iniekcyjna takiego elementu konstrukcyjnego może okazać się prostsza, bezpieczniejsza i skuteczniejsza.



**Rys. 1.2.** Przykłady nieciągłości struktury betonu.

Wiele udanych realizacji iniekcji wzmacniających przedstawiono między innymi w [34, 92]. O możliwościach zastosowań iniekcyjnych napraw i rekonstrukcji budowli świadczą prace przeprowadzone na dużych obiektach mostowych w dolinie rzeki Elstery w Niemczech. Widoczny na rys. 1.3 żelbetowy most wymagał naprawy ze względu na silnie zdefektowaną strukturę betonu o niskiej wytrzymałości. Pakery iniekcyjne rozmieszczono w otworach o siatce 80×80cm, głębokości około 60% grubości konstrukcji. W trakcie procesu iniekcji wtłoczono 21000 dm<sup>3</sup> iniektu cementowego, co pozwoliło podnieść wytrzymałość betonu na ściskanie do wartości 29 ÷ 54 MPa [34].

Na jeszcze większą skalę zastosowano iniekcję z użyciem materiałów na bazie cementu na obiekcie mostowym położnym na autostradzie A72 w pobliżu m. Nürnberg [67]. Podobny charakter uszkodzeń struktury betonu jw., wymagał zużycia blisko 550 ton materiału iniekcyjnego, tłoczonego przez 10 pomp iniekcyjnych. Łączna długość wszystkich otworów iniekcyjnych o średnicy od 30mm do 56mm wynosiła ponad 100km.



**Rys. 1.3.** Most w dolinie rzeki Elstery: a) widok ogólny, b) pakery iniekcyjne zamontowane na powierzchni przęsła (fot. b za [34])

Ograniczając się jedynie do dziedzin techniki związanych z budownictwem można wymienić także i inne zastosowania metod iniekcyjnych:

- iniekcje kanałów cięgien sprężających w elementach kablobetonowych,
- wzmacniające iniekcje w ośrodkach gruntowych,
- iniekcje w gruntach i skałach mające na celu uzyskanie zakotwienia stalowych kotew,
- dwuetapowe wykonywanie elementów z betonu w technologiach Prepac i Polcrete,
- monolityzacja styków elementów prefabrykowanych.

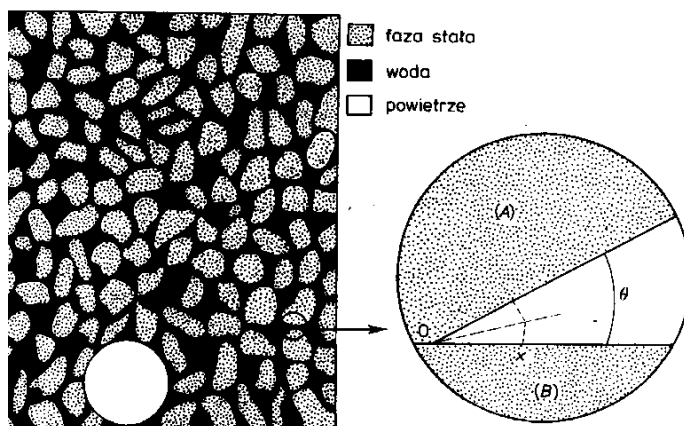
Niejednokrotnie zastosowania te są bardziej powszechnie stosowane niż naprawy iniekcyjne elementów z betonu.

## 2. Własności reologiczne cementowych mieszanek iniekcyjnych

Reologiczne równania konstytutywne cieczy zwane też równaniami stanu określają zależność pomiędzy naprężeniem, odkształceniem i czasem. Istnieje wiele znanych w literaturze przedmiotu modeli reologicznych ciał rzeczywistych, w tym zaczynów cementowych. Dokonanie wyboru odpowiedniego modelu dla potrzeb opisu przepływu cementowej mieszanki iniekcyjnej, opiera się na podstawie znajomości struktury fizycznej układu dyspersyjnego zaczynu.

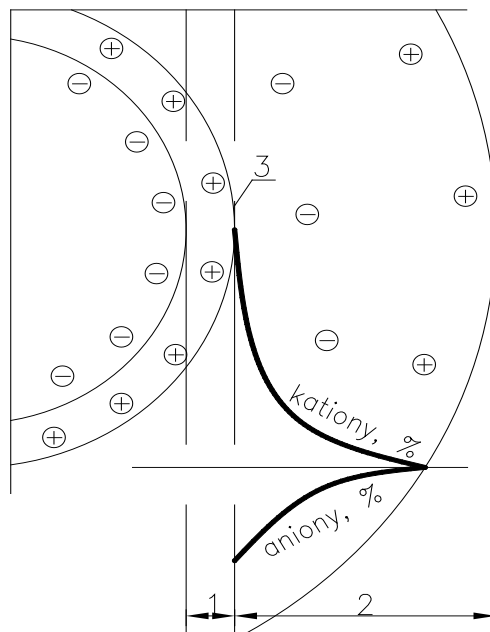
### 2.1. Opis struktury fizycznej zaczynu cementowego

Zaczyn cementowy stanowi dyspersję cząstek cementu w wodzie, przy czym pomiędzy fazą stałą a ciekłą zachodzą od chwili wymieszania różnorodne reakcje fizyko-chemiczne tzw. procesy hydratacji cementu. Kształt cząstek cementu jest nieregularny, co ujmuje model Legrande'a wg [49, 56] (rys. 2.1), choć wielu badaczy, np. [12, 33, 87] i inni przyjmują w pewnym uproszczeniu w swoich rozważaniach kształt kulisty. W skondensowanych zawiesinach, takich jak cementowe mieszanki iniekcyjne, poszczególne ziarna cementu oddziałują na siebie nawzajem w punktach styków, gdzie pojawiają się siły elektrostatyczne Coulomba oraz siły van der Waalsa o charakterze przyciągającym. W wyniku interakcji tych oddziaływań, a także pojawiających się sił kapilarnych wytwarza się stan równowagi, przejawiający się powstaniem pewnej struktury. Osiągnięcie przemieszczenia (przepływu) zaczynu cementowego wymaga więc przyłożenia sił zewnętrznych, które będą w stanie pokonać powstające opory wewnętrzne.



Rys. 2.1. Model świeżego zaczynu cementowego wg Legrande'a [49].  $q$  – kąt zwilżania ziaren cementu wodą.

Rozmiary cząstek cementu są bardzo zróżnicowane i wahają się w granicach  $0,05 \div 100\mu\text{m}$  [50]. Jest to różnica 4 rzędów wielkości, będąca przyczyną różnorodności oddziaływań międzycząsteczkowych pomiędzy ziarnami cementu nawzajem oraz wodą w zaczynie. Z chwilą dodania wody do zaczynu, ulega ona adsorpcji na powierzchni ziaren cementu tworząc w pierwszej kolejności błonki wodne. Wskutek oddziaływań elektrostatycznych na powierzchniach ziaren cementu tworzy się tzw. elektryczna warstwa podwójna [49] (rys. 2.2), odpowiedzialna za powstawanie sił o charakterze odpychającym. Wyróżnia się w niej warstwę wewnętrzną Sterna, którą stanowią jony dodatnie oraz warstwę dyfuzyjną Gouya. Potencjał elektrokinetyczny, występujący na granicy warstwy Sterna nazywany potencjałem  $\zeta$  ma duże znaczenie w reologii zaczynów cementowych. Modyfikacja potencjału  $\zeta$  jest jedną z podstawowych przyczyn upłynniającego działania niektórych domieszek reologicznych [21, 22, 56, 82].



**Rys. 2.2.** Podwójna warstwa elektryczna wokół cząstki cementu w zaczynie (1 - warstwa sztywne Sterna, 2 - warstwa dyfuzyjna, 3 - płaszczyzna ścinania) [49].

Grubość warstwy dyfuzyjnej, nazywanej także wodą zaadsorbowaną w błonkach wodnych, zależy od zawartości wody w zaczynie, stopnia rozdrobnienia cementu, składu mineralogicznego cementu, upływu czasu od chwili zmieszania

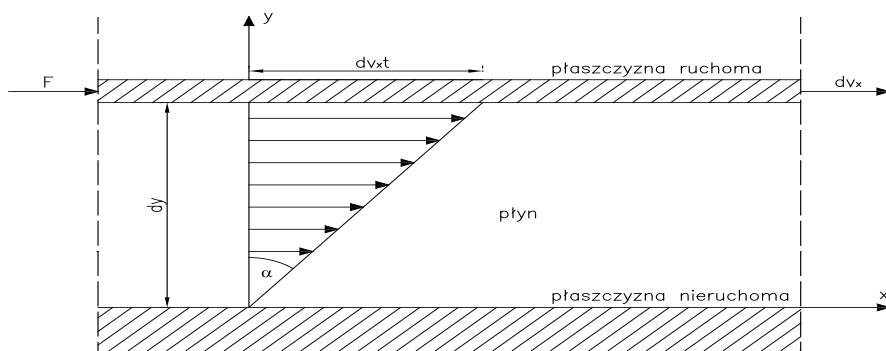


składników. Wg [12, 49] grubość ta dochodzi do kilku tysięcy średnic molekuł wody. Ciśnienie panujące w tej warstwie, osiąga wartość  $1000 \div 2500$  MPa, dzięki czemu woda w błonkach wykazuje własności quasi-sprężyste [69]. Właściwości warstwy dyfuzyjnej, a zwłaszcza jej grubość, mają istotne znaczenie dla właściwości reologicznych dyspersji cementowych.

## 2.2. Modele reologiczne ciał doskonałych

Reologia jest nauką o odkształceniach ciał pod wpływem sił zewnętrznych zachodzących w skończonym czasie, przy czym z punktu widzenia reologii istotny jest nie ruch ciała jako całości lecz jedynie przemieszczenia jednych elementów ciała względem drugich.

Rozpatrując ciekłą warstwę płynu pomiędzy dwiema płytami o dużej powierzchni, z których jedna porusza się z prędkością  $dv_x$  (rys. 2.3), wyprowadza się za Newtonem zależność pomiędzy naprężeniem stycznym  $\tau$ , a wywołanym przez nie odkształceniem, którego miarą jest szybkość ścinania  $\dot{\gamma} = dv/dy$ .

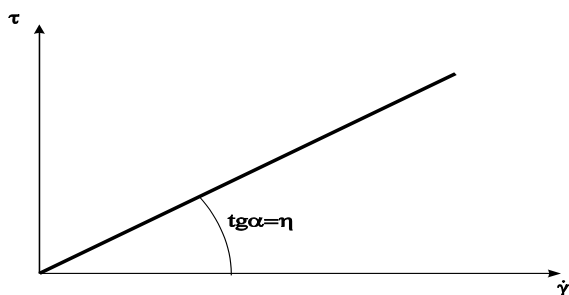


Rys. 2.3. Ścinanie proste w warunkach przepływu.

Zgodnie z rys. 2.3 zachowana jest proporcjonalność pomiędzy naprężeniem a szybkością ścinania, a więc:

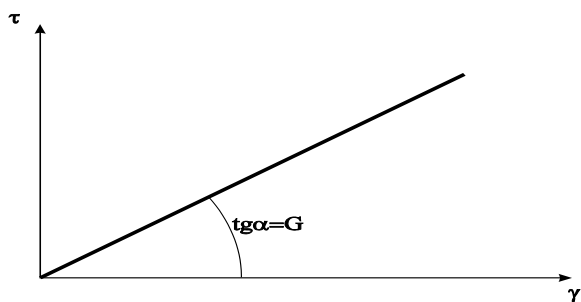
$$\tau = \eta \cdot \frac{dv}{dy} = \eta \cdot \dot{\gamma}. \quad (2.1)$$

Współczynnik proporcjonalności  $\eta$  interpretowany jest jako lepkość dynamiczna, a jego wartość nie zależy od prędkości ścinania. Powyższą zależność można zilustrować graficznie (rys. 2.4). Płyny proste, których charakter płynięcia można opisać za pomocą równania 2.1, nazywane są płynami newtonowskimi, zaś podstawowym reprezentantem tej klasy cieczy jest woda.

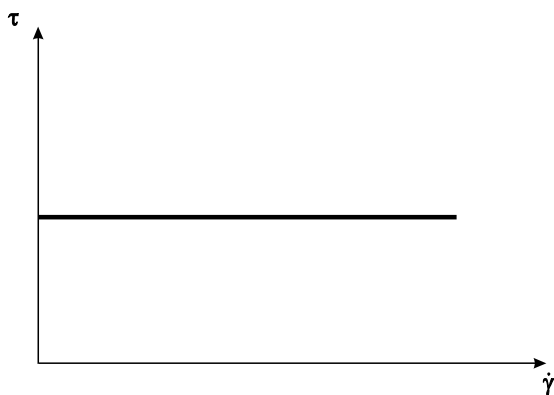


**Rys. 2.4.** Wykres reologiczny płynu newtonowskiego (zależność naprężeń stycznych  $\tau$  od prędkości ścinania  $\dot{\gamma}$ )

Modele reologiczne dwóch innych ciał doskonałych, a mianowicie ciała doskonale sprężystego Hooke'a oraz ciała doskonale plastycznego St. Venanta, przedstawiono na rys. 2.5 i 2.6.



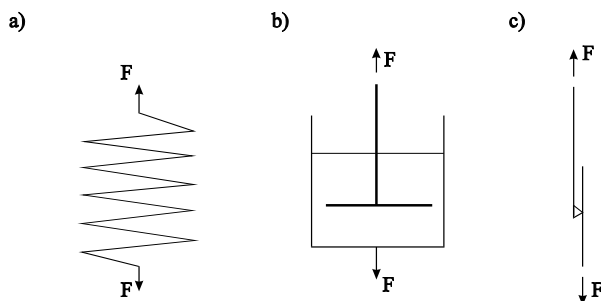
**Rys 2.5.** Wykres reologiczny ciała sprężystego Hooke'a (zależność naprężeń stycznych  $t$  od odkształceń  $g$ )



**Rys. 2.6.** Wykres reologiczny ciała plastycznego St. Venanta (zależność naprężeń stycznych  $t$  od prędkości ścinania  $\dot{\gamma}$ )



Użytecznym i obrazowym sposobem interpretacji modeli reologicznych ciał doskonałych i rzeczywistych są modele mechaniczne. I tak modelem ciała sprężystego Hooke'a jest sprężyna, modelem ciała lepkiego Newtona jest tłumik hydrauliczny, zaś modelem ciała plastycznego St. Venanta suwak, którego ruch odbywa się dopiero po przyłożeniu pewnej siły pokonującej opór tarcia statycznego (rys. 2.7).



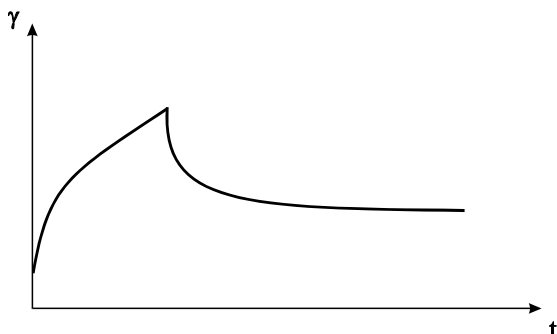
**Rys. 2.7.** Modele mechaniczne ciał doskonałych:

- a) ciała sprężystego Hooke'a,
- b) ciała lepkiego Newtona,
- c) ciała plastycznego St. Venanta.

Reologiczne zachowanie się ciał rzeczywistych można modelować poprzez odpowiednio złożone szeregowo i (lub) równoległe modele ciał doskonałych.

### 2.3. Modele reologiczne zaczynu cementowego

Zaczyn cementowy, będący trójfazowym układem dyspersyjnym o dużej koncentracji cząstek stałych, w którym występują różnorodne siły międzycząsteczkowe, stanowi ciało o bardzo skomplikowanym charakterze reologicznym. Badania empiryczne prowadzone m.in. przez Stolnikova [77], Kunnosa [48], pozwalają na określenie odkształceń zaczynu w czasie pod wpływem obciążenia (rys. 2.8).

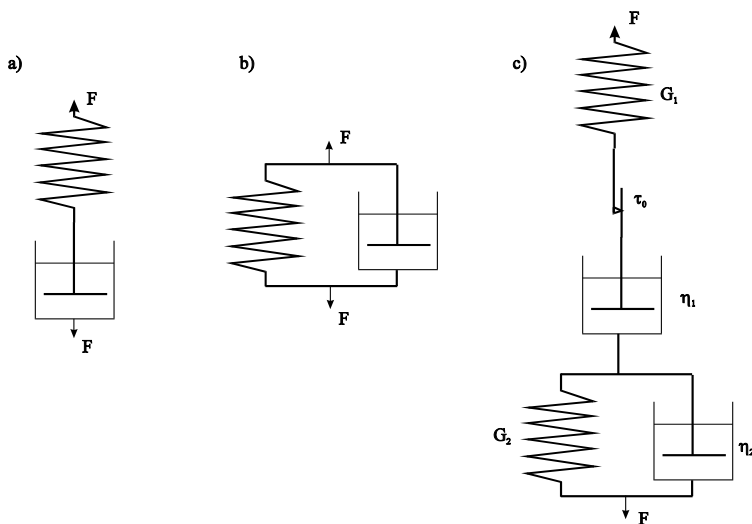


**Rys. 2.8.** Odkształcenie próbki zaczynu cementowego  $\gamma$  w funkcji czasu  $t$ , wg [77],(opis w tekście)

Bezpośrednio po przyłożeniu obciążenia zaczyn odkształca się sprężyste ( $\gamma_1$ ), po czym następuje jego dalsze odkształcenie opóźnione, lepkosprężyste ( $\gamma_2$ ), stopniowo hamowane wskutek oporów wewnętrznych. Przekroczenie wartości naprężeń odpowiadających granicy ścinania (płynności) wywołuje płynięcie zaczynu i związane z tym odkształcenie lepkie ( $\gamma_3$ ). Po ustąpieniu obciążeń, w pierwszej kolejności zachodzi odwrotne odkształcenie sprężyste, a potem zanikające lepkosprężyste. Odkształcenie końcowe po ustąpieniu obciążenia, jest równe odkształceniu lepkiemu, gdy  $\tau > \tau_0$  lub jego wartość wynosi zero, gdy  $\tau \leq \tau_0$ .

Analizując opisany przebieg odkształceń, można przyjąć do opisu reologicznego zachowania się zaczynu model Maxwella-Szwedowa [77] lub też analogiczny model Schofielda-Scott Blaira [48], z uzupełnieniem o element ciała plastycznego St. Venanta (rys. 2.9c). Natomiast szeregowo połączenie modeli Kelvina-Voigta i Maxwella (bez elementu St. Venanta), znane w literaturze jako model Burgersa, znajduje zastosowanie do opisu cech płynów lepkosprężystych [73].

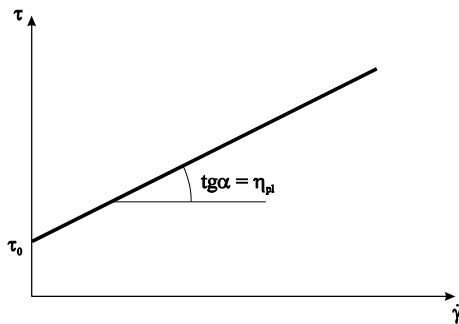
Należy dodać, że powyższy opis charakteru odkształceń zaczynu pod wpływem obciążeń, nie jest powszechnie uznany za poprawny. Według badań [63] nawet niewielkie odkształcenie zaczynu nie jest całkowicie odwracalne po ustąpieniu obciążenia. Według interpretacji [82] brak całkowitej odwracalności odkształceń wynika z faktu, że pod obciążeniem rozpoczyna się migracja filtracyjna wody w zaczynie ze stref bardziej obciążonych do mniej obciążonych. Dlatego też struktura zaczynu ulega trwałemu, nieodwracalnemu odkształceniu postaciowemu.



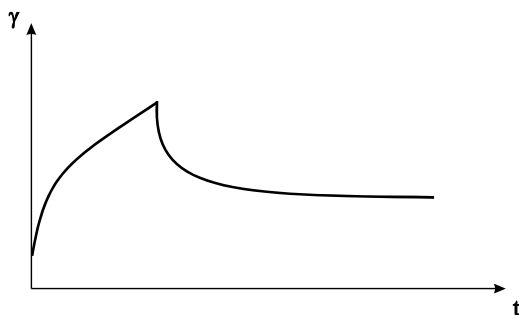
**Rys. 2.9.** Modele reologiczne ciał:

- a) Maxwella,
- b) Kelvina-Voigta,
- c) Maxwella-Szwedowa.

Model reologiczny Maxwella-Szwedowa (Schofielda-Scott Blaira) i opisujące go równania konstytutywne, ze względu na stopień komplikacji, są mało przydatne dla praktycznych zastosowań. Jednak w warunkach iniekcyjnego przepływu zaczynu, gdzie czas obciążenia jest dostatecznie duży w porównaniu z czasem retardacji oraz  $\tau = \text{const} > \tau_0$ , model ten można sprowadzić do prostszego modelu Binghama [84]. Krzywą płynięcia i model mechaniczny ciała Binghama przedstawiono na rys. 2.10 i 2.11



Rys. 2.10. “Krzywa” płynięcia ciała Binghama.



Rys. 2.11. Model mechaniczny ciała Binghama

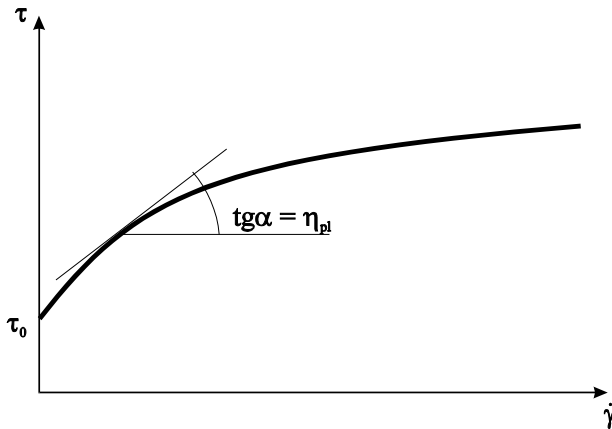
Model ciała Binghama jest często przyjmowany przez wielu badaczy do opisu reologicznego zachowania się zaczynu cementowego, ze względu na swoją prostotę i wystarczającą w wielu praktycznych zastosowaniach dokładność [24, 56, 58, 68, 82 i inni]. Charakteryzuje się on dwoma parametrami reologicznymi: granicą ścinania  $\tau_0$  i lepkością plastyczną  $\eta_{pl}$ . Na rys 2.10 pierwsza z tych wielkości wyznacza punkt przecięcia prostej z osią naprężeń stycznych  $\tau$ , zaś druga jest tangensem kąta nachylenia prostej do osi prędkości odkształceń. Reologiczne równanie stanu ciała Binghama jest następujące

$$\tau = \tau_0 + \eta_{pl} \cdot \dot{\gamma}, \quad (2.2)$$

przy czym odkształcenie całkowite po czasie  $t$  wyniesie

$$\gamma = \frac{\tau}{G} + \frac{\tau - \tau_0}{\eta_{pl}} \cdot t. \quad (2.3)$$

Rzeczywisty obraz krzywej płynięcia zaczynów cementowych odbiega jednak od prostoliniowego, opisanego modelem ciała Bingham. Badania reologiczne zmierzające do identyfikacji charakteru płynięcia zaczynów cementowych, prowadzone są od przeszło pięćdziesięciu lat (pierwsze już w latach czterdziestych XX-ego wieku). Jak wykazują obszerne studia literaturowe przeprowadzone w ramach monografii [56, 68] wyniki tych badań nie są ze sobą zgodne. Rozbieżności te wynikały z różnorodnych warunków prowadzenia eksperymentu, przyjmowanych przez poszczególnych badaczy i dotyczyły kwestii zarówno ilościowego wyznaczenia parametrów reologicznych, jak i kształtu uzyskiwanej krzywej płynięcia. Obecnie zdecydowana większość badaczy potwierdza charakter płynięcia zaczynów cementowych cechujący się spadkiem lepkości pozornej przy wzroście prędkości ścinania, czyli tzw. rozrzedzaniem przy ścinaniu (rys. 2.12).



Rys. 2.12. Ilustracja krzywej płynięcia zaczynu cementowego

Zjawisko to występuje szczególnie wyraźnie przy bardziej skoncentrowanych dyspersjach cementowych i tłumaczone jest między innymi rozpadaniem się struktur flokulentnych, tworzonych przez cząstki cementu. Mniejsze cząstki o kształtach bardziej kulistych stawiają mniejszy opór przy ścinaniu, co

pociąga za sobą zmniejszenie lepkości układu. Poza tym wszystkie cząstki stałe o kształcie wrzecionowatym i podłużnym, rozmieszczone początkowo bezładnie, w trakcie płynięcia zaczynają układać się wzdłużnie, co również wpływa na zmniejszenie oporów wewnętrznych podczas przepływu. Dodatkowy spadek lepkości powodowany jest przez zachodzący przy ścinaniu efekt uwalniania wody błonkowej i związanej w mostkach kapilarnych, zwiększającej ilość wody wolnej [68, 82].

Przedstawiony na rys. 2.12 przebieg krzywej płynięcia zaczynu, cechujący się spadkiem lepkości przy wzroście prędkości ścinania (krzywa opadająca), charakterystyczny jest dla tzw. cieczy pseudoplastycznej z wyraźną granicą ścinania. Zgodnie z systemem klasyfikacji reologicznej cieczy, proponowanym w pracach [38, 56, 93] taki rodzaj cieczy określa się jako nieliniowo plastycznie lepkie.

Istnieje wiele matematycznych funkcji opisujących krzywą płynięcia przedstawioną na rys. 2.12. Najbardziej ogólne równanie Szulmana [38] (albo też Cassona [54]) ma postać

$$\tau^{1/n} = \tau_0^{1/n} + (\eta_{pl} \cdot \dot{\gamma})^{1/m}. \quad (2.4)$$

Niektóre inne tego typu zależności są następujące:

- Herschela-Bulkley'a

$$\tau = \tau_0 + A \cdot \dot{\gamma}^B, \quad (2.5)$$

- Robertsona-Stiffa

$$\tau = A(\dot{\gamma} + C)^B, \quad (2.6)$$

- model półliniowy Mierzwy [56]

$$\tau = \tau_{02} + \eta_{p2} \cdot \dot{\gamma}^{1/2}. \quad (2.7)$$

W powyższych modelach poszczególne stałe będące parametrami reologicznymi wyznaczone są w sposób empiryczny na podstawie krzywych płynięcia.

## 2.4. Podstawowe parametry reologiczne zaczynu cementowego

Do podstawowych parametrów reologicznych zaczynu cementowego, mających fizykalne interpretacje, należą granica ścinania  $\tau_0$  i lepkość plastyczna  $\eta_{pl}$ . Pierwsza z tych wielkości, nazywana również granicą płynności, oznacza graniczną wartość naprężeń ścinających, których przekroczenie powoduje rozpoczęcie płynięcia zaczynu. Przy naprężeniach mniejszych od  $\tau_0$  zachodzą jedynie odwracalne odkształcenia sprężyste. Z chwilą rozpoczęcia płynięcia ujawnia się

drugi parametr reologiczny – lepkość. Przyjęto określać lepkość płynów newtonowskich mianem lepkości dynamicznej, zaś lepkością pozorną - zmieniającą się lepkość płynów o krzywoliniowym przebiegu zależności naprężenie – prędkość ścinania, przy czym dla cieczy charakteryzujących się występowaniem granicy ścinania mówi się o lepkości plastycznej.

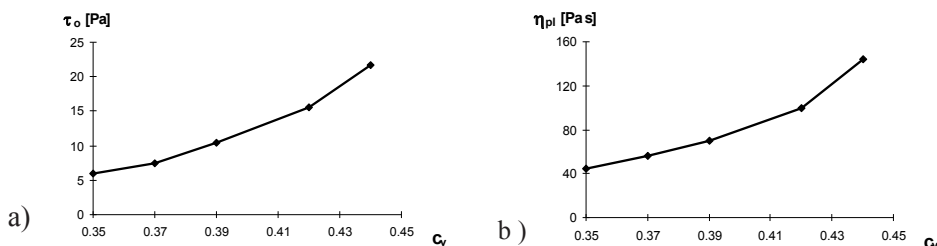
O ile dla cieczy newtonowskich lepkość jest definiowana jako tarcie wewnętrzne będące wynikiem sił przyciągania międzycząsteczkowego, to w przypadku cieczy dyspersyjnych o bardziej złożonych właściwościach reologicznych, precyzyjne wyjaśnienie „natury” lepkości natrafia na pewne problemy. Lepkość plastyczna stanowi o oporze stawianym płynięciu postaciowemu [82] i jest miarą „tarcia” wewnętrznego wzajemnie poślizgujących się warstw agregatów lub poszczególnych cząstek [56].

Na wartość granicy ścinania i lepkości plastycznej zaczynów cementowych, a w szczególności cementowych mieszanek iniekcyjnych mają wpływ:

- koncentracja cząstek stałych,
- stosowane domieszki i dodatki,
- stosowane zamienniki masy cementu,
- rozdrobnienie cementu,
- sposób przygotowania zaczynu (rodzaj urządzenia mieszającego, czas i procedura mieszania, kolejność dodawania składników),
- skład mineralogiczny cementu.

Rodzaj i wielkość wpływu poszczególnych czynników były przedmiotem wielu programów badawczych, spośród których można wymienić badania [4, 56, 68], dotyczące wpływu superplastyfikatorów (wielkość dawki, procedura dozowania) na własności reologiczne mieszanek betonowych [25, 83], wpływ użycia zamienników masy cementu w postaci mikrokrzemionki [281], mączki ceglanej, dodatku wapna [82, 86].

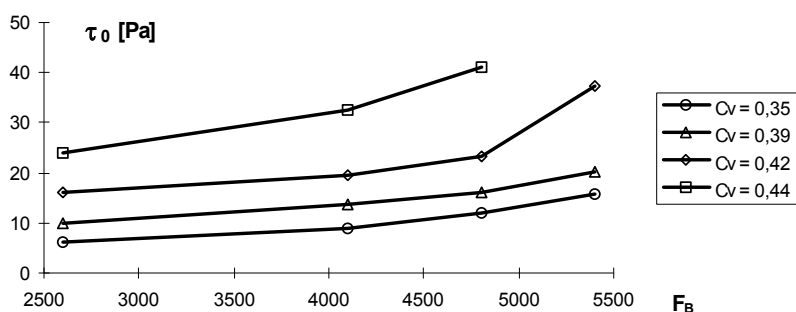
Poniżej przedstawiono typowy charakter zmian parametrów reologicznych zaczynów cementowych pod wpływem wymienionych czynników.



**Rys. 2.13.** Wpływ koncentracji objętościowej ziaren cementu w zaczynie  $c_v$  na granicę ścinania (a) i lepkość plastyczną (b) wg badań [68].

Jednoznaczny jest wzrost wartości zarówno granicy ścinania jak i lepkości zaczynu wraz ze wzrostem zawartości cząstek cementu, mierzonym bądź wskaźnikiem w/c bądź wielkością koncentracji objętościowej cząstek cementu w zaczynie  $c_v$  (por. rys. 2.13).

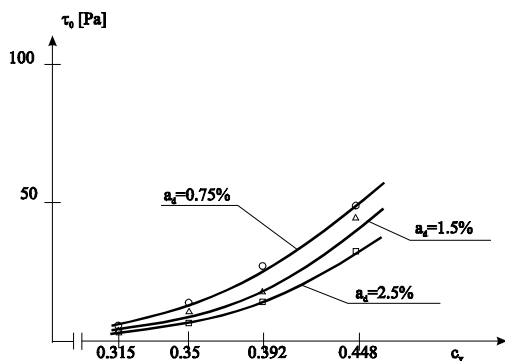
Również wpływ stopnia rozdrobnienia cementu, mierzony wielkością jego powierzchni właściwej  $F_B$ , jest jednoznacznie określony. Wszystkie znane badania potwierdzają wzrost wartości parametrów reologicznych, towarzyszący wzrostowi stopnia rozdrobnienia cementu, przy czym wpływ rozdrobnienia jest bardziej znaczący przy bardziej zagęszczonych zaczynach. Zdaniem Legrange'a cytowanego w [68] stopień rozdrobnienia, obok stosunku w/c zaczynu, wywiera decydujący wpływ na parametry reologiczne, jeśli rozmiary cząstek cementu nie przekraczają 100  $\mu\text{m}$ . Pozostałe zaś czynniki odgrywają jedynie niewielką rolę. Powyższe stwierdzenie, przy założeniu jego słuszności, ma istotne znaczenie w przypadku zaczynów iniekcyjnych na bazie mikrocementów, gdzie w zasadzie wszystkie cząstki cementu cechują się rozmiarami mniejszymi niż 100  $\mu\text{m}$ .



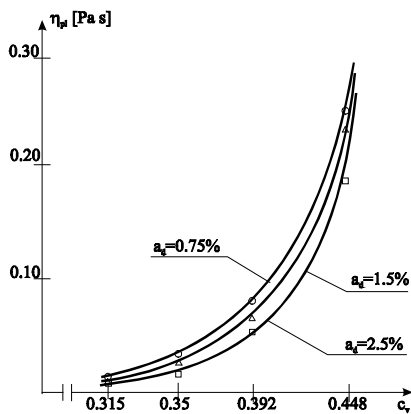
**Rys. 2.14.** Wpływ stopnia rozdrobnienia cementu na parametry reologiczne: granicę ścinania (a) i lepkość plastyczną (b) w zależności od koncentracji objętościowej  $c_v$ , według wyników badań zawartych w [68].

Zastosowanie domieszek modyfikujących właściwości reologiczne zaczynów cementowych w znaczny sposób wpływa na wartość parametrów reologicznych. Wielkość tego wpływu istotnie zależy od zastosowanego środka, wielkości dawki i procedury dozowania. Badania przeprowadzane na zaczynach cementowych z krajowymi domieszkami reologicznymi, opisywane w ramach pracy [56], wskazują na niewielką zmianę lepkości plastycznej zaczynu i stosunkowo dużą podatność granicy ścinania na działanie badanych domieszek (rys. 2.15). Podobny charakter zmian parametrów reologicznych potwierdzono także w odniesieniu do mieszanek betonowych [83].

a)



b)



**Rys. 2.15.** Charakter wpływu plastyfikatorów na wartość parametrów reologicznych zaczynu cementowego: a) granicy ścinania, b) lepkości plastycznej w zależności od koncentracji objętościowej  $c_v$ , na przykładzie domieszki plastyfikującej SK-1, według [56],  $a_d$  - zawartość domieszki w zaczynie.

Matematyczny opis zmian wielkości parametrów reologicznych, w zależności od wymienianych w tym rozdziale czynników, natrafia jednak na liczne trudności. Według danych literaturowych zawartych w monografii [56], próby wyprowadzania takich zależności często dają wyniki wzajemnie ze sobą sprzeczne. W większości przypadków ważność danej formuły jest bardzo ograniczona i odnosi się do konkretnego typu cementu, rodzaju domieszki i sposobu badania. Dlatego też pominięto w niniejszej pracy znane w literaturze przedmiotu wzory empiryczne, służące do obliczeń lepkości i granicy ścinania poprzestając na ogólnym przedstawieniu wpływu rozmaitych czynników na te wielkości.

Jak wskazują liczne źródła, między innymi [14, 63, 82], bardzo duży wpływ na wielkość parametrów reologicznych, a zwłaszcza granicę ścinania, ma zastosowanie wibracji. Drgania powodują rozpad sflokulowanej struktury cząstek zaczynu i powiększenie odległości pomiędzy nimi. W rezultacie znacznie zmniejszają się oddziaływania natury elektrostatycznej pomiędzy cząstkami cementu, czego efektem jest spadek lepkości (w warunkach wibracji nazywanej wibrolepkością), która przybiera charakter lepkości płynu newtonowskiego [88], a także następuje redukcja granicy ścinania zaczynu praktycznie do zera. Płynięcie zaczynów wibrowanych przedstawia więc na wykresie reologicznym linia prosta przechodzącą przez początek układu współrzędnych, charakteryzująca płyny newtonowskie. Według [14] zjawisko to ma miejsce przy odpowiednio wysokiej amplitudzie drgań, jednak autorzy nie precyzują bliżej tego stwierdzenia.



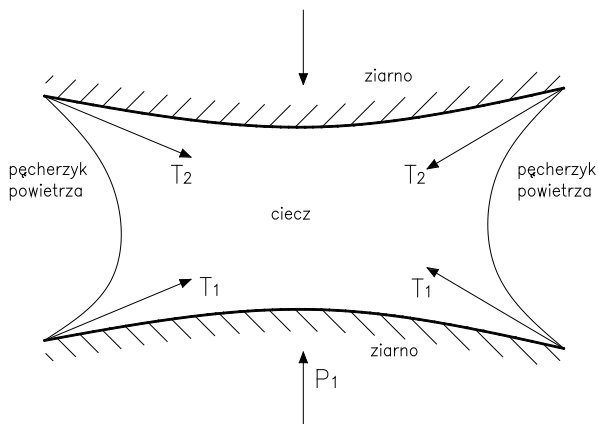
## 2.5. Pozostałe parametry reologiczne

Granica ścinania  $\tau_0$ , przyjmowana w konstruowanych modelach reologicznych jako element St. Venanta, jest wielkością stałą. Tymczasem, jak zauważa Szwabowski [82, 85], zgodnie ze znanym równaniem Coulomba, wielkość ta zależy od wielkości naprężeń normalnych  $\sigma$

$$\tau_0 = c + \sigma \cdot \operatorname{tg}\varphi \quad (2.8)$$

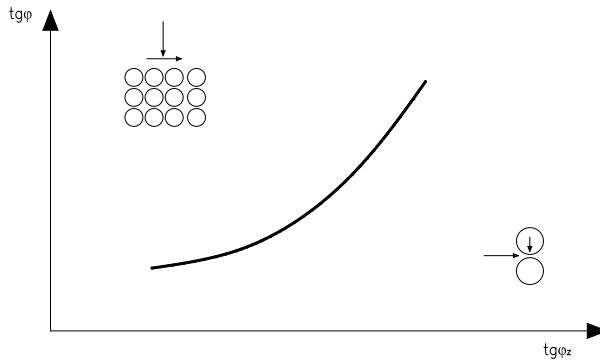
gdzie:  $c$  - spójność,  $\operatorname{tg}\varphi$  - współczynnik tarcia wewnętrznego.

Co prawda, uwagi te odnoszą się do mieszanek betonowych, ale jak wskazują badania Bleszczika [12], również w zaczynie cementowym występuje zjawisko zarówno spójności, jak i tarcia wewnętrznego (por. rys. 2.19 i 2.20). Spójność  $c$  jest właściwością zaczynu, a także mieszanki betonowej, pozwalającą na zachowanie stałej struktury wewnętrznej przy niewielkich naprężeniach. Według [75] jest ona efektem wszechstronnego ciśnienia kapilarnego powstającego na styku fazy stałej, ciekłej i gazowej (rys. 2.16). Oznacza to, że przy całkowitym wypełnieniu przestrzeni międzyziarnowych wodą i braku fazy gazowej spójność zaczynu zanika.



Rys. 2.16. Schemat powstawania spójności kapilarnej wg [82].

Drugi z omawianych parametrów, współczynnik tarcia wewnętrznego jest wywoływany tarciami pomiędzy poszczególnymi ziarnami przy ich wzajemnym przemieszczaniu się [82]. Zależy on od wielkości ziaren cementu, stosunku  $w/c$  zaczynu, rodzaju cementu. Nie należy mylić współczynnika tarcia wewnętrznego ze współczynnikiem tarcia pomiędzy ziarnami - zależność pomiędzy tymi wielkościami ilustruje rys. 2.17.



**Rys. 2.17.** Zależność pomiędzy współczynnikiem tarcia pomiędzy ziarnami  $tg\varphi_z$  a współczynnikiem tarcia wewnętrznego materiału ziarnistego  $tg\varphi$  [6, 82].

Metodę liczbowego wyznaczania spójności i współczynnika tarcia wewnętrznego zarówno zaczynów cementowych jak i mieszanek betonowych w zależności od stanu ich struktury opracował w latach siedemdziesiątych XX-wieku Bleszczik [12]. Metoda ta ma charakter teoretyczno-eksperymentalny, gdyż równania mikroreologiczne, wyprowadzane na podstawie teorii statyczno-kinetycznych oddziaływań skoncentrowanych układów dyspersyjnych, uzupełnione zostały wielkościami otrzymanymi z eksperymentu. Wyprowadzone wzory w odniesieniu do zaczynów cementowych pozwalają obliczyć:

- spójność:

$$c = c_{bl} \cdot c_{rel}, \quad (2.9)$$

gdzie:  $c_{bl}$  jest spójnością wody błonkowej według zależności empirycznej ustalonej ze wzoru

$$c_{bl} = 40 \left( 2 - \frac{w}{c \cdot \omega_n} \right), \quad (2.10)$$

$c_{rel}$  jest względną spójnością zaczynu, obliczaną ze wzoru

$$c_{rel} = 1 + \sin \alpha_z \left\{ \left( 1 + 0,135 \frac{r+a}{\delta} \right) \cdot \left[ 1 + 3,85 \left( \frac{r+a}{r+\delta+a} \right)^3 \right] - 2 \right\} \quad (2.11)$$

- współczynnik tarcia wewnętrznego

$$tg\varphi = tg\varphi_{bl} \cdot tg\varphi_{rel} + \frac{0,27(r+a) - 1,73\delta}{r+\delta+a}, \quad (2.12)$$

gdzie:  $\operatorname{tg}\varphi_{bl}$  oznacza współczynnik tarcia wewnętrznego zaadsorbowanej wody błonkowej,

$$\operatorname{tg}\varphi_{bl} = 0,38 \text{ gdy } 0,05 \leq \frac{w/c}{\omega_n} < 0,7, \quad (2.13)$$

$$\operatorname{tg}\varphi_{bl} = \frac{0,1}{\left[ 2,5 \left( \frac{w}{c \cdot \omega_n} - 0,7 \right)^2 + 0,515 \right]^2} \text{ gdy } \frac{w/c}{\omega_n} \geq 0,7. \quad (2.14)$$

Wielkość  $\operatorname{tg}\varphi_{rel}$  jest względny współczynnikiem tarcia wewnętrznego,

$$\operatorname{tg}\varphi_{rel} = 1 + \sin \alpha_z \left( 0,15 \frac{r+a}{\delta} - 1 \right) \text{ gdy } \frac{w/c}{\omega_n} \geq 0,9, \quad (2.15)$$

Wielkości pomocnicze w powyższych wzorach:

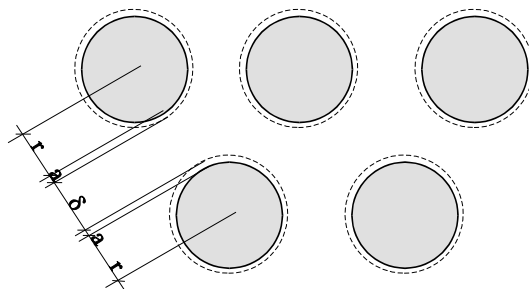
$$\alpha_z = \arccos \left( 0,865 \frac{r+a+\delta}{r+a} \right), \quad (2.16)$$

$\omega_n$  - współczynnik wodno-cementowy normowej konsystencji zaczynu.

Wielkości geometryczne, charakteryzujące strukturę zaczynu cementowego są następujące:

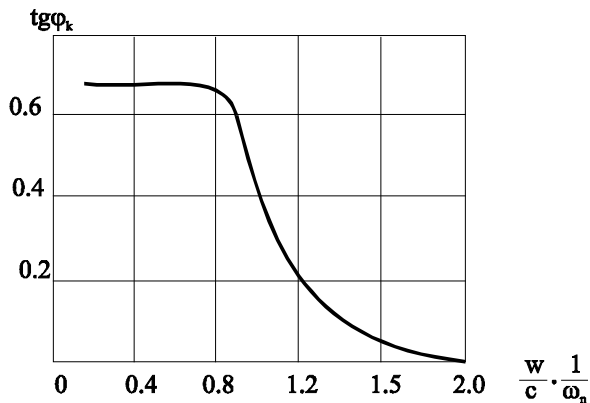
- r: średni promień ziarna cementu,
- a: grubość wody błonkowej,
- $\delta$ : odległość pomiędzy ziarnami cementu pomniejszona o dwie grubości zaadsorbowanej wody błonkowej.

Wyszczególnione charakterystyki występujące we wzorach 2.11 ÷ 2.16 przedstawiono na rys. 2.18.

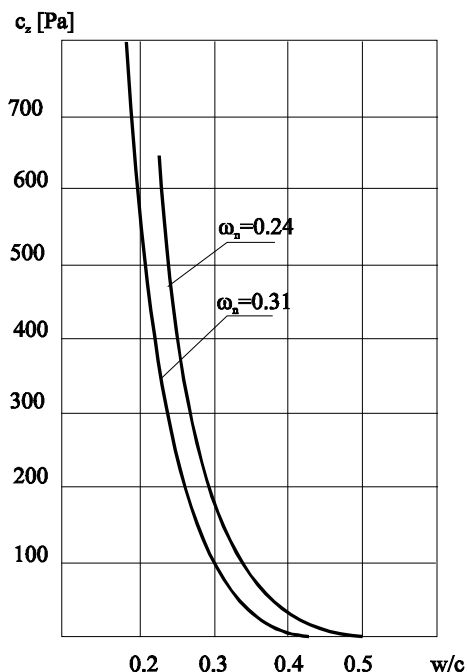


Rys. 2.18. Geometria układu dyspersyjnego w modelu Bleszczika [12].

Wyniki obliczeń współczynnika tarcia wewnętrznego  $\text{tg}\varphi$  i spójności  $c$ , według metody Bleszczika, dają dużą zgodność z wynikami eksperymentalnymi, o czym świadczą wykresy porównawcze przedstawione w [13]. Na rys. 2.19 i 2.20 przedstawiono charakter zależności tych parametrów od składu zaczynu cementowego.



Rys. 2.19. Zależność współczynnika tarcia wewnętrznego zaczynu cementowego od względnego wskaźnika  $w/c$  wg [12].



Rys. 2.20. Zależność spójności zaczynu cementowego od wskaźnika  $w/c$  wg [12]

## 2.6. Podsumowanie

Na podstawie dokonanego przeglądu literaturowego można opisać zaczyny cementowe jako ciała nieliniowo plastycznie lepkie rozrzedzane przy ścinaniu, które jednak z dość dużą dokładnością, wystarczającą do analiz i praktyki, można opisać liniowym modelem Bingham, co zostanie uwzględnione w analizach własnych. Model ten jednak nie zawiera oporów ścinania natury tarciowej, co jest postulowane przez niektórych autorów. Opory te mogą osiągać znaczne wartości w warunkach stosunkowo wysokich ciśnień panujących w trakcie procesu iniekcji ciśnieniowej i wywierać znaczący wpływ na charakter płynięcia cieczy iniekccyjnej.

Reologiczne zachowanie się zaczynów cementowych zależy w głównej mierze od koncentracji fazy stałej, jej stopnia rozdrobnienia, obecności domieszek powierzchniowo-czynnych, składu mineralogicznego, a także warunków przygotowania próbki. Jakkolwiek jakościowy charakter wpływu poszczególnych czynników nie budzi wątpliwości, to jednak ze względu na złożoność problemu ilościowego ustalania wartości parametrów reologicznych, podejmowane próby zachowują ważność tylko w konkretnych, dokładnie określonych warunkach. Wynika stąd konieczność każdorazowego doświadczalnego wyznaczenia wartości parametrów reologicznych przy zmianie warunków procesu (np. zmianie składu zaczynu iniekcyjnego, sposobu jego przygotowywania itd).



### 3. Defekty struktury betonu

Tworzywo betonowe zawsze zawiera pewne pustki w swojej strukturze, co jest niejako naturalną jego cechą. Nieciągłości te w postaci porów, kapilar, rys i innych pustek wewnętrznych, wywołanych szeregiem rozmaitych czynników, tworzą przestrzenną sieć o skomplikowanym układzie. Część tych defektów jest związana z procesem hydratacji cementu, część powstaje podczas normalnej, prawidłowej pracy elementu konstrukcyjnego, zaś część wynika z różnorodnych błędów technologicznych, konstrukcyjnych i nieprawidłowej eksploatacji.

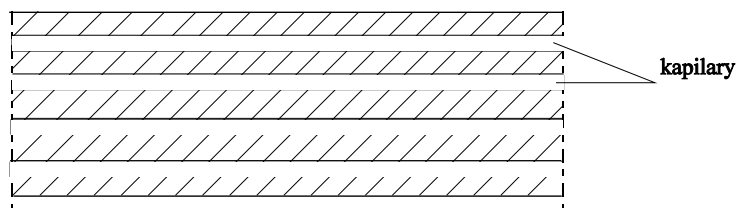
Cechą istotną jest znaczne zróżnicowanie sieci nieciągłości struktury betonu zarówno pod względem rozmiarów jak i układu. Nie wszystkie pustki są możliwe do zainiektowania. Przeprowadzenie skutecznej iniekcji wymaga dobrego rozoznania układu pustek i dostosowania do nich właściwości reologicznych materiału iniekcyjnego. Pomocne w tym celu będzie przyjęcie jakiejś miary odnoszącej się do wielkości defektów struktury. W niniejszym rozdziale przedstawiono podstawowe modele nieciągłości i mierzalne wielkości fizyczne z nimi związane.

#### 3.1. Modele nieciągłości struktury ciał fizycznych

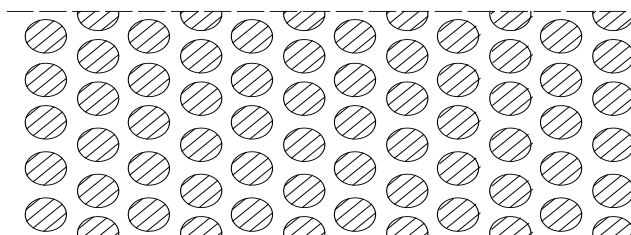
Ciałem porowatym wg [2] nazywa się ciało stałe, które posiada dużą liczbę pustych przestrzeni o wielkości względnie małej w stosunku do wymiarów samego ciała. Przestrzenie takie, niezależnie od ich kształtu nazywa się porami (pustkami). W świetle tych określeń wszystkie nieciągłości struktury betonu, w tym pory o układzie kapilarnym i rysy określić można ogólną nazwą *pory* lub *pustki*.

Podstawowym modelem możliwym do przyjęcia w opisie pustek w strukturze betonu jest model ciała kapilarno-porowatego, w którym układ nieciągłości przedstawiony jest w postaci szeregu równoległe przebiegających kapilar o ustalonej, stałej średnicy, jak na rysunku 3.1. Model ten nosi też nazwę modelu gruntu idealnego.

Z kolei podstawowym sferoidalnym modelem izotropowego ciała porowatego jest tzw. model gruntu fikcyjnego, przedstawionego na rys. 3.2, zakładający układ struktury ciała stałego w postaci jednakowych kulistych ziaren. W modelu tym, dla określenia porowatości i przepuszczalności ciała istotny jest stopień „upakowania” ziaren. Obszerną analizę tego zagadnienia w polskojęzycznej literaturze zawiera monografia [57].



Rys. 3.1. Model ciała kapilarno-porowatego (gruntu idealnego)



**Rys. 3.2.** Model ciała kapilarno-porowatego (gruntu fikcyjnego)

Tematyka tworzenia i badania modeli ciał porowatych jest stale rozwijana i wciąż powstają nowe, bardziej złożone modele, w dążeniu do uwzględnienia wszystkich podstawowych właściwości opisywanego tworzywa. Jednocześnie można zaobserwować tendencję do posługiwania się modelami uproszczonymi [2]. Krótki przegląd znanych modeli ciał porowatych zestawiono w tabelicy 3.1.

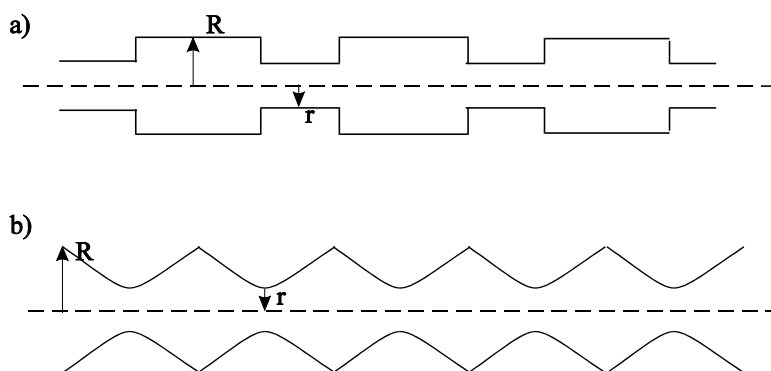
**Tab. 3.1.** Modele ciał porowatych i materiały rzeczywiste dobrze opisywane przez te modele za [2]

Model	Materiał rzeczywisty
Model sferoidalny (gruntu fikcyjnego)	sadza, krzemionka, piasek, silikażel
Model kapilar cylindrycznych (gruntu idealnego)	endementit, haloizyt, niektóre szkła piankowe
Model porów zawartych między walcami	papier, przędza, żele ZnO
Model porów butelkowatych	węgiel aktywny, szkła porowate, tlenek żelazawy, katalizatory szkieletowe
Model porów szczelinowych	montmorylonit, wermikulit
Model porów między wielościanami	węgiel aktywny, kryształy porowate, warstewki napyłonych metali
Model porów między okrągłymi tarczami	kaolinit, talk, mika, grafit

Modele przedstawione w tabelicy 3.1 zakładają pewną jednorodność porów struktury. Tymczasem wiele ciał rzeczywistych, w tym i tworzywo betonowe, charakteryzują się porowatością różnego rodzaju. W celu dokładnego opisu takich materiałów powstały modele o wielorakiej porowatości, w których istnieją dwa bądź więcej rodzaje porów. Przykładem jest tutaj silnie popękana skała porowata, do której opisu stosuje się model szczelinowo-porowaty [7]. Zazwyczaj w takich ciałach spełnione są warunki:  $\varepsilon_s \ll \varepsilon_p$  oraz  $K_s \gg K_p$ , gdzie  $\varepsilon$  - porowatość,  $K$  - przepuszczalność [m<sup>2</sup>], indeksy s odnoszą się do szczelin, zaś p do porów wewnątrz brył.



Podczas przepływu cieczy wewnątrz ciała stałego o kapilarnym układzie porów istotne znaczenie ma również ich kształt. We wspomnianym już modelu gruntu idealnego kanaliki mają przebieg prostoliniowy, posiadają geometrię walcową bez względu na ich wielkość. Znane są też modele odzwierciedlające bardziej skomplikowane kształty powierzchni bocznych kanalików, jak np. model kapilary wg Michaelsa (rys. 3.3a), gdzie kapilara jest zbudowana z szeregu cylindrów o dwóch rodzajach średnic, połączonych naprzemiennie. Inny tego typu model, model kapilary wg Petersena (rys. 3.3b), zakłada zmienny przekrój kapilar, których powierzchnia boczna utworzona jest z hiperbol. Modele te wykorzystywane są do obliczania parametrów procesów dyfuzji zachodzących wewnątrz kapilar [2].



Rys. 3.3. Modele kapilar: a) Michaelsa, b) Petersena

### 3.2. Wpływ kształtu kanalików tłocznych na opory przepływu

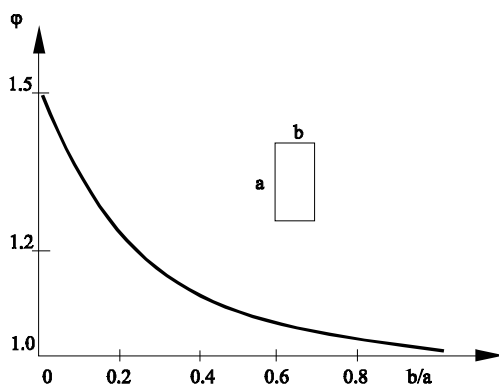
Zgodnie z definicją porowatości przytoczoną na początku niniejszego rozdziału, wszystkie pustki i nieciągłości struktury betonu nazywane są porami. Układ wzajemnie połączonych porów tworzy sieć kanalików w betonie, którymi ciecz iniekcyjna może się przemieszczać pod wpływem sił zewnętrznych (ciśnienia tłoczego). Ruch ten napotyka na opory powstające wskutek występowania zjawisk przyściennych kanalików oraz opory powstające wewnątrz masy cieczy, wynikające z działania sił międzycząsteczkowych. Poza tym występują dodatkowe opory lokalne, powstające w miejscach wszelkiej zmiany zarówno prostoliniowego przebiegu kanalika tłoczego, jak i jego kształtu. Zmiany te wywołują zawirowania strumienia cieczy, które powodują stratę energii [90].

Najmniejsze opory ruchu przepływająca ciecz napotyka w trakcie tłoczenia w kanaliku o kołowym kształcie przekroju. Jeśli przekrój jest niekołowy, zaleca się zamiast średnicy przewodu  $d$  stosować średnicę zastępczą  $d_e$ , obliczaną z zależności [41]

$$d_c = 4A/O \quad (3.1)$$

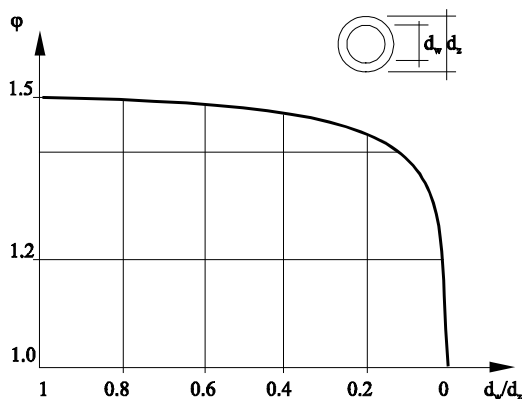
gdzie: A - przekrój przewodu, O - obwód przewodu.

Ponadto fakt zwiększenia oporów ruchu w stosunku do przewodu o kształcie kołowym uwzględnia się za pomocą dodatkowego współczynnika korekcyjnego  $\varphi$  [41], którego wartość można odczytywać z wykresów zamieszczonych na rysunku 3.4a dla przekrojów prostokątnych [52] i 3.4b dla przekrojów pierścieniowych kanałów tłocznych [65].



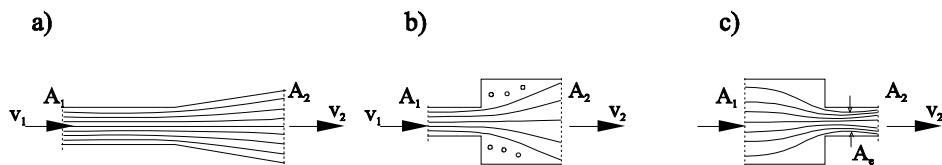
**Rys. 3.4a.** Wartość poprawki  $\varphi$  dla przepływu laminarnego w przewodach o przekroju prostokątnym [52].

Wobec tego, że kształt przekroju rys w tworzywie betonowym jest bardziej podobny do przekroju prostokątnego o stosunku  $b/a \approx 0$  (rys. 3.4a), dla tego typu kształtu pustek struktury można przyjąć wartość współczynnika  $\varphi = 1,5$  i prowadzić obliczenia jak dla przekrojów kołowych.



**Rys. 3.4b.** Wartość poprawki  $\varphi$  dla przepływu laminarnego w przewodach o przekroju pierścieniowym [65].

Również każda zmiana kształtu przekroju, tzn. przewężenia, poszerzenia, uskoki, nierównomierności szorstkości ścianek mają wpływ na wzrost oporów ruchu. Analiza lokalnych oporów ruchu (nazywanych też miejscowymi) pozwala na podanie wzorów pozwalających wyznaczyć wielkość  $\Delta p_l$  w zależności od prędkości przepływu  $v$ , gęstości cieczy  $\rho$ , zaś wszelkie zaburzenia kształtu strugi ujmowane są współczynnikiem  $\xi$ .



**Rys. 3.5.** Zmiany przekroju przewodu tłocznego: a) łagodne, b) skokowe z oderwaniem strugi, c) skokowe z kontrakcją strugi [41].

Gdy nie występują nagłe, ostre zmiany przekroju (kąt poszerzenia wynosi nie więcej jak  $10^\circ$ ) (rys. 3.5a), lokalne opory, oznaczające lokalny spadek ciśnienia tłocznego, można wyznaczyć ze wzoru znanego w literaturze jako wzór Bordy-Carnota, wyprowadzanego na podstawie równania Bernoulliego dla cieczy rzeczywistych [90, 91]

$$\Delta p_l = \xi \rho / 2 (v_1 - v_2)^2, \quad (3.2)$$

przy czym wartość współczynnika  $\xi$  waha się w granicach od 0,1 do 0,25 w zależności od kąta poszerzenia kanału.

Nieciągłości struktury betonu mają jednak w większości skokowe, gwałtowne zmiany kształtu przekroju - przewężenia, bądź rozszerzenia, powodujące większe lokalne opory ruchu. W przypadku skokowego przewężenia (jak na rys 3.5b)

$$\Delta p_l = \xi \rho / 2 v_1^2 \quad (3.3)$$

$$\xi = (1 - A_1/A_2)^2. \quad (3.4)$$

Wzór pozwalający na wyznaczenie wartości współczynnika  $\xi$  wyprowadzony jest z uwzględnieniem równania ciągłości strugi [91]

$$v_1 A_1 = v_2 A_2. \quad (3.5)$$

W przypadku skokowego rozszerzenia (rys 3.5c)

$$\Delta p_l = \xi \rho / 2 v_2^2, \quad (3.6)$$

$$\xi = (A_2/A_c - 1)^2 \text{ lub} \quad (3.7)$$

$$\xi = 0,04 + (1/\beta - 1)^2 \text{ (wzór Weisbacha [91]).} \quad (3.8)$$

W powyższych wzorach  $A$  oznacza powierzchnię przekroju kanału, indeksy 1 i 2 odnoszą się do przekroju odpowiednio: przed i poza punktem wystąpienia zaburzenia ciągłości strugi cieczy.  $A_c$  oznacza najmniejszą powierzchnię przepływu (rys 3.5c). Wyrażenie  $A_2/A_c$  jest odwrotnością tzw. współczynnika kontrakcji strugi  $\mu$ , który można wyznaczyć z zależności

$$\mu = \pi/(\pi + 2) = 0,611 \text{ [76]}, \quad (3.9)$$

zaś współczynnik  $\beta$  we wzorze Weisbacha nazywa się współczynnikiem zwężenia, którego wartość waha się w granicach od 0,61 do 1,0 w zależności od stosunku  $A_2/A_1$ , zgodnie z zasadą: im większe zwężenie przewodu tym mniejsza wartość współczynnika  $\beta$ .

Na wzrost oporów ruchu, oprócz kształtu przekroju przewodu, duży wpływ mają również wszelkie zmiany jego prostoliniowego przebiegu, powodujące powstawanie lokalnych zawirowań. Wzrost oporów lokalnych na skutek wszelkich zmian kierunku ruchu w przewodach tłocznych również może być uwzględniany przy pomocy współczynnika  $\xi$ , którego wartość w zależności od wielkości kąta załamania  $\alpha$  można odczytywać z tab. 3.2 [91].

**Tab. 3.2.** Wartość współczynnika  $\xi$  w zależności od kąta załamania  $\alpha$  [91].

rodzaj przewodu	$\alpha$	10°	15°	30°	45°	60°	90°
gładki	$\xi$	0.03	0.04	0.13	0.24	0.47	1.13
chropowaty	$\xi$	0.04	0.06	0.15	0.32	0.68	1.27

Nieco inny sposób uwzględniania wpływu zmian kierunku ruchu w kanałach tłocznych na wielkość oporów lokalnych w przepływie mieszanki betonowej w kanale tłocznym zaproponowany jest między innymi w [35]. Wielkość lokalnych oporów ruchu występujących na łuku traktuje się tu jako opór występujący na równoważnym odcinku prostym przewodu. Zmiana kierunku tłoczenia o 1° odpowiada oporom jakie powstają przy tłoczeniu cieczy na odcinku prostym o długości 9cm. Obydwie metody nie są w pełni zgodne, gdyż wielkość oporów lokalnych wyliczana przy pomocy współczynnika  $\xi$  nie jest liniowa jak w [35], lecz zwiększa się szybciej przy większych kątach zmiany kierunku kanału.

Kolejnym istotnym czynnikiem jest geometria wzajemnych połączeń kanałków tłocznych. W układzie rys występujących w betonie, często od większych rys (magistralnych) rozchodzą się mniejsze (poboczne). Podobnie też powierzchnie rys wewnątrz elementu betonowego często cechują się silnie porowatą strukturą

wskutek zjawisk korozyjnych. Powstają tam kanaliki, którymi infiltruje woda, i które mogą być wypełnione zaczynem iniekcyjnym. Również w takich punktach wlotu do nowego kanalika powstają lokalne straty ciśnienia (na skutek dławienia strumienia), wynikającego z bezwładności strug wpływających do przewodu i związanego z tym zjawiskiem oderwania się strumienia od ścianki [91].

Dla wlotów o ostrych krawędziach współczynnik  $\xi$  we wzorze (3.2) wylicza się z relacji

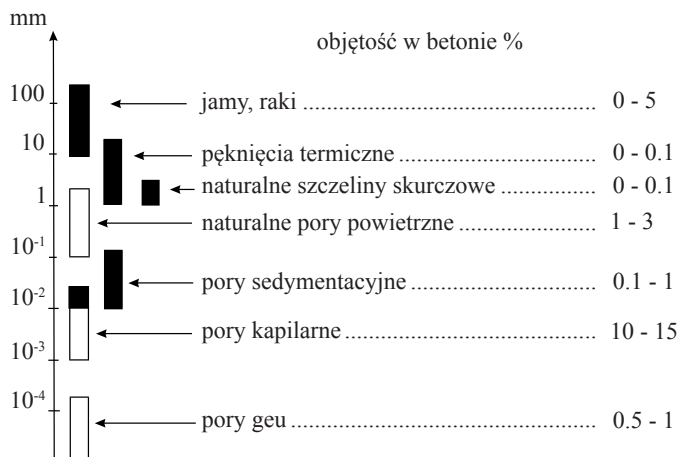
$$\xi = 0,5 + 0,3\cos\delta + 0,2\cos^2\delta, \quad (3.10)$$

w której  $\delta$  oznacza kąt pomiędzy głównym a bocznym kanalikiem.

Powyżej przytoczone analityczno-empiryczne metody ilościowego ujmowania wszelkich odstępstw od modelowego kształtu kanalika tłocznego (znajdujące zastosowanie w normie PN-76/M-34034 *Rurociągi. Zasady obliczania strat ciśnienia*), wskazują na możliwość przyjęcia w praktycznym modelowaniu defektów struktury betonu stosunkowo prostych modeli porowatości z uwzględnieniem występowania oporów lokalnych.

### 3.3. Nieciągłości struktury betonu

Najmniejsze rozmiarami są pory gelowe, powstające w wyniku skurczu międzycząsteczkowego. Są to pustki powietrzne niedostępne dla wszelkiego rodzaju cieczy iniekcyjnych ze względu na zamkniętą strukturę i zbyt małe rozmiary, rzędu  $0,005 - 0,2\mu\text{m}$  [15, 39]. Nieco większe rozmiary osiągają pory kapilarne, tj. takie, w których decydujące znaczenie dla równowagi fazowej mają siły napięcia powierzchniowego wypełniających je cieczy [33].



**Rys. 3.6.** Rozmiary defektów struktury betonu i ich objętość w betonie, na podstawie [15, 33]. Ciemnym kolorem zaznaczono defekty dostępne dla iniektów cementowych.

Ze względu na przyczyny powstawania rys można je podzielić na przeciążeniowe, termiczne, od nierównomiernego osiadania konstrukcji, od agresji chemicznej, skurczowe. Rysy te, powstające w trakcie użytkowania konstrukcji, są otwarte i widoczne na powierzchni elementu. Ich szerokości rozwarcia wahają się w przedziale od 0,1mm (rysy powstałe pod obciążeniem eksploatacyjnym), poprzez 1 ÷ 5mm (rysy termiczne, skurczowe), do kilkunastu milimetrów (rysy w masywnych konstrukcjach betonowych). Rozmiary najczęściej występujących rodzajów defektów struktury betonu przedstawiono na rys. 3.6. W praktyce zdolności penetracyjne zaczynów cementowych umożliwiają iniektowanie defektów betonu o rozmiarach powyżej 0,01mm [31, 34] lub 0,05mm [71]. Defekty struktury betonu dostępne dla zaczynów cementowych, muszą spełniać dwa warunki: posiadać otwartą strukturę oraz odpowiednią wielkość. Ciemniejszą barwą zaznaczono na rys. 3.6 te defekty, które spełniają oba kryteria.

W praktyce rozmiary iniektowanych pustek powinny być przynajmniej o rząd wielkości większe niż rozmiary największych frakcji cementu. Według [8] byłyby to pustki o wymiarze nie mniejszym niż dziesięciokrotny wymiar charakterystycznego ziarna cementu, odpowiadającego wartości 95% na krzywej przesiewu.

### **3.4. Parametry charakteryzujące geometrię defektów struktury betonu**

W celu ilościowego ujęcia dostępności pustek w strukturze betonu dla płynnego medium możliwe jest stosowanie do ich opisu wielu różnorodnych parametrów. Można wymienić tu: porowatość, aeroprzepuszczalność, wodoprzepuszczalność, średnicę hydrauliczną złoża, powierzchnię właściwą ciała porowatego, szerokość rozwarcia rysy i inne. W dalszej części rozdziału wielkości te zostaną omówione pod kątem wykorzystania ich do oceny możliwości iniekcyjnego wypełniania nieciągłości struktury.

#### **3.4.1. Porowatość**

Porowatość ogólną  $\varepsilon_0$  wyznacza się jako stosunek objętości porów do objętości całkowitej ciała porowatego, korzystając z zależności

$$\varepsilon_0 = (V_0 - V_s)/V_0, \quad (3.11)$$

gdzie:  $V_0$  - objętość całkowita ciała porowatego,  
 $V_s$  - objętość cząstek stałych.

Porowatość końcową betonu stanowi suma porowatości wyjściowej betonu i przyrostu porowatości w czasie jego twardnienia

$$\varepsilon = (1 - \rho_{sm}/\rho_m) \times 100 + (w/c - 0,22\alpha)/(w/c + 0,32), \quad (3.12)$$

gdzie:  $\rho_{sm}$  - gęstość pozorna mieszanki betonowej,  
 $\rho_m$  - gęstość właściwa mieszanki betonowej,  
 $\alpha$  - współczynnik o wartości 0,21 - 0,23.

Dla betonów zwykłych, szczelnie zagęszczanych, porowatość waha się w granicach od 15 do 20%. Wartości te odnoszą się do betonów zdrowych, których struktura nie wymaga naprawy. Po latach użytkowania, często w niekorzystnych warunkach środowiska zewnętrznego dochodzi jeszcze wzrost porowatości betonu, wynikający z oddziaływania korozyjnego środowiska. W celu określenia porowatości takiego betonu konieczne jest stosowanie metod laboratoryjnych. Istnieją możliwości określenia porowatości ogólnej  $\varepsilon_0$ , opisane np. w [2], jednak ze względu na brak możliwości wypełniania cieczami iniekcyjnymi porów zamkniętych bardziej celowe jest wyznaczenie porowatości efektywnej, odnoszącej się jedynie do porów przelotowych. Pomiaru takie realizowane są w porozymetrach rtęciowych lub gazowych.

W przypadku bardziej regularnych struktur porowatości, jak np. złożach piaszkowych czy kruszywowych, które także mogą być iniektowane (stosując np. techniki konsolidacji i wzmacniania gruntów, technologie wykonywania betonów metodą PREPAKT czy POLCRETE), możliwe jest przybliżone wyznaczenie porowatości na podstawie wyników analiz teoretycznych. Obszerne studium tego zagadnienia zawarte jest w pracy [57]. W stosach jednofrakcyjnych porowatość zawiera się pomiędzy minimalną porowatością  $\varepsilon_{min} = 26\%$  (heksagonalne ułożenie ziaren) i maksymalną  $\varepsilon_{max} = 47,7\%$  (ziarna rozmieszczone w sieci kwadratowej). Zdaniem autora cytowanej pracy, rzeczywista porowatość struktur jednofrakcyjnych będzie zbliżona do średniej arytmetycznej z powyższych i wyniesie

$$\varepsilon_{sr} = (\varepsilon_{max} + \varepsilon_{min})/2 = 36,8\%. \quad (3.13)$$

Analiza struktur wielofrakcyjnych wymaga rozpatrzenia wielu przypadków wzajemnych proporcji cząstek większych i mniejszych w różnych kombinacjach, a porowatość takiego złoża będzie zawsze mniejsza niż jednofrakcyjnego. Można wykazać, że porowatość  $\varepsilon = 0,19\%$  jest praktycznie minimalną porowatością dla ziaren kulistych w stosach wielofrakcyjnych, osiąganą przy stosunku wymiarów ziaren najmniejszych do największych równym 0,155 [57].

### 3.4.2. Wodoprzepuszczalność

Ruch wody w betonie odbywa się siecią połączeń nieciągłości struktury. Jest to zjawisko złożone z uwagi na różnorodność rozmiarów i struktury porów. Istnieje kilka metod oceny wodoprzepuszczalności, bądź też wodoszczelności.

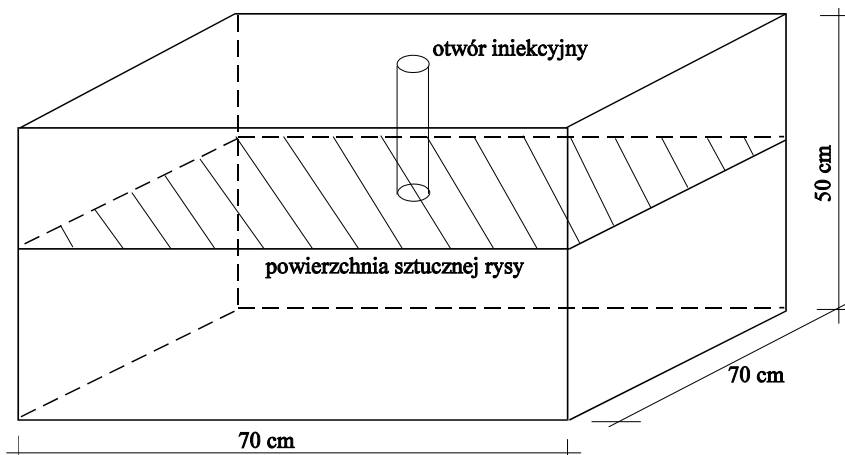
Do najbardziej rozpowszechnionych należy metoda filtracji, polegająca na pomiarze ilości przenikającej przez próbkę wody przy różnicy ciśnień na początku i końcu drogi filtracji (rys 3.7.)



**Rys. 3.7.** Zasada wyznaczania przepuszczalności ciał porowatych, opis w tekście

Metoda ta, według [39], wiąże się z pewnymi trudnościami w odniesieniu do betonu, gdyż w przypadku jego dużej porowatości (a taka jest w betonach wymagających napraw iniekcyjnych) przepływ wody najczęściej nie ma charakteru laminarnego, co jest jednym z założeń stosowania wzorów do obliczeń przepuszczalności.

Modyfikację powyższej metody, którą można by określić „metodą przeciekania”, zastosowano w badaniach [31] do obliczeń szerokości rozwarcia sztucznie ukształtowanej „rysy” (rys. 3.8).



**Rys. 3.8.** Schemat próbki badawczej ilustrujący metodę pomiaru szerokości rozwarcia sztucznej rysy w badaniach [31].



„Ryse” stanowił odstęp pomiędzy górnym i dolnym bloczkiem betonowym. Wodę dostarczano poprzez szklaną rurę o średnicy 20mm, zamocowaną w pionowym otworze w bloczku badawczym. Pomiarowi podlegał czas w jakim woda przepływała w rurze pomiędzy poziomem 1,45m a 0,45m ponad powierzchnią rysy, na którego podstawie obliczano średnicę hydrauliczną rysy według zasad podanych w [32].

### 3.4.3. Aeroprzepuszczalność

Wyznaczanie przepuszczalności ciała porowatego na podstawie badań przepływu wody może prowadzić do znacznych różnic w wynikach, dochodzących nawet do kilkudziesięciu razy w zależności od zawartości związków mineralnych w wodzie [2]. Dlatego też absolutną przepuszczalność lepiej jest określać na podstawie badań przepływu gazów. Procedura pomiaru jest podobna do opisanej w p. 3.4.2, zaś w celu wyznaczenia przepuszczalności K wykorzystuje się prawo Darcy’ego-Weisbacha

$$K = Q \times \mu \times (\Delta p / l)^{-1} / A, \quad (3.14)$$

gdzie: Q – wydatek objętościowy powietrza [ $m^3/s$ ],  
 $\mu$  – lepkość dynamiczna powietrza [ $Pa \times s$ ],  
 A – pole przekroju próbki [ $m^2$ ],  
 $\Delta p / l$  – spadek ciśnienia na długości próbki [ $Pa/m$ ].

Przepuszczalność K otrzymuje się w jednostkach SI -  $m^2$ .

W pracy [66] opisano badania gazoprzepuszczalności próbek badawczych, wykonanych z pokruszonego gruzu ceglanego umieszczonego i zagęszczonego w cylindrze. Przepuszczalność K określano na podstawie spadku ciśnienia powietrza tłoczonego przez cylinder wypełniony gruzem o różnych frakcjach. Wyniki badań zestawione są w tablicy 3.3.

**Tab. 3.3.** Przepuszczalność gruzu ceglanego wg badań [66]

frakcje [mm]	przepuszczalność K [ $m^2$ ]
1 - 2	$7.28 \times 10^{-10}$
2 - 4	$6.87 \times 10^{-9}$
4 - 10	$1.50 \times 10^{-8}$
1 - 4	$6.19 \times 10^{-9}$
2 - 4 / 1 - 2 / 2 - 4	$2.95 \times 10^{-9}$

Rozmieszczenie frakcji w badaniu ujętym w ostatnim wierszu tablicy należy rozumieć jako trzy warstwy gruzu o podanych frakcjach umieszczone w cylindrze jedna na drugiej. W cytowanej pracy brak jest opisu zależności pomiędzy przepuszczalnością  $K$ , a parametrami przepływu cieczy iniekcyjnej (zasięgiem i ciśnieniem iniekcji, prędkością przepływu iniektu).

Można mieć jednak wątpliwości, czy podobne badania, przeprowadzone in situ w murach ceglanych, czy też elementach betonowych pozwolą na dokonanie oceny możliwości ich penetracji za pomocą iniektów. Bowiern wystarczy jedna większa nieszczelność muru, aby praktycznie cały strumień powietrza wydostał się przez nią zafałszowując rzeczywistą wielkość porowatości.

### 3.4.4. Średnica hydrauliczna

Pojęcie średnicy hydraulicznej powszechnie stosowane jest do struktur porowatych w celu określenia ich podatności na przepływ cieczy. Zwykle określa się ją z zależności podanej między innymi w [41]:

$$d_h = 4V_w/A_s, \quad (3.15)$$

gdzie:  $d_h$  - średnica hydrauliczna złoża,  
 $V_w$  - objętość porów,  
 $A_s$  - całkowita powierzchnia złoża.

Całkowita powierzchnia złoża  $A_s$  (np. stosu kruszywowego) może być obliczana na podstawie znajomości jego rozkładu granulometrycznego. W tym celu zbiór cząstek rzeczywistych złoża zastąpić zbiorem cząstek kulistych o jednakowych średnicach  $d_s$ , tak dobranych, aby nie uległa zmianie zarówno objętość jak i powierzchnia całkowita złoża. Tak określona średnica zastępcza cząstek złoża nosi nazwę średnicy Sautera, obliczana jest po prostych przekształceniach ze wzoru:

$$d_s = 6V_s/A_s. \quad (3.16)$$

Po uwzględnieniu jednocześnie zależności na porowatość:

$$\varepsilon = V_w/(V_w + V_s), \quad (3.17)$$

otrzymuje się przekształcenie wzoru 3.15 na średnicę hydrauliczną:

$$d_h = 2\varepsilon d_s / (3(1-\varepsilon)). \quad (3.18)$$

Zbliżone fizykalnie pojęcie sprowadzonej średnicy hydrodynamicznej  $\phi$  podaje [56]:

$$\varphi = \frac{a_p \cdot \sqrt{j^3}}{s \cdot F_w \cdot \rho}, \quad (3.19)$$

gdzie:  $k_c$  - współczynnik Kármána-Butlera,  $k_c = 4$ ,  
 $j$  - jamistość,  
 $F_w$  - powierzchnia właściwa,  
 $\rho$  - gęstość.

Powyższy wzór można uzyskać wykorzystując równanie ciągłości strumienia płynu przepływającego przez złożę, tzw. równanie Kármána-Kozeny'ego:

$$\frac{dV_c}{dt} = \frac{\varepsilon^3}{(1-\varepsilon)^2} \frac{A d_s^2 \Delta p}{C \eta_c L}, \quad (3.20)$$

gdzie:  $dV_c/dt$  - natężenie przepływu cieczy,  
 $A$  - pole powierzchni złoża,  
 $C$  - stała zależna od wielkości i kształtu cząstek złoża,  
 $d_s$  - średnica ziarna złoża,  
 $\eta_c$  - lepkość cieczy,  
 $\Delta p/L$  - spadek ciśnienia cieczy na głębokości złoża,

oraz równanie przepływu kapilarnego Hagen-Poiseuille'a

$$v = \frac{d^2 \cdot \Delta p}{32L \cdot \eta_c}, \quad (3.21)$$

w którym:  $v$  - prędkość przepływu,  
 $d$  - średnica kapilary,  
 pozostałe wielkości jak we wzorze 3.20.

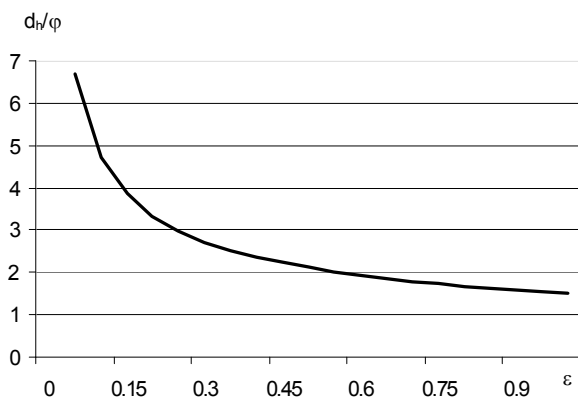
W wielu pracach, np. [10, 30, 56, 58, 62, 93] do opisu przepływu zaczynów cementowych zastosowano rozwiązania analityczne, wyprowadzone dla przewodów kołowych, przyjmując pewną wielkość średnicy zastępczej, charakteryzującej rozmiary przestrzeni, w której porusza się zaczyn. Przykładowo autor [56] w celu dostosowania skomplikowanego kształtu przestrzeni pomiędzy ściankami kanału kablowego (opis iniekcji w elementach kablobetonowych), a przebiegającymi wewnątrz stalowymi drutami, wyznacza średnicę zastępczą kanału tłoczego  $\phi_s$  z zależności

$$\phi_s = \sqrt{\phi_r^2 - n \cdot d^2} \quad (3.22)$$

gdzie:  $\phi_r$  - średnica wewnętrzna kanału,  
 $n$  - liczba drutów w wiązce,  
 $d$  - średnica pojedynczego drutu.

### 3.5. Podsumowanie

Na podstawie informacji przedstawionych w niniejszym rozdziale można zauważyć, że w zakresie proponowanych miar wielkości defektów struktury panuje duża różnorodność. Ze względów praktycznych, wydaje się korzystne przyjęcie jednej wielkości określającej rozmiar defektu, jak np. średnica kapilary czy szerokość rozwarcia rysy. Dokonanie takiego wyboru cechuje się jednak pewną dowolnością, co zilustrowano na rys. 3.9, przedstawiającym porównanie obliczonych na podstawie wzorów 3.18 i 3.19 wartości liczbowych dla podobnych pojęciowo wielkości. Przykładowo, dla minimalnej wartości porowatości stosów kruszywowych, średnica hydrauliczna  $d_h$  jest ok. trzykrotnie większa liczbowo niż średnica hydrodynamiczna  $\varphi$ . Różnica ta zmniejsza się dla struktur bardziej porowatych i w granicy dochodzi do wartości 1,49 przy  $\varepsilon \rightarrow 1$ .



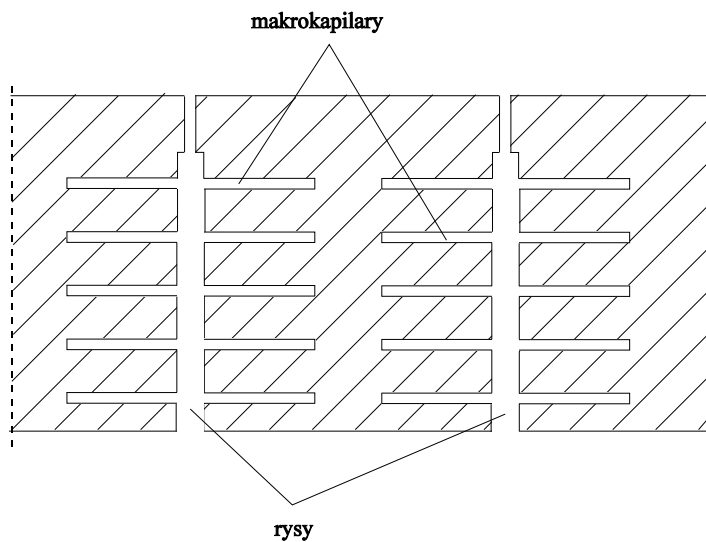
**Rys. 3.9.** Porównanie wartości średnic:  $d_h$  i  $\varphi$  wyliczanych na podstawie wzorów 3.18 i 3.19, w zależności od porowatości  $\varepsilon$ .

Opis przepływu iniektu w sieci nieciągłości materiału, a więc sformułowanie równań przepływu wymaga przyjęcia uproszczonego modelu geometrycznego tej struktury. Parametry tego modelu powinny wchodzić w skład równania przepływu. Ponieważ porowatość struktury betonu jest wieloraka, tzn. składają się na nią zarówno pory, mikro- i makrokapilary, pustki jak i różnego rodzaju rysy, można założyć, że najlepiej charakteryzuje ją model szczelinowo-porowaty, ujmujący dwojaki charakter pustek:

- szczeliny: pustki w strukturze betonu o kształcie przekroju poprzecznego zbliżonym do prostokąta, którego jeden wymiar (szerokość rysy) jest znacząco duży w porównaniu z drugim (rozwarcie rysy),
- system porów: nieregularny układ połączonych ze sobą nieciągłości struktury betonu, będący wynikiem błędów technologicznych i wykonawczych,

powstałych na etapie realizacji konstrukcji oraz procesów korozyjnych, zachodzących w trakcie eksploatacji. Układ porów modelowo ująć można w postaci szeregu makrokapilar o stałej średnicy.

Model szczelinowo-porowaty wg powyższych założeń można przedstawić tak jak na rys. 3.10.



**Rys. 3.10.** Schemat modelu nieciągłości struktury betonu



## 4. Podstawy teoretyczne opisu przepływu dyspersji cementowej w strukturach porowych

Praktyczne stosowanie metod iniekcyjnych należy do trudniejszych zadań inżynierskich, między innymi ze względu na zasadniczy brak możliwości naprawienia źle przeprowadzonej próby. Dlatego prace te wymagają już na etapie ich projektowania dobrego rozeznania możliwych do osiągnięcia efektów. W tym celu podejmowane są próby ujęcia zagadnienia przepływu cieczy iniekcyjnej, zarówno analityczne, np. [60, 37, 56], jak i z wykorzystaniem metod numerycznych, szeroko opisywane w wielu publikacjach [16, 17]. Aktualnie zarówno jedne jak i drugie dalekie są jeszcze od doskonałości, jakkolwiek widoczny jest stały postęp w tej dziedzinie.

W dalszej części niniejszego rozdziału przedstawiono własną propozycję rozwiązania równań przepływu, uwzględniającą dyspersyjny charakter iniektu cementowego poprzez wprowadzenie dodatkowych oporów tarciovych powstających na styku ziaren cementu, w skróconej formie przedstawioną w [78]. Znane w literaturze rozwiązania analityczne w zdecydowanej większości pomijają ten czynnik, co prowadzi do powstawania znacznych rozbieżności wyników obliczeń z rzeczywistymi efektami procesu iniekcji. Wnioski przedstawione w zakończeniu będą pomocne w ustaleniu podstawowych zasad racjonalnego projektowania parametrów procesu iniekcji.

### 4.1. Modele cząstkowe

Teoretyczny opis przepływu iniektu wiąże się z koniecznością ujęcia w formie matematycznej dwóch zagadnień cząstkowych:

- charakterystyki reologicznej mieszanki iniekcyjnej,
- geometrii układu pustek iniektowanej struktury oraz połączenia ich w równaniach przepływu.

#### 4.1.1. Model reologiczny mieszanki iniekcyjnej

Mieszanka iniekcyjna rozumiana jest jako dyspersja cząstek stałych w cieczy, przy czym cząstki stałe stanowią ziarna cementu z ewentualnym niewielkim dodatkiem innych materiałów mineralnych jak wapno czy mikrokrzemionka, natomiast fazą dyspergującą jest woda zarobowa. Właściwości reologiczne mieszanki iniekcyjnej mogą być modyfikowane domieszkami upłynniającymi lub stabilizującymi.

W konstruowanym modelu przyjmuje się jako uproszczenie monodispersyjny układ cząstek stałych, zaś ich średnicę wyznacza się z warunku zachowania powierzchni właściwej cementu. Cząstki te dzięki siłom kohezji tworzą

układ przestrzenny charakteryzujący się występowaniem strukturalnej wytrzymałości, jeśli naprężenia powstające pod wpływem sił zewnętrznych nie przekraczają pewnej minimalnej wartości określanej jako granica ścinania  $\tau_0$ . Po jej przekroczeniu mieszanka iniekcyjna ulega odkształceniom postacowym jak ciała ciekłe.

W przypadku cieczy klasyfikowanych jako ośrodki ciągłe (niedyspersyjne) o oporach płynięcia stanowi lepkość cieczy  $\eta$  oraz dla płynów nienewtonowskich granica ścinania  $\tau_0$ . Opis ten odzwierciedla opory natury spójnościowej  $\tau_c$  i lepkościowej  $\tau_\eta$ , przy czym jak stwierdza Szwabowski [82], opór spójności  $\tau_c$  przedstawia wytrzymałość mieszanki w warunkach braku naprężeń normalnych do powierzchni ścinania, a więc odpowiada granicy ścinania  $\tau_0$ .

Ciecze dyspersyjne wykazują ponadto opory natury tarciowej  $\tau_f$  jakie mają miejsce na stykach wzajemnie przemieszczających się względem siebie cząstek stałych. Sumaryczny opór ścinania można więc zapisać w postaci:

$$\tau = \tau_c + \tau_\eta + \tau_f \quad (4.1)$$

Uwzględnianie tego dodatkowego składnika postuluje Bleszczik [12], Peel i Bullough [62], Szwabowski [82, 85], a także Halicka [29]. W mieszankach iniekcyjnych opory tarciove powstają w stykach ziaren cementu otoczonych warstwami wody zaadsorbowanej wykazującej właściwości sprężyste, której grubość przyjmuje się szacunkowo jako stałą wartość  $a = 0,05\mu\text{m}$  za [39, 82]. Zgodnie z analizą prowadzoną w [82, 29] dla mieszanek betonowych, wielkość oporów tarciowych  $\tau_f$  zależy od wielkości powierzchni styków cząstek stałych w płaszczyźnie ścinania, wielkości naprężeń normalnych w tej płaszczyźnie oraz kąta tarcia wewnętrznego, według zależności:

$$\tau_f = \sigma \cdot \text{tg}\varphi \cdot (1 - m^*), \quad (4.2)$$

w której:  $\sigma$  - naprężenie normalne w płaszczyźnie ścinania,  
 $\text{tg}\varphi$  - kąt tarcia wewnętrznego,  
 $m^*$  - stosunek pola powierzchni, w której brak styku ziarn do całej powierzchni ścicia.

W celu uzyskania większej przejrzystości powyższej zależności, w dalszej części pracy będzie ona wykorzystywana w następującej postaci

$$\tau_f = \sigma \cdot \text{tg}\varphi \cdot m \quad (4.3)$$

wówczas:  $m$  - oznacza stosunek pola powierzchni styku ziaren do całej powierzchni ścicia, pozostałe wielkości jak wyżej.



Zakładając, że naprężenia normalne w płaszczyźnie ścinania są proporcjonalne do wielkości ciśnienia osiowego  $p$ , ze współczynnikiem rozporu bocznego  $\lambda$ , można zapisać

$$\tau_f = \lambda \cdot p \cdot \operatorname{tg}\varphi \cdot m, \quad (4.4)$$

Według [51], obciążenie o wielkości 0,1 MPa, działające na ośrodek gruntowy, jest wystarczające do całkowitego wyparcia wody zaadsorbowanej na powierzchniach ziaren. W trakcie procesu iniekcji ciśnienie tłoczne jest tego samego rzędu bądź wyższe. Przyjmuje się ponadto, że spłaszczenie błonek wodnych w miejscach styku sąsiadujących ziaren (a tym samym i wielkość powierzchni kontaktu ziaren w płaszczyźnie ścinania) będzie stałe i niezależne od wielkości ciśnienia w kanale tłocznym. W związku z tym, w celu uzyskania prostszego zapisu, parametry:  $\lambda$ ,  $m$ ,  $\operatorname{tg}\varphi$  w równaniu 4.4 opisujące stan struktury mieszanki zostaną zastąpione stałą  $k$ , stąd:

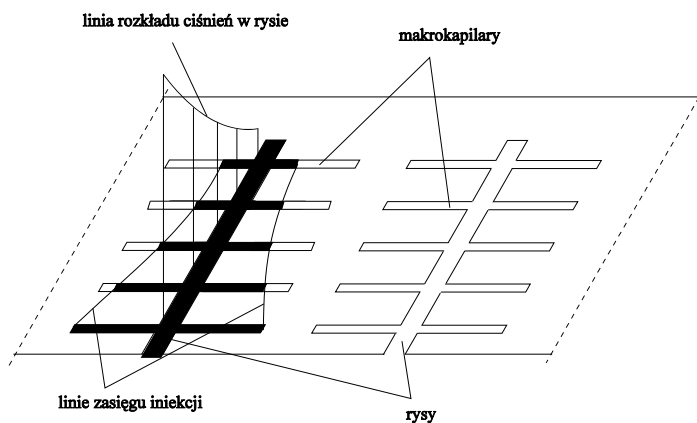
$$\tau_f = k \cdot p, \quad (4.5)$$

gdzie:  $k = \lambda \times m \times \operatorname{tg}\varphi$ .

#### 4.1.2. Model nieciągłości struktury

Duże zróżnicowanie spotykanych w praktyce defektów struktury betonu zarówno pod względem wielkości pustek, jak i ich geometrii nie pozwala na odworowanie układu nieciągłości pojedynczym modelem. Jednocześnie nadmierne skomplikowanie modelu geometrycznego uniemożliwia w praktyce podanie rozwiązania analitycznego przepływu nawet nieskomplikowanych reologicznie cieczy, nie mówiąc o dyspersjach, takich jak mieszanki cementowe. Dlatego też zdecydowano się na potrzeby niniejszej pracy przyjąć opisany w p. 3 model szczelinowo-porowaty, i wyprowadzenie dwóch równań przepływu: dla przekrojów płaskich oddających przebieg modelowej rysy, oraz dla kanału o przekroju kołowym modelującym defekty w postaci układu makroporów (pustki, kawerny, raki itp). To drugie założenie wydaje się nieco dyskusyjne, jednak jego dokładniejsza analiza przeprowadzona w dalszej części rozdziału potwierdza przydatność tego prostego modelu.

W przypadku ogólnym, gdy występują jednocześnie zarówno rysy jak i makropory (dwojaka porowatość) iniekcję wykonuje się najczęściej poprzez rysy, skąd zaczyn rozchodzi się w głąb innych rodzajów defektów. W takim elemencie można będzie w pierwszej kolejności wyznaczyć rozkład ciśnienia tłoczego wzdłuż rysy, którą płynie główny strumień iniektu, a następnie obliczać głębokość wnikania iniektu w makropory otaczające rysę, traktując jako ciśnienie początkowe  $P_0$  - ciśnienie lokalne w danym punkcie rysy.



Rys. 4.1. Układ modelowych nieciągłości struktury betonu o dwójakiej porowatości.

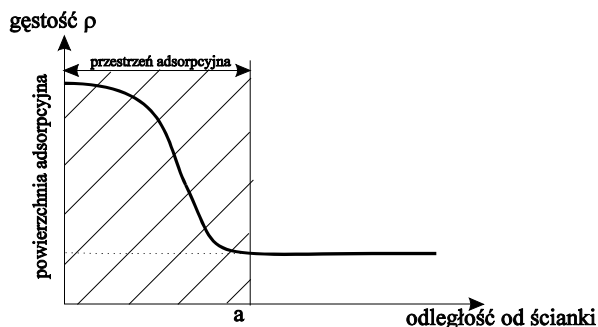
Ze względu na niewielkie odległości pomiędzy pakierami iniekcijnymi, będącymi punktami wpływania mieszanki iniekcyjnej, w konstruowaniu równań jej przepływu, zarówno w rysach jak i makroporach betonu, przyjmuje się jednokierunkowy model przepływu cieczy, z pominięciem bocznych rozplywów, zachodzących w kierunku prostopadłym do kierunku wyodrębnionych makrokapilar i rys. Podobne podejście, zasadniczo upraszczające zagadnienie, zaproponowano w [27, 56, 62]. Obszar nieciągłości struktury betonu, znajdujący się w pobliżu pakierów, na którym następuje formowanie czoła strumienia przepływającej mieszanki iniekcyjnej traktuje się jako przejściowy i nie uwzględnia w równaniach.

### 4.1.3. Zjawiska przyścienne

Podczas przepływu zaczynu cementowego w przewodach z różnych materiałów (gumowe, plastikowe, metalowe, szklane, betonowe), część zaczynu osadza się na ściance przewodu, tworząc warstewkę o pewnej grubości. To osadzanie się cząstek na powierzchni stykającej się z zaczynem wynika z faktu występowania na granicy faz sił międzycząsteczkowych o charakterze przyciągającym. Według [61] takie zjawisko zmian stężenia substancji na powierzchni nosi nazwę adsorpcji i wynika z faktu istnienia niezrównoważonych sił ze strony graniczących faz. Wyróżnić można dwa rodzaje procesów adsorpcji:

- proces fizyczny, przebiegający dzięki siłom Van der Waalsa, wiązaniom mostka wodorowego itp., charakteryzujący się powstawaniem wielocząsteczkowej warstwy zaadsorbowanej substancji, łatwej do usunięcia (odwracalność procesu),
- proces chemiczny z tworzeniem związków chemicznych w postaci monowarstewki na powierzchni adsorpcyjnej.

Na rys. 4.2 przedstawiono adsorpcję z roztworu na powierzchni ciała stałego. Wykres przedstawia zmianę gęstości substancji w miarę oddalania się od powierzchni adsorbentu. Zakreskowana część oznacza zagęszczenie substancji w przestrzeni adsorpcyjnej w stosunku do gęstości tej substancji w roztworze. Nadmiar ten jest największy w pobliżu powierzchni adsorpcyjnej i szybko maleje wraz ze wzrostem odległości od powierzchni adsorbentu.



Rys. 4.2 .Adsorpcja na granicy faz: ciało stałe - roztwór [61].

Całkowitą ilość zaadsorbowanej substancji na powierzchni ciała stałego można wyrazić wzorem:

$$n^s = \int_{V^s} \rho_s \cdot dV, \quad (4.6)$$

gdzie  $V^s$  jest objętością warstwy adsorpcyjnej,  $\rho_s$  - gęstość substancji.

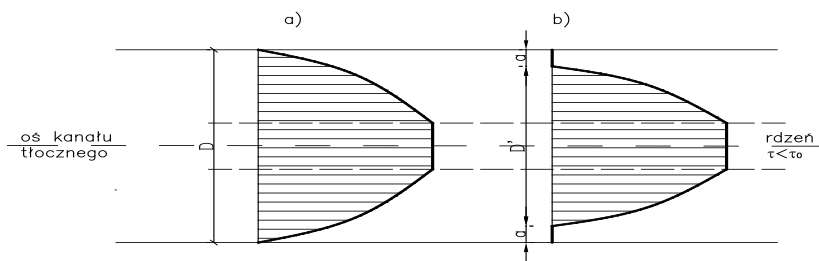
Adsorpcja fizyczna cechuje się wielowarstwową strukturą zaadsorbowanych cząstek, podczas gdy adsorpcja chemiczna charakteryzuje się strukturą jednowarstwową. W przypadku zaczynów cementowych występuje adsorpcja fizyczna, o czym świadczy niewielkie ciepło adsorpcji, odwracalność procesu (substancję zaadsorbowaną można stosunkowo łatwo usunąć z powierzchni, oczywiście zanim rozpocznie się proces wiązania).

W celu wyznaczenia adsorpcji wielowarstwowej, opracowano w roku 1938 tzw. teorię BET (nazwa pochodzi od nazwisk autorów metody: Brunauer, Emmett, Teller), znajdującą zastosowanie m. in. przy wyznaczeniu powierzchni właściwych substancji [49]. Jak dotąd nie znane są próby zastosowania tej bądź innej, podobnej teorii w celu wyznaczenia grubości zaadsorbowanej warstwy cząstek cementu. W przybliżeniu można przyjąć, że w warstwie zaczynu zaadsorbowanej na powierzchni iniektowanych defektów znajduje się kilka rzędów cząstek cementu.

Zgodnie z wynikami badań empirycznych, relacjonowanymi w [26], prędkość przepływu dowolnego płynu tuż przy ściance wynosi zero. W przypadku cieczy dyspersyjnej, jaką jest mieszanka iniekcyjna, należy spodziewać się, że wskutek występowania zjawisk adsorpcji na styku faz ścianka - iniekt, strefa zerowej prędkości sięgać będzie na pewną odległość  $a$  od ścianki kanału tłocznego. Zakłada się, że opory ruchu w tej zaadsorbowanej warstwie zaczynu będą na tyle duże, że nie wystąpi w niej przepływ iniektu. Przewidywany rozkład prędkości przepływu w przekroju kanału tłocznego przedstawiono na rys. 4.3b. W konsekwencji efektywna wielkość kanału ulegnie zmniejszeniu o podwójną grubość zaadsorbowanej warstwy:

$$D' = D - 2 \times a \quad (4.7)$$

gdzie:  $D'$  - średnica zastępcza kanału tłocznego (kanały kołowe) lub też zastępcza szerokość rysy (kanały płaskie). Założenie takie potwierdzają wyniki analiz teoretycznych przeprowadzonych w [33].



**Rys. 4.3.** Rozkład prędkości przepływu w przekroju kanału tłocznego, a) bez uwzględniania zjawisk przyściennych, b) z uwzględnieniem zjawisk przyściennych. Opis w tekście.

## 4.2. Założenia i równania konstytutywne

W celu uproszczenia zapisów w trakcie wyprowadzania wzorów używana będzie modelowa średnica  $D$  (a także promień  $R$ ) kanału tłocznego, która dopiero w końcowej części zastąpiona zostanie średnicą zastępczą  $D' = D - 2a$ . Ponadto składowe równań konstytutywnych mieszanki iniekcyjnych  $\tau_0 + \lambda \times m \times \text{tg} \phi \times p$  w trakcie obliczeń zostaną chwilowo zastąpione przez  $\tau_1$ :

$$\tau_1 = \tau_0 + \lambda \times m \times \text{tg} \phi \times p. \quad (4.8)$$

Napężenie styczne  $\tau_1$  można rozumieć jako granicę ścinania charakterystyczną dla cieczy dyspersyjnej.

Opisane wcześniej założenia do obliczeń można zamieścić w kilku zwięzłych punktach:

1. Mieszanekę iniekcyjną traktuje się ciecz reostabilną, a więc gradient prędkości w przekroju kanału tłocznego jest wyłącznie funkcją naprężeń stycznych

$$\frac{dv}{dr} = f(\tau) \quad (4.9)$$

2. Płynięcie mieszanki iniekcyjnej opisuje model ciała Bingham'a, uzupełniony o opory natury tarciowej. Dla ciał Bingham'a równania konstytutywne przyjmują następującą postać:

$$\tau = \tau_0 + \eta_{pl} \frac{dv}{dr}, \text{ gdy } \tau > \tau_0, \quad (4.10)$$

$$\frac{dv}{dr} = 0, \text{ gdy } \tau \leq \tau_0 \quad (4.11).$$

Powyższe równania nie zawierają składnika odkształceń sprężystych, które jako znikomo małe są pomijane, jak np. w pracach [10, 27, 29, 56] i innych. Biorąc pod uwagę postulat wysunięty w [82], mający na celu uwzględnienie oporów natury tarciowej w układzie dyspersyjnym, powyższe równania konstytutywne zapisze się w postaci:

$$\tau = \tau_0 + \sigma \cdot m \cdot \operatorname{tg} \varphi + \eta_{pl} \frac{dv}{dr}, \text{ gdy } \tau > \tau_1, \quad (4.12)$$

$$\frac{dv}{dr} = 0, \text{ gdy } \tau \leq \tau_1 \quad (4.13)$$

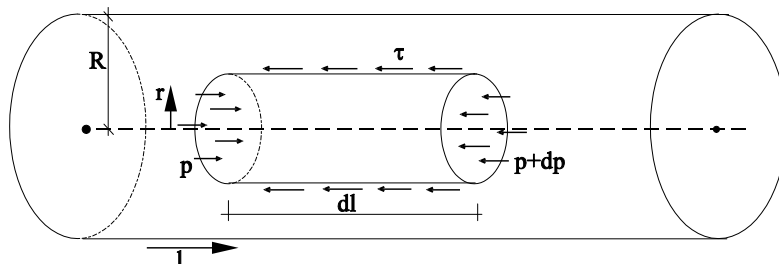
3. Przepływ odbywa się ruchem laminarnym.
4. Przyjmuje się jednokierunkowy model przepływu cieczy.
5. Wskutek występowania zjawisk adsorpcji układu dyspersyjnego na ściankach kanału tłocznego formuje się nieruchoma, zaadsorbowana warstwa cieczy o grubości  $a$ , zmniejszająca czynny przekrój kanału tłocznego do wielkości  $D' = D - 2 \cdot a$ . Przyjmuje się, że na wewnętrznej powierzchni tej warstwy prędkość przepływu wynosi zero, czyli

$$v_{(r=R-a)} = 0. \quad (4.14)$$

### 4.3. Przepływ w kanałach cylindrycznych

Tok postępowania przy konstruowaniu i rozwiązywaniu równań przepływu, stanowiący fragment prezentowanego rozwiązania i ujęty w równaniach 4.15 ÷ 4.31, jest analogiczny do znanych metod, opisanych np. w [56, 73]. Jednak ze względu na występujące istotne różnice, wynikające z przyjętych równań

konstrytuwnych i warunków brzegowych, rozwiązanie zagadnienia przepływu cieczy dyspersyjnej w przewodach kołowych zostanie przedstawione w całości.



Rys. 4.4. Schemat analizowanego elementu do wyznaczenia rozkładu naprężeń stycznych w kanale tłocznym o przekroju kołowym.

Rozkład naprężeń w przekroju kanału kołowego wyznacza się rozpatrując walcowy fragment cieczy w przewodzie tłocznym i ustalając warunki równowagi takiego elementu (rys. 4.4):

$$(4.15)$$

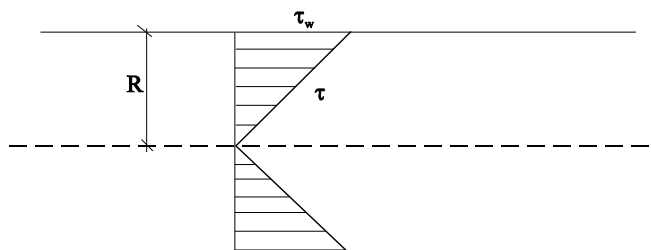
a po uproszczeniach

$$\tau = -\frac{dp}{dl} \cdot \frac{r}{2} \quad (4.16)$$

Wobec tego, że ciśnienie w przekroju kapilary jest stałe, zatem naprężenia ścinające w przekroju kanału zmieniają się liniowo wzdłuż promienia i wzrastają od zera w osi do wartości  $\tau_w$  przy ścianie (p. rys. 4.4), gdzie osiągają wielkość

$$\tau_w = -\frac{dp}{dl} \cdot \frac{R}{2} \quad (4.17)$$

Znak „minus” w powyższych równaniach oznacza, że w kanale zachodzi spadek ciśnienia, a więc gradient  $dp/dl$  jest ujemny.



Rys. 4.5. Rozkład naprężeń stycznych w przekroju kapilary.

Natężenie przepływu w kanale kołowym jest dane wzorem:

$$Q = \int_0^Q dQ = 2\pi \int_0^R v \cdot r \cdot dr, \quad (4.18)$$

ponieważ

$$2r \cdot dr = d(r^2), \quad (4.19)$$

można zapisać

$$Q = \pi \int_0^R v \cdot d(r^2), \quad (4.20)$$

a po scałkowaniu przez części

$$Q = \left[ v \cdot r^2 - \int r^2 \cdot dv \right]_0^R \quad (4.21)$$

Zgodnie z założeniami, prędkość przepływu przy ścianie wynosi zero ( $r=R$ ,  $v=0$ ), a więc wyrażenie  $v \cdot r^2$  jest również równe zero. Zgodnie z założeniem restabilności mieszanki iniekcyjnej

$$dv = -f(\tau) \cdot dr, \quad (4.22)$$

zaś z porównania równań 4.16 i 4.17 wynika, że

$$r = R \cdot \frac{\tau}{\tau_w}, \text{ a więc } r^2 = R^2 \cdot \frac{\tau^2}{\tau_w^2}, \quad (4.23)$$

oraz

$$dr = R \cdot \frac{d\tau}{\tau_w} \quad (4.24)$$

Podstawiając zależności 4.22, 4.23 i 4.24 do równania 4.21 i zastępując  $R$  przez  $D/2$  otrzymuje się:

$$Q = \frac{\pi \cdot D^3}{8\tau_w^3} \int_0^{\tau_w} f(\tau) \cdot \tau^2 \cdot d\tau \quad (4.25)$$

Powyższe równanie jest ogólnym równaniem przepływu w kanale o przekroju kołowym, w którym postać zależności funkcyjnej  $f(\tau)$  uzależniona jest od przyjętego modelu reologicznego cieczy. Dla modelu przyjętego w niniejszej pracy i po uwzględnieniu uproszczeń opisanych na wstępie funkcja ta przyjmuje postać

$$f(\tau) = \frac{\tau - \tau_1}{\eta_{pl}} \quad (4.26)$$

Po podstawieniu (4.26) do (4.25)

$$Q = \frac{\pi \cdot D^3}{8\eta_{pl} \cdot \tau_w^3} \cdot \int_{\tau_1}^{\tau_w} (\tau^3 - \tau_1 \cdot \tau) \cdot d\tau \quad (4.27)$$

Zmiana dolnej granicy całkowania z „0” na „ $\tau_1$ ”, wynika z postaci równań konstytutywnych stanowiących, że przepływ cieczy zachodzi tylko wówczas, gdy  $\tau > \tau_1$ .

Po scałkowaniu równania 7.14 uzyskuje się zależność:

$$Q = \frac{\pi \cdot D^3}{8\eta_{pl}} \left( \frac{\tau_w}{4} - \frac{\tau_1}{3} + \frac{\tau_1^4}{12\tau_w^3} \right) \quad (4.28)$$

Ostatni człon w nawiasie równania (4.28) można pominąć z niewielkim błędem dla poprawności rozwiązania. Podstawiając ponadto zależność

$$Q = v_{sr} \cdot \frac{\pi \cdot D^2}{4} \quad (4.29)$$

można równanie 4.27 przekształcić do postaci

$$v_{sr} = -\frac{D}{2\eta_{pl}} \left( \frac{D}{16} \cdot \frac{dp}{dl} + \frac{\tau_1}{3} \right) \quad (4.30)$$

Wstawiając zamiast D średnicę zastępczą  $D'$ , podstawiając wyrażenie 4.8, oraz dokonując uporządkowania względem p, otrzymuje się równanie różniczkowe niejednorodne

$$\frac{dp}{dl} + \frac{16(6v_{sr} \cdot \eta_{pl} + D' \cdot \tau_0)}{3D'^2} + \frac{16k}{3D'} p = 0 \quad (4.31)$$

W celu prowadzenia dalszych przekształceń wprowadza się oznaczenia pomocnicze:

$$a = \frac{16(6v_{sr} \cdot \eta_{pl} + D' \cdot \tau_0)}{3D'^2}, \quad (4.32a)$$

$$b = \frac{16k}{3D'} \quad (4.32b)$$

Równanie 4.31 przybierze zatem postać równania niejednorodnego (RN)

$$\frac{dp}{dl} + b \cdot p = -a,$$



Rozwiązując równania różniczkowe tego typu, w pierwszej kolejności sprowadza się je do równań różniczkowych jednorodnych (RJ):

$$\frac{dp}{dl} + b \cdot p = 0,$$

całkuje stronami

$$\int \frac{dp}{p} = -\int b \cdot dl$$

$$\ln|p| = -b \cdot l + c$$

i uzyskuje całkę ogólną równania jednorodnego (CORJ)

$$p = c \cdot e^{-b \cdot l}$$

Następnie uzmiennia się stałą całkowania i różniczkuje równanie

$$p = c(l) \cdot e^{-b \cdot l},$$

$$\frac{dp}{dl} = c'(l) \cdot e^{-b \cdot l} + c(l) \cdot e^{-b \cdot l} \cdot (-b).$$

Wstawiając tak obliczone dp/dl oraz p do RN i upraszczając otrzymuje się:

$$c'(l) = -a \cdot e^{b \cdot l},$$

$$c(l) = -\frac{a}{b} \cdot e^{b \cdot l} + c$$

całkę ogólną równania niejednorodnego (CORN)

$$p = -\frac{a}{b} + c \cdot e^{-b \cdot l}$$

Po wstawieniu w miejsce pomocniczych zmiennych a i b odpowiednich zależności z równań (4.32) rozwiązanie równania przepływu będzie miało postać

$$p = -\frac{6\eta_{pl} \cdot v_{ar} + \tau_0 \cdot D'}{D' \cdot k} + c \cdot e^{-\frac{16k}{3D'} \cdot l}. \quad (4.33)$$

Stałą całkowania c można wyznaczyć wykorzystując warunek, że na wyjściu pompy tłoczącej panuje ciśnienie początkowe  $P_0$  ( $l=0, p=P_0$ ), a więc

$$p = \frac{6\eta_{pl} \cdot v_{sr} + \tau_0 \cdot D'}{D' \cdot k} \cdot \left( e^{-\frac{16k}{3D'} \cdot l} - 1 \right) + P_0 \cdot e^{-\frac{16k}{3D'} \cdot l}. \quad (4.34)$$

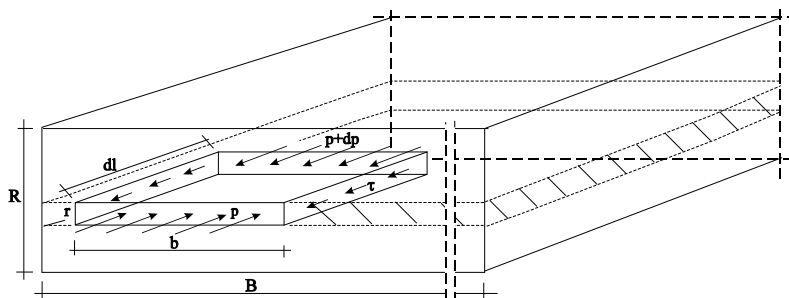
Równanie to odnosi się do ruchu ustalonego mieszanki iniekcyjnej w kanale o przekroju kołowym i wiąże parametry technologiczne instalacji ciśnieniowej ( $P_0$ ), parametry geometryczne ( $D'$ ) oraz parametry reologiczne ( $\tau_0$ ,  $\eta_{pl}$ ,  $k$ ). Pozwala ono na wyznaczenie wartości ciśnienia tłocznego, panującego w dowolnym punkcie kanału tłocznego, określonym przez jego odległość od punktu początkowego. Na tej podstawie można wyznaczyć maksymalną odległość tłoczenia  $L$  (zasięg tłoczenia) przy ustalonych parametrach równania. Należy w tym celu rozpatrzeć stan równowagi strumienia cieczy iniekcyjnej w chwili zastopowania przepływu wskutek narastających wzdłuż osi kanału strat ciśnienia. Na długości nieruchomego (zastopowanego) strumienia ciśnienie spada od wartości początkowej  $P_0$  do wartości końcowej  $P_k$  na tyle małej, że nie wystarcza do pokonania granicy ścinania mieszanki iniekcyjnej. Przyjmuje się w przybliżeniu, że ciśnienie tłoczne spada do zera w odległości  $L$  oznaczającej zasięg tłoczenia. Stąd wynika warunek brzegowy:  $p=0$ ,  $l=L$ . Prędkość przepływu w chwili jego zablokowania  $v = 0$ . Po uwzględnieniu tych warunków, zasięg tłoczenia wyniesie:

$$L = \frac{3D'}{16k} \cdot \ln \left( \frac{P_0 \cdot k}{\tau_0} + 1 \right) \quad (4.35)$$

Podkreślić należy, że w odniesieniu do dwóch podstawowych parametrów reologicznych zasięg tłoczenia nie zależy od lepkości  $\eta_{pl}$  ale jedynie od granicy ścinania  $\tau_0$ . Potwierdza to spostrzeżenia zawarte w [31], których jednak dokładniej tam nie interpretowano. Dokładniejsza analiza powyższych równań zostanie przeprowadzona w p. 4.5.

#### 4.4. Przepływ w szczelinach

Szczelinę (ryse) w strukturze betonu modelowo ująć można w postaci spłaszczonego prostokąta, którego jeden wymiar ( $B$  na rys. 4.6) w przekroju jest dominujący. Rozkład naprężeń w takim przekroju wyznacza się rozpatrując fragment cieczy w kanale i ustalając warunki równowagi takiego elementu.



Rys. 4.6. Schemat wyznaczania rozkładu naprężeń stycznych w płaskim przekroju .

Warunek równowagi sił działających na wyróżniony na rys. 4.6 element przedstawia równanie

$$p \cdot 2r \cdot b = (p + dp) \cdot 2r \cdot b + 2 \cdot 2r \cdot dl \cdot \tau + 2 \cdot b \cdot dl \cdot \tau, \quad (4.36)$$

a po uproszczeniach:

$$\frac{dp}{dl} = -\left(\frac{2r}{b} + 1\right) \cdot \frac{\tau}{r} \quad (4.37)$$

Ponieważ  $r \ll b$ , więc pierwszy człon w nawiasie równania 4.37 można zaniedbać ( $\frac{2r}{b} \rightarrow 0$ ), stąd:

$$\tau = -\frac{dp}{dl} \cdot r \quad (4.38)$$

Naprężenie styczne na powierzchni kanału wynosi:

$$\tau_w = -\frac{dp}{dl} \cdot R \quad (4.39)$$

Natężenie przepływu w kanale o przekroju spłaszczonym określa wyrażenie:

$$Q = \int_0^Q dQ = 2B \int_0^R v \cdot dr, \quad (4.40)$$

a po scałkowaniu przez części:

$$Q = 2B \cdot \left[ v \cdot r - \int r \cdot dv \right]_0^R \quad (4.41)$$

W analogiczny sposób jak to opisano w p. 4.3 otrzymuje się wzór:

$$Q = \frac{B \cdot D^2}{2\tau_w^2} \int_0^{\tau_w} f(\tau) \cdot \tau \cdot d\tau. \quad (4.42)$$

Zależność funkcyjna  $f(\tau)$  jest identyczna jak w p. 4.3:

$$f(\tau) = \frac{\tau - \tau_1}{\eta_{pl}}, \quad (4.43)$$

a więc

$$Q = \frac{B \cdot D^2}{2\eta_{pl} \cdot \tau_w^2} \cdot \int_{\tau_1}^{\tau_w} (\tau^2 - \tau_1 \cdot \tau) \cdot d\tau. \quad (4.44)$$

Zmiana dolnej granicy całkowania z "0" na " $\tau_1$ ", ma swoje uzasadnienie w równaniach konstytutywnych, z których wynika, że przepływ ciecży zachodzi tylko wówczas, gdy  $\tau > \tau_1$ .

Po scałkowaniu równania 4.44 uzyskuje się zależność

$$Q = \frac{B \cdot D^2}{2\eta_{pl}} \left( \frac{\tau_w}{3} - \frac{\tau_1}{2} + \frac{\tau_1^3}{6\tau_w^2} \right). \quad (4.45)$$

Po pominięciu ostatniego wyrazu i podstawieniu zależności

$$Q = v_{sr} \cdot B \cdot D, \quad (4.46)$$

można równanie 7.35 przekształcić do postaci:

$$v_{sr} = -\frac{D}{2\eta_{pl}} \left( \frac{D}{6} \cdot \frac{dp}{dl} + \frac{\tau_1}{2} \right) \quad (4.47)$$

Wstawiając zamiast D średnicę zastępczą  $D'$ , podstawiając 4.8 i dokonując uproszczenia względem p, otrzymuje się równanie różniczkowe niejednorodne

$$\frac{dp}{dl} + \frac{12v_{sr} \cdot \eta_{pl} + 3D' \cdot \tau_0}{D^2} p = 0. \quad (4.48)$$

Dalszy tok obliczeń przebiega identycznie jak w p. 4.3, a rozwiązanie równania przepływu będzie miało postać:

$$p = \frac{4\eta_{pl} \cdot v_{sr} + \tau_0 \cdot D'}{D' \cdot k} \cdot \left( e^{\frac{3k}{D' \cdot l}} - 1 \right) + P_0 \cdot e^{-\frac{3k}{D' \cdot l}}, \quad (4.49)$$

zaś zasięg tłoczenia:

$$L = \frac{D'}{3k} \cdot \ln \left( \frac{P_0 \cdot k}{\tau_0} + 1 \right). \quad (4.50)$$

## 4.5. Analiza równań przepływu

Równania 4.35 i 4.50 stanowią nową postać równań przepływu, uwzględniającą dyspersyjny charakter mieszanki iniekcyjnej, w której występują nowe, dotychczas nieuwzględniane parametry reologiczne. W niniejszym podrozdziale zostanie przeprowadzona analiza ogólnej poprawności uzyskanych rozwiązań. W tym celu w pierwszej kolejności oblicza się lub przyjmuje wartości parametrów reologicznych, geometrycznych i technologicznych, występujących w wyprawdzonych równaniach. Następnie zmieniając w określonym zakresie wartości

poszczególnych parametrów uzyska się wykresy ich wpływu na zasięg tłoczenia  $L$ , co pozwoli przekonać się, czy uzyskane rozwiązania są niesprzeczne z obserwacjami doświadczalnymi.

#### 4.5.1. Parametry równań przepływu

##### **Granica ścinania $\tau_0$ i lepkość plastyczna $\eta_{pl}$**

Zaczyny cementowe będące podstawowym składnikiem mieszanek iniekcyjnych na bazie cementu charakteryzują się dość szeroką zmiennością parametrów reologicznych. Można przyjąć, że dla zaczynów cementowych o współczynniku  $w/c$  w przedziale od 0,4 do 0,6 i powierzchni właściwej cementu  $F_B$  w granicach od 2600 do 5400  $\text{cm}^2/\text{g}$ , granica ścinania  $\tau_0$  zawiera się w przedziale od 6 do 40 Pa, zaś lepkość plastyczna  $\eta_{pl}$  od 0,05 do 0,4  $\text{Pa}\cdot\text{s}$ .

Znaczny wpływ na wartości parametrów reologicznych wywierają dodatki i domieszki będące składnikami mieszanek iniekcyjnych. Możliwe jest znaczące obniżenie wartości granicy ścinania, w niektórych przypadkach praktycznie do zera [31, 56]. Natomiast wpływ tych dodatków na lepkość jest stosunkowo niewielki.

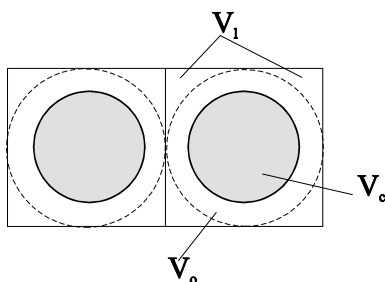
Ostatecznie do analizy przyjęto:

- granicę ścinania  $\tau_0 = 13,0$  Pa (jak dla zaczynu bez dodatków o  $w/c=0,5$ )
- lepkość  $\eta_{pl} = 0,15$   $\text{Pa}\cdot\text{s}$  jw.,

zaś przedział zmienności, przy oszacowaniach wpływu granicy ścinania  $\tau_0$  na zasięg tłoczenia, od 0,0 do 40,0 Pa.

##### **Współczynnik tarcia wewnętrznego $tg\phi$**

Współczynnik tarcia wewnętrznego dla zaczynów cementowych bez dodatków można obliczać z przytaczanych wcześniej półempirycznych wzorów Bleszczika, cechujących się wysoką zgodnością z danymi doświadczalnymi. We wzorach tych występują wielkości geometryczne opisujące stan struktury zaczynu, jak: odległości pomiędzy ziarnami cementu, grubość błonek wodnych na ziarnach, średnia wielkość ziaren. Wielkości te wyznaczyć można rozpatrując zależności geometryczne w niewielkim fragmencie zaczynu, zaś uzyskane wzory mają charakter ogólny.



Rys. 4.7. Geometria układu ziaren cementu w zaczynie. Poszczególne symbole opisano w tekście

Przyjęto następujące oznaczenia:

$V_c$  - objętość ziaren cementu (założono ich kulisty kształt),

$V_w$  - objętość całkowita wody,

$V_o$  - objętość kulistej otoczki wodnej, rozdzielającej poszczególne ziarna cementu,

$V_l$  - objętość pozostałej części wody, w lukach (przestrzeniach międzyziarnowych),

$V_k$  - objętość kuli - suma objętości ziarna cementu i kulistej otoczki wodnej,

$V_{całk}$  - objętość całkowita układu,

$S$  - szczelność upakowania kul w układzie.

$$S = \frac{V_k}{V_{całk}} = \frac{V_k}{V_k + V_l}. \quad (4.51)$$

Przy założeniu całkowitego wypełnienia stosu wodą mamy:

$V_w = V_o + V_l$  oraz  $V_c = V_k - V_o$  skąd wynika:  $V_c = V_k + V_l - V_w$ .

Ponieważ  $V_l = V_k \times (1-S)/S$ , więc  $V_c = V_k/S - V_w$ . Z kolei podstawiając  $V_w = \rho_c \cdot V_c \cdot (w/c)$ , otrzymuje się:  $V_c = V_k/S - \rho_c \cdot V_c \times (w/c)$ . Stosunek objętości kul jest równy stosunkowi sześciątów ich promieni  $V_k/V_c = (r_k/r_c)^3$ , a więc można zapisać

$$r_k = r_c \cdot \sqrt[3]{S \left( 1 + \rho_c \frac{w}{c} \right)}. \quad (4.52)$$

Odległość pomiędzy ziarnami cementu  $\Delta = 2(r_k - r_c)$ . Ostatecznie więc

$$\Delta = 2r_c \cdot \left( \sqrt[3]{S \left( 1 + \rho_c \frac{w}{c} \right)} - 1 \right). \quad (4.53)$$

Średni promień ziaren cementu wyznaczany jest z warunku zachowania powierzchni właściwych

$$r_c = \frac{3}{F_B \cdot \rho_c}. \quad (4.54)$$

Grubość warstwy błonek wodnych na ziarnach cementu przyjęto stałą,  $\delta = 0,05 \mu\text{m}$ . Szczelność przyjęto za [57]  $S = 0,5236$  jak dla kul w węzłach sześciątów, co przy ustalonym  $w/c$  daje najmniejsze odległości pomiędzy ziarnami cementu.

Wyniki obliczeń współczynnika tarcia wewnętrznego  $\text{tg}\phi$  zestawiono w tab. 4.1.

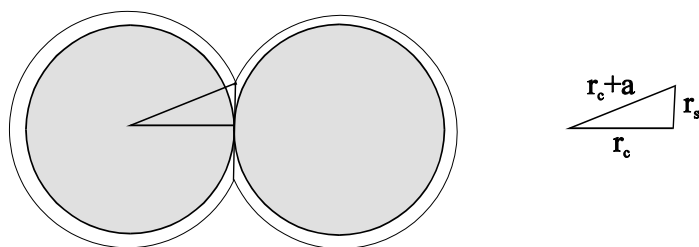
**Tab. 4.1.** Wyniki obliczeń współczynnika tarcia wewnętrznego  $\text{tg}\phi$  zaczynów cementowych, przeprowadzone na podstawie teoretyczno-eksperymentalnych wzorów Bleszczyka [12]

w/c	Powierzchnia właściwa cementu, $\text{cm}^2/\text{g}$				
	4000	5000	6000	7000	12000
0.4	0.21	0.24	0.27	0.3	~1
0.45	0.086	0.104	0.12	0.14	0.26
0.5	0.013	0.030	0.047	0.064	0.150

W dalszych obliczeniach przyjmować się będzie wartość  $\text{tg}\varphi = 0,03$  (jak dla zaczynu bez dodatków o  $w/c=0,5$  i powierzchni właściwej cementu  $5000 \text{ cm}^2/\text{g}$ ), zaś zmiany  $\text{tg}\varphi$  w granicach od  $0,013$  do  $0,3$ . Wpływ zmian granicy ścinania  $\tau_0$  i współczynnika tarcia wewnętrznego  $\text{tg}\varphi$  ujmowany będzie łącznie, ze względu na wzajemne powiązanie obu parametrów reologicznych.

**Względna wielkość powierzchni kontaktu ziaren cementu w płaszczyźnie ścinania  $m$**

Na podstawie przyjętych założeń powierzchnię styku dwóch ziaren w otoczkach wodnych wyznacza się wychodząc z warunku całkowitego spłaszczenia błonki wodnej w miejscu zetknięcia się ziaren (rys. 4.8).



**Rys. 4.8.** Rysunek pomocniczy do obliczeń powierzchni styku ziaren:

$r_c$  – promień kulistego ziarna cementu,  $r_s$  – promień kołowej powierzchni styku,  $a$  – grubość zaadsorbowanej warstewki wody na powierzchni ziarna

Z warunków geometrycznych układu wynika, że

$$r_s = \sqrt{(r_c + a)^2 - r_c^2} = \sqrt{a(a + 2r_c)}. \quad (4.55)$$

Współczynnik  $m$  obliczać można z zależności

$$m = \frac{F_s}{F} = \frac{\pi \cdot r_s^2}{\pi \cdot \left(r_c + \frac{\Delta}{2}\right)^2}. \quad (4.56)$$

Oznaczenia we wzorach jak wyżej. Wyniki obliczeń zestawiono w tab. 4.2.

**Tab. 4.2.** Wyniki obliczeń współczynnika  $m$

w/c	Powierzchnia właściwa cementu, $\text{cm}^2/\text{g}$				
	4000	5000	6000	7000	12000
0.4	0.038	0.047	0.057	0.066	0.115
0.45	0.036	0.045	0.054	0.063	0.110
0.5	0.035	0.043	0.052	0.061	0.106

W dalszych analizach przyjmować się będzie wartość  $m = 0,043$  (jak dla zaczynu bez dodatków o  $w/c=0,5$  i powierzchni właściwej cementu  $5000 \text{ cm}^2/\text{g}$ ), zaś zmiany wartości współczynnika powierzchni styku  $m$  w granicach od 0,035 do 0,115 - w powiązaniu ze zmianami pozostałych parametrów reologicznych.

### **Współczynnik rozporu bocznego $\lambda$**

Wykorzystując analogię z ośrodkiem gruntowym, współczynnik rozporu bocznego  $\lambda$  wyznaczać się będzie ze wzoru znanego w mechanice gruntów

$$\lambda = \text{tg}^2 \left( 45^\circ - \frac{\varphi}{2} \right) \quad (4.57)$$

Kąt tarcia wewnętrzznego zaczynu.  $\varphi$  określony zostanie na podstawie obliczonego wyżej współczynnika tarcia wewnętrzznego. Wyniki obliczeń współczynnika  $\lambda$  zestawiono w tab. 4.3.

**Tab. 4.3.** Wyniki obliczeń współczynnika rozporu bocznego  $\lambda$

w/c	Powierzchnia właściwa cementu, $\text{cm}^2/\text{g}$				
	4000	5000	6000	7000	12000
0.4	0.66	0.62	0.59	0.55	0.17
0.45	0.84	0.81	0.79	0.76	0.60
0.5	0.97	0.94	0.91	0.88	0.74

W dalszych obliczeniach przyjmować się będzie wartość  $\lambda = 0,94$  (jak dla zaczynu bez dodatków o  $w/c=0,5$  i powierzchni właściwej cementu  $5000 \text{ cm}^2/\text{g}$ ), zaś zmiany wartości współczynnika rozporu bocznego  $\lambda$  zachodzące w granicach od 0,17 do 0,97 - w powiązaniu ze zmianami pozostałych parametrów reologicznych.

### **Średnica kanału tłocznego $D$**

Rozmiary pustek i nieciągłości, modelowo ujmowanych w postaci kanalików o przekroju kołowym, jak i szerokości rozwarcia rys w elemencie betonowym są niewielkie. W obliczeniach przyjmuje się średnicę kanału tłocznego  $D$  w przedziale od 0,01 mm do 10 mm, a jej ustaloną wielkość  $D = 2 \text{ mm}$ .

### **Grubość zaadsorbowanej warstwy zaczynu na ścianie kanału $a$**

Stosując dyspersje cementowe jako materiał iniekcyjny nie udaje się przeprowadzić procesu iniekcji w pustkach betonu o włosowatych rozmiarach poniżej 0,01 - 0,02 mm, nawet przy użyciu mikrocementów. Grubość zaadsorbowanej warstwy przyściennej  $a$  określa się więc wychodząc z założenia, że powodem takiego stanu rzeczy jest całkowite „zarośnięcie” wejścia do kanału tłocznego zaadsorbowaną warstwą cząstek cementu. Średni rozmiar cząstki w cementach



o wysokim stopniu przemiału jest rzędu 2 $\mu$ m. Przyjmuje się więc, że zaadsorbowaniu na ścianie i unieruchomieniu ulegają co najmniej 3 warstwy cząstek cementu, zaś grubość warstwy zaadsorbowanej a wyniesie  $a = 3 \times (2r_c)$ . Do obliczeń przyjmuje się  $a = 3 \times (2 \times 1,9) = 0,0114$  mm (dla cementów o powierzchni właściwej  $F_B = 5000$  cm<sup>2</sup>/g).

### ***Wielkość początkowego ciśnienia tłocznego $P_0$***

Ciśnienie tłoczne na wyjściu pompy iniekccyjnej  $P_0$  nie może być dowolnie duże, gdyż jak wynika z praktyki, zbyt duże ciśnienie powoduje odpływ wody i powstanie zatorów. Przyjęta w rzeczywistych realizacjach procesu iniekcji maksymalna wielkość ciśnienia  $P_0$  wynosi około 0,6 do 1,0 MPa, ([13] podaje niższe wartości, od 0,2 do 0,4 MPa).

W obliczeniach przyjęto  $P_0 = 0,6$  MPa, zaś zakres zmienności od 0 do 1,0 MPa.

Ostatecznie do analiz ogólnej poprawności nowych równań przepływu przyjęto następujące wartości występujących w nich parametrów:

$$\eta_{pl} = 0,15 \text{ Pa}\cdot\text{s},$$

$$\tau_0 = 13,0 \text{ Pa},$$

$$\text{tg}\varphi = 0,03,$$

$$m = 0,043,$$

$$\lambda = 0,94,$$

$$D = 2,0 \text{ mm},$$

$$a = 0,019 \text{ mm},$$

$$P_0 = 0,6 \text{ MPa}.$$

### **4.5.2. Rozkład ciśnienia oraz zasięg iniekcji**

Na podstawie podanych w tym rozdziale równań można uzyskać zależności określające wielkość spadku ciśnienia wzdłuż kanału tłocznego:

- kołowego (różniczkując równanie 4.34)

$$\frac{dp}{dl} = -\frac{16k}{3D'} \left( \frac{6\eta_{pl} \cdot v_{sr} + \tau_0 \cdot D'}{D' \cdot k} + P_0 \right) \cdot e^{-\frac{16k}{3D'} \cdot l} \quad (4.58)$$

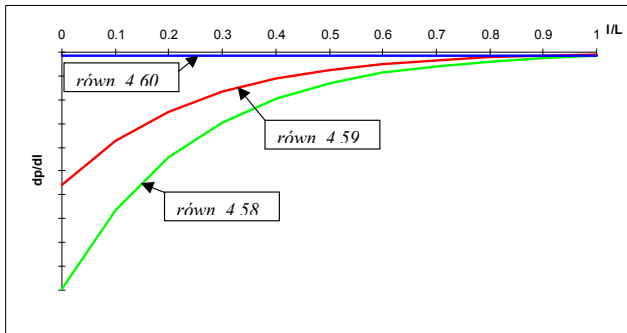
- płaskiego (różniczkując równanie 4.49)

$$\frac{dp}{dl} = -\frac{3k}{D'} \left( \frac{4\eta_{pl} \cdot v_{sr} + \tau_0 \cdot D'}{D' \cdot k} + P_0 \right) \cdot e^{-\frac{3k}{D'} \cdot l} \quad (4.59)$$

Analogiczna zależność wyprowadzana na podstawie klasycznego równania Buckingham-Reinera, nie uwzględniającego oporów tarciovych przedstawia się następująco:

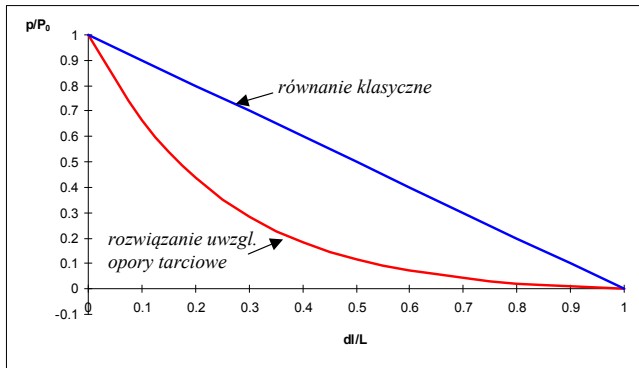
$$\frac{\Delta p}{L} = \frac{32\eta_{pl} \cdot v_{sr}}{D^2} + \frac{16\tau_0}{3D}. \quad (4.60)$$

Wielkość oporów przepływu, wyrażona poprzez jednostkowy spadek ciśnienia  $dp/dl$ , jest zmienna i maleje na długości kanału tłocznego. Wynika to z faktu zmniejszania się ciśnienia wzdłuż kanału tłocznego, a tym samym i oporów natury tarciowej, które zależą wprost proporcjonalnie od wielkości ciśnienia panującego w danym punkcie kanału. Opory ruchu, wynikające z rozwiązania klasycznego, są niewielkie w porównaniu z oporami tarcioвыми w cieczy dyspersyjnej i mają stałą wartość na całej długości kanału tłocznego (por. rys. 4.9).



Rys. 4.9. Opory ruchu na długości kanału tłocznego

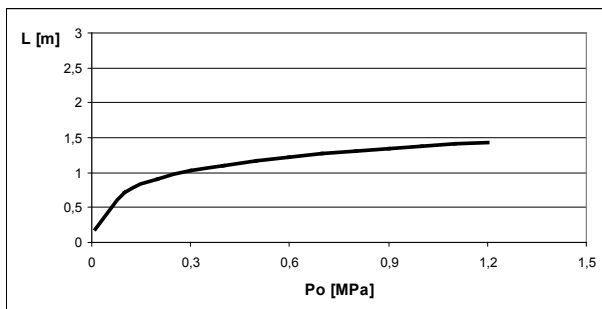
Opory ruchu w istotny sposób wpływają na rozkład ciśnienia tłocznego wzdłuż kanału, który przedstawiono na rys. 4.10.



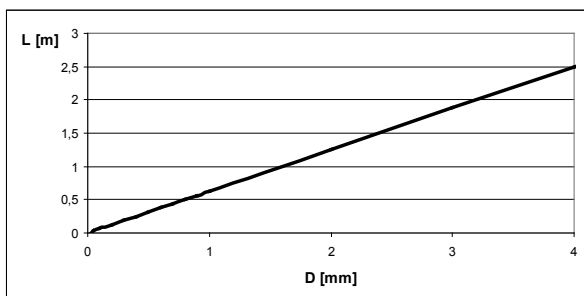
Rys. 4.10. Rozkład ciśnienia na długości kanału tłocznego.

Jeśli na osiach wykresu umieszczone są jednostki względne, jak na rys. 4.10, wówczas linia spadku ciśnienia dla kanału płaskiego i kołowego pokrywa się.

Ogólny kształt krzywych rozkładu ciśnienia i oporów ruchu na długości kanału tłocznego, uzyskanych z autorskich równań przepływu, jest zgodny z wynikami analiz [29]. Natomiast wpływ poszczególnych parametrów równań przepływu na zasięg tłoczenia przedstawiono na rys. 4.11 – 4.13.

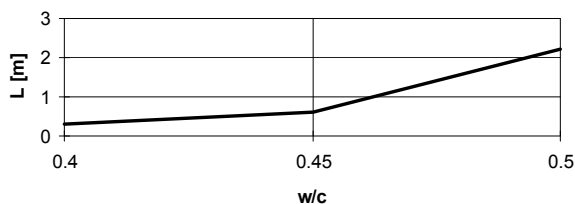


Rys. 4.11. Wpływ ciśnienia tłocznego  $P_0$  na zasięg tłoczenia  $L$  na podstawie równania 4.35.



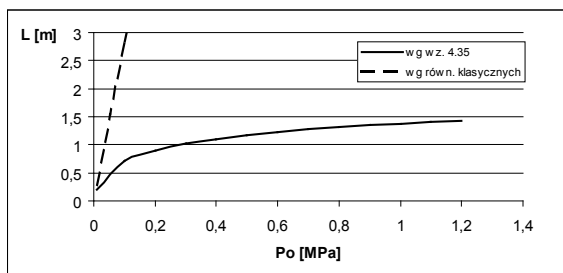
Rys. 4.12. Wpływ średnicy kanału tłocznego  $D$  na zasięg  $L$  według wzoru 4.35.

Parametry reologiczne:  $\tau_0$ ,  $\lambda$ ,  $m$ ,  $\text{tg}\varphi$  nie są zmiennymi niezależnymi, ale zmiany ich wartości występują łącznie. Dlatego też wpływ stopnia upłynnienia dyspersji przedstawiony na rys. 4.13 ujęto obliczając występujące w równaniu 4.35 wartości parametrów reologicznych dla poszczególnych wskaźników w/c dyspersji cementowej.

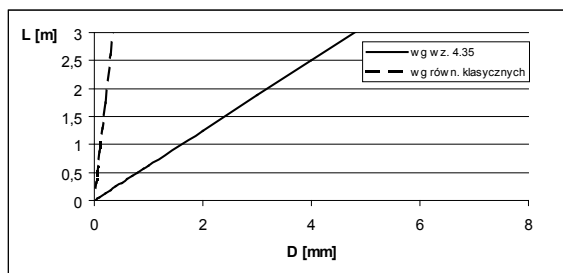


Rys. 4.13. Wpływ stopnia upłynnienia dyspersji cementowej mierzony wskaźnikiem w/c na zasięg tłoczenia  $L$ , na podstawie równania 4.35.

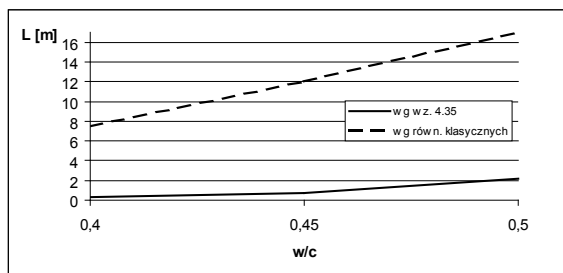
Wielu autorów dosyć bezkrytycznie podaje uzyskiwane wyniki obliczeń, np. zasięg 5m (!) przy ciśnieniu 0,5MPa i średnicy przewodu 1mm [37], co znacznie odbiega od rzeczywistych możliwości iniekcyjnych dyspersji cementowych. Uwzględnienie oporów tarciovych pozwala na uzyskanie wyników obliczeń bardziej zgodnych z wynikami doświadczalnymi. Znaczne różnice przewidywanego zasięgu iniekcji (ok. jednego rzędu wartości) pojawiające się przy porównaniu wyników otrzymywanych według klasycznych rozwiązań oraz z uwzględnieniem oporów tarciovych zilustrowano na rys. 4.14 – 4.16.



**Rys. 4.14.** Porównanie wpływu ciśnienia początkowego na zasięg tłoczenia według równań klasycznych i równań autorskich (wzór 4.35)



**Rys. 4.15.** Porównanie wpływu średnicy przewodu tłocznego na zasięg tłoczenia – oznaczenia jak na rys. 4.14.



**Rys. 4.16.** Porównanie wpływu stopnia upłynnienia dyspersji iniekcyjnej na zasięg tłoczenia – oznaczenia jak na rys. 4.14.

Jak wynika z powyższych wykresów, wpływ oporów tarciovych na stykach ziaren cząstek cementu, charakterystyczny dla układów dyspersyjnych wywiera szczególnie istotny wpływ na skuteczność procesu iniekcji. Zasięg iniekcji ulega znacznemu zmniejszeniu, zwłaszcza dla iniektów o większych koncentracjach cząstek stałych, w których odległości pomiędzy cząstkami cementu są mniejsze, a tym samym zwiększa się powierzchnia ich styku. Wyniki obliczeń zasięgu tłoczenia, dla układów dyspersyjnych i niedyspersyjnych zbliżają się do siebie, w miarę zmniejszania się ciśnienia tłocznego i koncentracji cząstek cementu.

Zwiększanie ciśnienia tłocznego powoduje wzrost zasięgu tłoczenia  $L$ , jednak przyrost ten jest stopniowo coraz mniejszy. W zasadzie nie ma możliwości istotnego zwiększenia zasięgu poprzez zwiększanie ciśnienia (por. rys. 4.11 i 4.14) ze względu na towarzyszący temu działaniu wzrost oporów tarciovych. Znane z praktyki skuteczne stosowanie technologii jet-grouting nie stanowi zaprzeczenia temu stwierdzeniu, ze względu na fakt, że skuteczność ta osiągnięta jest poprzez niszczenie struktury gruntu jako ośrodka porowatego.

#### 4.6. Weryfikacja doświadczalna

Relacjonowane w niniejszym podrozdziale badania doświadczalne dotyczą iniekcyjnego wypełniania pustek wytworzonych pomiędzy ziarnami kruszywa usypanego i zagęszczonego w pionowym cylindrze. Uzyskana w ten sposób struktura porów odzwierciedla nieciągłości struktury silnie zdefektowanego betonu. Celem przedstawianych badań było doświadczalne potwierdzenie poprawności przyjętego modelu makroporowych pustek struktury betonu w postaci układu równoległych makropylar w warunkach praktycznych realizacji procesu iniekcji.

Stos kruszywowy formowano i zagęszczano w pleksigasowym cylindrze o wysokości 200cm, średnicy 15cm i grubości ścianek 0,5cm. Przezroczyste ścianki cylindra umożliwiały wizualną obserwację postępów procesu iniekcyjnego. Badania przeprowadzono dla dwóch składów granulometrycznych kruszywa, opisanych w tab. 4.

Tab. 4.4. Parametry granulometryczne stosów kruszywowych

LP.	frakcje [mm]	średnica Sautera $d_s$ [mm]	porowatość stosu $\varepsilon$	średnica hydrauliczna $d_h$ [mm]
SK-1	0.5-8.0	1.66	0.19	0.26
SK-2	1.0-8.0	2.27	0.21	0.40

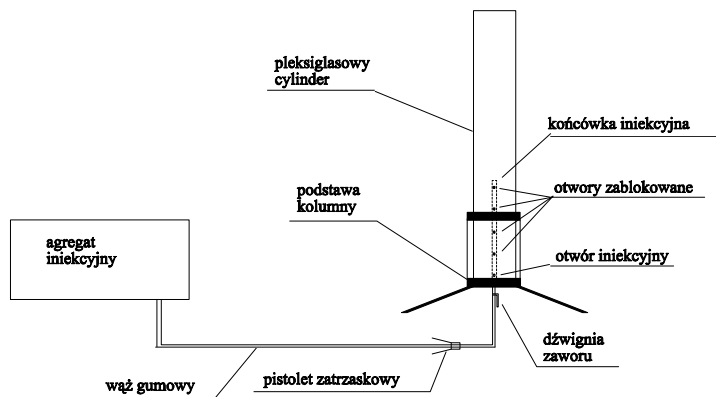
wielkości w tab. 4.4:  $d_s$  - średnica zastępcza ziaren stosu, tzw. średnica Sautera  $d_s = 6V_s/A_s$   
 $d_h$  - średnica hydrauliczna obliczaną ze wzoru  $d_h = \frac{2\varepsilon \cdot d_s}{3(1-\varepsilon)}$ ,

Iniekcję stosów kruszywowych przeprowadzano przy użyciu mieszanek sporządzanych na dwóch rodzajach cementu, różniących się stopniem przemiału:

$C_1$  - o powierzchni właściwej mierzonej wg Blaina  $F_{B1} = 3600 \text{ cm}^2/\text{g}$

$C_2$  - o powierzchni właściwej mierzonej wg Blaina  $F_{B2} = 4500 \text{ cm}^2/\text{g}$ .

W części mieszanek iniekcyjnych stosowano firmową domieszkę upłynniającą, oznaczoną symbolem roboczym U-1, w ilości 1% wagi cementu. Domieszka ta obniża napięcie powierzchniowe wody i zmniejsza tarcie wewnętrzne pomiędzy ziarnami cementu. Wszystkie mieszanki iniekcyjne wykonywano przy  $w/c = 0,5$ . Schemat układu badawczego przedstawiono na rys. 4.17.



Rys. 4.17. Schemat stanowiska pomiarowego

W trakcie badań pomiarowi podlegały następujące wielkości:

- ciśnienie tłoczne  $P_0$ ,
- zasięg tłoczenia  $L$  (wysokość słupa iniektu w kolumnie),
- czas trwania procesu iniekcji.

Łącznie wykonano 8 serii badań tłoczenia, obejmujących wszystkie kombinacje podanych wyżej zmiennych. Każde z badań dwukrotnie powtarzano.

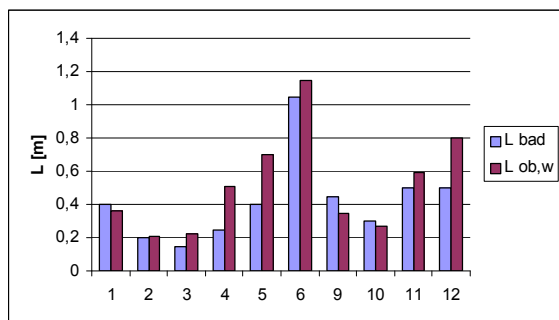
Parametry reologiczne mieszanek iniekcyjnych wyznaczano na podstawie pomiarów reologicznych ( $\tau_0$ ) oraz obliczeń ( $m$ ,  $\text{tg}\phi$ ,  $\lambda$ ). Ponieważ obecność upłynniacza U-1 wywołuje zmiany parametrów reologicznych, uwzględniono je zmniejszając obliczeniowo grubość otoczek wodnych na ziarnach cementu o 20%, z  $0,05 \mu\text{m}$  do  $0,04 \mu\text{m}$ , co jest wielkością przyjętą w sposób nieco arbitralny, jednak mający podstawy merytoryczne. W tab. 4.5 zestawiono uzyskane wielkości parametrów geometrycznych i reologicznych, dane doświadczalne odnośnie wielkości ciśnienia tłoczego  $P_0$  i zasięgu tłoczenia  $L_{\text{bad.}}$ , oraz wyniki obliczeń zasięgu tłoczenia  $L_{\text{ob,w}}$  na podstawie równania 4.35. W zestawieniu nie uwzględniano wyników badawczych, w trakcie których występowały anomalie (zatory, strumienie przyścienne).

**Tab. 4.5.** Zestawienie danych doświadczalnych i obliczeniowych

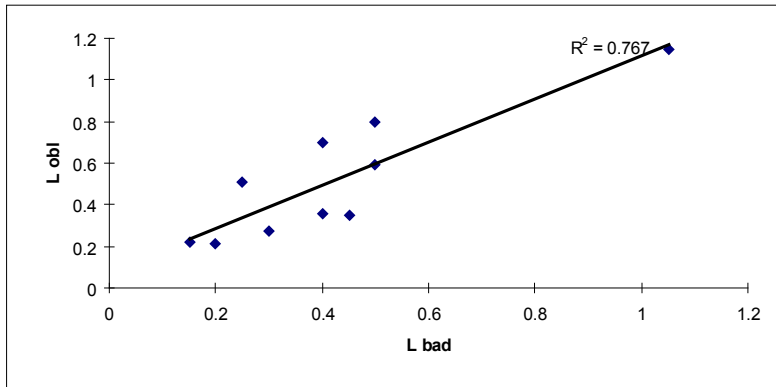
nr bad	Rodzaj cementu	upłynniacz	$d_h$ [mm]	$\tau_0$ [Pa]	$\text{tg}\varphi$	m	$\lambda$	$P_0$ [MPa]	t [s]	$L_{\text{bad}}$ [m]	$L_{\text{ob,w}}$ [m]
1	C <sub>1</sub>		0,26	12,1	0,014	0,031	0,972	1,0	25	0,4	0,36
2	C <sub>2</sub>		0,26	15,0	0,021	0,039	0,958	0,8	60	0,2	0,21
3	C <sub>2</sub>		0,26	15,0	0,021	0,039	0,958	1,0	40	0,15	0,22
4	C <sub>2</sub>	1% U-1	0,26	9,4	0,007	0,031	0,987	0,4	30	0,25	0,51
5	C <sub>2</sub>	1% U-1	0,26	9,4	0,007	0,031	0,987	1,0	20	0,4	0,70
6	C <sub>1</sub>		0,4	12,1	0,014	0,031	0,972	1,0	30	1,05	1,15
7	C <sub>1</sub>	1% U-1	0,4	2,3	0,002	0,025	0,995	0,4	50	>1,5	3,09
8	C <sub>1</sub>	1% U-1	0,4	2,3	0,002	0,025	0,995	0,2	90	>1,5	2,3
9	C <sub>2</sub>		0,4	15,0	0,021	0,039	0,958	1,0	36	0,45	0,35
10	C <sub>2</sub>		0,4	15,0	0,021	0,039	0,958	0,4	60	0,3	0,27
11	C <sub>2</sub>	1% U-1	0,4	9,4	0,007	0,031	0,987	0,2	60	0,5	0,59
12	C <sub>2</sub>	1% U-1	0,4	9,4	0,007	0,031	0,987	0,4	40	0,5	0,80

Iniekcje w warunkach rzeczywistych, odbiegających od modelowych, cechują się dużymi rozrzutami rezultatów, co potwierdzają też wyniki opisywanych badań. Dlatego też, zdaniem autora, rozrzuty wyników mierzone stosunkiem  $L_{\text{bad}}/L_{\text{ob,w}}$  w granicach  $0,7 \div 1,5$  należy uznać za mieszczące się w granicach rozsądku. Warunek ten spełniają próby nr 1, 2, 3, 5, 6, 9, 10, 11 (8 wyników z 10 branych pod uwagę). Pozostałe, nr 4 i 12, wykazują większe odchylenia (wyniki otrzymane w trakcie badań są niższe od obliczeniowych) i co charakterystyczne, dotyczą mieszanek iniekcyjnych z upłynniaczem. Można to uznać za prawidłowość, bowiem domieszka upłynniająca pogarsza stabilność mieszanki iniekcyjnej i przyczynia się do zwiększania tendencji do powstawania zatorów i blokady dalszego przepływu.

Graficzne porównanie wyników badań i obliczeń zestawionych w tab. 4.5 przedstawiono na rys. 4.18, natomiast poziom korelacji na rys. 4.19.



**Rys. 4.18.** Porównanie wyników obliczeń zasięgu tłoczenia  $L_{\text{ob,w}}$  z wynikami badań  $L_{\text{bad}}$  iniekcji w stosach kruszywowych.



Rys. 4.19. Korelacja wyników badań i obliczeń

Pomimo, że geometria układu nieciągłości stosu kruszywowego odbiega od modelowego prostoliniowego kanału tłocznego o stałej średnicy, to jednak porównanie wyników badań doświadczalnych z wynikami obliczeń według równań uwzględniających dyspersyjny charakter iniektu wykazuje dobrą zgodność, z korelacją na poziomie 0,77. Zgodność tę można byłoby podwyższyć wprowadzając współczynnik uwzględniający zmiany kierunku myślowo wyodrębnionego kanałka tłocznego o średnicy  $d_p$ . Wartość tego współczynnika, postulowanego w [79] i nazywanego *współczynnikiem krętości*  $\kappa$ , powinna być mniejsza od jedności ze względu na dodatkowe opory ruchu powstające przy zmianie kierunku przepływu.

Interesujące jest, że wszystkie badania, w których wystąpiły anomalie procesu iniekcji (zatory, blokady) dotyczyły mieszanek iniekcyjnych na cemente  $C_1$ , o grubszym uziarnieniu. Mieszanki te, cechujące się mniejszym stopniem homogenizacji, są bardziej podatne na rozsegregowywanie się składników, a w związku z tym rośnie losowość i nieprzewidywalność procesu iniekcji.



## 5. Ocena procesu iniekcji i jego skutków

Proces iniekcijnej naprawy obiektu budowlanego, pomimo swojej „intuicyjności”, powinien jednak charakteryzować się pewnymi mierzalnymi efektami, których określenie pozwoliłoby na bardziej precyzyjny dobór rodzaju mieszanki iniekcijnej do konkretnych warunków aplikacyjnych. W niniejszym rozdziale opisano takie kryteria jak „iniekcyjność mieszanki cementowej” oraz „skuteczność naprawy”, pomocne w osiągnięciu tego celu.

### 5.1. Iniekcyjność mieszanki cementowej

Pojęcia „iniekcyjność”, „zdolności iniekcyjne”, pojawiają się wielokrotnie w literaturze fachowej. W wymaganiach ITB podanych w ZUAT-15/VI.07 występuje określenie „podatność do iniekcji”. W publikacjach anglojęzycznych używane są w zasadzie wymiennie pojęcia „injectability”, „groutability” lub „penetrability”. Pojęcia te w większości przypadków rozumiane są w sposób intuicyjny i oznaczają zdolność płynu iniekcyjnego do przepływu w pustkach iniektowanej struktury. Niektórzy autorzy bardziej „precyzyjnie” podają, że pustki mają być małe rozmiarami [92].

Rozumiane w ten sposób zdolności iniekcyjne mieszanki cementowej określone są przez trzy podstawowe zespoły czynników:

1. Właściwości materiałowe mieszanki iniekcijnej, które w odniesieniu do mieszanek iniekcyjnych można utożsamiać z właściwościami reologicznymi. Istotne znaczenie ma tu cały szereg różnorodnych czynników, wśród których należy wymienić:
  - objętościowa koncentracja fazy stałej  $c_v$ , ewentualnie wskaźnik  $w/c$ ,
  - wielkość ziaren cementu, wyrażana za pomocą powierzchni właściwej cementu  $F_B$ , średniej wielkości ziaren  $d_m$ , lub też wymiaru oczka sita, przez które przechodzi pewna ilość wszystkich ziaren, z reguły 85 ÷ 95% całkowitej masy cementu,
  - lepkość mieszanki iniekcijnej  $\eta_{pl}$ ,
  - granica płynności  $\tau_0$ ,
  - domieszki, zwłaszcza superplastyfikatory SP, domieszki zwiększające wiązliwość wody,
  - stopień rozproszenia fazy stałej zależny w dużym stopniu od sposobu przygotowania mieszanki, a więc czasu i intensywności mieszania, rodzaju użytego urządzenia mieszającego.
2. Geometria układu pustek  
Warunkiem koniecznym skutecznej iniekcji jest ciągłość układu pustek. Podstawowym parametrem geometrycznym jest wielkość kanalika tłoczego: szerokość rozwarcia rysy czy też średnica makrokapilary. W przypadku ośrodków grunto-

wych, stosów kruszywowych czy silnie porowatych elementów murowych lub betonowych wielkość przestrzeni międzyziarnowych może być charakteryzowana przez tzw. średnicę hydrauliczną  $d_h$  lub zastępczą średnicę ziaren  $d_s$ .

### 3. Parametry technologiczne

- ciśnienie tłoczne P.

Dyspersyjny charakter iniektu cementowego sprawia znaczne trudności na etapie tłoczenia w wąskich kanalikach, pustkach i rysach. Brak jest jak dotąd ścisłej wiedzy pozwalającej na precyzyjne prognozowanie procesu iniekcji. Sam proces tłoczenia jest w dużym stopniu nieprzewidywalny, a jego skuteczność mocno zależy od doświadczenia i intuicji inżyniera. Dlatego też dalszy postęp w tej dziedzinie wymaga umiejętności oceny zdolności iniekcyjnych iniektu, a więc oceny jego przydatności w konkretnych warunkach.

#### 5.1.1. Formuły matematyczne

Nieliczne są próby ściślejszego zdefiniowania iniekcyjności i wyrażenia jej za pomocą relacji obliczeniowych. Do jednych z pierwszych metod określania iniekcyjności  $N$  w ośrodkach gruntowych należą formuły typu:

$$N = \frac{D_x}{d_y}, \quad (5.1)$$

gdzie:  $D_x$  – średnica oczka sita, przez które przechodzi X% całkowitej masy gruntu,  $d_y$  – średnica oczka sita, przez które przechodzi Y% całkowitej masy iniektu.

Wielkości związane z rozmiarami cząstek gruntu (a więc pośrednio i pustek w tym ośrodku) wahają się w zakresie od  $D_{10}$  do  $D_{15}$ , natomiast wielkości związane z rozmiarami cząstek cementu od  $d_{85}$  do  $d_{95}$ .

Ten sposób określania iniekcyjności rozwinięto w pracy [1], gdzie podaje się zależność:

$$N = \frac{D_{10}}{d_{90}} + k_1 \frac{w/c}{FC} + k_2 \frac{P}{D_r}, \quad (5.2)$$

w której:  $k_1 = 0,01 \text{ kPa}^{-1}$ ,  $k_2 = 0,5$  – stałe doświadczalne,

FC – zawartość drobnych cząstek gruntu, o wymiarach poniżej 0,6mm,

P – ciśnienie tłoczne,

$D_r$  – gęstość względna iniektowanego złoża (gruntu),

$D_{10}$ ,  $d_{90}$  – jw.

Iniekcja w danych warunkach jest możliwa do przeprowadzenia, jeżeli  $N > 28$ . Autorzy metody zastrzegają ważność podanego przez siebie wzoru dla  $w/c \in (0,8 \div 2,0)$ ,  $P \in (0,05 \div 0,2 \text{ MPa})$  i  $FC \in (0 \div 6\%)$ .

Zaproponowana zależność odnosi się do ośrodków gruntowych, stosów kruzywowych, z możliwością prostej adaptacji do porowatych skał lub murów. Podstawą konstrukcji powyższego równania jest zasada sumowania wpływów rozmaitych czynników i ich kalibracji za pomocą stałych doświadczalnych, jakkolwiek sposób uporządkowania poszczególnych składników wzoru wydaje się dość przypadkowy. Zakres stosowalności wzoru (5.2) ograniczony jest przez sposób ujęcia właściwości reologicznych iniektu wyłącznie za pomocą wskaźnika  $w/c$ , który nie wystarcza, jeśli zmiana parametrów reologicznych nastąpi wskutek innych czynników, np. w wyniku stosowania domieszek lub wodozadnych dodatków (np. pył krzemionkowy), innego rodzaju cementu różniącego się znacząco uziarnieniem, lub innego sposobu przygotowania mieszanki iniekcijnej.

W pracy [91] iniekcyjność zaczynów cementowych (groutability)  $G$  zdefiniowano wg zależności (5.3):

$$G = \frac{K}{\eta_{pl} \cdot v_c}, \quad (5.3)$$

gdzie:  $K = 0$  gdy  $a/d_{15} < 5$

$K = 1$  gdy  $a/d_{15} \geq 5$

$a$  – wymiar kanalika tłocznego,

$d_{15}$  – charakterystyczny rozmiar cząstek cementu,

$\eta_{pl}$  – lepkość plastyczna,

$v_c$  – prędkość sedymentacyjna, przy której formuje się osad na dnie kanałka przepływowego.

Zależność ta ujmuje wpływ właściwości reologicznych (lepkość  $\eta_{pl}$ ), odporności na segregację składników (prędkość sedymentacyjna  $v_c$ ) oraz wielkości geometrycznych (parametr  $K$ ). Jej zaletą jest prosta formuła i uwzględnienie wielu istotnych czynników mających wpływ na przebieg procesu iniekcji. Można jednak znaleźć także i wady. Nie występuje tu w ogóle granica płynności  $\tau_0$ , która zgodnie z równaniami wyprowadzonymi w rozdziale 3 niniejszej pracy, jest tym parametrem reologicznym, który wpływa na zasięg tłoczenia. Ponadto jak wykazano w pracy [70], lepkość jest ściśle związana z odpornością na segregację składników reprezentowaną przez  $v_c$ . Wzrost lepkości pociągać będzie za sobą automatycznie wzrost wartości  $v_c$  i odwrotnie. Tak więc wpływ obu podstawowych składników wzoru jest niejako dublowany.

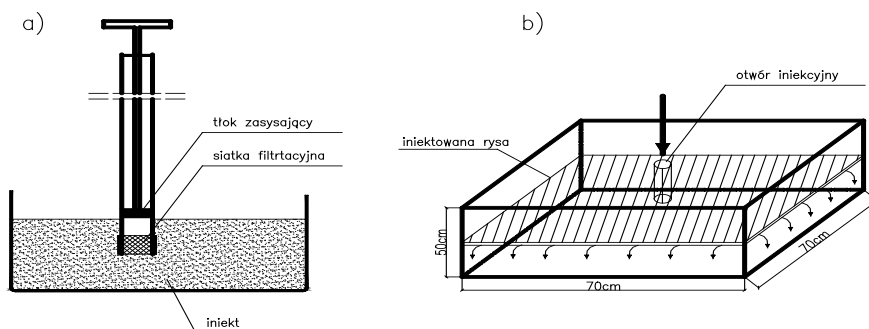
### 5.1.2. Metody badawcze

Wobec trudności z jednoznacznym opisem iniekcyjności dyspersji cementowej za pomocą formuł uwzględniających wszechstronnie wpływ rozmaitych czynników, dodatkowo silnie od siebie zależnych, podjęto liczne próby jej określania

na drodze doświadczalnej. Większość propozycji metod badawczych polega na określeniu w trakcie badań jakiejś konkretnej wielkości fizycznej i wnioskowaniu na tej podstawie o iniekcyjności badanej mieszanki.

### **Urządzenie filtracyjne (Filtration stability measurement device)**

Podstawą do zaproponowania tego urządzenia jest stwierdzenie, że o zdolnościach iniekcyjnych cieczy dyspersyjnej decyduje głównie jej odporność na segregację składników, zaś w mniejszym stopniu właściwości reologiczne. Urządzenie do pomiaru stabilności filtracyjnej przedstawione na rys. 5.1a zostało opisane w [31].



**Rys. 5.1.** Schemat urządzenia do pomiaru stabilności filtracyjnej [31],

- a) urządzenie zasysające,
- b) badania iniekcji na próbkach badawczych

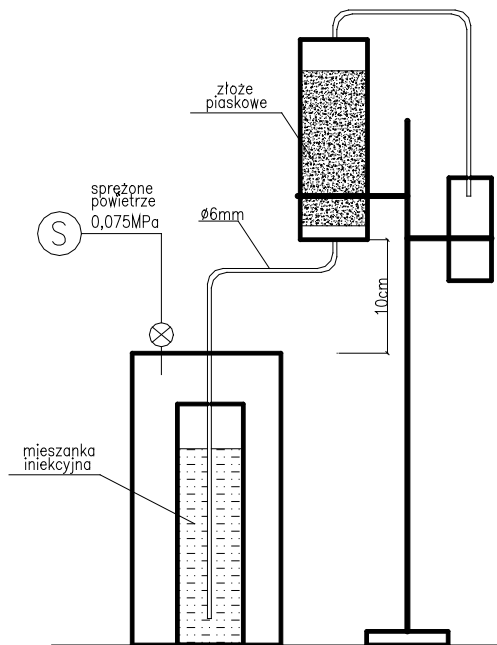
Pomiar polega na zanurzeniu urządzenia w naczyniu z iniektem i zassaniu pewnej jego ilości przez odciągnięcie tłoka. Miarą iniekcyjności jest ilość płynu, przechodząca przez metalowe sito umieszczone w przedniej części urządzenia. Wymiary oczek sita wynoszą  $100\mu\text{m}$ , co jest wielkością zbliżoną do granicznej osiągalnej dla iniektów cementowych. Jak wynika z danych zamieszczonych w cytowanej publikacji, korelacja pomiędzy tak badaną iniekcyjnością, a ilością przetłaczanego iniektu w badaniach na próbkach (rys. 5.2b) była na poziomie 0,76. Według autora cytowanej pracy jest to dobry wskaźnik. Jednak pojedyncze wyniki z tych badań cechowały się znaczną losowością. Niektóre zaczyny o takich samych parametrach stabilności filtracyjnej, w trakcie badań przepływu w rysie dawały kilkaset-procentowy rozrzut wyników. Biorąc nawet pod uwagę dużą losowość wyników, charakterystyczną dla procesu iniekcji, świadczą one o konieczności uwzględnienia jeszcze innych kryteriów przy ocenie zdolności penetracyjnych zaczynu iniekcyjnego.

Przede wszystkim zaczyn iniekcyjny w opisywanym urządzeniu ma „za zadanie” pokonać punktową przeszkodę w postaci sita, w trakcie czego nie mają okazji ujawnić się jego właściwości reologiczne w postaci lepkości i granicy płynięcia, a które

w dużym stopniu decydują o zasięgu tłoczenia i ilości przetłaczanego płynu w trakcie badań na próbkach. Ponadto ruch cząstek odbywający się na zasadzie zasysania, jest inny niż podczas tłoczenia, gdzie pojawiają się tendencje do zakleszczania i blokowania przepływu charakterystyczne dla cieczy dyspersyjnych. Wady te przy odpowiedniej modyfikacji urządzenia są prawdopodobnie możliwe do usunięcia.

### *Iniekcje w różnego typu złożach*

Metoda oceny iniekcyjności mieszanki cementowej na podstawie badań jej przepływu przez uformowane w cylindrze pomiarowym złożo piaskowe, kruszywo lub porowatą próbkę pobraną z konkretnego obiektu należy do najbardziej rozpowszechnionych. Na tej zasadzie opiera się test iniekcyjności podany w zaleceniach RILEM TC-52 RAC, wymagany także w celu uzyskania Aprobaty Technicznej ITB (ZUAT-15/VI.07). Schemat urządzenia badawczego pokazano na rys.5.3.



Rys. 5.3. Urządzenie do badań iniekcyjności wg zaleceń RILEM TC-52 RAC

Wynikiem pomiaru jest czas przepływu iniektu przez złożo znajdujące się w kolumnie badawczej, stanowiący podstawę do oceny iniekcyjności.

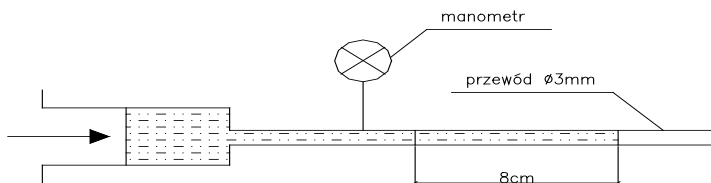
W swoich pracach podobne rozwiązania stosowali m.in.: Akbulut i Saglamer [1], Binda z zespołem [11], Snuparek i Soucek [74], Baroud z zespołem [9]. Mimo podobieństwa rozwiązań stanowiska badawczego, poszczególni badacze stosują

różne wielkości ciśnienia tłocznego, różną geometrię kolumny zawierającej iniektowane złożo, co czyni wyniki tych prac wzajemnie nieporównywalnymi.

Z własnych doświadczeń badawczych autora wynikają obserwacje odnośnie trudności natury technicznej, spowodowane zaburzeniami ściennymi. Mianowicie iniekt nie zawsze przepływa całym przekrojem złoża, ale znajduje sobie łatwiejszą drogę przy ścianie cylindra pomiarowego. Efekt ten bywa trudny do wychwycenia, natomiast znacznie zaburza wyniki pomiaru.

### ***Iniekcje w rurkach z tworzywa sztucznego***

Tego typu badania relacjonowano w pracy [53]. Pomiarowi podlegało ciśnienie tłoczne wywołujące przepływ iniektu w cylindrycznym przewodzie o średnicy 3mm, na długości odcinka równej 8cm (por. rys. 5.4). Ciśnienie to stanowiło też jedyne kryterium oceny iniekcyjności badanej mieszanki.



Rys. 5.4. Urządzenie badawcze do określania iniekcyjności wg [53]

### **5.1.3. Podsumowanie**

W chwili obecnej brak jest zarówno ścisłych, powszechnie przyjętych metod oceny iniekcyjności, jak również samej jej ścisłej definicji. Cecha ta rozumiana jest nadal raczej w sposób intuicyjny. Brak jest jednak rozwiązań teoretycznych, które w swojej formule zawierałyby również składniki uwzględniające efekty związane z segregacją mieszanki iniekcyjnej powstającą pod wpływem oporów przepływu. Nieuwzględnianie tego wpływu sprawia, że wszystkie rozwiązania teoretyczne określają iniekcyjność (której miarą może być np. zasięg tłoczenia  $L$ ) jedynie w sposób przybliżony. Dlatego też na obecnym etapie rozwoju wiedzy celowe jest stosowanie do oceny iniekcyjności mieszanek cementowych badań doświadczalnych.

Ze względu na komplikacje teoretyczne, oceny przydatności materiałów iniekcyjnych dokonuje się w trakcie badań na różnych urządzeniach badawczych, z których najczęściej stosuje się kolumny ze złożem piaszkowym lub kruszywowym. Z przedstawionych metod badań iniekcyjności największą popularnością cieszy się metoda badań iniekcji w systemie pustek utworzonych w stosie kruszywowym lub złożu piaszkowym. Struktura taka jest dość regularna, a uzyskiwane wielkości przestrzeni

międzyziarnowych powtarzalne w kolejnych badaniach. Widoczną zaletą iniekcji w naturalnych złożach jest badanie przepływu iniektu w warunkach zbliżonych do rzeczywistych, co nadaje tym badaniom aplikacyjny charakter. Możliwe jest dobranie rodzaju mieszanki iniekcijnej oraz parametrów technologicznych procesu do konkretnych warunków oraz prognozowanie efektów iniekcji na rzeczywistych obiektach. Słabością opisywanych metod jest natomiast ograniczenie się w ocenie iniekcyjności tylko do pomiaru jednej z wielkości badawczych: czasu przepływu iniektu przez złożę, lub też odległości jaką pokonał iniekt (zasięgu tłoczenia). W przypadku iniekcji materiałami dyspersyjnymi wydaje się niezbędne również porównanie jakości iniektu wejściowego i wyjściowego, a więc sprawdzenie czy wskutek nadmiernych oporów tłoczenia wzmagających segregację, na końcu drogi przepływu nie pojawia się niepełnowartościowy iniekt (w skrajnym przypadku może to być po prostu woda). W tym celu można przykładowo porównywać zmianę gęstości iniektu. Również niedostatkim jest tu silne związanie oceny iniekcyjności z właściwościami geometrycznymi iniektowanej struktury. Tak określona iniekcyjność nosi raczej partykularny, a nie ogólny charakter.

Wydaje się, że korzystniejsze byłoby oderwanie metodologii badań iniekcyjności od konkretnych warunków geometrycznych lub technologicznych i zdefiniowanie iniekcyjności jako cechy materiałowej (jak np. lepkość czy granica ścinania). Niestety obecny stan wiedzy na ten temat nie pozwala na podanie w pełni zadowalającej definicji.

Stworzenie metodyki oceny (lub pomiaru) iniekcyjności mieszanki cementowej – niezbędne z punktu widzenia praktycznych zastosowań - wymaga dalszych badań zarówno teoretycznych jak i doświadczalnych.

## 5.2. Skuteczność naprawy iniekcijnej

Z praktycznego punktu widzenia najistotniejszy jest efekt, jaki można uzyskać przeprowadzając trudne przedsięwzięcie technologiczne, jakim jest proces iniekcji, zwłaszcza przy użyciu materiału dyspersyjnego. Miary tego efektu - czyli miary skuteczności iniekcji - będą różne, w zależności od celu naprawy, którym może być: zmniejszenie porowatości, wypełnienie rysy, zwiększenie wytrzymałości, mrozoodporności, trwałości i innych cech betonu.

Dla potrzeb konkretnych zastosowań praktycznych można wyróżnić dwa podstawowe określenia skuteczności iniekcji: skuteczność wypełnienia nieciągłości oraz skuteczność wzmocnienia struktury materiału.

**Skuteczność wypełnienia nieciągłości** – w przypadku iniekcji uciążlających, gdzie decydującą przesłanką podjęcia prac iniekcyjnych jest przywrócenie ciągłości struktury materiału, o powodzeniu przedsięwzięcia będzie decydować przede wszystkim stopień wypełnienia pustych przestrzeni wewnątrz elementu.

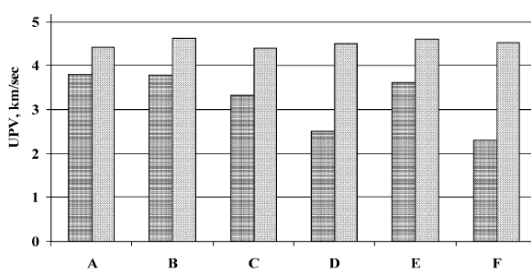


Tak określona skuteczność iniekcji jest związana głównie z właściwościami reologicznymi mieszanki iniekcyjnej, które decydują o jej iniekcyjności. Pojęcie iniekcyjności zostało omówione szerzej w podrozdziale 5.1.

**Skuteczność wzmocnienia struktury** – jeśli podjęcie prac iniekcyjnych ma na celu przywrócenie właściwości wytrzymałościowych materiału konstrukcyjnego lub jego wzmocnienie, to ocenę rezultatów naprawy przeprowadzić należy w oparciu o kryterium wytrzymałościowe. Ponieważ na wytrzymałość wzmacnianego elementu wpływa zarówno wytrzymałość samego iniektu, jak i stopień wypełnienia nieciągłości, więc o skuteczności wzmocnienia struktury decyduje łączny efekt działania tych czynników.

### 5.2.1. Metody oceny skuteczności iniekcji

Podstawą do oceny skuteczności wypełnienia jest zmniejszenie objętości pustek w strukturze materiału. Jako miarę skuteczności wypełniania pustek w strukturze betonu przyjmuje się najczęściej zmianę porowatości betonu po iniekcji, zgodnie z zasadą, że im mniejsza uzyskana porowatość betonu, tym większa skuteczność wypełnienia. Dobrym przykładem są badania doświadczalne relacjonowane w pracy [42], dotyczące oceny skuteczności iniekcji (zarówno wypełnieniowej jak i wytrzymałościowej), przy użyciu różnych materiałów iniekcyjnych na bazie cementu. Badania przeprowadzano na bloczkach z betonu porowatego, które iniektowano przez siatkę zamontowanych pakerów, widocznych na rys. 5.5. Do oceny porowatości zastosowano metodę ultradźwiękową, mierząc prędkość impulsu UPV w poszczególnych punktach pomiarowych oznaczonych literami „A” – „F” przed i po zakończeniu iniekcji. Miarą skuteczności wypełnienia była więc w tych badaniach zmiana gęstości materiału w poszczególnych miejscach pomiarowych (por. rys. 5.5).

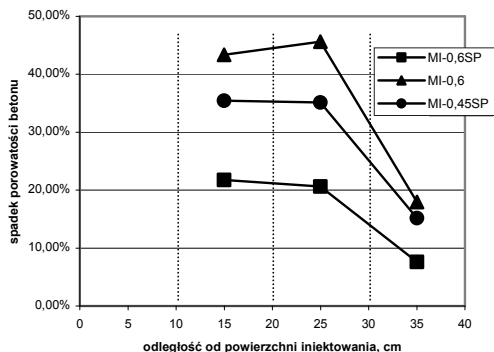


**Rys. 5.5.** Bloczek z betonu porowatego oraz ilustracja graficzna skuteczności iniekcji, wg [42]. Opis w tekście.

Na podobnych zasadach opierały się autorskie pomiary skuteczności iniekcji wypełnieniowej opisane szerzej w [81]. Zastosowano inny niż opisano powyżej sposób wprowadzania materiału iniekcyjnego, mianowicie przez pojedynczy

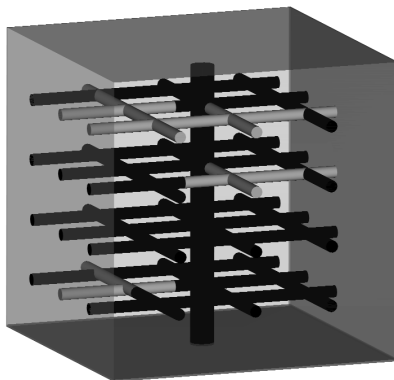


paker zamontowany na czołowej ścianie. Pomiar porowatości przeprowadzano metodą ważenia próbek suchych i nasączonych wodą. Pomiary te wykonywano na kilku próbkach, wycinanych z bloczka badawczego w miejscach stopniowo coraz bardziej odległych od wlotu pakera, co umożliwiała również określenie zasięgu skutecznej naprawy iniekccyjnej. Na wykresie zamieszczonym na rys. 5.6 zaznaczono procentowy spadek porowatości betonu w zależności od odległości od punktu wprowadzania mieszanki iniekccyjnej.



**Rys. 5.6.** Bloczki z betonu porowatego oraz ilustracja graficzna skuteczności iniekcji, wg [81]. Opis w tekście.

Inny sposób określania skuteczności wypełnienia zaproponowany został przez autora niniejszej pracy i opisany w [80]. Badania doświadczalne przeprowadzano na próbkach sześciennych  $15 \times 15 \times 15$  cm z betonu, w których wykonywano „osłabienie” materiału, przez nawiercenie otworów tworzących wzajemnie powiązany układ pustek wewnętrznych, przedstawiony na rys. 5.7.



**Rys. 5.7.** Przykładowa próbka badawcza do oceny skuteczności iniekcji, wg [80]. Ciemną barwą zaznaczono miejsca wypełnione w trakcie iniekcji.

Mieszanka iniekcyjna wpływa do wnętrza próbki przez pionowy otwór średnicy 12mm pełniący funkcję głównego otworu iniekcyjnego, tworzy „pień”, od którego prowadzą usytuowane na czterech poziomach „gałęzie” wykonywane wiertłem  $\phi 6\text{mm}$ . W ramach poszczególnych poziomów „gałęzie” łączą się ze sobą pod kątem prostym, tworząc różne możliwości wpływania mieszanki iniekcyjnej w najdalej usytuowane od „pnia” pustki. Układ otworów w próbkach wymusza zmiany kierunku przepływu pod kątem  $90^\circ$ , występują także rozgałęzienia przepływu oraz zmniejszanie średnicy przy przejściu z „pnia” w poziome „gałęzie”. W takich miejscach występują znaczne straty ciśnienia tłocznego, a zaburzenia przepływu wywołują rozsegregowywanie się dyspersji cementowej. Ponadto wypełnianie wytworzonych pustek następuje dopiero po pokonaniu przez mieszankę iniekcyjną stosunkowo wąskiego – trzymilimetrowej średnicy - przejścia przez paker iniekcyjny. Tak więc mimo stosunkowo dużych rozmiarów otworów, w większości przypadków nie następuje całkowite wypełnienie układu pustek.

Jako miarę skuteczności wypełnienia iniekcyjnego przyjmuje się objętość zainiektowanych otworów w stosunku do łącznej ich objętości. Wyniki badań dla wybranych mieszanek iniekcyjnych zestawiono w tabeli 5.1.

**Tab. 5.1.** Wyniki badań skuteczności wypełnienia wg [80]

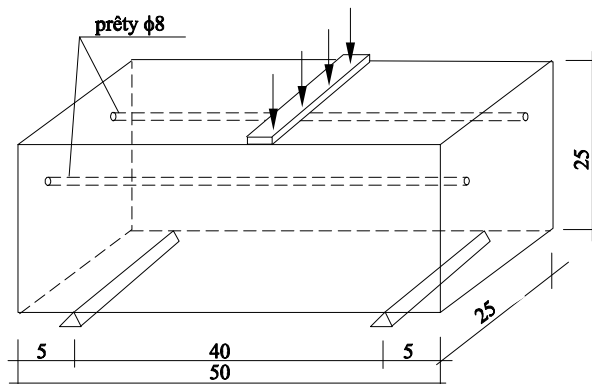
oznaczenie i skład mieszanki iniekcyjnej	Granica płynności, $t_0$ [Pa]	Bleeding po 15min [%]	Ilość całkowicie zainiektowanych otworów $f_6$ [%]
MI-0,4: $c_v = 0,45$ (w/c = 0,4) + 1%SP	1,6	1,35	49
MI-0,6: $c_v = 0,35$ (w/c = 0,6) + 0,5%SP	1,2	1,50	38
MI-1,0: $c_v = 0,24$ (w/c = 1,0)	0	7,15	56
MI-F: firmowy materiał iniekcyjny	3,5	0,19	40

W przypadku oceny skuteczności wzmocnienia struktury materiału, podstawową metodą są niszczące badania wytrzymałościowe. Badania takie przeprowadza się na próbkach wyciętych z bloczków badawczych [42], [81] lub wyciętych z naprawianej konstrukcji po stwardnieniu materiału iniekcyjnego, np. [67].

Metoda oceny skuteczności iniekcji zaproponowana w [34], opiera się na badaniach doświadczalnych na próbkach przedstawionych na rys. 5.8. W betonowych próbkach wywoływana jest rysa, której maksymalna szerokość na dolnej powierzchni jest ustalana na poziomie 2 – 3mm. Rysa jest następnie iniektowana i po stwardnieniu iniektu, próbka jest ponownie obciążana aż do

wywołania rysy wtórnej. Miarą skuteczności iniekcji  $\alpha$  jest stosunek wtórnej siły niszczącej  $P_2$  do pierwotnej  $P_1$ :

$$\alpha = \frac{P_2}{P_1} \quad (5.4)$$



**Rys. 5.8.** Schemat badawczy próbek z betonu do badań skuteczności iniekcji [34].

Tak rozumiana skuteczność iniekcji wzmacniającej ujmuje jednocześnie wpływ zdolności penetracyjnych iniektu, od których zależy wielkość powierzchni zainiektowanej w rysie oraz właściwości wytrzymałościowe stwardniałego iniektu (w tym przyczepność do starego betonu). Stanowić więc może podstawę do oceny przydatności mieszanki iniekcyjnej do napraw wzmacniających i uciążających elementów i obiektów budowlanych. Z kolei trudność w rozdzieleniu wpływu własności reologicznych od wytrzymałościowych jest wadą metody w przypadku iniekcji mających za zadanie głównie wypełnienie i uszczelnienie.



## 6. Zasady kształtowania własności cementowych dyspersji iniekcyjnych

Znajomość zależności pomiędzy parametrami geometrycznymi iniektowanych nieciągłości (szerokości rys, rozmiary pustek oraz niezbędna odległość tłoczenia), parametrami reologicznymi materiału iniekcyjnego oraz parametrami technologicznymi (ciśnienie tłoczne) oraz ich wpływu na skuteczność iniekcji, pozwala na racjonalne przeprowadzenie procesu. Przede wszystkim możliwe jest odpowiednie kształtowanie właściwości reologicznych iniektu na potrzeby konkretnych warunków technicznych.

### 6.1. Parametry reologiczne: granica płynięcia $\tau_0$ oraz lepkość plastyczna $\eta_{pl}$ .

Jak wynika z równań przepływu szczegółowo opisywanych w rozdziale 4, zasięg tłoczenia wzrasta wraz ze spadkiem wartości granicy płynięcia  $\tau_0$ , co jest zrozumiałe, gdyż przepływ w kanaliku tłocznym ustaje w momencie osiągnięcia na jego ściankach naprężeń  $\tau_w = \tau_0$ . Ponieważ  $\tau_0$  występuje w funkcji logarytmicznej, więc jedynie znaczne zmiany wielkości tego parametru reologicznego przekładają się na istotne zwiększenie odległości tłoczenia, a tym samym zwiększenie skuteczności wypełnieniowej iniekcji.

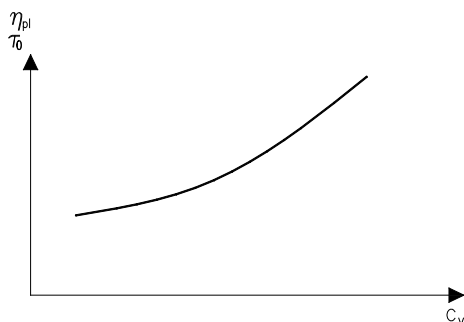
Drugi z podstawowych parametrów reologicznych - lepkość plastyczna  $\eta_{pl}$  nie wpływa wprost na zasięg tłoczenia, lecz decyduje o prędkości przepływu. Z tego powodu jej wartość powinna być możliwie mała. Z drugiej jednak strony wysoka lepkość mieszanki iniekcyjnej zwiększa jej odporność na segregację składników (por. równanie 6.1), a tym samym zdolność do pokonywania rozmaitych trudności i nieregularności na drodze przepływu. Jeśli więc w danych warunkach prędkość przepływu i związany z nią czas trwania procesu iniekcji nie jest priorytetem, to w celu zwiększenia zdolności iniekcyjnych dyspersji cementowej należałoby dążyć do osiągnięcia wysokich wartości lepkości.

Zarówno granicę płynięcia  $\tau_0$ , jak i lepkość plastyczną  $\eta_{pl}$  można kształtować w dość szerokim zakresie poprzez rozmaite czynniki, jak:

- koncentracja objętościowa ziaren cementu  $c_v$  (ewent. wskaźnik w/c),
- rodzaj cementu,
- rozdrobnienie cementu (wielkość cząstek cementu),
- domieszki superplastyfikatoró,
- domieszki zwiększające lepkość,
- dodatki mineralne,
- sposób przygotowania mieszanki iniekcyjnej (czas i intensywność mieszania, rodzaj urządzenia mieszającego) i inne.

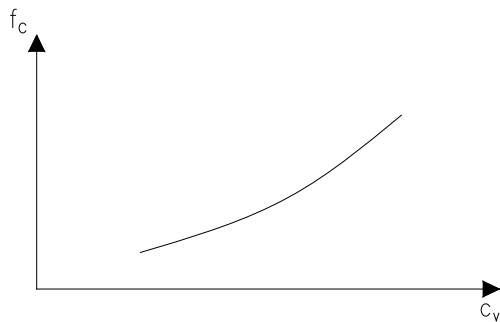
### ***koncentracja objętościowa ziaren cementu***

Wzrost koncentracji cząstek cementu wywołuje zawsze wzrost wartości obu wymienionych parametrów reologicznych. Wpływ ten wynika ze zmniejszenia ilości wody wolnej w mieszance iniekcyjnej, wzajemnego zbliżenia się cząstek fazy stałej i wzrostu liczby punktów ich styku. Zarówno lepkość, jak i granica płynięcia zmieniają się w podobny sposób, przedstawiony na rys. 6.1.



**Rys. 6.** Charakter wpływu koncentracji objętościowej ziaren cementu w zaczynie  $c_v$  na granicę ścinania  $\tau_0$  i lepkość plastyczną  $\eta_{pl}$ .

Jednak nadmierne zmniejszanie koncentracji ziaren cementu (a więc zwiększanie wskaźnika  $w/c$ ) nie jest pożądane z uwagi na pogarszanie właściwości wytrzymałościowych iniektu po stwardnieniu. Wytrzymałość stwardniałego iniektu zależy od koncentracji ziaren cementu w mieszance, zgodnie ze znaną zależnością zilustrowaną na rys. 6.2.



**Rys. 6.2.** Wpływ koncentracji objętościowej ziaren cementu w zaczynie  $c_v$  na wytrzymałość stwardniałego iniektu.

Porównując zależności przedstawione na rys. 6.1 i 6.2 dochodzi się do wniosku, że dążenie do uzyskania dużej płynności mieszanki iniekcyjnej oraz dużej

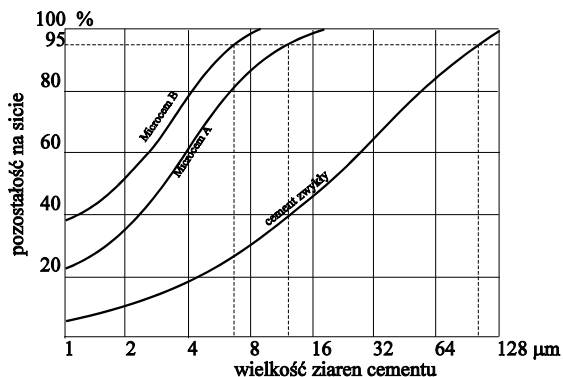
wytrzymałości po stwardnieniu jest przeciwnie. Konieczne jest więc ustalenie pewnego optimum. Proces ustalania optymalnych właściwości materiału iniekcyjnego powinien uwzględniać takie parametry iniektowanej struktury betonu, jak rozmiary pustek czy oczekiwany efekt wzmocnienia.

W zastosowaniach praktycznych wskaźnik w/c waha się zwykle w granicach:

- iniekcje w gruntach i skałach w/c = 1,0 ÷ 1,5,
- iniekcje wzmacniające w elementach z betonu, cegieł i kamienia w/c = 0,5 ÷ 1,2,
- iniekcje w kanałach elementów kablobetonowych w/c = 0,35 ÷ 0,45.

### **stopień rozdrobnienia cementu**

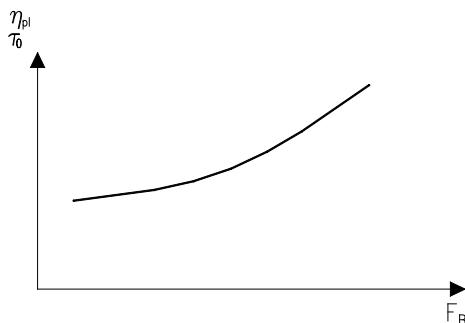
Stosowane wspólnie cementy do iniekcji charakteryzują się wysokim stopniem przemiału, mierzonym wielkością powierzchni właściwej wg Blaina w granicach 6000 ÷ 13000 cm<sup>2</sup>/g. W takich cementach zawartość masowa cząstek koloidalnych o wymiarze poniżej 1μm dochodzi do 40%, zaś wymiary największych cząstek są rzędu 10μm. Odpowiednio dla cementów zwykłych zawartość cząstek koloidalnych wynosi od 1% do 4%, zaś największe cząstki osiągają wielkość rzędu 120μm. Według [34, 23] wielkość ziaren cementu jest skorelowana z wielkością rys i pustek, które można zainiektować przy użyciu tego cementu. Szacuje się, że zdolności penetracyjne zaczynu iniekcyjnego umożliwiają zainiektowanie rysy o szerokości nie mniejszej niż dziesięciokrotny wymiar charakterystycznego ziarna cementu, odpowiadającego wartości 95% na krzywej przesiewu. W przypadku mikrocementów Microcem A i B przedstawionych na rys. 6.3 oznacza to wielkość defektów dostępnych dla mieszanki iniekcyjnej rzędu 0,1mm, a dla cementów zwykłych ok. 1mm.



Rys. 6.3. Krzywe przesiewu cementów o różnym stopniu rozdrobnienia [34].

Fakt występowania dużej liczby cząstek koloidalnych w zaczynach na bazie mikrocementów powoduje zwiększenie tendencji flokulencyjnych cząstek, co

proceeds to the formation of large agglomerates of small particles, mutually connected by interparticle forces. Additionally, increased water demand of more finely ground cement reduces the amount of free water in the mixture, increasing the values of rheological parameters, as illustrated in Fig. 6.4.



**Rys. 6.4.** Wpływ rozdrobnienia cementu mierzonego jego powierzchnią właściwą  $F_B$ , na granicę ścinania  $\tau_0$  i lepkość plastyczną  $\eta_{pl}$ .

### ***domieszka superplastyfikatora***

There are many types of superplasticizers. The effect of their action can be: reduction of the thickness of water coats on cement particles and release in this way part of the water physically bound, reduction of the surface tension of water films in the menisci of capillary bridges, reduction of the internal friction of cement particles due to electrostatic interactions [59]. Superplasticizers of newer generations adsorb on cement particles creating physical barriers that prevent the particles from approaching each other and forming flocs. In each of these cases, there is an improvement in the fluidity of the mixture, which is associated with a decrease in the values of the yield stress  $\tau_0$  and plastic viscosity  $\eta_{pl}$ .

The effectiveness of the action of superplasticizers depends on many factors, such as the mineral composition of the cement, its fineness, the presence of other admixtures and additives, the mixing method, the sequence and the dosage of the components and, above all, the dosage of the superplasticizer. Too much of it does not improve the rheological properties, but it significantly reduces the stability of the dispersion, as shown, for example, in the studies mentioned in [46]. Due to the great complexity of the problem, in practical application, the amount of superplasticizer should be determined experimentally, searching for the optimal dosage, which ensures an improvement in fluidity, and not a significant deterioration of stability.

### ***domieszki zwiększające lepkość***

Modern admixtures of this type are, among others, admixtures that increase water retention, ang. „welan gum”. According to [47, 95], they are modified with various side



łańcuchy cząsteczki takich domieszek unieruchamiają część wody wolnej i dzięki temu zwiększają lepkość zawiesiny, a tylko w niewielkim stopniu powodują wzrost wartości granicy płynięcia. Charakter działania tych domieszek umożliwia jednocześnie stosowanie superplastyfikatorów, przy czym szczególnego znaczenia nabiera tu konieczność zachowania kompatybilności oddziaływań w układzie cement – superplastyfikator – domieszka zwiększająca lepkość. Stosowanie domieszki zwiększającej lepkość wraz z odpowiednim superplastyfikatorem wydaje się więc być jednym z ważniejszych sposobów na uzyskanie dyspersji cementowych o wysokiej iniekcyjności.

### ***dotatki mineralne***

Dodatek pyłów takich jak mikrokrzemionka, popioły lotne, granulowany żużel wielkopięcowy, mączka wapienna i innych w oczywisty sposób ma wpływ zarówno na właściwości reologiczne mieszanki iniekcyjnej, jak i na właściwości wytrzymałościowe stwardniałego materiału iniekcyjnego. Dodatki te mogą być w sposób celowy wprowadzane na etapie tworzenia mieszanki iniekcyjnej, jak również możliwe jest stosowanie cementów, które już te dodatki zawierają. Zagadnienie wpływu dodatków pyłowych na właściwości reologiczne zaczynów cementowych w polskojęzycznej literaturze jest wielokrotnie analizowane, między innymi w monografii [28].

Podstawowe znaczenie ma skład mineralogiczny dodatku oraz jego rozdrobnienie. W przypadku dodatków o wymiarach cząstek mniejszych niż ziarna cementu z reguły następuje wzrost wartości lepkości i granicy ścinania, zaś w przypadku pyłów o grubszym uziarnieniu wpływ ten jest odwrotny. Tak więc wpływ dodatku na skuteczność wypełnieniową nie jest jednoznaczny. Z jednej strony zmniejszenie wartości granicy ścinania zwiększa zasięg iniekcji, z drugiej jednocześnie zmniejszenie lepkości pogarsza stabilność dyspersji zwiększając tendencje do blokowania przepływu, opisane poniżej, w akapicie „stabilność dyspersji cementowej”.

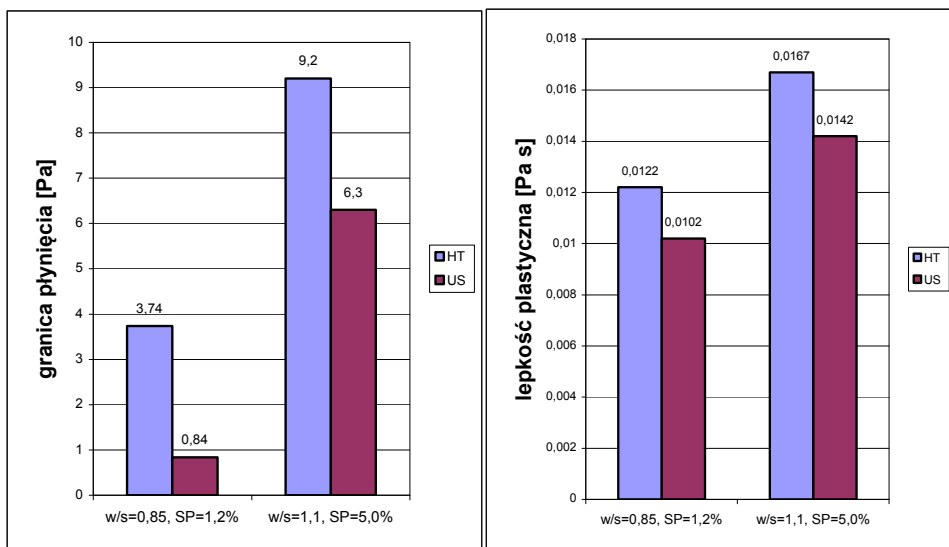
Nie zaobserwowano korzystnego wpływu dodatków mineralnych na poprawę skuteczności wypełnieniowej, ani skuteczności wytrzymałościowej cementowych mieszanek iniekcyjnych [42, 81].

### ***sposób przygotowania mieszanki iniekcyjnej***

Podstawową funkcją procesu mieszania jest równomierne rozmieszczenie cząstek cementu w objętości zaczynu. Wiąże się to z koniecznością rozbijania tworzących się flokul i aglomeratów cząstek. Tendencje flokulentne w mieszankach iniekcyjnych z mikrocementów są zwiększone w stosunku do cementów o zwykłym uziarnieniu, więc również energia włożona w proces mieszania musi być odpowiednio wyższa. Zgodnie z wynikami badań różnych autorów cytowanymi w [28], zarówno granica płynięcia jak i lepkość plastyczna maleje wraz z wydłużeniem czasu

mieszania, przy czym zmiany te są już stosunkowo niewielkie przy wydłużaniu czasu mieszania powyżej 1,5 ÷ 2,0 minuty. Można przypuszczać, że jest to czas wystarczający w danych warunkach do wytworzenia zdeflokulowanej dyspersji i jego zwiększanie nie ma sensu.

Istotny wpływ rodzaju urządzenia mieszającego na reologię mieszanki iniekcyjnej wykazano w [89, 72]. Wpływ ten jest szczególnie istotny w przypadku granicy płynięcia, która przy zastosowaniu miksera ultradźwiękowego zamiast miksera tradycyjnego, może ulec kilkakrotnemu zmniejszeniu dla mieszanek iniekcyjnych o mniejszej płynności (por. rys. 6.5). Widoczny również spadek lepkości plastycznej nie jest duży, co ze względu na potrzebę zachowania stabilności dyspersji jest zjawiskiem pożądanym.



**Rys. 6.5.** Wpływ rodzaju urządzenia mieszającego na parametry reologiczne wybranych cementowych mieszanek iniekcyjnych, na podstawie [89]. Oznaczenia: HT – mikser wysokoobrotowy (highturbulencje mixer), US – mikser ultradźwiękowy (ultrasonic mixer), w/s – wskaźnik woda/cząstki stałe, SP - superplastyfikator

## 6.2. Stabilność dyspersji iniekcyjnej

Pod pojęciem stabilności rozumie się zdolność zaczynu do zachowania wzajemnego układu cząstek cementu w nieziennej postaci pod działaniem sił zewnętrznych, głównie w postaci ciśnienia tłocznego. Utrata stabilności przejawia się takimi mierzalnymi efektami jak: segregacja cząstek zaczynu (rozdzielenie na składniki pierwotne), sedymentacja (osiadanie cząstek cementu pod wpływem siły grawitacji), wydzielanie się wody na powierzchni zaczynu (ang. bleeding).

Tak rozumiana stabilność mieszanki iniekcijnej nie jest zaliczana do parametrów reologicznych, lecz jest cechą od nich zależną.

Zachowanie odpowiedniej stabilności mieszanki iniekcijnej jest podstawowym warunkiem skutecznie przeprowadzonego procesu tłoczenia. Stosowanie mało stabilnego zaczynu w trakcie iniekcji prowadzi do szeregu niekorzystnych zjawisk. Cząstki cementu osiadają na dnie kanału przepływowego co zawęża go i utrudnia dalszy przepływ. Część wody z zaczynu jest absorbowana przez ścianki kapilar, rys i porów betonu, w związku z czym następuje spadek płynności iniektu, zaś opory ruchu rosną. Zwiększone tendencje do rozsegregowywania się, mieszanka iniekcijna wykazuje w miejscach przewężeń i utrudnień przepływu, gdzie mogą tworzyć się w związku z tym obszary zagęszczeń cząstek cementu blokujące dalszy przepływ, jak wykazują autorzy [5]. Takich zatorów nie udaje się zazwyczaj pokonać przez zwiększenie ciśnienia tłocznego, gdyż jednocześnie następuje nasilenie zjawiska segregacji składników iniektu. Niektórzy autorzy [31, 23] uznali wobec tego stabilność dyspersji cementowej za główną miarę jej możliwości penetracyjnych.

Dodatkowe niekorzystne efekty osłabiające skuteczność iniekcji związane są z sedymentacją zachodzącą po zakończeniu iniektowania. Jest ona przyczyną powstawania pustych przestrzeni poiniekcyjnych w początkowo szczelnie wypełnionych nieciągłościach struktury i obniża skuteczność wytrzymałościową iniekcji.

Opis sedymentacji układów polidispersyjnych wymaga uwzględnienia rozkładów uziarnienia cząstek stałych. Zwykle w celu dokonania uproszczenia wzorów dąży się do określenia wartości średniej wymiaru cząstki, która reprezentowałaby zbiór cząstek stałych. Przykładowo w modelu komórkowym Happela równanie prędkości sedymentacji zachodzącej pod wpływem sił grawitacji przyjmuje postać:

$$v = \frac{d_{zj}^2 (\rho_s - \rho_z) \cdot g}{A \cdot \eta_z}, \quad (6.1)$$

gdzie:  $d_{zj}$  - skorygowana średnicę cząstki, obliczana z rozbudowanych wzorów, które nie będą w tym miejscu przytaczane,

$g$  - przyspieszenie ziemskie,

$\rho_s, \rho_z$  - gęstość odpowiednio: cząstek stałych i zawiesiny,

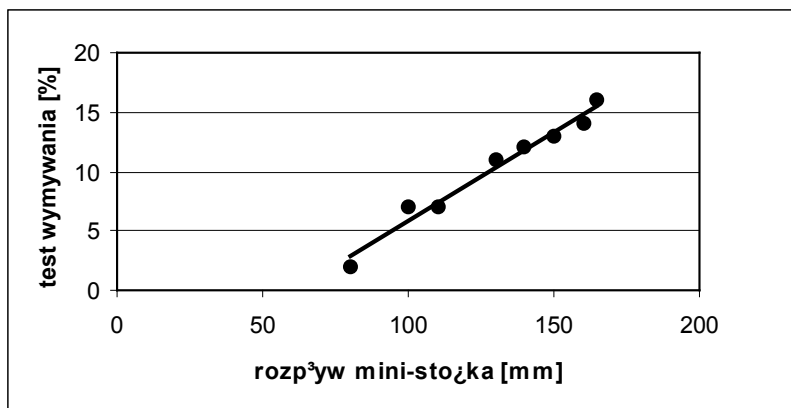
$A$ - stała, dla cząstek kulistych  $A=1$

$\eta_z$  - lepkość zawiesiny.

Tendencje do segregacji składników i wydzielania się wody rosną, wraz ze wzrostem ilości wolnej wody, co ma miejsce przy wzroście w/c lub stosowaniu domieszki superplastyfikatora. Natomiast maleją wraz ze wzrostem rozdrobnienia

cementu (zwiększa się jego wodożądność) lub przy stosowaniu domieszek zwiększających wiązłość wody, utrudniających przemieszczanie się cząstek cementu względem siebie. Domieszki te jednocześnie zwiększają lepkość dyspersji.

Istnieje więc pewna sprzeczność pomiędzy dążeniem do uzyskania wysokiej odporności na segregację składników, i jednocześnie wysokiej mobilności mieszanki iniekcyjnej, wiążącej się z występowaniem niewielkich oporów wewnętrznych podczas przepływu. Wynika to z faktu, że zmniejszanie wielkości międzycząsteczkowych sił przyciągających, prowadzące do poprawy płynności zaczynu, wiąże się również ze wzrostem możliwości swobodnego przemieszczania się cząstek cementu pod wpływem sił zewnętrznych, a więc większymi tendencjami do rozsegregowywania się składników, osiadaniem cząstek itp. Zależność tę zilustrowano na rys. 6.6 sporządzonym na podstawie danych zawartych w [95]. Poszczególne punkty wykresu uzyskano w wyniku pomiarów przeprowadzanych na mieszankach cementowych o  $w/c=0,3$  lub  $0,5$ , z domieszką superplastyfikatora SP z grupy naftalenowej w ilości  $0,8\%$  i  $1,7\%$  masy cementu i domieszką stabilizującą AWA (antiwashout admixture – welan gum) w ilości  $0,02\%$  i  $0,06\%$  masy cementu. Widoczna jest ścisła, odwrotnie proporcjonalna zależność pomiędzy płynnością a odpornością na segregację składników mimo stosowania różnych składów mieszanki. Być może, stosowanie innych typów SP przy współudziale stabilizatorów dałoby korzystniejsze efekty.



**Rys. 6.6.** Zależność pomiędzy płynnością (reprezentowaną przez rozpliw mini-stożka) a odpornością na segregację składników (mierzoną testem wymywania). Wykres sporządzono na podstawie danych zawartych w [95].

Znanych jest szereg metod badawczych stosowanych w celu pomiaru stabilności zaczynu cementowego. Najbardziej wyrafinowane techniki bazują na laserowym pomiarze rozkładu wielkości cząstek cementu sedimentujących

w kolumnie badawczej. Jednak w praktycznych zastosowaniach, wystarczająca wydaje się prosta metoda pomiaru grubości wydzielającej się warstewki wody na powierzchni słupa zaczynu. Wynikiem badania jest grubość tej warstewki odniesiona do początkowej wysokości zaczynu cementowego w kolumnie pomiarowej. Na podstawie własnych wyników badań laboratoryjnych relacjonowanych w [79] wartość tę należałoby ograniczyć do 1,0% w przypadku iniekcji rys w elementach betonowych oraz nieciągłościach o strukturze typowej dla stosu kruszywowego (frakcje kruszywa od 0,5mm).



## 7. Podsumowanie pracy

Metoda iniekcji ciśnieniowej, jakkolwiek znana od bardzo dawna, wciąż jest metodą raczej intuicyjną, polegającą na indywidualnym doświadczeniu i wyczuciu inżyniera, który ją przeprowadza. Dziedzina ta wciąż nie jest wystarczająco poznana od strony naukowej, co pozwoliłoby na opracowanie spójnych systemów i metodologii postępowania, obejmujących racjonalne projektowanie właściwości reologiczno - wytrzymałościowych mieszanek iniekcyjnych dostosowane do konkretnych warunków aplikacyjnych.

W ramach niniejszej pracy podjęto próbę opisu podstawowych zagadnień iniekcji przy użyciu materiałów dyspersyjnych. Uwzględnienie dyspersyjnego charakteru cieczy iniekcyjnej wymagało uzupełnienia modelu reologicznego o dodatkowe parametry istotne dla uzyskiwanych wyników. Model ciała Binghama nie oddaje w sposób dokładny rzeczywistego zachowania się dyspersji cementowych, w trakcie iniekcyjnego wypełniania pustek w strukturze betonu. W warunkach ciśnień panujących w procesie iniekcji, rzędu  $0,2 \div 0,6$  MPa, dużą rolę odgrywają opory przepływu o charakterze tarciovym. Wielkość tych oporów zależy od wielkości ciśnienia tłocznego, płynności mieszanki iniekcyjnej, wielkości kanału tłocznego. Model dyspersyjnej mieszanki iniekcyjnej, przedstawiony w pracy, uwzględniający składnik oporów tarcia na stykach ziaren cząstek stałych, pełniej opisuje zjawiska zachodzące w trakcie jej tłoczenia. W modelu uwzględnia się trzy składowe oporów przepływu: spójnościowy  $\tau_c$ , lepkościowy  $\tau_\eta$ , i tarciovym  $\tau_f$ .

Zagadnienie przepływów układów dyspersyjnych zostało rozwiązane dla kanałów tłocznych o przekroju kołowym oraz prostokątnym, w którym stosunek wymiaru krótszego boku do dłuższego jest bliski zero. Jak wykazuje analiza wyników badań własnych, rozwiązania te można zastosować do opisu procesu iniekcji w układzie nieciągłości struktury betonowej, w której skład wchodzi zarówno rysy, jak i makropory w układzie wzajemnie połączonej sieci pustek.

Wprowadzone w ramach niniejszej pracy, nowe równania przepływu cieczy dyspersyjnych, pozwalają na obliczanie zasięgu tłoczenia mieszanki iniekcyjnej, w porach materiałowych o kształcie:

- kanałów o przekrojach kołowych:

$$L = \frac{3D'}{16k} \cdot \ln\left(\frac{P_0 \cdot k}{\tau_0} + 1\right)$$

- rys

$$L = \frac{D'}{3k} \cdot \ln\left(\frac{P_0 \cdot k}{\tau_0} + 1\right).$$

Rozkład ciśnienia tłocznego wzdłuż kanału cylindrycznego określa równanie

$$p = \frac{6\eta_{pl} \cdot v_{sr} + \tau_0 \cdot D'}{D' \cdot k} \cdot \left( e^{\frac{16k}{3D' \cdot l}} - 1 \right) + P_0 \cdot e^{-\frac{16k}{3D' \cdot l}},$$

zaś wzdłuż rysy równanie

$$p = \frac{4\eta_{pl} \cdot v_{sr} + \tau_0 \cdot D'}{D' \cdot k} \cdot \left( e^{\frac{3k}{D' \cdot l}} - 1 \right) + P_0 \cdot e^{-\frac{3k}{D' \cdot l}}.$$

Analiza powyższych równań wskazuje na szczególne znaczenie wielkości tarciovych reprezentowanych przez parametr „k” oraz granicy ścinania  $\tau_0$ , decydujących o zasięgu tłoczenia, a więc i podstawowych decyzjach technologicznych, które należy podjąć projektując proces iniekcji. Przedstawione w pracy pomiary zasięgu tłoczenia w stosach kruszywowych wskazują na dobrą zgodność z wynikami obliczeń według nowych wzorów.

Ze względu na swoje praktyczne znaczenie bliżej przedstawiono pojęcia iniekcyjności mieszanki cementowej oraz skuteczności iniekcji. Oba te pojęcia nie są jak dotąd precyzyjnie zdefiniowane, a stanowią kryteria doboru parametrów oraz oceny efektów całego procesu. Pracę kończą wnioski odnośnie zasad projektowania cementowych mieszanek iniekcyjnych. Ze względu na konieczność osiągnięcia wysokiej płynności i jednocześnie stabilności mieszanki iniekcyjnej, należy dążyć do uzyskania możliwie niskich wartości granicy płynięcia  $\tau_0$  oraz stosunkowo wysokich wartości lepkości plastycznej  $\eta_{pl}$ . Upodabnia to nieco tworzenie mieszanek iniekcyjnych do projektowania superciekłych i samozagęszczalnych mieszanek cementowych.



## Bibliografia

1. Akbulut S., Saglamer.: *Estimating the groutability of granular soils: a new approach*. Tunneling and Underground Space Technology. Vol 17, 2002.
2. Aksielrud G.A., Altszuler M.A.: *Ruch masy w ciałach porowatych*. Wydawnictwo Naukowo-Techniczne. Warszawa 1987.
3. Allen R. T., Edwards S. C., Shaw J. D. N.: *The repair of concrete structures*. Glasgow 1993.
4. Asaga K., Roy D. M.: *Rheological properties of cement mixes: IV. Effects of superplasticizers on viscosity and yield stress*. Cement and Concrete Research. V. 20 1980.
5. Axelsson M., Gustafson G., Fransson A.: *Stop mechanism for cementitious grouts at different water-to-cement ratios*, Tunneling and Underground Space Technology 24, 2009.
6. Bache H. H.: *The Processing of Fresh Concrete. Physical Survey. Fresh Concrete*. Proc. RILEM Seminar. v. 3. Leeds 1973.
7. Ban A.: *Wlijanije swoistw gornych porow na dwiżenije w nich židkosti*. Gostoptiechizdat. 1962.
8. Bandrowski J., Merta H., Ziolo J.: *Sedymentacja zawieszin. Zasady i projektowanie*. Wydawnictwo Politechniki Śląskiej. Gliwice 1995.
9. Baroud G., Wu J.Z., Bohner M., Sponagel S., Steffen T.: *How to determine the permeability for cement infiltration of osteoporotic bone*. Medial Engineering & Physics 25, 2003.
10. Beris A. N., Tsamopoulos J. A., Armstrong R. C., Brown R. A.: *Creeping motion of a sphere through a Bingham plastic*. Journal Fluid Mechanic. v. 158 1985.
11. Binda L., Baronio G., Tiraboschi C., Tedeschi C.: *Experimental research for the choice of adequate materials for the reconstruction of the Cathedral of Noto*. Construction and Building Materials 17, 2003.
12. Bleszczik N. P.: *Strukturalno-mechaniczeskije swojstwa i reologia bieronnoj smiesi i presswakumbietona*. Nauka i Tiejchnika. Mińsk 1977.
13. Borusiewicz W.: *Konserwacja zabytków budownictwa murowanego*. Arkady. Warszawa 1971.
14. Börgesson L., Fredriksson A.: *Influence of vibrations on the rheological properties of cement*. mat. konf. Rheology of Fresh Cement and Concrete. 16-29 Marzec 1990.

15. Broniewski T.: *Uszczelnianie zbiorników żelbetowych*. PZITB oddz. Łódzki i Warszawski. Warszawa IV.1983.
16. Chen Z., Huan G., Ma Y.: *Computational methods for multiphase flow in porous media*, Society for Industrial and Applied Mathematics, 2006.
17. Chin W.C.: *Computational rheology for pipeline and annular flow*. Gulf Professional Publishing, 2001
18. Ciesielski J.: *Łączenie i naprawy konstrukcji betonowych za pomocą żywic epoksydowych*. Arkady. Warszawa 1976.
19. Czarnecki L.: *Betony żywiczne*. Arkady. Warszawa 1982.
20. Czarnecki L., Emmons P.H.: *Naprawa i ochrona konstrukcji betonowych*. Wyd. Polski Cement Sp. Z o.o., Kraków, 2002.
21. Daimon M., Roy D. M.: *Rheological Properties of cement mixes: I. Methods, preliminary experiments, and adsorption studies*. Cement and Concrete Research. V. 8 1978.
22. Daimon M., Roy D. M.: *Rheological Properties of cement mixes: II. Zeta potential and preliminary viscosity studies*. Cement and Concrete Research. V. 9 1979.
23. Eriksson M., Friedrich M., Vorschulze Ch.: *Variations in rheology and penetrability of cement-based grouts – an experimental study*. Cement and Concrete Research 34 2004.
24. Estes J., Randall B.: *Bingham plastic fluids more effectively clean horizontal holes*. Oil & Gas Journal. Nov 1996.
25. Faroug F.: *Wpływ wybranych superplastyfikatorów na właściwości reologiczne mieszanek betonowych*. Praca doktorska. Politechnika Śląska. Gliwice 1994.
26. Feynman R. P., Leighton R. B., Sands M.: *Feynmana wykłady z fizyki*. T. II. PWN Warszawa 1974.
27. Frigaard I. A., Howison S. D., Sobey I. J.: *On the stability of Poiseuille flow of a Bingham fluid*. Journal Fluid Mechanic. v. 263, 1994.
28. Grzeszczyk S., *Reologia zawiesin cementowych*, PAN 1999.
29. Halicka A.: *Opory ruchu mieszanki betonowej i twardniejącego betonu w ekstruzyjnym procesie formowania prefabrykatów*. Rozprawa doktorska. Lublin 1994.
30. Hammad K. J., Vradis G. C.: *Creeping flow of a Bingham plastic through axisymmetric sudden contractions with viscous dissipation*. Journal of Heat Mass Transfer. V. 39. No 8 1996.
31. Hansson P.: *Filtration stability of cementitious injection grouts with low w/c-ratio*. Concrete Repair, Rehabilitation and Protection. London 1996.
32. Hässler L.: *Grouting of rock - Simulation and Classification*. Doctoral Thesis. Royal Institute of Stockholm. Sweden 1991.
33. Helmuth R. A.: *Structure and rheology of fresh cement paste*. 7 Congress Chem. Cem. Paris 1980.

34. Ivanyi G., Rosa W.: *Füllen von Rissen und Hohlräumen im Konstruktionsbeton mit Zementsuspension*. Beton- und Stahlbetonbau 9/92.
35. Jamroży Z., Sasiadek S., Śliwiński J.: *Betony specjalne konstrukcyjne*. Wydawnictwa Politechniki Krakowskiej. Kraków 1988.
36. Jankowski P.: *Uszczelnianie konstrukcji żelbetowych metodą iniekcji chemicznych*. Inżynieria i Budownictwo 3/93.
37. Jefferis S.A.: *Grouts and Grouting*, rozdział 12 w *Advanced Concrete Technology, Processes*, pod edycją Newman J., Choo B.S., Butterworth-Heinemann Elsevier, 2003.
38. Kembłowski Z.: *Reometria płynów nienewtonowskich*. WNT. Warszawa 1973.
39. Kledyński Z.: *Integracja i współzależność wybranych kryteriów oceny wodoszczelności betonu*. Wydawnictwa Politechniki Warszawskiej. Warszawa 1993.
40. Koszczyk-Witkiewicz J.: *Kolegiata w Tumie pod Łęczycą*. TeKa Konserwatorska. 1/1952.
41. Koch R., Noworyta A.: *Procesy mechaniczne w inżynierii chemicznej*. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne. Warszawa 1992.
42. Krishnamoorthy T.S. i inni: *Investigations on the cementitious grouts containing supplementary cementitious materials*, Cement and Concrete Research 32 (2002).
43. Król M., Halicka A.: *Kryteria pompowalności mieszanek betonowych*. Przegląd Budowlany 8-9 1990.
44. Król M., Halicka A.: *Strategy of restoration of concrete structures with active compatible materials*. Proceedings of International Congress „Concrete in the Service of Mankind” Concrete Repair, Rehabilitation and Protection. Dundee 1996.
45. Król M., Halicka A.: *Skuteczność i trwałość napraw konstrukcji budowlanych*. XLIV Konf. Nauk. Rehabilitacja i Modernizacja obiektów Budowlanych, Krynica 1998.
46. Król M., Szerafin J.: *Kształtowanie własności reologicznych materiałów do bezinwazyjnych napraw konstrukcji budowlanych*. Cement Wapno Beton 5/1997.
47. Kucharska L.: *Domieszki upłynniające w betonie, przykłady zastosowań*. Konferencja „Beton na progu nowego Milenium, Kraków 9-10.IX.2000.
48. Kunnos G. J.: *Wibracionnaja tiechnologia betona*. Stroizdat. Leningrad 1967.
49. Kurdowski W.: *Chemia cementu*. Wyd. Naukowe PWN. Warszawa 1991.
50. Kurdowski W.: *Poradnik technologa przemysłu cementowego*. Arkady. Warszawa 1981.
51. Lambe T. W., Whitman R. V.: *Mechanika gruntów*. Arkady. Warszawa 1977.
52. *Lehrbuch der chemischen Verfahrenstechnik*. Autorenkollektiv. Auflage 4. VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie. Leipzig 1980.

53. Leroux L., Hatim Z., Freche M., Lacout J.L.: *Effects of various adjuvants (lactic acid, glycerol and chitosan) on the injectability of a calcium phosphate cement*. Bone Vol 25 No 2, 1999.
54. Malkin A.Y.: *Rheology fundamentals*. ChemTec Publishing, 1994
55. Mierzwa J., Świerczyński A.: *Orzeczenie odnośnie stanu technicznego i ukierunkowanie rekonstrukcji komina w Cukrowni „Krasnystaw”*. Kraków sierpień 1998.
56. Mierzwa J.: *Właściwości reologiczne zaczynów cementowych stosowanych w wybranych procesach technologicznych budownictwa*. Monografia. Politechnika Krakowska 1988.
57. Mikoś J.: *Związki fizyczne struktury porowatości z cechami betonu cementowego*. Zeszyty Naukowe. politechnika Śląska. Gliwice 1979.
58. Miyamoto, Hideaki, Sasaki, Sho: *Simulating lava flows by an improved cellular automata method*. Computers & Geosciences 23. IV 1997.
59. Młodecki J., Stebnicka I.: *Domieszki do betonu*. Poradnik. COIB. Warszawa 1996.
60. Osswald T., Herndandez-Ortiz J. P.: *Polymer processing, Modeling and Simulation*. Hanser Publishers, Munich 2006
61. Ościk J.: *Adsorpcja*. PWN. Warszawa 1983.
62. Peel D. J., Bullough W. A.: *Prediction of electro-rheological valve performance in steady flow*. Journal of Mechanical Engineering Science. V. 208 1994.
63. Powers T. C.: *The properties of Fresh Concrete*. John Wiley Sons Inc. New York 1968.
64. Reiner M.: *Reologia teoretyczna*. PWN. Warszawa 195
65. Richter H.: *Rohrdynamik*. Springer. Berlin. 1971.
66. Rickstal F., Gemert D.: *Evaluation of cement grout and brick masonry for injection purposes*. Concrete Repair, Rehabilitation and Protection. London 1996.
67. Rosa W.: *Instandsetzung der Autobahnbrücke bei Pirk im Zuge der A72 Hof-Plauen*. Tiefbau, Ingenieurbau, Strassenbau 1991, H. 10.
68. Rudziński L.: *Reologia świeżych zaczynów cementowych*. Zeszyty Naukowe Politechniki Świętokrzyskiej. Kielce 1983.
69. Rusamow A., Kuni F.: *Funkcji raspriedielenija w powierzchniowych słojach*. Żurnal Fiziceskoj Chimii, XII 1968.
70. Saric-Coric M. Khayat K.H., Tagnit-Hamou A.: *Performance characteristics of cement grouts made with combinations of high-range water-reducer and cellulose-based viscosity modifier*. Cement and Concrete Research 33, 2003.
71. Schulze B., Khüling G., Tax M.: *Neue Zusatzmittel für feststoffreiche Feinstzement-Suspensionen*. Sonderdruck aus Bauingenieur. Bd. 67 11/1992.
72. Shannag M.J.: *High performance cementitious grouts for structural repair*. Cement and Concrete Research 32, 2002.

73. Sikora R.: *Przetwórstwo tworzyw sztucznych*. PWN. Warszawa 1982.
74. Snuparek R., Soucek K.: *Laboratory testing of chemical grouts*. Tunneling and Underground Space Technology. Vol 15, No 2, 2000.
75. Steinour H.H.: *Rate of sedimentation*. Ind. Eng. Chem. 36, 618, 840, 901. 1940.
76. Stichlmair J.: *Dimensionierung des Gas-Flüssigkeit Kontaktapparates - Bodenkolonne*. Chemie. Weinheim 1978.
77. Stolnikov V. V.: *Investigation of the Elasto-Plasto-Viscous Properties of Cement-Water Pastes*. Bull. Joint Science Res. Inst. Hydroelectrical Eng. 41. 1949.
78. Szerafin J.: *Transport zaczynu iniekcyjnego w makrokapilarach betonu*. Inżynieria i Budownictwo 1/99.
79. Szerafin J.: *Równania konstytutywne cieczy w zastosowaniu do dyspersji cementowych w procesie iniekcyjnego wypełniania pustek w strukturze betonu*. Rozprawa doktorska, Lublin 1999.
80. Szerafin J.: *Wzmacnianie betonu przy zastosowaniu iniekcji cementowej*. Ochrona przed korozją Nr 7s/A/2008
81. Szerafin J.: *Badania próbek betonowych poddanych iniekcji cementowej*. Inżynieria i Budownictwo 8/2010
82. Szwabowski J.: *Reologia mieszanek na spoiwach cementowych*. Wydawnictwo Politechniki Śląskiej. Gliwice 1999.
83. Szwabowski J., Faroug F.: *Superplastyfikatory i ich wpływ na właściwości reologiczne mieszanki betonowej*. Zeszyt Naukowy nr 98. Zielona Góra 1991.
84. Szwabowski J.: *Podstawy teoretyczne i metody pomiaru cech reologicznych masy betonowej*. Inżynieria i Budownictwo 5/1971.
85. Szwabowski L.: *Comments on the paper I. M. Rigo Rheometrie du beton frais*. Archiwum Inżynierii Lądowej. t. XXVII. z. 2 1981.
86. Szwabowski J., Gołaszewski J., Suchoń S.: *Efekty częściowego zastąpienia cementu w betonie mączką ceglaną*. XVI Konferencja Nauk. - Tech. Jadwisin 1998.
87. Szwabowski J., Gołaszewski J., Suchoń S.: *Problemy pomiaru efektywności superplastyfikatora*. XVI Konferencja Nauk. - Tech. Jadwisin 1998.
88. Tattersall G. H.: *Effect of vibration on the rheological properties of fresh cement pastes and concretes*.
89. Toumbakari E.E., Van Gemert D., Tassiois T.P., Tenoutasse N.: *Effect of mixing procedure on injectability of cementitious grouts*. Cement and Concrete Research 29, 1999.
90. Walden H.: *Mechanika cieczy i gazów w inżynierii sanitarnej*. Arkady. Warszawa 1971.
91. Walden H.: *Mechanika płynów*. Wydawnictwa Politechniki Warszawskiej. Warszawa 1980.

92. Warner J.: *Practical Handbook of Grouting. Soil, Rock and Structures*. Wiley and Sons, New Jersey 2004.
93. Whipple K. X.: *Open-Channel Flow of Bingham Fluids: Applications in Debris-Flow Research*. The Journal of Geology. v. 105 1997.
94. Wilkinson W. L.: *Ciecze nienewtonowskie*. WNT. Warszawa 1964.
95. Yahia A., Khayat K.H.: *Experiment design to evaluate interaction of high-range water-reducer and antiwashout admixture in high-performance cement grout*. Cement and Concrete Research 31, 2001.
96. Ziming W., Daneng H., Yaosheng X.: *Investigation of the rheological properties and groutability of fresh cement pastes*. Mat. konf. Rheology of Fresh Cement and Concrete. 16-29 Marzec 1990.

## Summary

The application of the pressure grouting cementitious materials for the repair and strengthening of the concrete or masonry structures is known since above a hundred years. Filling voids in concrete by the cementitious injection enables improvement of the tightness, strength and durability of the concrete. However dispersial nature of cement grout makes many difficulties in practical applications of the injection process. The rheological models treat cement paste as continuous material which is not completely correct. The new flow equation was derived and presented in this work, which contains the factor of the friction between cement grains introduced to the Bingham model. The analysis of the calculation's results of the classical and new equations shows significant differences in the range of the grouting. The new equation allows to better predict the effects of the real injection applications.

The groutability of the cement mix and injection effectiveness are the main criteria of the designing of the cement grouts. These two terms were widely described in the work. Also some final conclusions about rules of designing of the rheological parameters of the grout were drawn.

