

- 5.54 — beton, beton zbrojny;
zastosowania betonu
i żelbetu w konstrukcjach
- 7.73 — ośrodki niejednorodne,
kompozyty

Michał A. Glinicki

**WPLYW PRĘDKOŚCI OBCIĄŻENIA
NA WYTRZYMAŁOŚĆ I ODKSZTAŁCALNOŚĆ
KOMPOZYTÓW Z MATRYCĄ CEMENTOWĄ**

1/1992

Praca doktorska



P. 209

WARSZAWA 1992

Praca wpłynęła do Redakcji dnia 9 stycznia 1992r

P r a c a d o k t o r s k a

recenzent - doc.dr hab.inż. Wojciech Radomski
prof.dr hab.Lech Dietrich



56755



Instytut Podstawowych Problemów Techniki PAN

Nakład 100 egz. Ark.wyd. 12 Ark.druk. 15

Oddano do drukarni w styczniu 1992 r.

Nr zamówienia 19/92

Warszawska Drukarnia Naukowa, Warszawa
ul.Śniadeckich 8

WPŁYW PRĘDKOŚCI OBCIĄŻENIA NA WYTRZYMAŁOŚĆ I ODKSZTAŁCALNOŚĆ KOMPOZYTÓW Z MATRYCĄ CEMENTOWĄ

Streszczenie

W pracy przedstawiono wyniki doświadczeń autora dotyczących wytrzymałości i odkształcalności kompozytów z matrycą cementową przy różnych prędkościach obciążenia, przy czym uwzględniano prędkości obciążenia w zakresie od 10^{-3} MPa/s do 10^{+3} MPa/s. Badania obejmowały kompozyty, których osnowę stanowi zaczyn z cementu portlandzkiego. Celem pracy było jakościowe i ilościowe poznanie wpływu prędkości obciążenia $\dot{\sigma}$ na zachowanie się kompozytów przy osiowym rozciąganiu. W szczególności badania miały za cel poznanie różnic wrażliwości kompozytów na prędkość obciążenia w funkcji budowy wewnętrznej tych materiałów. Pod pojęciem wrażliwości rozumie się efekt zmian parametrów procesu odkształcenia i zniszczenia ze zmianą $\dot{\sigma}$.

Strukturalne atrybuty kompozytów z matrycą cementową omówiono w rozdziale 2, natomiast w następnym rozdziale naszkicowano aktualny stan wiedzy na temat odkształcalności i pęknięcia tych kompozytów przy statycznych i dynamicznych obciążeniach rozciągających. Sposób przeprowadzenia badań doświadczalnych opisano w rozdziale 4. Struktura wybranych kompozytów modelowych w "kliniczny" sposób uwypuklała analizowane cechy, takie jak: porowatość, uziarnienie kruszywa oraz zawartość i orientację uzbrojenia włóknistego. W przypadku każdego z pięciu rodzajów kompozytów wyznaczono gęstość pozorną, gęstość i porowatość. Badania na rozciąganie bezpośrednie przeprowadzono z prędkościami: 0,002, 1,0, 50 i 850 MPa/s. Ilościową analizę przełomów próbek wykonano przy użyciu cyfrowego analizatora obrazu.

Wyniki badań przedstawiono w rozdziale 5, natomiast analizę wyników na tle rezultatów uzyskanych przez innych badaczy zawiera kolejny rozdział 6. Uzyskane wyniki uzasadniają słuszność tezy o istotnym wpływie parametrów strukturalnych kompozytów na zmiany wytrzymałości i odporności na zniszczenie uwarunkowane zmianami σ przy rozciąganiu. Wzrost prędkości obciążenia powoduje wyraźny wzrost wytrzymałości na rozciąganie f_t , a także odkształcalności granicznej ϵ_u kompozytów. W przypadku kompozytów z uzbrojeniem włóknistym efektem wzrostu σ jest także istotny wzrost energii zniszczenia. Porowatość kompozytów jest najistotniejszą spośród właściwości strukturalnych badanych materiałów wpływającą na wrażliwość na prędkość obciążenia w aspekcie f_t . Wspomniana wrażliwość na prędkość obciążenia wzrasta ze wzrostem porowatości kompozytów.

W ujęciu modelowym (rozdział 7) przedstawiono propozycję interpretacji wpływu porowatości kompozytów na ich wrażliwość na prędkość obciążenia w aspekcie f_t . Wykazano, że dobrą zgodność z wynikami eksperymentów uzyskuje się przyjmując założenia o zmniejszeniu rozmiarów rys przedkrytycznych przy wzroście prędkości obciążenia oraz zwiększeniu lokalnych rozrzutów cech materiałowych uwarunkowanym porowatością.

Na zakończenie podano wnioski i postulaty dotyczące kierunków dalszych badań.

WYKAZ WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ

a, b	współczynniki empiryczne
c	długość rysy (szczeliny) [mm]
\dot{c}	prędkość propagacji rysy [m/s]
c_m	krytyczna długość rysy [mm]
d	średnica włókna [mm]
d_{max}	największy wymiar ziaren kruszywa [mm]
f_c, f'_c	wytrzymałość na ściskanie [MPa]
f_{f1}	wytrzymałość na rozciąganie przy zginaniu [MPa]
f_{spl}	wytrzymałość na rozciąganie przy rozłupywaniu [MPa]
f_t	wytrzymałość na rozciąganie bezpośrednie [MPa]
f_{t0}	wytrzymałość na rozciąganie określona statycznie [MPa]
k	współczynnik empiryczny
l	długość włókna [mm]
l_{ch}	długość charakterystyczna [mm]
p	porowatość
$sf/(sf+c)$	stosunek ilości krzemionki bezpostaciowej do łącznej zawartości krzemionki i cementu w mieszance betonowej
t	czas [s]
\dot{u}	prędkość przesuwu tłoka maszyny [mm/s]
v_1	prędkość fal podłużnych [m/s]
w/c	współczynnik wodno-cementowy
A_A^{ab}	względny udział powierzchniowy odspojonych ziaren kruszywa w powierzchni przełomu
A_A^{ac}	względny udział powierzchniowy ziaren kruszywa pękniętych na wskroś w powierzchni przełomu
A_A^a	względny udział powierzchniowy granulek styropianu w powierzchni przełomu
$A_{1,2,3,4}$	współczynniki empiryczne
$B_{1,2,3,4}$	współczynniki empiryczne
DIF	indeks wrażliwości na prędkość obciążenia
E_{kin}	energia kinetyczna
E_0	początkowy moduł odkształcenia [GPa]
E_t	śliczny moduł odkształcenia [GPa]
G_c	odporność na pęknięcie (krytyczna prędkość uwalniania energii spr.)

G_f	energia zniszczenia [kN/m]
G_{f0}	energia zniszczenia określona statycznie [kN/m]
$G_{f0,6}$	energia zniszczenia do chwili $\delta=0,6$ mm [kN/m]
N_A	liczba włókien na jednostkę powierzchni przełomu [mm^{-2}]
P_{\max}	największa siła rozciągająca [N]
P_u	największa siła wyciągająca [N]
P_{sr}	średnia siła wyciągająca [N]
V_f	zawartość objętościowa włókien
γ	współczynnik
α	poziom istotności
α^{1D}	pole przekroju poprzecznego przypadające na jedno włókno [mm^2]
β	współczynnik empiryczny
γ	energia powierzchniowa [kN/m]
δ	wydłużenie [mm]
δ_{\max}	wydłużenie odpowiadające $\sigma=0$ [mm]
$\dot{\delta}$	prędkość wydłużenia [mm/s]
ϵ	odkształcenie jednostkowe liniowe [$\mu\text{m}/\text{m}$]
ϵ_u	odkształcenie graniczne [$\mu\text{m}/\text{m}$]
ϵ_{u0}	odkształcenie graniczne określone statycznie [$\mu\text{m}/\text{m}$]
$\dot{\epsilon}$	prędkość odkształcenia [s^{-1}]
$\dot{\epsilon}_0$	prędkość odkształcenia w badaniach statycznych [s^{-1}]
ϕ	średni kąt nachylenia włókien do powierzchni rysy
η^{1D}	współczynnik efektywności kierunkowej włókien
κ	współczynnik układu uzbrojenia włóknistego
ρ	gęstość [Mg/m^3]
ρ_p	gęstość pozorna [Mg/m^3]
σ	naprężenie [MPa]
$\dot{\sigma}$	prędkość obciążenia [MPa/s]
$\dot{\sigma}_0$	prędkość obciążenia w badaniach statycznych [MPa/s]
θ	parametr struktury uzbrojenia
ω	uszkodzenie
θ^{1D}	parametr struktury uzbrojenia
ξ	współczynnik charakteryzujący przyczepność włókien do matrycy
ζ	współczynnik proporcjonalny do granicy plastyczności stali włókien

1. WSTĘP

1.1 Przedmiot rozprawy

Przedmiotem rozprawy jest analiza wytrzymałości i odkształcalności kompozytów z matrycą cementową w polu naprężeń rozciągających przy różnych prędkościach obciążenia. Badania dotyczą kompozytów, których osnowę (matrycę) stanowi zaczyn z cementu portlandzkiego. Są to zaprawy, betony i fibrobetony, a więc kompozyty o rozmaitej budowie wewnętrznej, dość powszechnie stosowane w budownictwie. Chociaż beton i podobne kompozyty używane są jak dotąd najczęściej w elementach ściskanych (nierzadko w ogóle pomija się wytrzymałość betonu na rozciąganie), to jednak ich właściwości przy rozciąganiu mają istotne znaczenie w procesach zniszczenia materiału także w elementach poddanych ściskaniu, ścinaniu czy w złożonym stanie naprężeń.

Rozpatrywany zakres prędkości obciążenia obejmuje monotoniczne procesy quasi-statyczne i umiarkowanie prędkie, a zatem nie obejmuje obciążeń długotrwałych ani ultraszybkich. Efekt zmian parametrów wytrzymałości i odkształcalności kompozytów, towarzyszący zmianom prędkości obciążenia, określa się umownie jako wrażliwość na prędkość obciążenia. Przedstawione badania doświadczalne i teoretyczne dotyczą właśnie tak rozumianej wrażliwości kompozytów z matrycą cementową, poddanych obciążeniom rozciągającym, w funkcji budowy wewnętrznej (struktury) tych materiałów.

1.2 Geneza rozprawy

Racjonalna analiza konstrukcji wymaga dokładnej znajomości właściwości konstytutywnych materiału oraz kryteriów zniszczenia w szerokim przedziale prędkości obciążenia. Procesy zniszczenia kompozytów z matrycą cementową przy średnich i dużych prędkościach obciążenia są przedmiotem analizy w związku z zastosowaniem w elementach lub konstrukcjach inżynierskich poddanych obciążeniom o charakterze impulsowym. Źródłem takich krótkotrwałych obciążeń o dużej amplitudzie mogą być np. wybuchy, obiekty spadające, trzęsienia ziemi lub uderzenia przy wbijaniu pali. Zakres prędkości obciążenia $\dot{\sigma}$, rozumianej jako przyrost obciążenia jednostkowego

w jednostce czasu, charakterystyczny w wybranych zagadnieniach inżynierii cywilnej podano w Tabelcy 1.1 na podstawie REINHARDTA (1982a). Odpowiadający zakres prędkości odkształcenia ($\dot{\epsilon}$) należy traktować jedynie jako wskazanie rzędu wielkości.

Tabela 1.1 Zakres prędkości obciążenia ($\dot{\sigma}$) odpowiadający niektórym zagadnieniom inżynierskim (wg REINHARDTA (1982a))

Rodzaj obciążenia	$\dot{\sigma}$ [MPa/s]	$\dot{\epsilon}$ [s ⁻¹]
uderzenie statku	$10^{-1} + 10^0$	10^{-5}
uderzenie pojazdu	$10^0 + 10^1$	10^{-4}
wybuch gazu	$10^0 + 10^1$	10^{-4}
uderzenie samolotu	$10^2 + 10^3$	10^{-2}
trzęsienie ziemi	$10^2 + 10^5$	$10^{-2} + 10^1$
wbijanie pali	$10^3 + 10^4$	$10^{-2} + 10^0$

Podane w Tabelcy 1.1 wartości są jedynie przybliżone i zależą również od cech obciążanej konstrukcji, jak np. jej masy i sztywności. Jeszcze wyższe prędkości obciążenia występują w zagadnieniach dynamiki skał, materiałów metalowych, polimerowych czy też technologii proszków (BLĄZYŃSKI, red. (1987)), ale nie są rozpatrywane w niniejszej rozprawie.

Poznanie właściwości kompozytów z matrycą cementową w szerokim zakresie prędkości obciążenia jest niezbędne. Do celów budownictwa potrzebna jest znajomość efektów prędkości obciążenia, aby uwzględnić je w analizie konstrukcji przez odpowiednią modyfikację danych materiałowych. Właściwości omawianych materiałów kompozytowych, przynajmniej w szerzej poznanym zakresie obciążeń statycznych, zależą od ich budowy wewnętrznej. Niejednorodna struktura, jej nieciągłości i lokalne różnice właściwości mechanicznych w tych kompozytach decydują bardziej niż w innych ośrodkach o procesach destrukcji elementów wskutek oddziaływań zewnętrznych (BRANDT (1983)). O ile strukturalne aspekty statycznej wytrzymałości i odkształcalności tych materiałów nadal pozostają niedostatecznie poznane, to w przypadku obciążeń dynamicznych wiedza na ten temat jest zupełnie fragmentaryczna.

Dotychczas w Polsce badania odpowiadające zakresowi rozprawy nie były

podejmowane, natomiast nieliczne prace przeprowadzone w ośrodkach zagranicznych nie łączyły aspektu parametrów struktury kompozytów i ich wrażliwości na prędkość obciążenia.

Podany powyżej stan wiedzy i znaczenie podjętego tematu uzasadnia podjęcie tematu rozprawy.

1.3 Teza rozprawy

Wrażliwość kompozytów z matrycą cementową na prędkość obciążenia jest zależna od ich budowy wewnętrznej. Parametry struktury w istotny sposób wpływają na zmiany wytrzymałości i odporności na zniszczenie uwarunkowane zmianami $\dot{\sigma}$. Najważniejszą właściwością strukturalną, która uwypukla wrażliwość kompozytów na prędkość obciążenia w aspekcie wytrzymałości na rozciąganie jest ich porowatość.

1.4 Cel i zakres rozprawy

Celem pracy jest poznanie ilościowego i jakościowego wpływu prędkości obciążenia na zachowanie się kompozytów z matrycą cementową przy osiowym rozciąganiu. Rozważano prędkości obciążenia z zakresu od 10^{-3} MPa/s do 10^{+3} MPa/s, a zatem przedział prędkości obejmujący wiele zagadnień inżynierskich (por. Tablica 1.1), w tym dolną część spektrum charakterystycznego dla obciążeń sejsmicznych.

Strukturalne atrybuty kompozytów z matrycą cementową omówiono w rozdziale 2, natomiast w następnym rozdziale naszkicowano aktualny stan wiedzy na temat odkształcalności i pęknięcia tych kompozytów przy statycznych i dynamicznych obciążeniach rozciągających. Chociaż rozprawa dotyczy stanów tzw. osiowego rozciągania, niektóre dane doświadczalne, zebrane w badaniach na rozciąganie przy zginaniu i w badaniach wyciągania włókien, przytoczone zostały w celu uzupełnienia obrazu opisywanych zjawisk. W rozdziałach 2 i 3 zamieszczono także niezbędne definicje i określenia. Przeprowadzone badania doświadczalne przedstawiono wraz z wynikami rozdziałach 4 i 5. Analizę wyników badań na tle wyników uzyskanych przez innych badaczy zawiera kolejny rozdział 6. W rozdziale 7 przedstawiono modelową interpretację opisu obserwowanych zjawisk. Całość kończą wnioski i postulaty dotyczące kierunków dalszych badań.

2. STRUKTURA KOMPOZYTÓW O MATRYCACH CEMENTOWYCH

2.1 Metody obserwacji i poziomy analizy struktury

Pod pojęciem "struktura" rozumiana jest budowa wewnętrzna materiału w aspekcie ilościowym i jakościowym: rodzaje i właściwości składników, zawartość poszczególnych faz, ich rozmieszczenie i sposób współdziałania. Przy badaniu kompozytów z matrycą cementową, których rozważany zakres obejmuje zaczyny, zaprawy, betony i fibrobetony, możliwa jest identyfikacja rozmaitych elementów struktury w zależności od sposobu prowadzenia obserwacji. Z uwagi na nieprzezroczystość rozważanych materiałów obserwacja ich przestrzennej budowy wewnętrznej możliwa jest w sposób pośredni albo w sposób bezpośredni na dwuwymiarowych przekrojach kompozytów. W tym drugim przypadku niezbędne jest wykorzystanie metod stereologii, pozwalających na ilościowy opis trójwymiarowych brył za pomocą pomiarów na płaskich przekrojach tych zbiorów (RYŚ (1983), CHAN (1985)). Spośród różnorodnych metod obserwacji i identyfikacji elementów struktury najczęściej stosowane są (KASPERKIEWICZ, red (1989)):

- obserwacje przełomów i szlifów okiem nie uzbrojonym;
- obserwacje przy użyciu mikroskopów optycznych lub elektronowych;
- metody rentgenograficzne;
- metody analizy termicznej;
- badania porozymetryczne;
- spektrografia w podczerwieni, mikrosonda elektronowa, metody tzw. granulometryczne, izotopowe, badania mikrotwardości i inne metody pośrednie.

Niejednorodną strukturę kompozytów z matrycą cementową analizuje się i modeluje na przyjętych umownie poziomach obserwacji (WITTMANN (1983), KASPERKIEWICZ (1983)):

- poziom makroskopowy, zwany poziomem makro;
- poziom submakroskopowy, zwany poziomem mezo;
- poziom mikroskopowy, zwany poziomem mikro.

Na poziomie makro, odpowiadającym obserwacjom okiem nieuzbrojonym, odróżnia się takie elementy strukturalne jak: ziarna kruszywa grubego, włókna uzbrojenia, szczeliny, raki i większe pory. Na poziomie mezo, charakterystycznym dla obserwacji przy użyciu lup i mikroskopów optycznych, odróżnia się takie elementy strukturalne jak: drobne ziarna kruszywa,

szczeliny, pory, jak również strefy kontaktowe kruszywa i matrycy oraz włókien uzbrojenia i matrycy. Jednorodną, z wyłączeniem nieciągłości, matrycę stanowi na tym poziomie stwardniały zaczyn cementowy. Na poziomie mikro obserwuje się całe bogactwo form występujących w zaczynie cementowym, tj: mikropory, ziarna niesydratyzowane, żel krzemianowy, kryształy wodorotlenku wapnia, etryngit, żelaziany i krzemiany, a także nie związaną wodę. Jest to niesłychanie skomplikowana struktura, której istotną cechą jest fakt wzajemnego przenikania się czy też nieomal ciągłego przechodzenia jednej fazy w drugą. Wyniki obserwacji struktury na tym poziomie prowadzone przy użyciu mikroskopii elektronowej podano na przykład w pracach: SCRIVENER i PRATT (1987), SARKAR, DIATTA i AITCIN (1988), PROKOPSKI (1990). Przykład struktury betonu żwirowego obserwowanej przy użyciu mikroskopu skaningowego pokazano na rys.2.1. Widoczne jest pęknięcie na granicy żelu cementowego i ziarna żwiru (a) oraz pory kapilarne (b).



Rys.2.1 Mikroskopowy obraz struktury betonu żwirowego w powiększeniu 2000 razy (PROKOPSKI (1990)).

Warto nadmienić, że przyjęty w rozpatrywanej grupie kompozytów sposób odróżniania poziomów obserwacji struktury jest dość umowny i nie odpowiada nomenklaturze stosowanej np. w przypadku kompozytów o wysokich wytrzymałościach (ang. advanced composites). W tej klasie kompozytów makro dotyczy wymiarów od 10^{-1} do 10^{-2} mm, mikro - od 10^{-3} do 10^{-4} mm, natomiast skala atomowa - od 10^{-5} do 10^{-7} mm (SIH (1988)).

2.2 Właściwości strukturalne kompozytów betonopodobnych

W rozważanym zbiorze kompozytów z matrycą cementową przy ustalonym poziomie obserwacji odróżnić można trzy grupy właściwości strukturalnych, które opisano poniżej.

Struktura porów

Poznanie struktury porów w kompozytach betonopodobnych ma kapitalne znaczenie dla zrozumienia strukturalnych aspektów trwałości i wytrzymałości tych materiałów. Porowatość materiału to względna zawartość w materiale pustek, tzn. obszarów nie zajętych przez ciało stałe. Pojęcie porowatości całkowitej, niekiedy wyrażonej w procentach, odnosi się do parametru określonego następującym wzorem:

$$p = 1 - \rho_p / \rho, \quad (2.1)$$

gdzie ρ oznacza gęstość kompozytu, natomiast ρ_p oznacza jego gęstość pozorną. Ponieważ w kompozytach z matrycą cementową występują różne rodzaje porów (o czym napisano poniżej), określenie porowatości bywa stosowane w zawężonym znaczeniu, np. porowatość kapilarna - dotycząca pustek takiego typu. Objętość porów w betonie zwykłym - przykładowo rozważanym kompozycie - dobrze zagęszczonym przy wykonaniu wynosi w przybliżeniu od kilku do kilkunastu procent ogólnej objętości betonu, natomiast w przypadku zaczynu cementowego sięgać może nawet 30 % (JAMROZY, SAŚIADEK, ŚLIWIŃSKI (1989)).

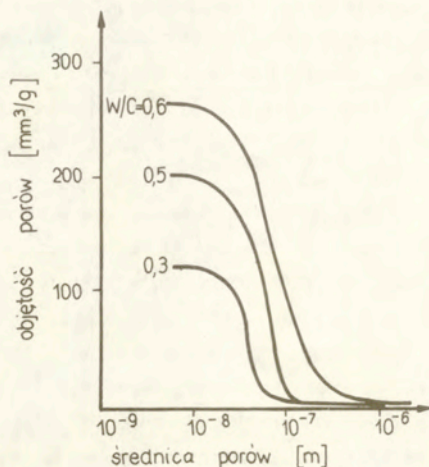
Pory występujące w stwardniałym zaczynie cementowym są klasyfikowane pod względem rozmiarów oraz sposobów powstawania (NEVILLE (1978)). Rozróżnia się pory kontrakcyjne, powietrzne (inaczej żelowe), strukturalne i wodne (inaczej kapilarne). Pory kontrakcyjne powstają w wyniku zmniejszenia sumy absolutnych objętości składników uwodnionego cementu, wskutek reakcji chemicznych. Pory te mają rozmiary poniżej $10^{-4} \mu\text{m}$. Pory powietrzne dostają się do mieszanki podczas procesu mieszania. Mają kształt kulisty, rzadziej kształt soczewek. Ich wielkość wynosi: w betonach 2-5 mm, w zaprawach do 2 mm, w zaczynach do 100 μm . Są to pory zamknięte, otoczone szczelnie powłoką zaczynu cementowego, nierównomiernie rozłożone w objętości kompozytu. Pory strukturalne tworzą się, gdy ilość wody zarobowej jest mniejsza niż minimalna ilość wody niezbędna do osiągnięcia maksymalnego upakowania ziaren cementu w zaczynie cementowym. Pory strukturalne mają rozmiary od kilku do kilkunastu mikrometrów. Zaczy-

ny nasycone wodą w sposób dostateczny oraz przesycone nie mają porów strukturalnych. Pory wodne (kapilarne) powstają wskutek odparowania części wody w okresie przygotowywania mieszanki oraz w początkach wiązania. W przesyconych zaczynach cementowych część wody nie bierze udziału w reakcjach chemicznych i tworzy ciągły, przestrzenny system porów wodnych. Wielkość tych porów wynosi od 10 do 100 μm i są one tym większe, im większe jest przesylenie wodą.

Najczęściej stosowaną techniką badania porowatości omawianych materiałów jest porozymetria rtęciowa, pozwalająca wykrywać pory o wielkościach ok. 3-7500 nm. Nierzadkim uzupełnieniem takich badań są obserwacje przekrojów próbek pod mikroskopem, aby uzyskać informacje o istnieniu większych porów oraz o ich wielkościach. Strukturę porów, oprócz parametru porowatości, charakteryzuje się rozkładem wielkości porów, który opisywany bywa parametrami takimi jak: przeciętny promień porów - ATZENI, MASSIDA i SANNA (1987), średnica minimalna i maksymalna, średni rozstaw porów czy też powierzchnia właściwa porów - FAGERLUND (1977). Nadmienić warto, że interpretacja wyników uzyskanych metodą porozymetrii rtęciowej bazuje na wielu założeniach m.in. odnośnie geometrii kształtu porów (SCHNEIDER i DIEDERICHTS (1983)). Jednakże obserwacje przy użyciu mikroskopu skaningowego (SCRIVENER i PRATT (1987)) dowodzą, że układ porów w zaczynie nie jest układem dyskretnym, lecz układem połączonym. Fakt ten może w istotny sposób wpływać na właściwości całego kompozytu, w szczególności na nasiąkliwość i przepuszczalność. W tym przypadku koncepcja rozkładu wielkości porów wyrażonych jako średnice "ekwiwalentnych sfer" okazuje się względnie niewiele znacząca. Przykładowy rozkład wielkości porów w zaczynie cementowym, uzyskany metodą porozymetrii rtęciowej, pokazano na rys. 2.2. Objętość porów wyrażona jest na osi pionowej tego wykresu w wielkościach względnych, a dokładnie poprzez objętość rtęci wtłoczonej podczas badania.

W przypadku betonów napowietrzonych (w celu zwiększenia mrozoodporności) istotnym parametrem struktury porów jest współczynnik dyspersji porów powietrznych (współczynnik rozmieszczenia) - ASTM (1982).

Na porowatość wpływa m.in. obecność rozmaitych pęknięć. Sprawa obserwacji szczelin i podobnych defektów ma w ogóle duże znaczenie w analizie struktur wewnętrznych kompozytów betonopodobnych.



Rys. 2.2 Przybliżony rozkład wielkości porów w zaczynie cementowym w funkcji stosunku wodno-cementowego (w/c) według WITTMANNA (1983).

Kruchość materiałów przejawia się najbardziej wtedy, gdy występują w nich tzw. koncentraty naprężenia. Najczęściej są to ostro zakończone szczeliny, np. pochodzenia skurczowego, powstające w samym zaczynie cementowym lub na styku inkluzji z zaczynem. Przestrzenne rozmieszczenie szczelin jest na ogół przypadkowe, niemniej zdarzają się sytuacje, kiedy warunki wykonania kompozytu implikują powstanie pewnego uporządkowania kierunków szczelin.

Pod pojęciem inkluzji rozumie się tu zarówno ziarna kruszywa jak też włókna uzbrojenia rozproszonego. Sprawa porowatości (w tym też szczelin) związanej z obecnością inkluzji opisana jest w dalszej części niniejszego rozdziału.

Szczelina definiowana jest jako nieciągłość wewnątrz ośrodka, często o charakterze pustki wewnętrznej, której jeden z wymiarów jest znacznie mniejszy od dwóch pozostałych. W procesie rozwoju (propagacji) wskutek oddziaływań zewnętrznych szczelina określana jest jako rysa (KASPERKIEWICZ (1983)).

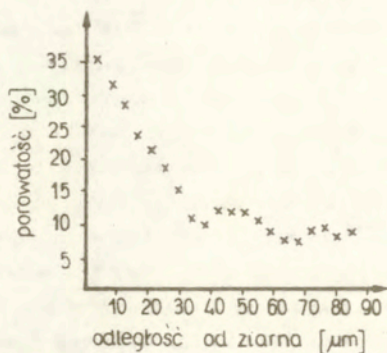
Struktura kruszywa

Struktura betonów klasycznych jest przedmiotem studiów prowadzonych od szeregu lat. Mimo to nie można powiedzieć, iż wpływ struktury kruszywa na właściwości betonu jest całkowicie poznany. Szeroko zbadano w technologii wykonania betonu parametry tzw. stosu okuchowego, to znaczy uziarnienia piasku, kruszywa drobnego i kruszywa grubego. Jak stwierdził JAMROZY (1978), najpełniejszy opis uziarnienia kruszywa stanowi tzw. krzywa przesiewu, określona przy użyciu zestawu sit standardowych. Na podstawie krzywej przesiewu określa się liczbową charakterystykę całego stosu okuchowego w postaci tzw. wskaźnika uziarnienia. Pozostałymi parametrami przydatnymi z punktu widzenia technologii kompozytów z matrycą cementową okazały się: maksymalna średnica ziaren kruszywa d_{max} , powierzchnia właściwa kruszywa, która jest proporcjonalna do odwrotności średniej harmonicznej rozkładu wymiarów ziaren oraz łączna zawartość kruszywa w kompozycie. Struktura kruszywa może być zatem w dużym stopniu analizowana na drodze przesiewania i ważenia - sytuacja ta stanowi wyjątek wśród elementów struktury kompozytów o matrycach cementowych. Analiza sitowa nie daje jednak informacji o rzeczywistej niejednorodności przestrzennej dystrybucji kruszywa w stwardniałym kompozycie, ani też o jakości współpracy kruszywa z zaczynem cementowym.

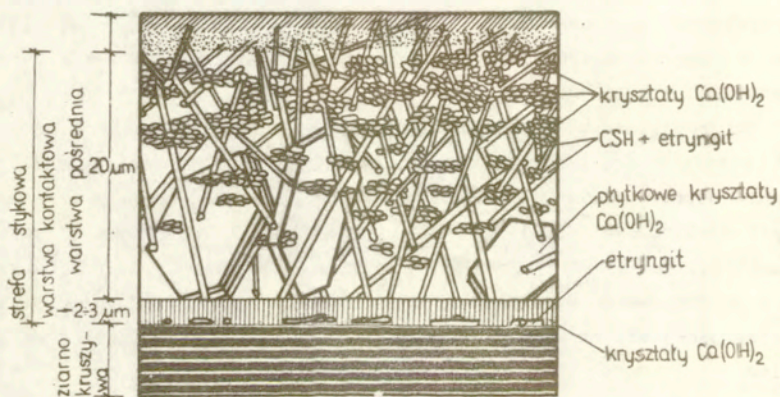
Bardzo istotnym elementem struktury kompozytów z matrycą cementową jest strefa styku kruszywa z zaczynem - jej właściwości w decydującym stopniu określają właściwości całego kompozytu. Przy zastosowaniu mikroskopii elektronowej (SEM) SCRIVENER i PRATT (1987) obserwowali zmienność porowatości w strefie stykowej zaczynu i kruszywa, zilustrowaną na rys.2.3. Istnienie wyraźnego gradientu porowatości w strefie stykowej rozciągającej się na długości kilkudziesięciu mikrometrów jest niezaprzeczalne.

Interesujące wyniki mikroskopowych obserwacji strefy stykowej podano w pracach STRUBLE'A (1988), MONTEIRO, MASO i OLLIVIERA (1985) oraz ZIMBELNANNA (1985). Stwierdzono, że strefa stykowa ma strukturę wielowarstwową. Warstwa bezpośrednio przylegająca do powierzchni kruszywa zbudowana jest z kryształów wodorotlenku wapnia oraz etrynglitu usytuowanego tuż przy powierzchni ziarna (rys.2.4). Następną warstwą, rozciągającą się do obszaru zagęszczonego zaczynu cementowego, jest bardzo porowata warstwa pośrednia, zbudowana głównie z "igłowych" i "płytkowych" produktów hydra-

tacji cementu. Przejście tej warstwy do obszaru stwardniałego zaczynu związane jest ze stopniowym zmniejszaniem porowatości tej strefy.



Rys.2.3 Zależność porowatości w strefie kontaktowej kruszywa i zaczynu od odległości od granicy ziarna kruszywa (SCRIVENER i PRATT (1987)).



Rys. 2.4. Model struktury strefy stykowej kruszywa i zaczynu według ZIMBELMANNA (1985)

Obecność ziaren kruszywa w matrycy cementowej pociąga za sobą wystąpienie dodatkowych porów i szczelin. Porowatość samych ziaren kruszywa, chociaż zazwyczaj niewielka - rzędu 1-2%, w przypadku kruszyw lekkich

stanowić może znaczną część całkowitej porowatości kompozytu. Zjawisko sedymentacji, tj. osiadania ciekłej zaprawy (przed stwardnieniem), powoduje powstanie porów "sedymentacyjnych" - pustek wypełnionych wodą pod większymi ziarnami kruszywa. Powstający w konsekwencji układ szczelin charakteryzuje się pewną orientacją poziomą, która implikuje anizotropię właściwości kompozytu.

Struktura uzbrojenia włóknistego

Strukturę uzbrojenia włóknistego w kompozytach z matrycą cementową charakteryzują: zawartość objętościowa włókien (V_f), wymiary pojedynczych włókien, tj. długość l i średnica d , a także parametry orientacji, rozstawu i jednorodności rozmieszczenia włókien w przestrzeni oraz parametry ukształtowania włókien, implikujące jakość współpracy z matrycą. Przy analizie rozmieszczenia włókien w przestrzeni przydatne jest rozważenie trzech struktur idealnych uzbrojenia rozproszonego: układ trójwymiarowy 3D, układ płaski 2D oraz układ zlinearyzowany 1D. Do wielu obliczeń przydatne są zależności pozwalające na wyznaczenie powierzchni przekroju poprzecznego α^{1D} , przypadającej na jedno włókno, w zależności od średnicy włókien d i procentu uzbrojenia V_f . Wzory te mają następującą postać (KASPERKIEWICZ (1979)):

$$\alpha^{1D} = \frac{\pi d^2}{4 V_f}; \quad \alpha^{2D} = \frac{\pi^2 d^2}{8 V_f}; \quad \alpha^{3D} = \frac{\pi d^2}{2 V_f}. \quad (2.2)$$

Liczba włókien przypadająca na jednostkę przekroju N_A^f określona jest wówczas odwrotnością parametru α^{1D} . Liczne są próby jednoparametrowego charakteryzowania struktury włókien, aby w ten sposób uwzględnić wpływ struktury na właściwości mechaniczne kompozytu, a w szczególności na wytrzymałość. Przykładem takiej charakterystyki jest parametr θ zaproponowany w następującej postaci:

$$\theta = 10 l \xi / \alpha^{1D} \quad (2.3)$$

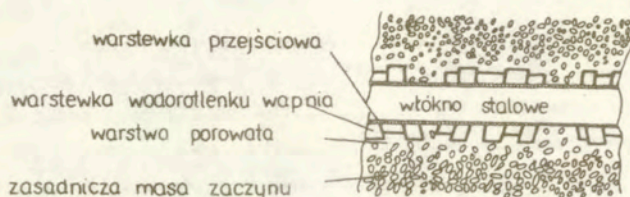
gdzie parametr ξ charakteryzuje przyczepność włókien do matrycy, natomiast mnożnik 10 wynika z przyjęcia referencyjnej grubości płyty równej 10 mm.

W rzeczywistym elemencie fibrobetonowym układ włókien jest na ogół mniej lub więcej niejednorodny. Badanie rzeczywistej struktury uzbrojenia włóknistego polega na ocenie ich rozmieszczenia i ilości na podstawie fotografii rentgenowskich lub śladów na szlifach. Uzyskane obrazy poddawane są analizie metodami stereologicznymi, aby uzyskać ilościowy opis

trójwymiarowych układów włókien. Kształtowaniem i obserwacją struktury uzbrojenia włóknistego w fibrokonie z włóknem stalowym zajmowali się m.in. KASPERKIEWICZ (1979) i (1983), RADOMSKI (1982), BABUT (1986), natomiast spośród relatywnie mniej licznych badań obejmujących inne rodzaje włókien wymienić należy BENTURA, MINDESSA i SKALNEGO (1989), a także prace cytowane w monografii BENTURA i MINDESSA (1990).

Obserwacje struktury uzbrojenia w fibrokonach w skali mezo lub mikro nieodłącznie obejmują obserwacje obszarów styku włókien i matrycy cementowej. Natura i rozmiary strefy styku zależą nie tylko od rodzaju włókna, technologii wykonania, ale również mogą ulegać znacznym zmianom z upływem czasu. Można zauważyć, że podczas wykonania kompozytu wokół włókien tworzą się pustki wypełnione wodą (DIAMOND i BENTUR (1984)). Są to efekty: (1) wydzielania mleczka cementowego oraz zatrzymania pewnej ilości wody pod powierzchnią inkluzji uzbrojenia oraz (2) nieefektywnego upakowania ziaren cementu (ok. $10\mu\text{m}$) w obszarze $20+40\mu\text{m}$ wokół powierzchni włókna. Obserwacje mikrostruktury strefy wytworzonej wokół włókien polipropylenowych opisano w pracy RICE'A, VONDRANA i KUNBARGI (1988), natomiast we wspomnianej już pracy DIAMONDA i BENTURA (1984) podano obserwacje dotyczące włókien stalowych.

W przypadku kompozytu z włóknami stalowymi stwierdzono, że strefa stykowa zbudowana jest następująco (rys.2.5):



Rys. 2.5 Schematyczne przedstawienie strefy styku włókna stalowego z zaczynem cementowym (DIAMOND i BENTUR (1984)).

- (a)- cienka warstewka przejściowa (ang. duplex film) o gr. $1+2\mu\text{m}$, przylegająca do włókna;
- (b)- warstwa CH tj. warstwa względnie dużych kryształów wodorotlenku wapnia, jej grubość ok. $10+30\mu\text{m}$;
- (c)- warstwa porowata, równoległa do włókna, rozciągająca się na odległość

do $40\mu\text{m}$ od włókna.

Najślabszym ogniwem strefy styku okazuje się więc warstwa (c), której istnienie potwierdzone zostało w badaniach WEI, MANDELA i SAIDA (1986). Pomiary mikrotwardości w strefie stykowej pozwalają bowiem zlokalizować najślabsze obszary w odległości $20+40\mu\text{m}$ od włókna. Można zatem stwierdzić, że strefa przejściowa w otoczeniu powierzchni włókna charakteryzuje się odmiennymi właściwościami strukturalnymi niż zasadnicza masa zaczynu.

2.3 Uwagi dotyczące możliwości opisu struktury kompozytów z matrycą cementową

Większość opublikowanych wyników obserwacji struktur kompozytów z matrycą cementową to wyniki wyłącznie jakościowe. Nieliczne ilościowe wyniki obserwacji struktur pozwoliły na sformułowanie prostych opisów strukturalnych materiału (np. SARJA, MORONEN i PYY (1987), HUANG i LI (1989)), a właściwie pewnych zjawisk zachodzących w materiale. Obserwowana struktura kompozytów okazuje się bardzo zróżnicowana pod względem wielkości występujących elementów struktury - od rozmiarów rzędu 10^{-7}m (pory, produkty hydratacji) do rozmiarów rzędu 10^{-2}m (kruszywo, włókna). Ponadto rozmiary elementów struktury niekoniecznie implikujących istotność w procesach destrukcji materiału (np. zakres rozmiarów porów decydujący o mrozoodporności - RUSIN (1989)).

Struktura kompozytów z matrycą cementową jest ze swej natury obiektem zmiennym w czasie. Elementy struktury, jak pory i rysy, powiększają się bądź zmniejszają, a nieraz w sprzyjających warunkach zanikają (zjawisko samoregeneracji) w warunkach oddziaływania wilgoci, wskutek obciążenia czy też w wyniku reakcji chemicznych.

Istotnym spostrzeżeniem wydaje się również współzależność właściwości strukturalnych badanych kompozytów - dotyczy to wpływu obecności inkluzji na strukturę porów w kompozycie. W tym kontekście należy zwrócić uwagę na ograniczoną sensowność prowadzenia badań porównawczych, dotyczących np. kompozytów z włóknami i bez włókien, bez dodatkowych zabiegów. W takiej sytuacji efekty przypisywane wyłącznie obecności włókien są łącznym wynikiem zmian w strukturze tworzywa, w tym również jego porowatości.

Dokładne poznanie i opis właściwości strukturalnych kompozytów o matrycach cementowych wymagałoby możliwości jednoznacznego, świadomego

kształtowania tych cech. Istniejące wszakże technologie wykonania takich kompozytów pozwalają jedynie na częściową kontrolę struktury uzbrojenia (np. linearyzacja magnetyczna, dodatki dyspersyjne) czy też na znikomą kontrolę struktury porów. Ten ostatni aspekt kształtowania kompozytów nabiera w ostatnich latach coraz większej wagi. Obiecujące wyniki dają próby modyfikacji tradycyjnych rozwiązań poprzez np. użycie specjalnych cementów (ang. macro-defect free cement) lub dodatków, zarówno zwiększających porowatość (w żądanym przedziale wielkości porów - dodatki napowietrzające), jak też zmniejszających porowatość, np. krzemionki bezpostaciowej (ang. silica fume).

Możliwości opisu struktury kompozytów o matrycach cementowych są bardzo ograniczone. Brakuje jednoznacznych relacji właściwości strukturalnych kompozytów z ich właściwościami mechanicznymi. Dlatego między innymi przedmiotem badań przedstawionych w dalszej części rozprawy są kompozyty o strukturach modelowych, tj. uwypuklających wybrane właściwości w sposób "kliniczny".

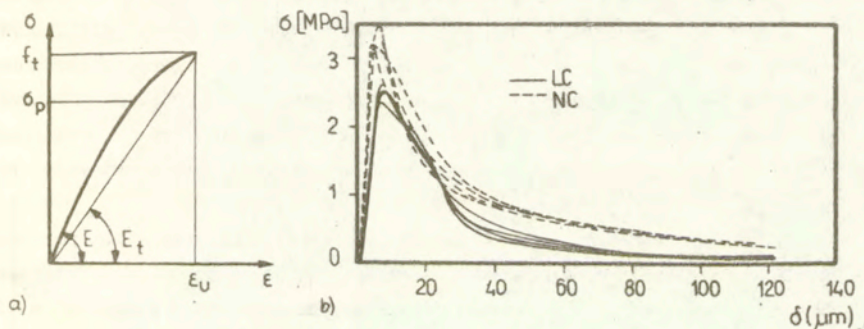
3. FENOMENOLOGICZNE I STRUKTURALNE ASPEKTY PĘKANIA KOMPOZYTÓW Z MATRYCĄ CEMENTOWĄ W POLU NAPRĘŻEŃ ROZCIĄGAJĄCYCH

3.1 Właściwości mechaniczne pod obciążeniami statycznymi

Statyczne właściwości kompozytów z matrycą cementową omówione zostały w szeregu publikacji, m.in. NEVILLE'A (1978), JAMROZEGO (1985), BENTURA i MINDESSA (1990), a także autora (1982) i (1984) oraz autora wraz z KÖRMELINGIEM i REINHARDEM (1982). Poniżej podano jedynie wybrane wiadomości i niektóre pojęcia z tej dziedziny, które są niezbędne jako baza do analizy efektów prędkości obciążenia.

Kompozyty nieuzbrojone

Przykładowy wykres obciążenia na jednostkę przekroju poprzecznego elementu, nazywanego naprężeniem (σ), w funkcji odkształcenia (ϵ) elementu próbnego poddanego osiowemu rozciąganiu pokazano na rys. 3.1. Zależności tego rodzaju uzyskane w specjalnie usztywnionej maszynie wytrzymałościowej, pokazane na rys.3.1b, przedstawiono w funkcji wydłużenia próbek (δ) na podstawie CORNELLISSENA, HORDIJKA i REINHARDA (1986), LI, CHANA i LEUNGA (1987) oraz GUO i ZHANGA (1987).



Rys.3.1 Przykładowa zależność naprężenia (σ) od odkształcenia (ϵ) lub wydłużenia (δ) próbnego elementu z betonu (LC - beton lekki, NC - beton zwykły).

Największą wartość obciążenia elementu próbnego przypadającą na jednostkę powierzchni przekroju poprzecznego w badaniu na osiowe rozciąganie defi-

niuje się jako wytrzymałość na rozciąganie (ozn. f_t). Na pokazanym rysunku zilustrowano też pozostałe parametry charakteryzujące zależność σ - ϵ , takie jak: odkształcalność graniczna ϵ_u , granica proporcjonalności σ_p , początkowy moduł odkształcenia E i ścieżny moduł odkształcenia E_t odpowiadający maksimum obciążenia. Pole powierzchni pod kompletnym wykresem σ - δ , tj. aż do całkowitego wyczerpania zdolności do przenoszenia obciążenia, oznaczone G_f , jest miarą energii absorbowanej przez element próbny w procesie zniszczenia. Wielkość G_f , nazywana energią zniszczenia, interpretuje się jako odporność materiału na pękanie.

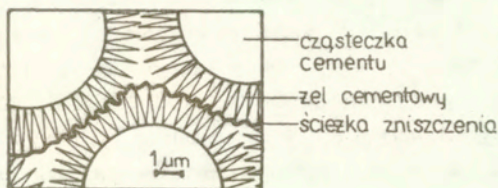
Na podstawie wyników badań doświadczalnych, np. zestawionych w raporcie RILEM - HORDIJK i in. (1987), sformułować można następujące spostrzeżenia. Wykres σ - ϵ jest wykresem liniowo rosnącym do poziomu naprężeń $0,68+0,89 f_t$. Po osiągnięciu maksimum obciążenia stopniowo opada ze wzrostem wydłużenia próbki albo gwałtownie urywa się. Zauważono, że stosowanie mniejszej zawartości kruszywa powoduje gwałtowniejszy spadek omawianej krzywej po osiągnięciu obciążenia maksymalnego.

Na poziomie mikro zaobserwowano, że odchylenie wykresu σ - ϵ od linowości związane jest z powiększeniem się istniejących rys, szczególnie tych w strefach stykowych kruszywa i zaczynu. Przy zwiększeniu obciążenia rysy w obszarach stykowych i w zaczynie ulegają łączeniu. Po osiągnięciu maksimum obciążenia dalsze wydłużanie próbki powoduje dalszą propagację rys przy zmniejszaniu się obciążenia. Jak podano w pracy ZIEGELDORFA (1983), doświadczalnie określona gęstość zarysowań w próbce zniszczonej przy rozciąganiu ($0,2 \text{ mm/mm}^2$) okazała się większa niż w próbkach zniszczonych przy ściskaniu ($0,05 \text{ mm/mm}^2$). Podobnie rozwarcie rys w obszarach styku zaczynu i kruszywa obserwowane przy rozciąganiu było większe niż przy ściskaniu.

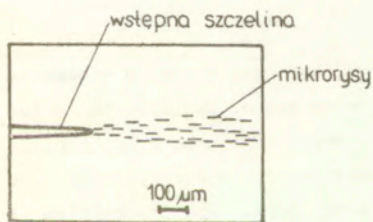
Zniszczenie betonu przy osiowym rozciąganiu oznacza (na poziomie mikro) uformowanie powierzchni swobodnej, prostopadłej do kierunku działania obciążenia. W przypadku betonu zwykłego średniej klasy ($f'_c = 30 \text{ MPa}$) powierzchnia zniszczenia przebiega głównie w strefach stykowych zaczynu i kruszywa oraz w samym zaczynie. W przypadku betonów wyższej klasy albo w betonach z tzw. kruszywem lekkim można zaobserwować także wskrośne pęknięcia ziaren. Jak stwierdzono, obserwowana na poziomie mikro powierzchnia zniszczenia przebiega w sposób kręty w zaczynie cementowym (rys.3.2). W otoczeniu propagującej się rysy powstają i rozwijają się

liczne mikro- i makro-pęknięcia - obszar ten nazywany jest strefą zniszczenia (ang. fracture zone) - rys. 3.3 (por. MINDESS (1988)). A zatem w strefie zniszczenia gęstość zarysowań jest znacznie większa niż w pozostałych obszarach elementu próbnego.

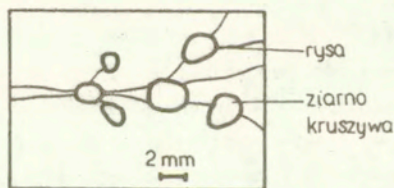
Zarówno w betonie, jak też w zaprawie, obserwuje się zjawisko wielokrotnego pęknięcia. Zagadnienie rys wielokrotnych było tematem prac wielu autorów, np. AVESTON, COOPER i KELLY (1971) i nie jest tu szczegółowo rozpatrywane. Ponadto w procesie propagacji rys mają miejsce zjawiska hamowania propagacji przez ziarna kruszywa, co objawia się meandrowaniem i rozgałęzianiem rys (rys.3.4). A zatem rzeczywista powierzchnia zniszczenia jest znacznie większa niż to się pozornie wydaje. Należy wszakże zauważyć fakt, iż powierzchnia ta jest wielkością fraktalną, zatem jej jednoznaczny pomiar nie jest możliwy. Hamowanie rys możliwe jest także wskutek napotkania porów powietrznych - wówczas zmniejsza się koncentracja naprężeń wokół frontu rysy (WITTMANN (1984)).



Rys. 3.2 Schemat przebiegu powierzchni zniszczenia w zaczynie cementowym.



Rys. 3.3 Propagacja rysy w zaczynie cementowym (strefa zniszczenia).



Rys. 3.4 Schemat rozgałęziania się rys i hamowania propagacji w wyniku obecności ziaren kruszywa.

Aby charakteryzować kruchość omawianych kompozytów z matrycą cementową, rozumianą jako cecha przeciwstawna odporności na pęknięcie, wprowadzono pojęcie długości charakterystycznej (PETERSSON (1981), HILLERBORG (1985)):

$$l_{ch} = G_f E / f_t^2 \quad (3.1)$$

Stosowanie l_{ch} do porównywania materiałów ma sens tylko przy podobnych kształtach charakterystyk σ - δ . Wówczas mniejsza wartość l_{ch} oznacza relatywnie większą kruchość materiału, np:

zaczyn cementowy	$l_{ch} = 5-15 \text{ mm}$
zaprawa	$l_{ch} = 100-200 \text{ mm}$
beton zwykły	$l_{ch} = 200-400 \text{ mm}$

Wiedza na temat wpływu cech strukturalnych kompozytów betonopodobnych na statyczne właściwości wytrzymałościowe i odkształceniowe przy rozciąganiu pozostaje nadal niepełna. Stosunkowo najlepiej zbadanym obszarem są zależności między parametrami technologicznymi, jak np. w/c , d_{max} , i właściwościami mechanicznymi, ale nie oznacza to, że istnieje zupełna jasność w tej materii. Na podstawie cytowanego już raportu RILEM - HORDIJK i in. (1987) - można zauważyć, że wzrost w/c odbija się na zmniejszeniu wartości f_t i G_f . Zwiększenie d_{max} powoduje zaś spadek f_t , ale jeśli chodzi o energię zniszczenia to notuje się przeciwstawne wyniki, tj. brak efektu, wzrost albo spadek. W badaniach SWIFTA, NICHOLASA i SCOTTA (1986) zauważono natomiast brak wpływu d_{max} w zaprawach na ich wytrzymałość na rozciąganie. Studia zależności właściwości betonów i zapraw od ich cech struktury porów opublikowano w szerokim zakresie w odniesieniu do stanów ściskania materiału. Stąd też pochodzą różnego rodzaju zależności wytrzymałości od porowatości, np. (LUPING (1986)):

$$f = f^{(0)} (1-p)^\alpha \quad (3.2)$$

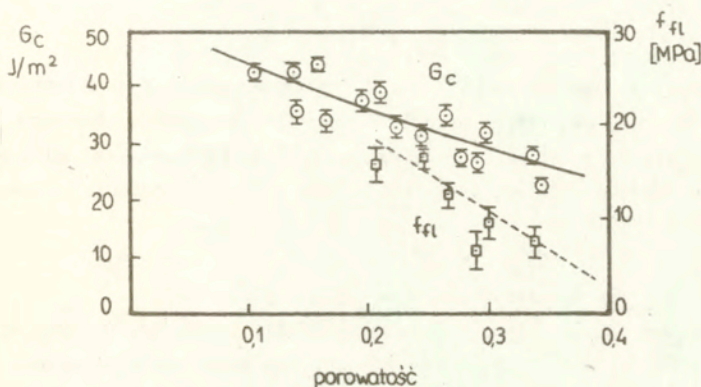
$$f = f^{(0)} e^{-\beta p} \quad (3.3)$$

gdzie $f^{(0)}$ - oznacza wytrzymałość materiału pozbawionego porów, p - oznacza porowatość, natomiast α i β to stałe empiryczne, w których można uwzględnić wpływ innych parametrów struktury porów. Cytowana praca Lupinga opisuje także bardziej skomplikowaną, modelową zależność wytrzymałości od porowatości i bezpośrednio od rozkładu wielkości porów. Pod oznaczeniem f kryje się wytrzymałość na ściskanie, aczkolwiek dominuje przekonanie, że można byłoby z powodzeniem podstawić wielkości wytrzymałości na rozciąganie lub na rozciąganie przy zginaniu (KASPERKIEWICZ (1983)). Wydaje się, że to przekonanie jest nieuzasadnione - brak potwierdzenia

doświadczalnego oraz sprzeczność z intuicją. Uzyskane przez MAIA i COTTERELLA (1985) zależności wytrzymałości na rozciąganie przy zginaniu f_{f1} oraz odporności na zniszczenie G_c od porowatości zaprawy cementowej pokazano na rys. 3.5. Wyniki odporności na zniszczenie aproksymowano z powodzeniem następującą zależnością:

$$G_c = G_c^{(0)} e^{-kp} \quad (3.4)$$

gdzie $G_c^{(0)} = 54 \text{ N/m}$ (przy $p=0$) oraz współczynnik $k = 2,1$.



Rys. 3.5 Zależność wytrzymałości na rozciąganie przy zginaniu (f_{f1}) oraz odporności na zniszczenie (G_c) od porowatości (p) zaprawy.

Chociaż pokazana zależność f_{f1} - p okazała się bardzo zbliżona do liniowej, autorzy interpretują ten wynik jako w pewnym sensie przypadkowy. Stwierdza się, że wytrzymałość na rozciąganie przy zginaniu nie powinna być zdeterminowana porowatością, lecz krytyczną długością rysy c_m (wg założeń mechaniki pęknięcia). Zaczerpnięta z pracy KENDALLA, HOWARDA i BIRCHALLA (1983) zależność ma postać:

$$f_{f1} = Y \left[\frac{E(p) G_c(p)}{\pi c_m} \right]^{1/2} \quad (3.5)$$

gdzie Y jest współczynnikiem geometrycznym uzależnionym od kształtu rysy. Porównując obliczone krytyczne długości rysy c_m z rozmiarami największych porów w badanych zaprawach (200-500 μm) okazało się, że c_m jest znacznie większe niż wymiary największych porów. Istotnym stwierdzeniem jest więc uwaga, że wielkość f_{f1} nie jest uzależniona od największego rozmiaru porów

w przypadku zaprawy, chociaż taka relacja istnieje w przypadku zaczynu.

SWIFT, NICHOLAS i SCOTT (1986) wykorzystali również zależność (3.5), modyfikując ją nieco w przypadku wytrzymałości na rozciąganie przy rozluźnianiu f_{sp1} badanej dla zaprawy cementowej. Akceptując zależność modułu odkształcenia E od porowatości p w postaci:

$$E = E^{(0)}(1 - p)^3 \quad (3.6)$$

gdzie $E^{(0)}$ oznacza moduł odkształcenia zaczynu o zerowej porowatości, i podstawiając ją wraz z zależnością (3.4) do wzoru (3.5) otrzymuje się (przy $\gamma=1,0$):

$$f_{sp1} = A_1 \left[\frac{(1-p) \exp(-kp)}{\pi c} \right]^{1/2} + B_1, \quad (3.7)$$

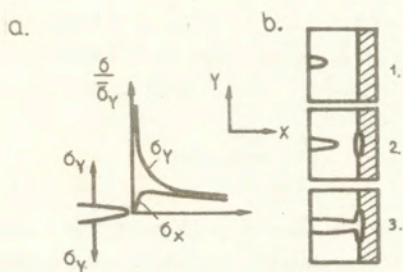
gdzie stała A_1 uwzględnia $E^{(0)}$ i $G_c^{(0)}$, natomiast stała B_1 uwzględnia m.in. udział objętościowy ziaren piasku. W zakresie zmienności badanych parametrów stwierdzono dobrą zgodność zależności (3.7) z wynikami doświadczeń, przy czym dodatnia stała B_1 nie zależała od uziarnienia stosowanego piasku.

Kompozyty z uzbrojeniem włóknistym

Obecność uzbrojenia włóknistego w fibrobetonach ma bardzo wyraźny wpływ na parametry materiałowe obserwowane w badaniach na osłowe rozciąganie. O ile efektywność włókien (szczególnie dotyczy to włókien stalowych) w przypadku np. wytrzymałości na rozciąganie ujawnia się wzrostem od kilkunastu do kilkudziesięciu procent, o tyle w przypadku energii zniszczenia obserwuje się wielkości o kilka rzędów większe niż dla betonu nieuzbrojonego (JOHNSTON (1985)). Podobnie jak w przypadku kompozytów nieuzbrojonych, pole powierzchni pod wykresem $\sigma-\delta$ nazywa się energią zniszczenia i uznaje za miarę odporności materiału na pękanie (NAAMAN (1984)). Uzyskanie kompletnego wykresu $\sigma-\delta$, tj. do stanu całkowitej utraty nośności elementu próbnego, jest bardzo czasochłonne, toteż w licznych badaniach wielkość energii zniszczenia określano tylko do założonego a priori wydłużenia próbki. Wówczas stosuje się nieco inne oznaczenia energii zniszczenia, np. $G_{1,2}$ - dla $\delta=1,2\text{mm}$, G_t - dla $\delta=\delta(f_t)$.

Wskutek monotonicznego rozciągania elementu z fibrobetonu następują w materiale zjawiska, które nazywa się inicjacją propagacji rys, propagacją rys w matrycy oraz propagacją przez włókna. Włókna odgrywają dwójaką rolę: wstrzymują inicjację i propagację rys, tj. powodują wzrost naprężenia odpowiadającego pojawieniu się pierwszej makrorysy, oraz zmieniają charak-

ter zniszczenia, nadając mu formę quasi-plastyczną, co wynika z faktu wywlekania włókien z matrycy. W przypadku włókien stalowych, których zrywania w zasadzie nie obserwuje się, stwierdzono ogromną rolę sił tarcia występujących między matrycą i włóknem podczas jego wywlekania (POTRZEBOWSKI (1990)). Hamowanie rozwoju rys w fibrobetonie wyjaśnić można jako efekt interakcji inkluzji w postaci włókna oraz zbliżającej się rysy, odwołując się do rys. 2.5 (w rozdziale 2) oraz koncepcji Cooka - Gordona opisaną przez DIAMONDA i BENTURA (1984). Mechanizm Cooka - Gordona, pokazany schematycznie na rys.3.6, polega na istnieniu wyraźnie słabszego obszaru (porowatego) w strefie styku oraz rozważeniu pola naprężeń wokół frontu rysy.



Rys. 3.6 Mechanizm hamowania rozwoju rysy w kompozycie z osłabioną warstwą stykową: a) pole naprężeń wokół frontu rysy, b) kolejne etapy hamowania rysy.

Opublikowane badania wpływu cech strukturalnych kompozytów na ich wytrzymałość i zdolność absorpcji energii przy statycznym rozciąganiu koncentrowały się prawie wyłącznie na cechach uzbrojenia włóknistego. Analizę cech struktury kruszywa zastępowały badania parametrów technologicznych, natomiast efekty struktury porowatości w fibrobetonach - według rozeznania autora - nie były przedmiotem badań w ogóle.

Jak już wspomniano w poprzednim rozdziale, parametr θ charakteryzujący strukturę uzbrojenia włóknistego, okazał się liniowo skorelowany z wytrzymałością fibrobetonu na rozciąganie. Uwzględnienie efektywności kierunkowej układu włókien (wynikającej z wzajemnego położenia kierunków głównych stanu naprężenia oraz kierunków uporządkowania włókien) w postaci współczynnika η^{1D} (KASPERKIEWICZ (1983))

pozwała zaproponować nowy parametr opisujący uzbrojenie włókniste w kompozycie θ^{1D} :

$$\theta^{1D} = 4l\xi V_f / \pi d ; \quad \theta^{2D} = 16l\xi V_f / \pi^3 d ; \quad \theta^{3D} = l\xi V_f / \pi d \quad (3.8)$$

gdzie l , d - oznaczają odpowiednio długość i średnicę włókna, V_f jest zawartością objętościową włókien w kompozycie, natomiast współczynnik ξ charakteryzuje przyczepność włókien do matrycy. Zestawienie wyników badań wytrzymałości fibrobetonu na rozciąganie, wykonanych w różnych laboratoriach, pozwoliło na stwierdzenie liniowej zależności f_t od parametru θ w przypadku włókien stalowych. Jak stwierdzono w badaniach BRANDTA (1986) orientacja układu włókien względem kierunków głównych naprężeń ma też istotny wpływ na energię zniszczenia elementu fibrobetonowego. Okazało się, że maksimum tej energii uzyskuje się w przypadku układu włókien zorientowanego nie, jak można by oczekiwać, wzdłuż kierunku działania największych naprężeń rozciągających, ale pod kątem dochodzącym aż do $18^\circ - 40^\circ$ względem tego kierunku.

3.2 Metody badań efektów prędkości obciążenia

Efekty prędkości obciążenia w materiałach kompozytowych są jedynie elementem zespołu zjawisk towarzyszących obciążeniom impulsowym czy uderzeniowym. Omówienie różnorodnych problemów dynamiki kompozytów z matrycą cementową jest przedmiotem prac autorów polskich (RADOMSKI (1978), (1987)), jak też z innych krajów (EIBL (1987), BRANDES (1982), MINDESS, BANTHIA i YAN (1987), SIERAKOWSKI (1984)). Metody badań materiałów pod działaniem krótkotrwałych obciążeń dynamicznych, opisane w wymienionych pracach, wykorzystuje się także do obserwacji efektów prędkości obciążenia.

Metodyka stosowana w przypadku kompozytów z matrycą cementową bazuje na wcześniejszych badaniach efektów prędkości obciążenia w metalach. Techniki eksperymentalne opisane w pracach DIETRICHA, MIASTKOWSKIEGO i SZCZEPIŃSKIEGO (1984), MACAULAY'A (1987), MINESA (1990) umożliwiły dogłębne poznanie właściwości tych materiałów. Jednoczesne studia mikrostruktury metali umożliwiły opis efektów prędkości obciążenia na poziomie termicznie aktywowanych ruchów dyslokacji (PERZYNA (1978), BLAZYNSKI, red (1987)).

Wymagania stawiane metodom badań doświadczalnych efektów prędkości

obciążenia dotyczą stałej podczas procesu, jednoznacznie określonej prędkości obciążenia oraz możliwości świadomego sterowania tą prędkością. Prędkość obciążenia, oznaczona $\dot{\sigma}$, rozumiana jest jako przyrost obciążenia na jednostkę przekroju poprzecznego próbki w jednostce czasu. Warto tutaj wyjaśnić, że o prędkości obciążenia mówi się nierzadko używając pojęcia prędkości odkształcenia, oznaczonej $\dot{\epsilon}$. Autorzy prac dotyczących tego tematu używają obu terminów, w zależności od tego, która z tych wielkości była mierzona w eksperymencie. W omawianej klasie materiałów osiągnięcie maksimum obciążenia oznacza fizycznie istnienie nieciągłości ośrodka, zatem kres możliwości stosowania pojęcia $\dot{\epsilon}$. Niekiedy sterowanie procesem obciążenia odbywa się przez kontrolowanie prędkości wydłużenia elementu próbnego (ozn. $\dot{\delta}$), mierzonego na określonej bazie. Parametr taki zachowuje swój sens również po zarysowaniu materiału.

Osiowe rozciąganie próbných elementów w szerokim zakresie prędkości obciążenia realizuje się współcześnie (lata 80-te) używając głównie następujących urządzeń obciążających (REINHARDT (1987)):

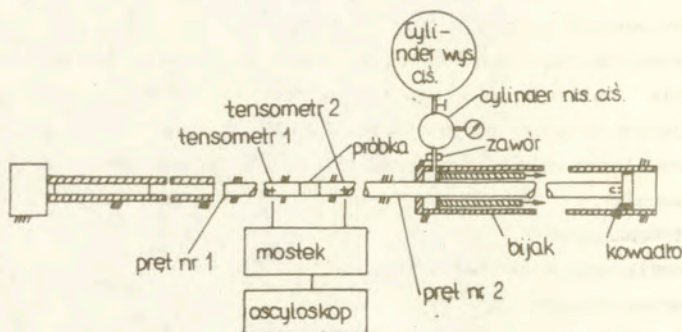
- (1) hydrauliczne maszyny wytrzymałościowe, w tym maszyny o podwyższonej sprawności;
- (2) pręt Hopkinsona;
- (3) zmodyfikowany młot Charpy'ego;
- (4) urządzenia mechaniczne typu spadowego.

Uniwersalne maszyny wytrzymałościowe umożliwiają badania w zakresie od bardzo małych prędkości obciążenia (rzędu 10^{-5} MPa/s) do umiarkowanie dużych prędkości - rzędu 10^3 MPa/s (np. TINIC i BRÜHWILER (1985), BROOKS i SAMARIAE (1989) oraz prace autora (1986), (1989)). Większe prędkości uzyskuje się przy użyciu urządzeń hydraulicznych o podwyższonej sprawności, które pozwalają osiągnąć prędkości przesuwu tłoka rzędu 20 m/s.

Prędkości obciążenia uzyskiwane przy użyciu pręta Hopkinsona, opisanego w pracy REINHARDA, KÖRMELINGA i ZIELIŃSKIEGO (1986), należały do przedziału $2 \cdot 10^3 + 6 \cdot 10^4$ MPa/s. Źródłem impulsu obciążającego w urządzeniu ponad 11 metrowej długości był spadający ciężarek. Sterowanie prędkością obciążenia odbywało się przez zmianę wysokości spadania oraz zmianę podkładki między ciężarkiem i kowadłem. Jeszcze większe prędkości obciążenia - ok. $10^5 + 4 \cdot 10^6$ MPa/s uzyskano w badaniach ROSSA, THOMPSONA i TEDESCO (1989). Zastosowano tu rozwiązanie konstrukcyjne pręta Hopkinsona

pokazane na rys.3.7. Podkreślić trzeba uniwersalność tego rozwiązania, które po niewielkich modyfikacjach umożliwia też badanie na ściskanie oraz na rozciąganie przy rozłupywaniu.

Użycie młota Charpy'ego do badania na osiowe rozciąganie wymagało zastąpienia konwencjonalnego układu podpór specjalnymi podporami umożliwiającymi uchwycenie próbki o kształcie "ósemkowym" (BANTHIA i OHAMA (1989)). Osiągnięte prędkości obciążenia nie przekraczały $8 \cdot 10^2$ MPa/s. Wspomniane urządzenie badawcze różniło się też wyposażeniem w przyrządy pomiarowe do określenia obciążenia przekazywanego przez młot oraz przyspieszenia i prędkości ruchomych podpór. Podobna modyfikacja młota wahadłowego zaproponowana została przez ANSARI'ego i YOUNGA (1988).



Rys. 3.7 Schemat rozwiązania konstrukcyjnego pręta Hopkinsona w zastosowaniu do badań na osiowe rozciąganie (ROSS, THOMPSON i TEDESCO (1989)).

Spośród urządzeń typu spadowego stosuje się komercyjne urządzenia pod nazwą Dynatup 500 (NAMMUR i NAAMAN (1986)) lub podobne urządzenia konstruowane indywidualnie, jak np. na Uniwersytecie British Columbia w Vancouver (BENTUR, MINDESS i BANTHIA (1986)). Analogicznie jak w przypadku młota Charpy'ego, sterowanie prędkością obciążenia ($\dot{\sigma} \approx 10^3 + 10^4$ MPa/s) odbywa się przez zmianę energii kinetycznej białka uderzającego w próbkę. Warto zauważyć, że metoda ta wraz z metodą (3) są rekomendowane w zaleceniach ACI (1988) do badań odporności na działanie uderzeń, aczkolwiek w odniesieniu do elementów próbnych w postaci belek.

Oryginalną metodę wywierania uderzeń zastosował RADOMSKI (1982) używając młota obrotowego. Uzyskane w ten sposób prędkości uderzenia

osiągały 30 m/s, zatem były znacznie większe niż prędkości możliwe do uzyskania przy użyciu młota Charpy'ego czy urządzeń typu spadowego.

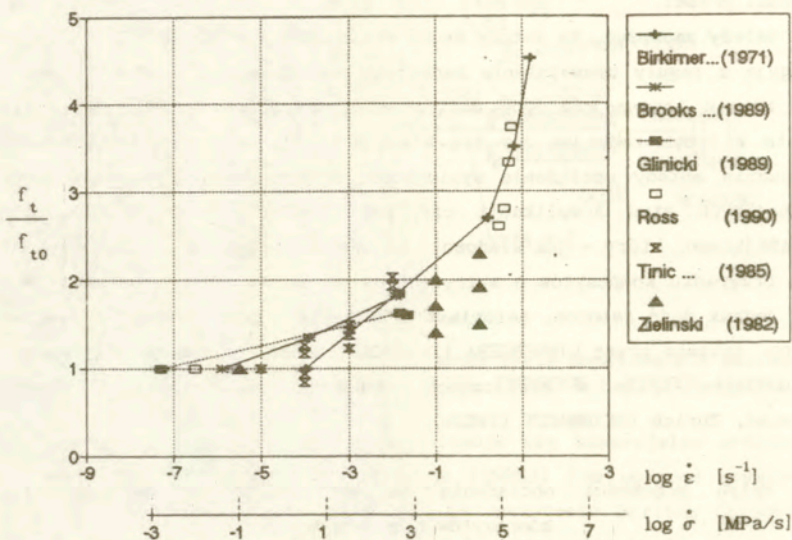
Warto wspomnieć też o innej metodzie badania efektów prędkości obciążenia - historycznie jednej z pierwszych - stosowanej przez BIRKIMERA i LINDEMANN (1971). Polegała ona na wzdłużnym uderzaniu próbek prętowych z jednej strony. Odbicie fali naprężeń ściskających od swobodnego końca pręta powodowało propagację fali naprężeń rozciągających o amplitudzie wystarczająco dużej by spowodować zniszczenie próbki betonowej. Osiągnięte prędkości obciążenia wynosiły ok. $10^5 + 10^6$ MPa/s. Podobne prędkości obciążenia uzyskał w 1986 roku GRAN (1986) stosując nieco zmodyfikowaną tą technikę. W konsekwencji jednoczesnego uderzenia końców próbki prętowej, odbicia fal naprężeń ściskających od swobodnych końców doprowadziły do powstania impulsu rozciągającego powodującego zniszczenie w środku długości próbki.

Należy zauważyć, że metody badań wymienione w punktach (2), (3) i (4) wymagają z reguły uzupełnienia badaniami porównawczymi - statycznymi tj. przy użyciu konwencjonalnych maszyn wytrzymałościowych. Nierzadko wiąże się to z innym rodzajem czy też wielkością stosowanych próbek. Jedynie stosowanie metody obciążania wymienionej w punkcie (1) pozwala uniknąć wynikających stąd komplikacji czy też różnic np. sztywności układu obciążającego, który - jak wiadomo - ma istotny wpływ na uzyskane rezultaty w przypadku kompozytów o matrycach kruchych. Ograniczenie wielkości σ jest jednak dość istotne, natomiast urządzenia o podwyższonej sprawności, jak np. opisane przez LIMBERGERA i STRUCKA (1982), należą do kosztownych i są dostępne tylko w nielicznych ośrodkach badawczych, np. Berlin, Dortmund, Zurich (REINHARDT (1982b).

3.3 Wpływ prędkości obciążenia na wytrzymałość i odkształcalność kompozytów nieuzbrojonych

Liczba publikacji dotyczących zachowania się kompozytów betonopodobnych w warunkach dynamicznego rozciągania jest niewielka. Jak dotąd badania koncentrowały się głównie na określaniu wytrzymałości na rozciąganie w zależności od prędkości obciążenia czy też prędkości odkształcenia. Na rys.3.8 zestawiono opublikowane, głównie w latach 80-tych, wyniki badań betonu przy różnych prędkościach obciążenia przy osiowym rozciąganiu. Na

osi pionowej odłożono dynamiczną wytrzymałość na rozciąganie w stosunku do wytrzymałości "statycznej", tj w tym przypadku określonej przy najmniejszej prędkości obciążenia (f_t/f_{t0}). Oś pozioma tego wykresu to oś prędkości obciążenia ($\dot{\sigma}$) rozumianej tutaj jako przyrost obciążenia na jednostkę przekroju poprzecznego próbki w jednostce czasu. Akceptując tymczasowo założenie, że moduł odkształcenia betonu jest stały (i jednako-
 wy dla wszystkich omawianych kompozytów !) poziomą oś wykresu można prze-
 liczyć na jednostki prędkości odkształcenia ($\dot{\epsilon}$). Jak widać badania obejmo-
 wały dotychczas prędkości odkształcenia mniejsze niż 100 s^{-1} , co odpowia-
 dało $\dot{\sigma} \approx 4 \cdot 10^6 \text{ MPa/s}$. Wyniki badań wyraźnie wskazują wzrost wytrzymałości
 betonu ze wzrostem prędkości obciążenia. Jest to ilustracja tzw.
 wrażliwości materiału na prędkość obciążenia.



Rys.3.8 Zestawienie wyników badań wytrzymałości betonu na osiowe rozciąganie w funkcji prędkości obciążenia.

W celu uproszczenia opisu wprowadza się pojęcie indeksu wrażliwości na prędkość obciążenia DIF (ang. dynamic increase factor), którą można rozumieć w aspekcie:

- wytrzymałości na rozciąganie - wówczas $DIF^{ft} = f_t/f_{t0}$;
- odkształcalności granicznej - wówczas $DIF^{cu} = \epsilon_u/\epsilon_{u0}$;

- energii zniszczenia - wówczas $DIF^{Gr} = G_f / G_{f0}$.

przy czym $f_t = f_t(\dot{\sigma})$, $f_{t0} = f_{t0}(\dot{\sigma}_0)$, itd., natomiast $\dot{\sigma}_0$ oznacza prędkość obciążenia w badaniach statycznych (referencyjnych). Tak zdefiniowany wskaźnik DIF jest funkcją prędkości obciążenia; gdyby okazało się w jakimś przypadku, że DIF nie zależy od $\dot{\sigma}$, to mówilibyśmy o niewrażliwości materiału na prędkość obciążenia. Stosowanie w niniejszej pracy pojęcia indeksu wrażliwości DIF dotyczy w zasadzie wymienionych parametrów, aczkolwiek bywa też używane w stosunku do modułu odkształcenia lub innych parametrów mechaniki pękania.

Badania ZIELIŃSKIEGO (1982) przeprowadzono przy użyciu pręta Hopkinsona. Otrzymana średnia wartość wytrzymałości na rozciąganie 26 rodzajów betonu przy $\dot{\sigma} \approx 3 \cdot 10^4$ MPa/s była o 80% większa niż wytrzymałość określona statycznie, tj. przy $\dot{\sigma} \approx 10^{-1}$ MPa/s. Zaproponowano następujące zależności empiryczne:

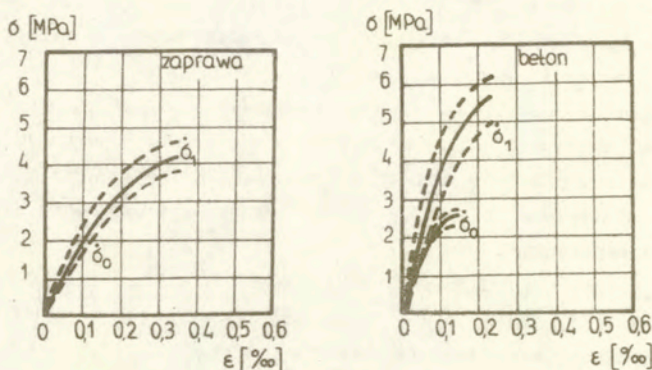
$$\ln f_t = 1,51 + 0,042 \ln \dot{\sigma} \quad (\text{dla betonu}) \quad (3.9)$$

$$\ln f_t = 1,23 + 0,045 \ln \dot{\sigma} \quad (\text{dla zaprawy}) \quad (3.10)$$

gdzie f_t wyrażone jest w MPa, natomiast $\dot{\sigma}$ w MPa/ms.

Istotną wszakże słabością omówionej wrażliwości na prędkość obciążenia jest fakt odniesienia porównań do statycznie określonej wytrzymałości na rozciąganie przy rozłupywaniu, zamiast odniesień do statycznej wytrzymałości na osiowe rozciąganie. Średnia wartość ϵ_u uzyskana w badaniach dynamicznych była 1,46 razy większa niż odpowiadająca wielkość statyczna, co wskazuje na wzrost modułu ściecznego przy maksimum obciążenia. Zmienność dynamicznej wytrzymałości na rozciąganie spowodowana zmianami parametrów technologicznych, takich jak: w/c (0,4-0,5), proporcje mieszanki (tzn. cement:piasek:grys : 1:2,5:2,5-1:3:3,) oraz wilgotność próbek (28 dni w wodzie, 12 dni w wodzie oraz 16 dni w RH 50%) była stosunkowo niewielka w porównaniu z efektami zmian prędkości obciążenia. Zaobserwowano natomiast wyraźny wpływ zmniejszenia d_{max} kruszywa na wzrost dynamicznej wytrzymałości betonu na rozciąganie. Wybrane przykładowo krzywe σ - ϵ pokazano na rys.3.9. Należy zauważyć, że owe krzywe są nieliniowe zarówno w przypadku statycznym jak też dynamicznym - mniejszą nieliniowość widać w tym drugim przypadku. Nie stwierdzono wyraźnego wpływu $\dot{\sigma}$ na początkowy moduł odkształcenia. W omawianej pracy podano także interesujące wyniki dotyczące wpływu powtarzalności obciążeń udarowych na wytrzymałość dynamiczną betonu.

Duże prędkości odkształcenia przy rozciąganiu betonu, od 3 s^{-1} do 25 s^{-1} ($\dot{\sigma} \approx 1+8 \cdot 10^5 \text{ MPa/s}$), uzyskano w badaniach BIRKIMERA i LINDEMANN (1971). W odniesieniu do wyników badań statycznych, przeprowadzonych przy $\dot{\epsilon} \approx 2 \cdot 10^{-7} \text{ s}^{-1}$, uzyskano przy $\dot{\epsilon} \approx 4 \text{ s}^{-1}$ ok. 4-krotny wzrost ϵ_u , natomiast przy $\dot{\epsilon} \approx 24 \text{ s}^{-1}$ wzrost ten był prawie 6-krotny.



Rys.3.9 Przykładowe krzywe σ - ϵ uzyskane dla betonu i zaprawy przy różnych prędkościach obciążenia (ZIELIŃSKI (1982)).

Autorzy stwierdzili, że ilość energii niezbędnej do zniszczenia próbki betonowej - energii odkształceń niszczących U_c - można uważać za wielkość stałą. Jeżeli U_c jest stałe, można wyprowadzić następującą zależność wiążącą wytrzymałość na rozciąganie i prędkość odkształcenia:

$$f_t = (3 U_c E^2 / A v_1)^{1/3} \dot{\epsilon}^{1/3} \quad (3.11)$$

gdzie A oznacza pole przekroju poprzecznego próbki, v_1 - prędkość fali podłużnej, f_t oznacza wytrzymałość na rozciąganie bezpośrednie.

Badania zaprawy i betonu opisane przez ROSSA, THOMPSONA i TEDESCO (1989), przeprowadzone przy użyciu pręta Hopkinsona, obejmowały zakres prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon} \approx 10^1 + 10^2 \text{ s}^{-1}$ (ok. $10^5 + 4 \cdot 10^6 \text{ MPa/s}$). Uzupełniające badania quasi-statyczne przeprowadzono używając uniwersalnej maszyny wytrzymałościowej przy $\dot{\epsilon}_0 \approx 10^{-7} \text{ s}^{-1}$ (ok. 10^{-3} MPa/s). Zanotowana w przypadku $\dot{\epsilon} \approx 10 + 100 \text{ s}^{-1}$ wytrzymałość zaprawy i betonu na rozciąganie bezpośrednie była 1,5+3 razy większa od średniej wytrzymałości określonej statycznie. Stosowane próbki miały kształt cylindryczny $\phi 51 \text{ mm}$, natomiast

średnica największych ziaren kruszywa w betonie wynosiła ok. 19mm. Zauważyć należy, że badaniom poddano kompozyty o stosunkowo dużej wytrzymałości na ściskanie (f'_c), wynoszącej w przypadku zaprawy 28+34 MPa, natomiast w przypadku betonu 48 MPa. Porównanie względnego przyrostu wytrzymałości betonu na rozciąganie z rezultatami innych badań, w tym badań BIRKIMERA i LINDEMANN (1971) i McVAYA (1988), pozwoliło na stwierdzenie stosunkowo dobrej zgodności wyników. W przypadku betonu uzyskano następującą zależność empiryczną:

$$DIF^{f_t} = \frac{f_t}{f_{t0}} = \exp(\alpha \chi^\beta), \quad (3.12)$$

gdzie $\chi = \lg(\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0)$; $\alpha = 0,00126$; $\beta = 3,373$.

Z obserwacji sposobu zniszczenia próbek, opisanych w pracy ROSSA i KUENNENA (1989) wynika, że zarówno przy rozłupywaniu jak też przy osiowym rozciąganiu próbki pękały na dwie części. W zakresie dużych prędkości obciążenia wytrzymałość betonu na rozciąganie była proporcjonalna do pierwiastka trzeciego stopnia z prędkości odkształcenia.

Osiowe rozciąganie próbek cylindrycznych $\phi 76 \times 178 \text{ mm}$ realizowano przy użyciu serwohydraulicznej maszyny wytrzymałościowej stosując prędkości obciążenia: 0,025, 2,5 i 250 MPa/s (BROOKS i SAMARIAE (1989)). Badaniom poddano beton zwykły wykonany ze składników: cement, żwir $d_{\text{max}} = 10 \text{ mm}$, piasek i woda w proporcjach wagowych 1:1,8:3,5:0,5. Rezultatem wzrostu prędkości obciążenia 10^4 razy był przyrost wytrzymałości na rozciąganie średnio o ok. 82% w stosunku do f_{t0} . Stwierdzono też wzrost ϵ_u ze wzrostem $\dot{\epsilon}$, ale mniejszy niż wzrost wytrzymałości, a zatem uzyskano wzrost modułu siecznego przy maksimum obciążenia. Zanotowano także wzrost naprężenia σ_p , odpowiadającego granicy proporcjonalności, ze wzrostem prędkości obciążenia, a jednocześnie brak efektu w przypadku początkowego modułu odkształcenia. Autorzy zauważyli ponadto, że wrażliwość betonu na prędkość obciążenia w aspekcie wytrzymałości na rozciąganie zależy istotnie od wymiarów próbki, określonych parametrem objętości wyęźzonego materiału (ang. highly stressed volume - HSV).

W pracy SOROUSHIANA, CHOI i FU (1986) stwierdzono wzrost wrażliwości betonu na prędkość obciążenia w aspekcie wytrzymałości na rozciąganie wraz ze wzrostem wilgotności i ze zmniejszeniem klasy betonu.

Badania opublikowane przez TINICA i BRÜHWILERA (1985) oraz przez BRÜHWILERA i WITTMANNA (1990) obejmujące prędkości odkształcenia z zakresu

od 10^{-5} do 10^{-2} s^{-1} (ok. 0,4+400 MPa/s), wykonane zostały przy użyciu maszyny wytrzymałościowej typu Schenk. Stwierdzono istotny wpływ $\dot{\epsilon}$ na wzrost wytrzymałości betonu na rozciąganie. Rozbieżne rezultaty uzyskano odnośnie odkształcalności granicznej badanych kompozytów: ok. 100%-owy wzrost w badanym zakresie $\dot{\epsilon}$ w pierwszej z cytowanych prac oraz brak efektów prędkości odkształcenia w drugiej publikacji. Zależność indeksu wrażliwości DIF^{ft} w funkcji względnej prędkości odkształcenia ($\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0$) opisano następującym wzorem odpowiadającym średnim wynikom badań z czterema różnymi prędkościami z podanego przedziału:

$$\text{DIF}^{ft} = \frac{f_t}{f_{t0}} = (\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0)^\beta \quad (3.13)$$

gdzie: $\beta=0,064$, $f_{t0}=2,38$ MPa - w przypadku betonu zwykłego, natomiast $\beta=0,080$, $f_{t0}=1,84$ MPa - w przypadku betonu stosowanego do budowy zapór (cement 250 kg/m^3 , $w/c = 0,5$, $d_{\text{max}}=80$ mm).

Wartości modułu odkształcenia betonu E , określonego jako moduł sieczny na poziomie $0,3f_t$, w zależności od $\dot{\epsilon}$ aproksymowano następującymi zależnościami:

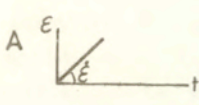
$$\text{DIF}^E = \frac{E}{E_0} = (\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0)^\beta \quad (3.14)$$

gdzie: $\beta=0,0053$, $E_0=41,5$ GPa - w przypadku betonu zwykłego, natomiast $\beta=0,020$, $E_0=32,4$ GPa - w przypadku betonu stosowanego do budowy zapór. W rozpatrywanych betonach stwierdzono, że wpływ prędkości odkształcenia na f_t jest wyraźnie większy niż wpływ na E . Porównując natomiast wyniki dla obu typów betonu stwierdzono większą wrażliwość betonu stosowanego do budowy zapór niż betonu zwykłego (zarówno pod względem f_t jak też E). Warto zauważyć, że powyższe porównanie może być obarczone pewnym błędem wynikającym ze znacznie różnych wielkości próbek, tj. $\phi 150 \times 450$ mm w przypadku betonu zwykłego oraz $\phi 200 \times 600$ mm w przypadku betonu do budowy zapór. W świetle cytowanych już wyników BROOKSA i SAMARIAE (1989) wielkość próbek okazuje się bowiem istotnym parametrem wpływającym na wrażliwość na prędkość odkształcenia (obciążenia). Nie bez znaczenia dla wartości wniosków porównawczych może być też różny wiek betonów: odpowiednio 28 dni i 250 dni. Pomijając powyższe względy autorzy badań (1990) podjęli także próby uwzględnienia wpływu historii obciążenia, imitujących charakter obciążeń sejsmicznych, na wrażliwość obu typów betonu na prędkość odkształcenia. Próba dopasowania zależności według (3.13) do otrzymanych wyników zaowocowała następującymi współczynnikami, podanymi w Tabelicy 3.1.

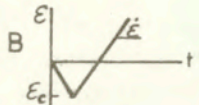
Tablica 3.1 Zestawienie historii obciążenia i uzyskanych współczynników wzoru (3.13) - BRÜHWILER I WITTMANN (1990)

nr serii	f_{t0} [MPa]	β	nr serii	f_{t0} [MPa]	β
beton zwykły:			beton do zapór:		
A	2,38	0,064	A	1,84	0,080
B1	1,93	0,080	B2	1,81	0,073
B2	1,65	0,079	C1	1,85	0,069
C1	1,62	0,059	C2	1,81	0,069
C2	1,89	0,029			

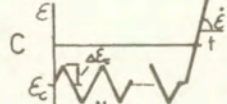
oznaczenia:



ϵ_c [0,001]



ϵ_c [0,001] $\Delta\epsilon_c$ [0,001]



ϵ_c [0,001] $\Delta\epsilon_c$ [0,001] $1/T$ [1/s] N

	ϵ_c [0,001]		ϵ_c [0,001]	$\Delta\epsilon_c$ [0,001]	$1/T$ [1/s]	N
B1	-0,25	C1	-0,24	0,12	10	30
B2	-0,75	C2	-0,24	0,12	10	30

Wpływ wstępnego ściskania na wrażliwość badanych betonów na prędkość obciążenia ujawnia się wyraźnym zmniejszeniem współczynnika β jedynie w przypadku betonu zwykłego, natomiast brak wpływu obserwuje się w przypadku betonu stosowanego do zapór.

Bardzo interesujące spostrzeżenia odnośnie betonu stosowanego do budowy zapór wodnych w USA w zakresie obciążeń sejsmicznych podano w pracy RAPHAELA (1984). Jeśli przykładowo przyjąć, że na zapórę wodną oddziałuje obciążenie o częstotliwości 5 Hz, cały cykl obciążenia trwać będzie 0,2 sekundy, natomiast wzrost obciążenia od zera do wartości maksymalnej wystąpi w ciągu 1/4 okresu, czyli w ciągu 0,05 s. Takim właśnie czasem narastania obciążenia zastosowano w badaniach próbek betonowych, pobranych z istniejących konstrukcji pięciu zapór wodnych, które poddano osiowemu rozciąganiu. Wyniki badań pozwalają na stwierdzenie, że w zakresie prędkości obciążenia odpowiadającej wybranemu spektrum prędkości sejsmicznych, wzrost wytrzymałości na rozciąganie w stosunku do wytrzymałości określonej statycznie wynosi 56%, natomiast względny wzrost wytrzymałości na ściskanie ok. 31%. Dla porównania warto dodać, że normy projektowo-budowlane stosowane w USA zalecają 33%-owy wzrost wartości

wytrzymałości w zakresie obciążeń sejsmicznych.

Na podstawie badań JOHNA i SHAHA (1987) można zauważyć, że wrażliwość betonu o dużej wytrzymałości ($f'_c > 40$ MPa) na prędkość obciążenia jest mniejsza niż betonu zwykłego. Obserwacje takie potwierdzają też prace ROSSIEGO, BOULAYA, ACKERA i MALIERA (1986).

Statystyczne ujęcie procesu pęknięcia, zaproponowane przez MIHASHI'ego i WITTMANNA (1981), pozwoliło na sformułowanie następującej zależności wiążącej wytrzymałość z prędkością obciążenia:

$$DIF^{ft} = \frac{f_t}{f_{t0}} = (\dot{\sigma}/\dot{\sigma}_0)^{1/(1+\lambda)} \quad (3.15)$$

gdzie f_{t0} oraz $\dot{\sigma}_0$ oznaczają odpowiednio wytrzymałość statyczną oraz prędkość obciążenia w badaniach statycznych, natomiast λ jest bezwymiarowym parametrem materiałowym, niezależnym od $\dot{\sigma}$. Według autorów zależność ta jest ważna zarówno przy ściskaniu jak też przy rozciąganiu. Rezultaty badań doświadczalnych często odnosi się do powyższego wzoru określając parametr λ . Na podstawie wyników badań uzyskanych ostatnio można zauważyć, że λ zmniejsza się ze wzrostem prędkości obciążenia. W zakresie $\dot{\sigma} = 10^{-2} + 10^3$ MPa/s stwierdzono na przykład spadek wielkości λ od 47 do 16 (SUARIS i SHAH (1983)), natomiast jeszcze wyższe prędkości obciążenia wymagają stosowania wielkości λ zdążającej do 2. Wspomniany model nie pozwala także zobrazować większej wrażliwości na prędkość obciążenia przy rozciąganiu niż przy zginaniu czy ściskaniu, obserwowanej w wielu doświadczeniach.

3.4 Wpływ prędkości obciążenia na wytrzymałość i odkształcalność fibrobetonów

Badaniom właściwości fibrobetonów przy średnich i dużych prędkościach obciążenia poświęcono jak dotąd najwięcej uwagi w przypadkach stanów zginania (MINDESS, BANTHIA i BENTUR (1986), BUTLER (1989), GOPALARATNAM i SHAH (1985), (1986), HIBBERT i HANNANT (1982)). Nieliczne natomiast doświadczenia przy osiowym rozciąganiu omówiono poniżej, dołączając uzupełnienie dotyczące procesów wywekowania włókien.

Badania opisane przez ROSTASY'ego i HARTWICHA (1983) obejmowały osiowe rozciąganie betonu fibrobetonu z prędkościami od $5 \cdot 10^{-2}$ MPa/s do $2 \cdot 10^2$ MPa/s. Stosowany procent uzbrojenia V_f wynosił 0%, 0,75% oraz 1,5%, przy czym używano dwóch typów włókien stalowych - gładkich i zdeformowa-

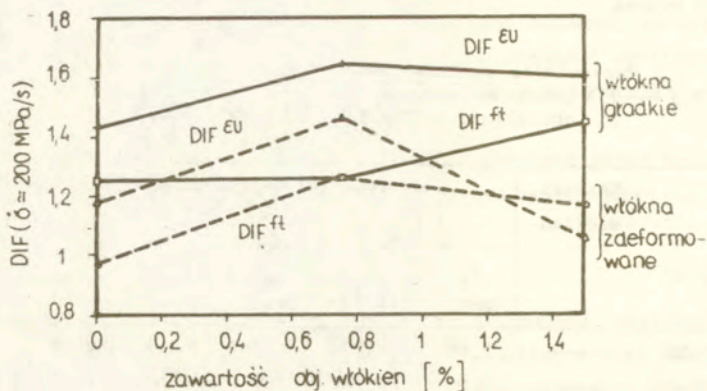
nych. W tabelicy 3.2 zestawiono wyniki w postaci średnich wartości z trzech badanych próbek.

Tablica 3.2 Zestawienie wyników badań fibrobetonu z włóknami stalowymi gładkimi (—) i zdeformowanymi (—) przy różnych prędkościach obciążenia (ROSTASY i HARTWICH (1983))

$\dot{\sigma}$	Kształt włókien	Zawartość objętościowa włókien					
		1,5 %		0,75 %		0 %	
		f_t [MPa]	ϵ_u [%]	f_t [MPa]	ϵ_u [%]	f_t [MPa]	ϵ_u [%]
$\dot{\sigma} = 0,05$	—	2,85	0,136	3,48	0,117	3,46	0,130
	MPa/s —	2,89	0,189	3,09	0,157	2,78	0,165
$\dot{\sigma} = 200$	—	4,12	0,217	4,36	0,193	4,34	0,186
	MPa/s —	3,36	0,198	3,88	0,229	2,71	0,194
f_c	—	45,70		46,80		43,40	
	—	52,40		48,50		46,70	

Zauważono mniejszą wartość f_t w przypadku fibrobetonu z włóknami zdeformowanymi niż fibrobetonu z włóknami prostymi. Wielkości ϵ_u były natomiast większe w przypadku włókien zdeformowanych. Przy założeniu lepszej przyczepności włókien zdeformowanych można byłoby się spodziewać wyższych wytrzymałości. Jak łatwo zauważyć, wyjściowe mieszanki betonowe w przypadkach różnych typów włókien były różnej jakości, bądź niektóre próbki doznały uszkodzeń przed właściwymi badaniami.

Skonstruowany na podstawie danych z tablicy 3.2 wykres wrażliwości badanych fibrobetonów, w aspekcie f_t oraz ϵ_u , na prędkość obciążenia w funkcji zawartości objętościowej włókien pokazano na rys.3.11. Jedyny wniosek, który nasuwa się na podstawie analizy tego wykresu to stwierdzenie braku istotnego wpływu V_f na badane parametry wrażliwości na prędkość obciążenia. W świetle innych przesłanek empirycznych wniosek taki jest trudny do zaakceptowania i wydaje się, że źródeł takich rezultatów należy szukać na dwóch płaszczyznach. Z jednej strony, jak wspomniano, wyjściowa jakość porównywanych kompozytów była istotnie różna. Ponadto, jak stwierdzono w poprzednim rozdziale, dodanie włókien do mieszanki betonowej bez jej modyfikacji zwiększa porowatość kompozytu.



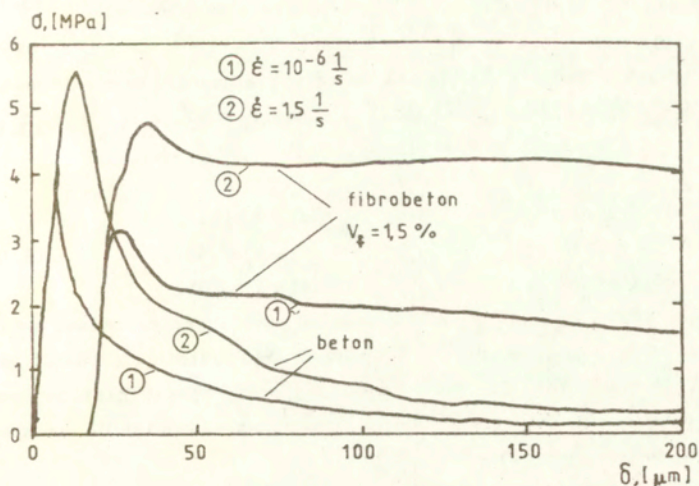
Rys. 3.11 Zależność wrażliwości badanych fibrobetonów, w aspekcie f_t oraz c_u , na prędkość obciążenia w funkcji zawartości objętościowej włókien V_f

Skutkiem tego efekty (lub ich brak) przypisywane tylko obecności włókien powinny być przypisane równocześnie zmienionej porowatości kompozytu. W omawianej pracy podano także wykresy σ - δ dla obu typów fibrobetonu w zakresie do wydłużenia $\delta \approx 0,8 + 1,8$ mm. Duży rozrzut kształtów opadających gałęzi wykresów nie pozwolił na wyciągnięcie jednoznacznych wniosków.

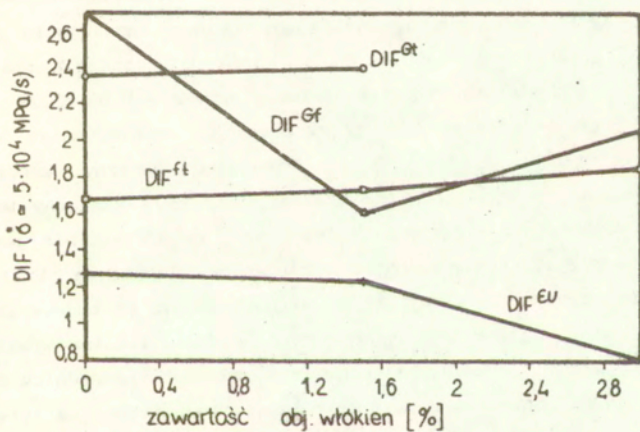
Również badania KÖRMELINGA (1986b) dotyczyły fibrobetonu z włóknami stalowymi - stosowano włókna gładkie ($l=25,4$ mm, $d=0,4$ mm) w ilościach $V_f = 3\%$, $1,5\%$ i 0% . Zakres zmienności prędkości wydłużenia próbek $\dot{\delta}$ był następujący: $1,2 \cdot 10^{-4} + 2 \cdot 10^3$ mm/s - odpowiadał w przybliżeniu $\dot{\sigma} \approx 4 \cdot 10^{-2} + 10^5$ MPa/s. Na rys. 3.12 pokazano przykładowe wykresy σ - δ uzyskane w badaniach statycznych oraz dynamicznych z różnymi prędkościami.

Stwierdzonym efektem wzrostu prędkości obciążenia był wzrost zarówno wytrzymałości na rozciąganie, odkształcalności granicznej, jak też energii zniszczenia. Ilustrację wrażliwości fibrobetonów na $\dot{\sigma}$, analizowaną pod kątem różnych parametrów, pokazano na rys. 3.13 w funkcji zawartości objętościowej włókien V_f . Jak można zauważyć, w badanym zakresie V_f wrażliwość na prędkość obciążenia w aspekcie omawianych parametrów nie wykazuje monotonicznej korelacji z zawartością objętościową włókien. Z uwagi na duże rozrzuty liczby włókien w fibrobetonie przy tej samej nominalnej zawartości objętościowej, przeanalizowano liczbę włókien w

przełomach próbek (N_A^f) odniesioną do jednostki pola powierzchni przełomu.



Rys. 3.12 Przykładowe zależności naprężenia (σ) i wydłużenia (δ), mierzonego na bazie 100 mm, w przypadku betonu i fibrobetonu (wg KÖRMELINGA (1986b))



Rys. 3.13 Indeks wrażliwości fibrobetonu na prędkość obciążenia DIF przy $\sigma = 5 \cdot 10^4$ MPa/s w funkcji zawartości objętościowej włókien V_f

W drugiej serii badań (KÖRMELING (1986 a)) stwierdzono dobrą korelację energii zniszczenia G_f z parametrem N_A^f , opisaną w sposób następujący:

$$\begin{aligned} G_f &= 156 + 1,72 \cdot 10^3 N_A^f && (\text{dla } \dot{\sigma} \approx 4 \cdot 10^{-2} \text{ MPa/s}) \\ G_f &= 472 + 2,21 \cdot 10^3 N_A^f && (\text{dla } \dot{\sigma} \approx 5 \cdot 10^4 \text{ MPa/s}) \end{aligned} \quad (3.16)$$

gdzie G_f wyrażone jest w kN/m, natomiast N_A^f w cm^{-2} . Dobrą aproksymacją wyników wpływu prędkości obciążenia okazały się następujące zależności:

$$\begin{aligned} \ln f_t &= 1,67 + 0,03 \ln (\dot{\delta}/100) && (\text{dla } V_f = 0\%) \\ \ln f_t &= 1,69 + 0,03 \ln (\dot{\delta}/100) && (\text{dla } V_f = 1,5\%) \end{aligned} \quad (3.17)$$

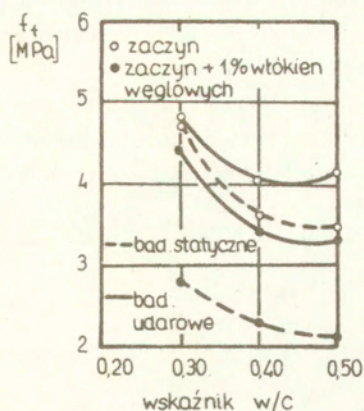
a także:

$$\begin{aligned} G_f &= 214 + 10,2 \ln \dot{\delta} && (\text{dla } V_f = 0\%) \\ G_f &= 8705 + 262 \ln \dot{\delta} && (\text{dla } V_f = 1,5\%) \\ G_f &= 12814 + 396 \ln \dot{\delta} && (\text{dla } V_f = 3,0\%) \end{aligned} \quad (3.18)$$

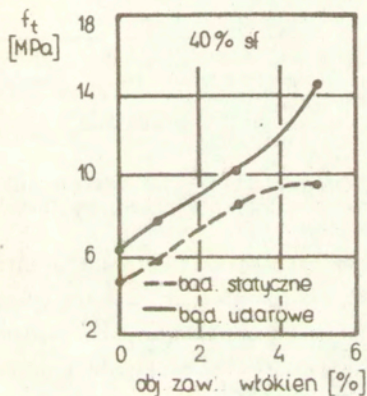
gdzie f_t wyrażone jest w MPa, $\dot{\delta}$ - w mm/s, G_f - w kN/m, natomiast $\dot{\epsilon} = \dot{\delta} / l_p$, $l_p = 100$ mm. Pod względem DIF^{ft} nie widać więc istotnych różnic między betonem i fibrobetonem. Opisane w omawianej pracy efekty niskich temperatur podsumować można stwierdzeniem istotnego zmniejszenia DIF za spadkiem temperatury od 20°C do -170°C .

Badania opisane przez BANTHIĘ i OHAMĘ (1989) obejmowały kompozyty z matrycą z zaczynu cementowego zbrojone włóknami węglowymi w ilości 1, 3 i 5% objętościowo. Program eksperymentów obejmował również efekty zmian współczynnika wodno-cementowego (0,3+0,5) oraz udziału krzemionki bezpostaciowej (zastąpienie sf/(sf+c): 0, 20, 40%). Stosowano odpowiednio zmodyfikowany młot Charpy'ego umożliwiający osiowe rozciąganie próbek "ósemkowych" z prędkościami do 775 MPa/s. Porównawcze badania statyczne wykonano przy użyciu maszyny wytrzymałościowej przy $\dot{\sigma} = 0,08$ MPa/s. Efekt wpływu uzbrojenia włóknistego na f_t w funkcji współczynnika wodno-cementowego pokazano na rys. 3.14. Zauważono wyraźny wzrost f_t , towarzyszący wzrostowi prędkości obciążenia, przy czym względny wzrost, tj. DIF^{ft} był większy dla większych wartości w/c, co szczególnie jaskrawo ujawniło się w przypadku kompozytu z uzbrojeniem włóknistym. Warto też zauważyć, że sam zaczyn cementowy, który stanowi osnowę do budowy zarówno kompozytów ziarnistych, jak też włóknistych, wykazuje istotną wrażliwość na prędkość obciążenia. W omawianej pracy nie podano bezpośrednich danych o wpływie dodatku krzemionki na wrażliwość kompozytów na prędkość obciążenia, co byłoby niezwykle interesujące. Na podstawie rys. 3.15 można stwierdzić tendencję spadkową DIF^{ft} ze wzrostem zawartości objętościowej

włókien węglowych.



Rys. 3.14 Wytrzymałość na rozciąganie (f_t) zaczynu cementowego oraz zaczynu z włóknami węglowymi 1% obj. w funkcji współczynnika wodno-cementowego w/c

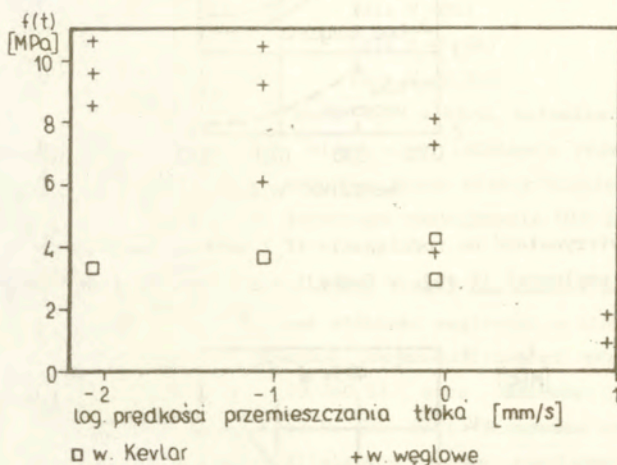


Rys. 3.15 Wytrzymałość na rozciąganie kompozytów uzbrojonych włóknami węglowymi przy zawartości krzemionki $sf/(sf+c) = 40\%$ w funkcji zawartości włókien V_f (BANTHIA I OHAMA (1989)).

Godne podkreślenia są doskonałe właściwości dyspersyjne stosowanej krzemionki bezpostaciowej, bez której uzyskanie jednorodnej dystrybucji włókien węglowych w ilościach $V_f > 1\%$ jest praktycznie niemożliwe.

Oprócz włókien węglowych (3,4 % wagowo) w badaniach LHYMNA, LHYMNA, PECKENSA i YOUNGA (1988) stosowano również uzbrojenie w postaci włókien Kevlar (2,7 % wagowo). Zakres prędkości obciążenia objęty obserwacją był niewielki - określały go parametry prędkości przemieszczenia tłoka maszyny wytrzymałościowej: od $8,5 \cdot 10^{-3}$ mm/s do 8,5 mm/s.

Niezwykłym stwierdzeniem w świetle innych dotychczasowych badań był efekt spadku wytrzymałości na rozciąganie ze wzrostem prędkości przemieszczenia tłoka maszyny wytrzymałościowej \dot{u} (rys.3.16).



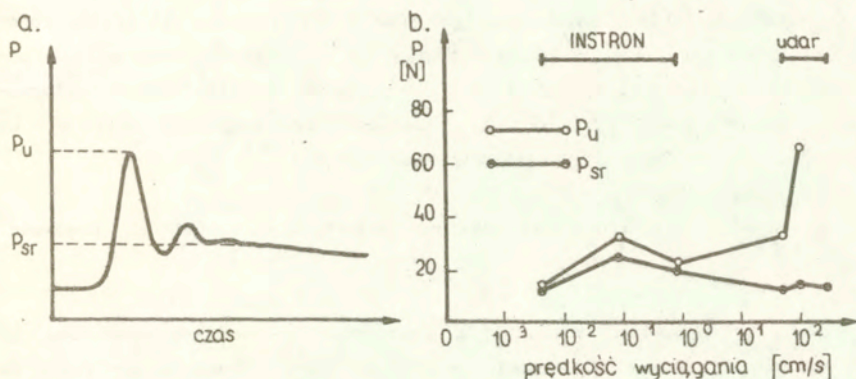
Rys.3.16 Wpływ prędkości przemieszczenia tłoka maszyny (\dot{u}) na wytrzymałość na rozciąganie kompozytów uzbrojonych włóknami węglowymi lub Kevlar.

Stwierdzenie jednoczesnego wzrostu odkształcalności granicznej kompozytów ma wszakże niewielką wartość, bowiem wielkość nazwaną odkształceniem autory odczytują z przemieszczenia tłoka maszyny, co ewidentnie pociąga za sobą istotne błędy w postaci dodatkowych poślizgów i odkształceń uchwytów itd. (por. JOHNSTON (1985)).

Podana próba wyjaśnienia spadku f_t na podstawie mikroskopowych obserwacji powierzchni zniszczenia kompozytów nie jest przekonująca. Autorzy sugerują, że zasadniczymi przyczynami tego efektu były liczne pory i defekty w matrycy oraz na styku z włóknami. Wracając wszakże do rys.3.16 wątpliwa wydaje się istotność podanych stwierdzeń z uwagi na bardzo małą liczbę próbek, znaczne rozrzuty wyników i jednocześnie niewielki zakres

prędkości objęty badaniami.

GOKOZ i NAAMAN (1981) studiowali wpływ prędkości obciążenia, a właściwie prędkości wyciągania, na procesy wywiekania gładkich włókien stalowych, szklanych i polipropylenowych z zaprawy cementowej. Specjalnie przygotowane próbki zawierały do 20 włókien koncentrycznie ułożonych wokół krawędzi próbki cylindrycznej. Wyciąganie włókien z matrycy odbywało się z prędkością z zakresu $4 \cdot 10^{-2}$ mm/s do $3 \cdot 10^3$ mm/s. Nie stwierdzono istotnego wpływu prędkości wyciągania w zakresie ≤ 500 mm/s na maksimum siły przenoszonej przez włókno P_u , odpowiadającej maksimum naprężeń przyczepności, bez względu na rodzaj włókna. Zaobserwowany szybki wzrost P_u towarzyszący prędkościom wyciągania z przedziału $1 \cdot 3 \cdot 10^3$ mm/s (rys. 3.17) uznano za efekt zmiany techniki obciążania (spadająca masa) i wynikających stąd zaburzeń inercyjnych, a nie właściwość materiałową.



Rys. 3.17 Wyniki badań typu "pull-out" wg GOKOZA i NAAMANA (1981) - włókna stalowe gładkie: a) schematyczny wykres siły wyciągającej włókna w funkcji czasu, b) wpływ prędkości wyciągania na wielkość siły wyciągającej w przeliczeniu na jedno włókno

Niezależnie od prędkości wyciągania obserwowano zrywanie włókien szklanych, włókna stalowe były wywiekane, natomiast sposób zniszczenia włókien polipropylenowych zmienił się ze wzrostem prędkości pociągając za sobą wzrost absorbowanej energii. Energia absorbowana przy wywiekaniu włókien stalowych i szklanych nie ulegała istotnej zmianie przy zmianie prędkości wyciągania. Warto przy tym zauważyć duże rozrzuty wyników

energii, które utrudniały uchwycenie poszukiwanej zależności. Dodatkowe spostrzeżenie poczynione przez autorów to brak wrażliwości na prędkość wyciągania w aspekcie końcowej siły (P_{sr}) przenoszonej przez włókno stalowe. W przypadku włókien gładkich wywekание całkowicie odspojonego włókna polega zasadniczo na pokonywaniu sił tarcia, które nie zależą od prędkości.

Badania przyczepności sześciu typów włókien stalowych do różnych matryc cementowych opisane zostały przez BANTHIĘ, TROTTIERA i PIGEONA (1989). W stosowanym zakresie prędkości wyciągania: $8,46 \cdot 10^{-3}$ mm/s oraz 2,12 mm/s stwierdzono brak wpływu prędkości na przyczepność w przypadku włókien gładkich. W przypadku włókien zdeformowanych zaobserwowany został wzrost maksymalnej siły wywekającej, odpowiadającej maksimum naprężeń przyczepności, oraz energii wywekania włókien ze wzrostem prędkości wywekania. Są to spostrzeżenia zgodne z opisanymi już obserwacjami GOKOZA i NAAMANA, a także z doświadczeniami VOSA (1983) dotyczącymi prętów zbrojeniowych. Zauważono także zmianę sposobu zniszczenia towarzyszącą powiększaniu prędkości wyciągania - np. w przypadku włókien silnie zdeformowanych obserwowano ich zrywanie zamiast wywekania z matrycy, co powodowało istotną redukcję absorbowanej energii.

3.5 Uwagi o strukturalnych uwarunkowaniach wrażliwości na prędkość obciążenia

Aspekty strukturalne wrażliwości kompozytów z matrycą cementową na prędkość obciążenia były badane jedynie wycinkowo. Opublikowane prace na ten temat dotyczą raczej parametrów technologicznych (składu mieszanki) niż parametrów budowy wewnętrznej. Na podstawie pracy REINHARDTA (1984) można podsumować wpływ wybranych parametrów technologicznych na DIF^{ft} w sposób następujący. Wzrost zawartości cementu, podobnie jak wzrost współczynnika wodno-cementowego, implikuje wzrost wrażliwości betonu na prędkość obciążenia. Analogiczny efekt towarzyszy zmniejszeniu uziarnienia kruszywa, tj. zmniejszeniu d_{max} , jak też zwiększeniu zawartości kruszywa i jego klasy.

Obserwacje powierzchni przełomów (ZIELIŃSKI (1982), TINIC i BRÜHWILER (1985)) pozwoliły zauważyć większy udział ziaren kruszywa pękniętych na wskroś, towarzyszący większym prędkościom obciążenia.

W żadnej z cytowanych prac obserwacje powierzchni przełomów nie były udokumentowane wynikami ilościowymi. Opisywane zjawisko uważają autorzy mimo to za jedną z podstawowych przyczyn wzrostu wytrzymałości betonu na rozciąganie. Procesowi pęknięcia ziaren kruszywa można bowiem przypisać większą energię zniszczenia niż procesowi odspajania ziaren od zaczynu cementowego, który w przypadku statycznym jest dominującym składnikiem globalnej energii zniszczenia.

Jak zauważyli EIBL i CURBACH (1987) podane wyjaśnienie wrażliwości betonu na prędkość obciążenia, oparte na większej liczbie ziaren kruszywa pękniętych na wskroś, nie jest dostateczne. W przypadku wytrzymałości kruszywa 3+4-krotnie większej od wytrzymałości zaprawy oraz przyjmując 30% udział ziaren pękniętych na wskroś w powierzchni zniszczenia, uzyskać można wielkości DIF^{ft} rzędu $1,6 + 1,9$. Jak podano poprzednio, doświadczalnie otrzymane wartości DIF^{ft} są znacznie większe - sięgają nawet 6.

Wpływ cech porowatości na wrażliwość kompozytów na prędkość obciążenia nie był w ogóle przedmiotem badań doświadczalnych. Efekty struktury uzbrojenia włóknistego są natomiast poznane jedynie fragmentarycznie. Na podstawie opisanych wyników badań zauważyć można, że indeks wrażliwości DIF^{ft} nie zmienia się istotnie w badanym przedziale V_f : od 0% do 3%, o ile stosowane są włókna stalowe. W przypadku włókien węglowych stwierdza się nawet tendencję spadkową DIF^{ft} ze wzrostem zawartości objętościowej włókien. Powyższe uwagi sprzeczne są ze spostrzeżeniami poczynionymi na podstawie badań na rozciąganie przy zginaniu. Przykładowo: iloraz f_{f1}/f_{f10} uzyskany przy $\dot{\sigma} = 10^4$ MPa/s dla fibrobetonu z włóknami stalowymi ($V_f=1\%$) wynosił 1,92, natomiast dla matrycy z zaprawy cementowej wynosił 1,67 (SUARIS i SHAH (1983b)).

Na podstawie omówionych wyników badań można sformułować następujące wnioski.

Dotychczasowe badania wrażliwości kompozytów betonopodobnych na prędkość obciążenia wykazały, że fizyczne aspekty deformacji i wytrzymałości materiałów przy rozciąganiu bezpośrednim nie są dostatecznie poznane i zrozumiane. Istnieją też sprzeczności i niejasności opisywanych efektów.

Większość wyników wskazuje na wzrost wytrzymałości kompozytów ze wzrostem prędkości obciążenia, ale obserwowane są również tendencje

spadkowe - w omówionym przypadku kompozytów uzbrojonych włóknami węglowymi.

Chociaż uważa się, że rezultaty doświadczeń dotyczących DIF^{ft} w zakresie $\dot{\sigma} \in \langle 10^{-3}, 10^{+3} \rangle$ MPa/s dobrze opisuje zależność (3.15), to jednak w wielu przypadkach parametr λ okazuje się zmienny w obserwowanym zakresie $\dot{\sigma}$. Można więc przypuszczać, że parametr λ ze wzoru (3.15) jest funkcją parametrów struktury wewnętrznej kompozytów. Omawiany parametr λ odzwierciedla wrażliwość kompozytów na prędkość obciążenia w aspekcie f_t . Analogiczne przypuszczenie do podanego powyżej można zaproponować w odniesieniu do wielkości odkształcenia granicznego kompozytów ϵ_u oraz wielkości energii zniszczenia G_r , nie ma bowiem zgodności co do wpływu $\dot{\sigma}$ na te wielkości.

Reasumując można stwierdzić, że:

- wpływ parametrów strukturalnych na wrażliwość kompozytów na prędkość obciążenia był badany jedynie wycinkowo; dotychczasowe badania dotyczyły raczej aspektów technologicznych;
- brakuje udokumentowania ilościowej obserwacji powierzchni przełomów przy różnych prędkościach obciążenia;
- występują niejasności i sprzeczności, zwłaszcza w odniesieniu do odkształcalności granicznej i wpływu uzbrojenia włóknistego na wrażliwość na prędkość obciążenia w aspekcie wytrzymałości na rozciąganie.

4. OPIS BADAŃ DOŚWIADCZALNYCH

4.1 Cel i zakres badań

Celem przeprowadzonych badań doświadczalnych było poznanie wpływu prędkości obciążenia na zachowanie się kompozytów betonopodobnych przy osiowym rozciąganiu. W szczególności badania miały za cel poznanie różnic wrażliwości na prędkość obciążenia przy różnej budowie wewnętrznej badanych kompozytów. Pod pojęciem wrażliwości kryje się tutaj efekt zmian (lub brak efektu) poszczególnych parametrów procesu odkształcenia i zniszczenia wraz ze zmianą $\dot{\sigma}$. Na podstawie rozważań podanych w poprzednich rozdziałach wybrano następujące parametry opisujące zachowanie się badanych kompozytów przy rozciąganiu bezpośrednim:

- wytrzymałość,
- odkształcalność graniczna,
- energia zniszczenia.

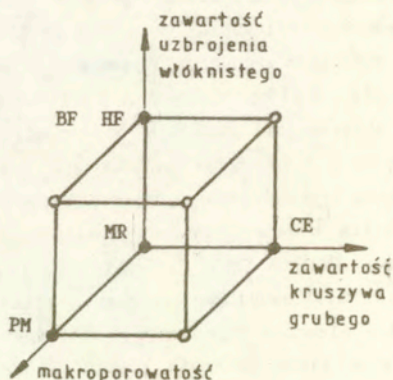
Zebranie informacji doświadczalnych dotyczyło zależności między obciążeniem i odkształceniem badanych elementów oraz wymienionych parametrów w funkcji prędkości obciążenia.

Rozważany zakres prędkości obciążenia, rozumianego tu jako obciążenie na jednostkę przekroju poprzecznego badanego elementu, obejmował procesy powolne tj. (quasi-)statyczne oraz procesy szybkie i bardzo szybkie. Dolną granicę stosowanej prędkości obciążenia wyznaczyła wartość $\dot{\sigma} \approx 10^{-3}$ MPa/s, stosowana zazwyczaj w badaniach zwanych statycznymi, a zatem nie rozważano tych prędkości obciążenia, w których dominują zjawiska długotrwałe - np. pełzanie. Aby objąć obserwacjami możliwie największy zakres prędkości ustalono górną granicę na $\dot{\sigma} \approx 10^3$ MPa/s, jednocześnie zakładając wykonanie badań również przy dwóch prędkościach z wnętrza przedziału $\langle 10^{-3}$ MPa/s, 10^3 MPa/s \rangle . Górna granica badanego zakresu wynikała z cech stosowanej maszyny wytrzymałościowej INSTRON 1251. Taki wybór oznaczał badanie procesów trwających od kilku milisekund do dwudziestu kilku minut do chwili osiągnięcia nośności elementu próbnego poddanego monotonicznemu rozciąganiu. Stosowaną w takim zakresie prędkości obciążenia metodykę badań na rozciąganie oraz odpowiednią aparaturę pomiarowo-rejestrującą wybrano na podstawie badań próbnych, opisanych częściowo w publikacjach autora (1986) i (1989).

Aby wyodrębnić spośród naturalnych rozrzutów wyników efekty prędkości obciążenia i efekty zmian struktury kompozytów, nie tylko obserwowany obszar zmian prędkości był szeroki, lecz także różnice strukturalne kompozytów zostały uwypuklone. W rozważanej klasie kompozytów z matrycą cementową znalazły się: zaprawa, beton i fibrobeton z włóknami stalowymi.

4.2 Rodzaje kompozytów

Strukturę omawianej grupy kompozytów z matrycą cementową rozpatrzono zasadniczo na poziomie makro przy jednoczesnym wykorzystaniu koncepcji i danych odpowiadających niższemu poziomowi obserwacji. Jak podano w rozdziale 2, wśród cech strukturalnych badanych kompozytów wyodrębnić można trzy grupy. Program badań obejmuje więc typy kompozytów intencjonalnie różniących się poszczególnymi cechami struktury. Założono, że podstawowym kompozytem do porównań z innymi typami jest zaprawa zawierająca ziarna piasku do 2 mm. Przyjęcie makro-skali obserwacji, jak wyjaśniono w rozdziale 2, implikuje wyróżnianie w ciągłej macierzy wyłącznie takich inkluzji, jak ziarna kruszywa grubego i włókna stalowe. Do rozważań włączono również trzeci rodzaj inkluzji, tj. makropory i w ten sposób powstała trójwymiarowa przestrzeń strukturalnych parametrów rozważanej klasy kompozytów (rys. 4.1).



Rys. 4.1 Umowna przestrzeń makroparametrów struktury badanej klasy kompozytów.

Zaznaczone na tym rysunku punkty z symbolami literowymi przedstawiają miejsce badanych kompozytów w umownej przestrzeni parametrów strukturalnych. Oprócz kompozytu bazowego - zaprawy (oznaczonej: MR) badania objęły:

- beton modelowy (oznaczony CE) - różniący się od betonu zwykłego nieciągłą krzywą przesiewu kruszywa; założono obecność kruszywa drobnego (piasku) oraz kruszywa grubego $\phi > 8$ mm bez frakcji pośrednich;
- fibrobeton z włóknami stalowymi (ozn. BF i HF) - zawierający różne typy włókien, pierwsza litera nazwy włókien (Bekaert lub Harex) objaśnia rodzaj fibrobetonu;
- zaprawę makroporowatą (oznaczoną PM) - będącą pewną odmianą styrobetonu, zawierającą styropianowe granulki imitujące makropory.

Nieco podobny pomysł sterowania porowatością kompozytu stosowano w badaniach STROEVENA (1973), jak też w ostatnio opublikowanych badaniach BISCHOFFA, PERRY'EGO i EIBLA (1990). Pozostałe punkty oznaczone na rys. 4.1 odpowiadają kompozytom nie badanym w programie stanowiącym podstawę niniejszej pracy.

Skład poszczególnych mieszanek ustalono na podstawie badań wstępnych. Aby określić różne rodzaje kompozytów betonopodobnych, zachowując jednocześnie możliwość ich porównania, przyjęto następujące stałe parametry technologiczne:

- jednakowy typ cementu;
- ten sam rodzaj piasku;
- jednakowa (plastyczna) konsystencja mieszanki;
- jednakowe warunki mieszania, zagęszczania i dojrzewania.

Przed wszystkim jednak zasadniczym parametrem wyjściowym umożliwiającym porównanie kompozytów była jednakowa ich klasa, rozumiana tutaj nie w sensie normowym, lecz jako statycznie określoną średnią wytrzymałość na rozciąganie. Użyto następujących materiałów:

- cement 35 portlandzki z dodatkami z cementowni "Chełm";
- piasek wiślany 0-2 mm - wyniki analizy sitowej przedstawiono w Załączniku I;
- grys łamany frakcji 8-12,5 mm (z nadziarna pospółki) pochodzący z Zakładu Produkcji Kruszyw w Suwałkach;
- styropian granulowany spieniony - średnica granulek od 0,4 mm do 4 mm, pochodzący z Zakładów Tworzyw Sztucznych "Boryszew-Erg" w Sochaczewie;
- plastyfikator NB-2 dodawany w przypadku fibrobetonów w ilości 1.5% w

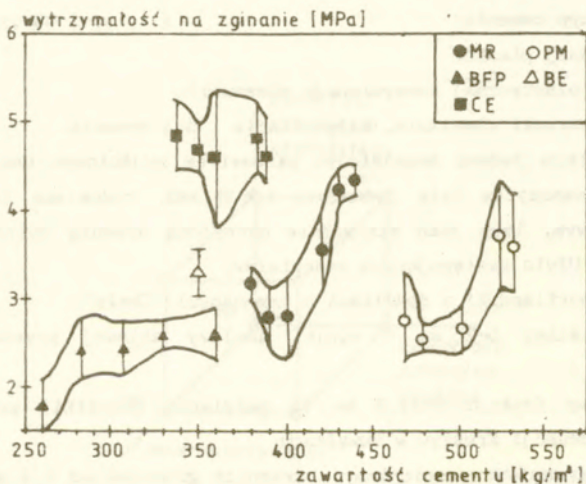
stosunku do objętości mieszanki.

Włókna stalowe stosowane do mieszanek fibrobetonowych pochodziły:

a) z Belgii - włókna z zakotwieniami na końcach (Bekaert) o długości 30 mm i średnicy 0,4 mm (pole przekroju poprzecznego ok. $0,13 \text{ mm}^2$), dostarczane w postaci pakietów po kilka lub kilkanaście włókien, które ulegają rozkłajeniu w mieszance betonowej;

b) z RFN - włókna strugane z bloku (Harex) o długości 32,3 mm ($\pm 1,7\%$) i przekroju nieregularnym - pole przekroju poprzecznego ok. $0,52 \text{ mm}^2$. Definiując zastępczą średnicę włókna Harex jako średnicę koła o polu równym polu przekroju poprzecznego włókna (podobnie jak KASPERKIEWICZ i SKARENDAHL (1989)) uzyskuje się $d=0,8 \text{ mm}$.

Badania wstępne objęły 23 typy mieszanek - poszukiwania dotyczyły takich składów mieszanek zajmujących zaznaczone punkty w umownej przestrzeni parametrów strukturalnych, które spełniałyby przedstawione wyżej wymagania. Należy wszakże dodać, że na etapie badań wstępnych kryterium jednakowej wytrzymałości na rozciąganie zastąpiłom kryterium jednakowej wytrzymałości na rozciąganie przy zginaniu. Wyniki badań wstępnych zilustrowano na rys.4.2, na którym każdy punkt oznacza średnią arytmetyczną sześciu wyników.



Rys.4.2 Wyniki wstępnych badań mieszanek - zależność średniej wytrzymałości na rozciąganie przy zginaniu od zawartości cementu w różnych typach kompozytów (objaśnienia oznaczeń w tekście).

Próbki używane do badań na zginanie wycięte były z płytek o wymiarach 4x20x30cm, tj. miały długość 30cm, natomiast wymiary przekroju poprzecznego ok. 4x4cm. Na podstawie wstępnych badań doświadczalnych zaproponowano skład mieszanek poszczególnych typów przeznaczonych do badań zasadniczych, który podano w Tabelicy 4.1. Należy zwrócić uwagę na następujące szczegóły dotyczące ich składu. Granulki styropianu dozowano objętościowo - przyjęty udział objętościowy w mieszance wynosił 14,5%. Fibrobeton z włóknami "Bekaert" wykonano przyjmując objętościową zawartość włókien wynoszącą 1%, natomiast w przypadku włókien "Harex" ich udział objętościowy wynosił 1,4%. Przyjęcie różnych udziałów objętościowych włókien w fibrobetonach było niezbędne, aby zapewnić zasadniczy warunek porównywalności - jednakową klasę kompozytów pod względem wytrzymałościowym.

Tabelica 4.1 Skład mieszanek kompozytów betonopodobnych.

SKŁADNIKI [kg/m ³]	TYP KOMPOZYTU				
	MR	PM	CE	BF	HF
cement	447	581	334	397	398
piasek	1632	1175	1158	1653	1634
grys	-	-	770	-	-
woda	240	224	170	238	241
styropian	-	145*	-	-	-
włókna	-	-	-	78	109
				Bekaert	Harex

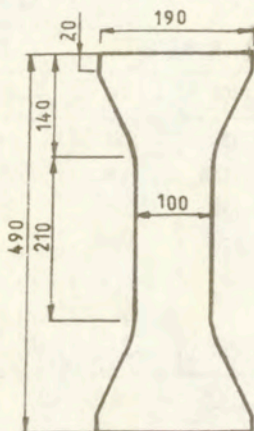
* - w litrach; dozowanie objętościowe

Podane powyżej rozumowanie dotyczące parametrów struktury rozważanych kompozytów wymaga następującego uzupełnienia. O ile zawartość włókien w kompozycie, jak też zawartość kruszywa grubego, są niezależnymi parametrami struktury, o tyle parametr makroporowatości nie może być rozpatrywany w oderwaniu od rzeczywistej porowatości materiału. Nie ma bowiem jak dotąd jednoznacznych przesłanek wskazujących na ograniczenie wpływu porowatości na interesującą nas wrażliwość na prędkość obciążenia do zawężonego zakresu wielkości porów. Przyjęto konieczność uzupełnienia danych o budowie badanych kompozytów pomiarami porowatości. W przypadku kompozytu typu PM

porowatość całkowitą stanowi suma zmierzonej zawartości pustek powietrznych i makroporów. Konsekwentnie, w przypadku pozostałych typów kompozytów, których położenie w umownej przestrzeni parametrów strukturalnych określa płaszczyzna zerowej makroporowatości, zmierzona zawartość porów powietrznych niewątpliwie nie będzie zerowa i na dodatek będzie uzależniona przypuszczalnie od rodzaju inkluzji.

4.3 Przygotowanie próbek

Próbki w kształcie wiosełkowym, których wymiary podano na rys. 4.3, wykonano w formach drewnianych. Użycie pięciu podwójnych form umożliwiło jednorazowe wykonanie 10 elementów wiosełkowych o grubości 10 cm. Stosowano pięć różnych składów mieszanki betonowej - proporcje składników podano w Tabelcy 4.1.



Rys. 4.3 Wymiary stosowanych próbek.

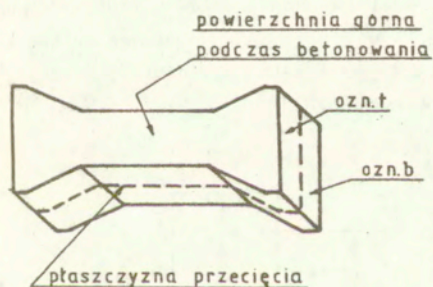
Mieszanie składników następowało w betoniarce (poj. 200 l) o obiegu wymuszonym. W przypadku mieszanek fibrobetonowych włókna dodawano do betoniarki w ostatniej kolejności. Czas mieszania wynosił 5 min w przypadku mieszanek bez włókien oraz 10 min w przypadku mieszanek z włóknami. Po sprawdzeniu konsystencji mieszanki aparatem Ve-Be oraz po pomiarze zawartości powietrza w mieszance metodą ciśnieniową, mieszankę układano w formach i zagęszczano na stole wibracyjnym przez 30 sekund. Wyniki pomiarów konsystencji oraz zawartości powietrza w mieszance podane są w Tabelcy 4.2. Zgodnie z założeniem wszystkie mieszanki miały konsystencję

plastyczną. Świeżą mieszankę w formach umieszczano następnie w komorze klimatycznej (RH \approx 95%, 20 °C). Po upływie dwóch dób rozformowano próbki i przechowywano je w tej komorze przez dalsze 7 dni, po czym składowano je przez dwa lata w pomieszczeniu laboratoryjnym (RH \approx 80%, 16-18 °C).

Tablica 4.2 Wyniki pomiarów konsystencji i zawartości powietrza w mieszance.

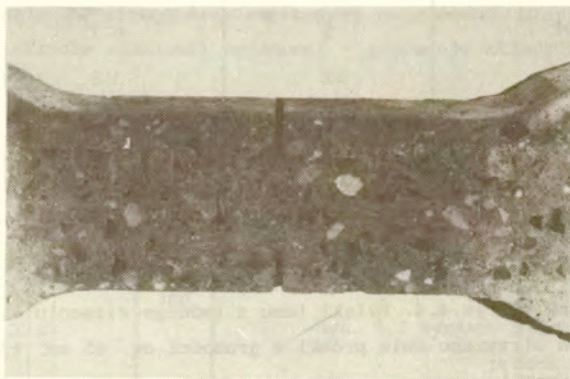
Typ mieszanki	Czas Ve-Be [sek]	Zawartość powietrza [%]
MR	7	6.2
PM	5	6.7
CE	12	3.8
BF	8	7.2
HF	11	5.4

Po upływie roku od chwili wykonania próbek przecięto je wzdłuż w sposób pokazany na rys.4.4. Dzięki temu z każdego elementu wiósełkowego o grubości 10 cm otrzymano dwie próbki o grubości ok. 45 mm, tj. łącznie 20 próbek każdej serii.



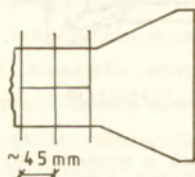
Rys. 4.4 Sposób przecięcia próbek o grubości 10 cm ("b"="dół" i "t"="górze" określają położenie podczas betonowania).

W każdej próbce wykonano w środku obustronne nacięcie na głębokość 17 mm. W ten sposób uzyskano osłabienie przekroju i lokalizację zniszczenia w strefie, którą mogły objąć posiadane urządzenia pomiarowe. Nacięcia wstępne w próbkach do badania efektów prędkości obciążenia stosowali wcześniej m.in. TINIC i BRÜHWILER (1985), KÖRMELING (1986a). Zamieszczona fotografia (rys. 4.5) pokazuje rzeczywisty kształt i wymiary nacięć wykonanych w próbkach. Tuż przed przyklejeniem przyrządów pomiarowych powierzchnia każdej próbki została wyrównana. Tak przygotowane elementy użyte zostały do badań na rozciąganie po upływie dwóch lat od chwili wykonania.



Rys. 4.5 Rzeczywisty kształt i wymiary nacięć w próbce.

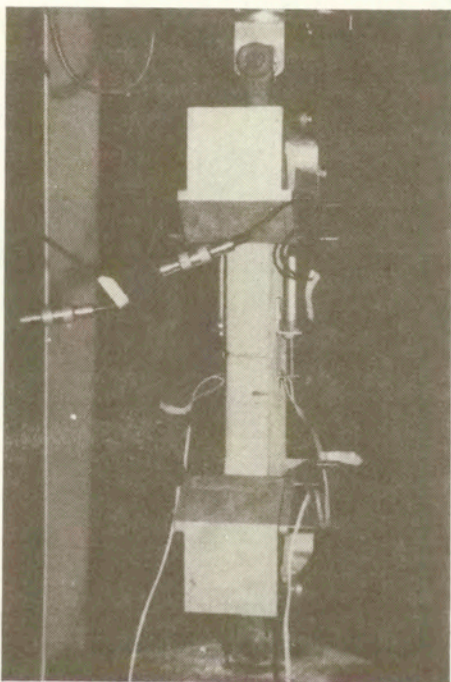
Po zakończeniu badań na rozciąganie z próbek wycięto elementy o wymiarach ok. 45 mm x 45 mm w miejscach pokazanych na rys. 4.6. Tak wycięte elementy posłużyły do określenia gęstości pozornej oraz gęstości (właściwej) badanych kompozytów.



Rys. 4.6 Sposób wycięcia elementów do określenia gęstości materiału.

4.4 Program obciążania

Próbki poddano osiowemu rozciąganiu w maszynie wytrzymałościowej stosując takie uchwyty jak pokazano na rys.4.7 (poprzednio opracowane przez J. Kasperkiewicza i stosowane przez BABUTA, BRANDTA, BURAKIEWICZA i KASPERKIEWICZA (1977), a także JAWORSKIEGO (1979)). Na etapie badań wstępnych wykorzystywano uniwersalną maszynę wytrzymałościową INSTRON 1251 (IPPT PAN) oraz MTS (Politechnika Świętokrzyska w Kielcach), natomiast badania zasadnicze zostały wykonane także przy użyciu maszyny INSTRON 1251. Sterowanie procesem obciążania odbywało się we wszystkich przypadkach stosując kontrolowaną prędkość przesuwu tłoka maszyny.



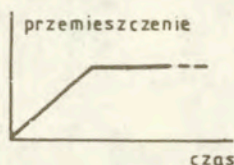
Rys. 4.7 Widok próbki zamocowanej w uchwytych do rozciągania.

Badania zasadnicze na maszynie INSTRON 1251 wyposażonej w siłownik

100 kN przeprowadzono wykorzystując nośność w 10% lub 15%. Po zamocowaniu próbki dociążano ją wstępnie do poziomu ok. 0,3 MPa przy zastosowaniu prędkości przemieszczenia tłoka wynoszącej 0,5 mm/min. Po sprawdzeniu osiowości ustawienia próbki i ewentualnej korekcji błędu ustawienia rozpoczynano właściwy proces obciążania. Wykonano cztery odrębne serie badań zmieniając odpowiednio prędkość tłoka maszyny :

- seria I (statyczna): praca maszyny w trybie statycznym, stała prędkość przemieszczenia trawersy wynosząca 0,05 mm/min; w przypadku próbek fibrobetonowych po przekroczeniu ich nośności i znacznym zarysowaniu dziesięciokrotnie zwiększano prędkość przemieszczenia;
- seria II : praca maszyny w trybie dynamicznym - wymuszenie kształtu funkcji przebiegu przemieszczenia tłoka w czasie według rys. 4.8, stosowana amplituda impulsu wynosiła 3,0 mm, natomiast częstotliwość wynosiła 0,1 Hz;
- seria III : parametry pracy maszyny w trybie dynamicznym jak w przypadku serii II, przy częstotliwości 4,1Hz;
- seria IV : parametry pracy maszyny w trybie dynamicznym jak w przypadku serii II, przy częstotliwości 100Hz.

Należy dodać, że realizacja takiej prędkości impulsu obciążającego jak założono w serii IV przekraczała wydolność maszyny, toteż faktycznie realizowany impuls charakteryzował się częstotliwością ok. 80 Hz.



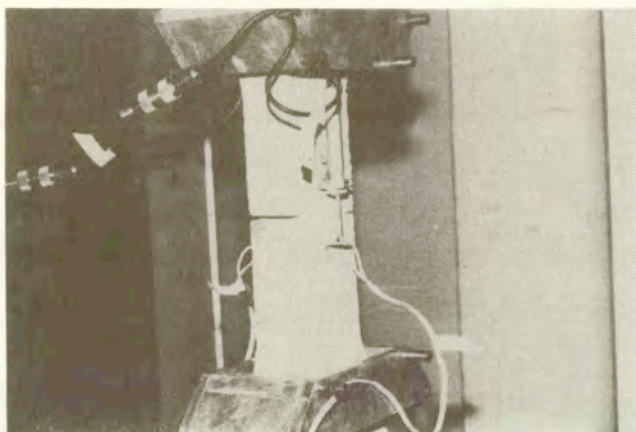
Rys. 4.8 Kształt sterującego impulsu przemieszczenia tłoka maszyny.

4.5 Urządzenia pomiarowe i rejestrujące

W czasie badania na rozciąganie mierzone były następujące parametry procesu: obciążenie próbki, odkształcenie osiowe oraz przemieszczenie liniowe w osi próbki. Do pomiaru obciążenia próbki wykorzystano siłownik maszyny INSTRON pracujący w zakresie 10kN lub 15kN. Odkształcenie osiowe próbki mierzono przy użyciu tensometrów elektrooporowych o długości 36mm przykle-

jonych osiowo w centralnej części próbki po obu jej stronach. Łącząc tensometry po obu stronach próbki w jeden układ mostka uzyskano uśredniony sygnał odkształcenia próbki, a także zwiększenie dokładności odczytu. Na rys. 4.9 pokazano sposób umieszczenia tensometrów na próbce, a także sposób umieszczenia mierników indukcyjnych do pomiaru przemieszczeń liniowych próbki. Stosując bazę pomiarową 50mm dwa indukcyjne mierniki przemieszczeń zamocowano po obu stronach próbki przy użyciu przyklejanych reperów.

Do wzbudzenia i wzmocnienia sygnałów elektrycznych mierzonych tensometrami elektrooporowymi oraz indukcyjnymi miernikami przemieszczeń stosowano odpowiednio mostek tensometryczny Brüel & Kjaer 1526 oraz generator fali nośnej Peltron MPL-104.



Rys. 4.9 Rozmieszczenie tensometrów i indukcyjnych mierników przemieszczeń na próbce.

Zasadniczym elementem stosowanego układu rejestracji mierzonych sygnałów elektrycznych był rejestrator cyfrowy "Combo" w połączeniu z komputerem typu IBM PC. Omawiany rejestrator cyfrowy "Combo" wykorzystywany był zarówno w trybie 10-cio bitowego, jak też 12-to bitowego przetwarzania sygnałów analogowych na cyfrowe.

W przypadku badań serii II, III i IV wykorzystano cztery istniejące przetworniki A/D (czas konwersji $15\mu\text{s}$) dysponujące pamięcią po 8 kilobitów (dziesięciobitowych) każdy. Najmniejszy z możliwych okresów próbkowania

wynosił $20\mu\text{s}$ i taki właśnie stosowano w przypadku serii IV (najszybszej). W przypadku serii III stosowany okres próbkowania wynosił $40\mu\text{s}$, a w serii II: $1280\mu\text{s}$.

Seria I (statyczna) wymagała użycia omawianego urządzenia w trybie 12bitowego przetwarzania - oba istniejące przetworniki A/D (czas konwersji 15 ms) wyposażone były na wejściu w multipleksery analogowe, aczkolwiek nie zostały one wykorzystane. Na etapie testowania i skalowania zestawu rejestrującego stwierdzono nieprawidłowość funkcjonowania wymienionych multiplekserów, co ograniczyło zastosowanie "Combo" w trybie 12bitowym tylko do dwóch sygnałów. Stosowany okres próbkowania wynosił 0,59 sekundy, natomiast liczba przetworzeń (pomiarów) wynosiła 2000 w przypadku kompozytów nieuzbrojonych lub 2500 w przypadku fibrobetonów.

Na rys.4.10 pokazano elementy zestawu pomiarowo-rejestrującego po połączeniu z komputerem typu IBM PC/XT, widok zaś pozostałych elementów zestawu pokazano na rys.4.11.



Rys.4.10. Elementy zestawu pomiarowo-rejestrującego :rejestратор cyfrowy "Combo", komputer IBM PC/XT, mostek Brüel & Kjaer 1526, generator Peltron MPL 104 oraz fragment próbki z naklejonymi tensometrami-świadkami.

W przypadku badań serii II,III i IV stosowano zestaw rejestrujący pokazany schematycznie na rys.4.12. Zarejestrowane wyniki - przebiegi czterech mierzonych wielkości w czasie - zapisywane były na stałe w

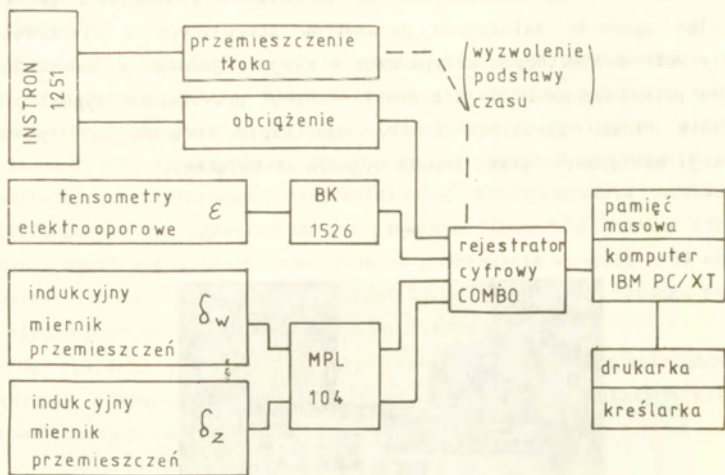
pamięci masowej komputera. Przebieg sygnału sterującego, tj. sygnału przemieszczenia tłoka, obserwowano na ekranie oscyloskopu z pamięcią kontrolując zgodność założonych parametrów sterujących z wielkościami rzeczywistymi. W niektórych przypadkach w miejsce jednego z indukcyjnych mierników przemieszczenia do urządzenia "Combo" przyłączono sygnał przemieszczenia tłoka, uzyskując trwały jego zapis. U uruchomienie procesu rejestracji następowało przez impuls sygnału sterującego.



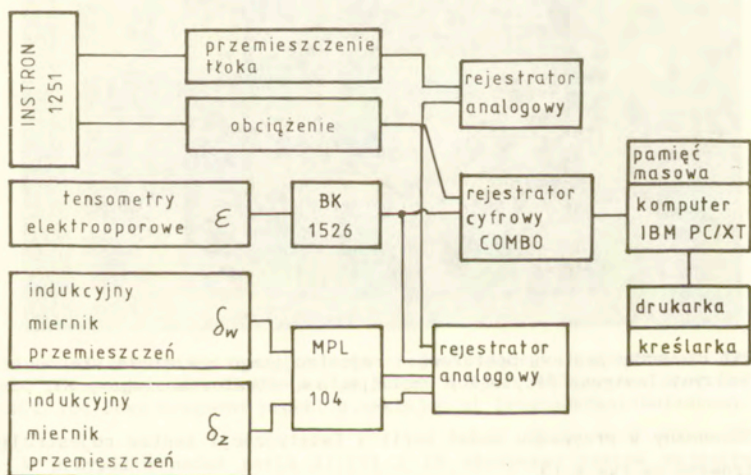
Rys. 4.11 Elementy zestawu pomiarowo - rejestrującego : konsola sterownicza maszyny Instron, oscyloskop Phillips, rejestrator analogowy XY.

Stosowany w przypadku badań serii I (statycznej) zestaw rejestrujący zilustrowano na rys. 4.13.

Dla większej części próbek badanych w tej serii oprócz analogowych zapisów na obu rejestratorach sygnały obciążenia i odkształcenia zapisano



Rys. 4.12 Schemat połączeń przyrządów pomiarowych i rejestrujących stosowanych w badaniach serii II, III i IV.



Rys. 4.13 Schemat połączeń przyrządów pomiarowych i rejestrujących w badaniach serii I.

również w postaci cyfrowej. Koniec procesu obciążenia, a zatem i koniec rejestracji wyników, określał moment rozerwania próbki lub przemieszczenie tłoka maszyny wynoszące 3 mm.

Krótkiego omówienia wymaga postać i sposób korzystania z danych na dyskach magnetycznych. Oprogramowanie rejestratora "Combo" umożliwiało zapis danych na dysku w postaci binarnej, jak też szkiecowe przedstawienie wykresów na ekranie monitora. Dokładniejsza analiza wyników wymagała opracowania programu konwersji danych do postaci ASCII. Jeden z opracowanych programów konwersji (w Pascalu) zamieszczono w Załączniku II. Dane po konwersji, tj. w postaci tekstowej, wprowadzono do arkusza kalkulacyjnego Lotus 1-2-3. Przyjęty sposób postępowania pozwalał w ciągu kilku minut od zakończenia badania dotrzeć do dowolnej wielkości w dowolnej chwili zarejestrowanego procesu, bądź też utworzyć na ekranie uzyskane wykresy. Sprawność taką osiągnięto m.in. dzięki zastosowaniu tzw. makrorozkazów w arkuszu kalkulacyjnym. Trzeba wszakże wspomnieć, że szybkość opisanych operacji spada radykalnie w przypadku prawie całkowitego wypełnienia pamięci operacyjnej komputera, toteż niezbędnym narzędziem analizy jest komputer co najmniej klasy AT z pamięcią RAM 1 MB.

W Tabelicy 4.3 przedstawiono zestawienie rodzajów przeprowadzonych badań oraz rodzajów badanych kompozytów. Wyniki badań w podanej kolejności przedstawiono w następnym rozdziale.

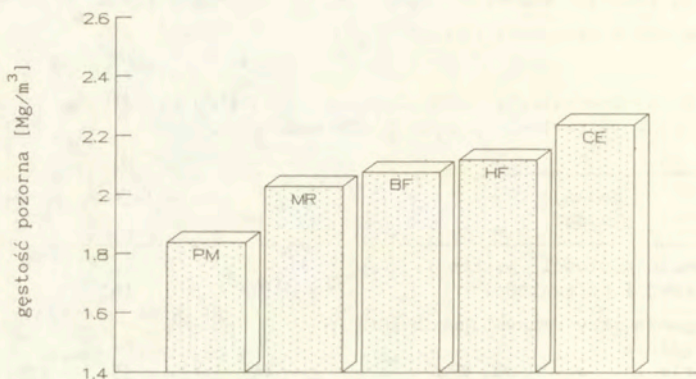
Tablica 4.3 Zestawienie rodzajów badań i rodzajów kompozytów (w nawiasie podano liczbę badanych próbek)

Rodzaje badań	Rodzaje kompozytów				
	MR	PM	CE	HF	BF
oznaczenie gęstości, gęstości pozornej i porowatości	(6)	(6)	(6)	(6)	(6)
rozciąganie przy różnych prędkościach obciążenia:					
seria I $\dot{\sigma} \approx 0,002$ MPa/s	(4)	(4)	(5)	(4)	(4)
seria II $\dot{\sigma} \approx 1$ MPa/s	(4)	(4)	(4)	(5)	(5)
seria III $\dot{\sigma} \approx 50$ MPa/s	(5)	(4)	(5)	(4)	(5)
seria IV $\dot{\sigma} \approx 850$ MPa/s	(4)	(5)	(5)	(6)	(5)
ilościowe i jakościowe obserwacje przełomów próbek		(17)	(17)	(18)	(19)

5. WYNIKI BADAŃ

5.1 Wyniki oznaczenia gęstości pozornej, gęstości i porowatości

Oznaczenie gęstości pozornej na wadze hydrostatycznej przeprowadzono według PN-76/B-06714 (arkusz 05) stosując próbki wycięte z elementów włosińskich po ich rozerwaniu (por. rys.4.6). Wyniki oznaczenia podano w Tabelcy 5.1. Według stosowanej procedury objętość próbki w cm^3 określa różnica mas ($m_1 - m_2$) w gramach próbki nasyconej wodą zważonej na powietrzu (m_1) i zważonej w wodzie (m_2). Średnie wartości gęstości pozornej dla każdego typu kompozytu (ρ_p) podano łącznie z odchyleniem standardowym oznaczonym w skrócie: od. std. Jak można było oczekiwać, uzyskano istotne różnice gęstości pozornej kompozytów - na rys.5.1 zilustrowano te różnice uszeregowując kompozyty według rosnącej gęstości pozornej. Rozrzut wyników oznaczeń w poszczególnych grupach jest niewielki, niezauważalne są także jakiegokolwiek systematyczne różnice wyników dla elementów z górnej części (ozn. T) i z dolnej części próbek (ozn. B). Można zatem stwierdzić taką jednorodność gęstości pozornej poszczególnych materiałów, jak zwykle w takich przypadkach.



Rys. 5.1 Gęstości pozorne badanych kompozytów.

Oznaczenie gęstości badanych kompozytów (ρ) wykonano w kolbie Le Chatelliera według PN-76/B-06714 (arkusz 02). Stosowano te same próbki,

Tablica 5.1 Wyniki oznaczenia gęstości pozornej i gęstości

Typ	Nr próbki	Masa sucha	Masa nas. na pow. (ml)	Masa nas. w wodzie (m2)	Gęstość pozorna [Mg/m3]	ρ_p od.std. [Mg/m3]	Gęstość [Mg/m3]	ρ od.std. [Mg/m3]
		[g]	[g]	[g]	[Mg/m3]	[Mg/m3]	[Mg/m3]	[Mg/m3]
MR	1	173.7	189.7	104.3	2.03	2.03	2.60	2.59
	2	191.4	208.7	114.7	2.04		2.59	
	3	170.6	186.0	102.4	2.04	(0.02)	2.57	(0.02)
	4	181.1	197.7	108.2	2.02		2.57	
	5	166.9	183.0	99.5	2.00		2.61	
	6	176.4	192.8	106.0	2.03		2.59	
PM	1	170.8	192.5	101.0	1.87	1.84	2.53	2.56
	2	168.8	190.7	98.5	1.83		2.54	
	3	163.4	185.7	95.7	1.82	(0.04)	2.58	(0.03)
	4	176.4	201.9	103.2	1.79		2.55	
	5	157.6	170.9	87.6	1.89		2.60	
	6	166.1	189.4	98.6	1.83		2.54	
CE	1	209.4	221.6	126.4	2.20	2.24	2.62	2.64
	2	190.7	202.5	116.2	2.21		2.64	
	3	178.6	189.2	110.7	2.28	(0.03)	2.62	(0.02)
	4	191.3	202.4	117.0	2.24		2.64	
	5	185.5	197.4	114.8	2.25		2.66	
	6	180.2	193.7	113.5	2.25		2.65	
BF	1	189.0	206.4	114.6	2.06	2.08	2.58	2.58
	2	189.7	205.0	115.5	2.12		2.55	
	3	172.3	187.9	104.7	2.07	(0.02)	2.63	(0.03)
	4	155.6	171.2	94.9	2.04		2.56	
	5	169.2	183.1	102.1	2.09		2.60	
	6	180.0	194.4	108	2.08		2.57	
HF	1	188.4	204.6	115.3	2.11	2.12	2.58	2.54
	2	186.9	203.8	116.5	2.14		2.53	
	3	180.5	195.8	111.7	2.15	(0.02)	2.57	(0.02)
	4	203.1	221.2	123.7	2.08		2.53	
	5	168.6	182.1	102.1	2.11		2.52	
	6	196.3	211.2	118.5	2.12		2.53	

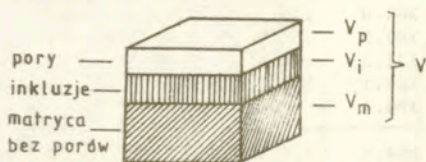
UWAGI:

numery próbek: 1-4 : "B"

5-6 : "T"

których użyto wcześniej do oznaczenia gęstości pozornej. Zgodnie z przyjętą metodą oznaczenia próbkę rozdrabniano w młynku kulowym do chwili, kiedy można było ją przesiać przez sito 0,075 mm. Bezpośrednie wyniki oznaczeń uzyskane w przypadku kompozytów CE i MR podano w Tablicy 5.1. Włókna stalowe ani granulki styropianu nie ulegały żądanemu rozdrobnieniu w młynku kulowym, toteż nie przechodziły przez tak drobne sito. Wartości gęstości podane w Tablicy 5.1 dla kompozytów typu PM, HF i BF mają zatem sens gęstości matryc tych kompozytów (z wyłączeniem inkluzji). Warto zauważyć niewielki rozrzut wyników w każdej grupie próbek. Jak poprzednio, nie zauważa się też zasadniczych różnic wyników dla próbek z górnej i z dolnej części elementów "wiósełkowych". Porównanie wartości średnich dla poszczególnych typów kompozytów jest niemożliwe - jak wspomniano w przypadku kompozytów MR i CE podane wartości oznaczają ich gęstość, natomiast w przypadku kompozytów BF, HF i PM oznaczają gęstość ich matryc. Niezgodność tą można jednak ominąć. Dla celów niniejszej pracy gęstości kompozytów są potrzebne do określenia ich porowatości, a jak zostanie to pokazane, dane z Tablicy 5.1 są do tego wystarczającą podstawą.

Aby określić porowatość kompozytów MR i CE wykorzystano bezpośrednio wzór (2.1) podstawiając wartości ρ i ρ_p z Tablicy 5.1. W przypadku CE otrzymano $p=15\%$, natomiast w przypadku MR: $p=22\%$. W celu wyznaczenia porowatości pozostałych kompozytów dogodnie jest rozważyć reprezentatywny element objętości materiału schematycznie pokazany na rys. 5.2.



Rys. 5.2 Schematyczne przedstawienie objętości składników kompozytu

Przyjęte oznaczenia mają następujące znaczenie: V_p - objętość porów, V_i - objętość inkluzji, V_m - objętość matrycy bez porów, przy czym:

$$V = V_m + V_i + V_p \quad (5.1)$$

Oznaczając masę inkluzji jako m_i , masę matrycy jako m_m można wprowadzić określenia gęstości inkluzji (ρ_i), gęstości matrycy (ρ_m) i gęstości pozornej kompozytu (ρ_p) w sposób następujący:

$$\rho_1 = m_1/V_1 \quad ; \quad \rho_m = m_m/V_m \quad (5.2)$$

$$\rho_p = (m_m + m_1)/V \quad (5.3)$$

Pod pojęciem inkluzji rozumie się w tym przypadku włókna uzbrojenia lub granulki styropianu. W przypadku fibrobetonów wprowadza się dodatkowe oznaczenie udziału objętościowego włókien w kompozycie $V_f = V_1/V$. Z definicji porowatości otrzymuje się wówczas:

$$p = 1 - \frac{V_m}{V} - \frac{V_1}{V} \quad (5.4)$$

gdzie ostatni wyraz odpowiada oczywiście V_f . Wykorzystując wzory (5.2) i (5.3) można uzyskać następującą zależność:

$$(\rho_p - \rho_1 V_f) V = \rho_m V_m \quad (5.5)$$

Obliczając stąd V_m/V i podstawiając do (5.4) otrzymuje się:

$$p = 1 - \frac{\rho_p - V_f(\rho_1 - \rho_m)}{\rho_m} \quad (5.6)$$

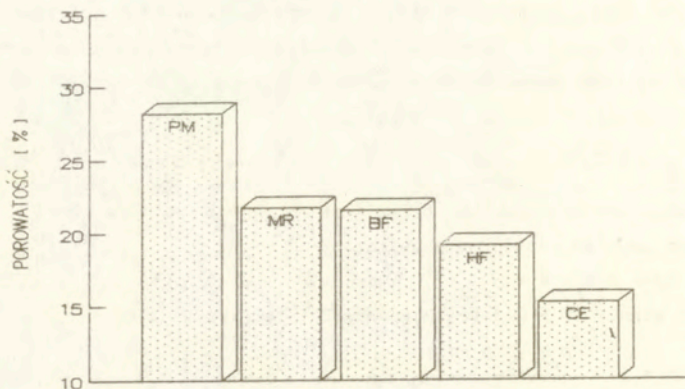
Przyjmując $\rho_1 = 7,8 \text{ g/cm}^3$, $V_f = 0,01$ lub $0,014$ oraz dane z Tablicy 5.1 otrzymano $p = 21 \%$ dla fibrobetonu z włóknami Bekaert oraz $p = 19 \%$ dla fibrobetonu z włóknami Harex. Rozpatrując teraz granulki styropianu jako inkluzje należy wprowadzić oznaczenie objętościowego udziału styropianu w kompozycie $V_s = V_1/V$. Biorąc pod uwagę, że granulki styropianowe imitują makropory, porowatość całkowita kompozytu PM wyrażać się będzie następująco:

$$p = \frac{V_p}{V} + V_s = 1 - \frac{\rho_p}{\rho_m} - V_s \frac{\rho_1}{\rho_m} \quad (5.7)$$

Ostatni wyraz sumy w powyższym wyrażeniu można ominąć z uwagi na bardzo małą gęstość styropianu. Popełniany w ten sposób błąd względny nie przekracza 0,2%, a zatem jest znikomy. Tak uzyskana wartość porowatości w przypadku kompozytu typu PM wynosi 28%. Na rys. 5.3 uszeregowano badane kompozyty w kolejności wzrastającej porowatości. Największą porowatością charakteryzował się typ PM, natomiast najmniejszą typ CE. Podobny zakres porowatości (15-22%) kompozytów z matrycą cementową otrzymano w badaniach REINHARDTA i GABERA (1990) obejmujących 20 różnych mieszanek.

Porównując otrzymane wartości porowatości z zawartością powietrza w świeżej mieszance (Tablica 4.2) nie zauważono żadnej korelacji między tymi wielkościami. Analogiczne spostrzeżenie można znaleźć w cytowanej pracy REINHARDTA i GABERA (1990). Warto dodać, że określona w podany sposób porowatość kompozytów nie odpowiada porowatości uzyskiwanej np. metodą rtęciową. Porozymetria rtęciowa obejmuje bowiem zakres porów kapilarnych

(mniejszych niż 10 μ m), a nie obejmuje większych porów.



Rys. 5.3 Porowatość badanych kompozytów.

5.2 Wyniki pomiarów odkształceń i wytrzymałości na rozciąganie

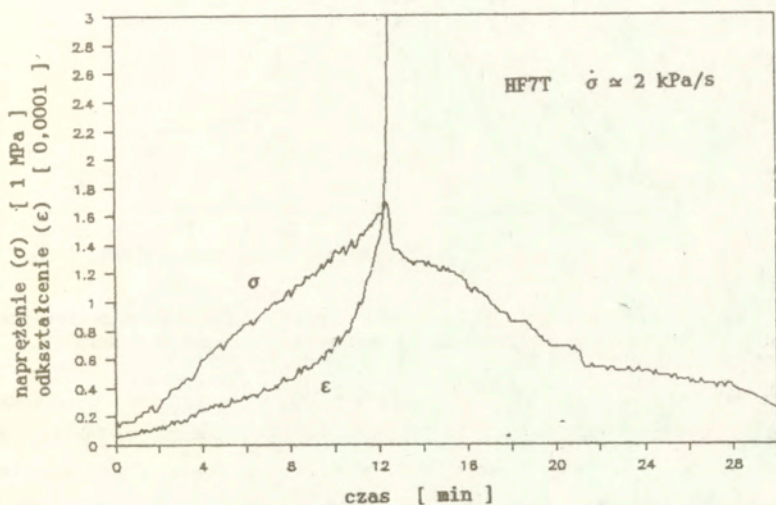
Badaniom na rozciąganie poddano łącznie 95 próbek. Pełne zestawienie wyników badań w postaci zarejestrowanych przebiegów: obciążenia próbki, odkształcenia osiowego oraz przemieszczeń osiowych w czasie przedstawiono w Załącznikach III, IV, V i VI. Przedstawione poniżej charakterystyczne przykłady wyników z poszczególnych serii badań podano w kolejności odpowiadającej wzrastającej prędkości obciążenia.

Nazwa próbki składa się z dwóch liter określających typ kompozytu, dalej z jedno- lub dwucyfrowego numeru próbki oraz litery 'B' lub 'T'. Te końcowe litery w nazwie próbki określają, czy próbka stanowi dolną -'B' czy też górną -'T' połówkę pierwotnego elementu próbnego (por. rys. 4.4). Obie połówki pierwotnego elementu próbnego badane były w tej samej serii, tj. z taką samą prędkością obciążenia, z wyłączeniem próbek uszkodzonych przed badaniami, np. podczas transportu.

5.2.1 Seria I - $\dot{\sigma} \approx 0,002$ MPa/s

Przykładowy wykres obciążenia i odkształcenia osiowego próbki w funkcji czasu przedstawiono na rys. 5.4. Skalę obciążenia podano w przeliczeniu na

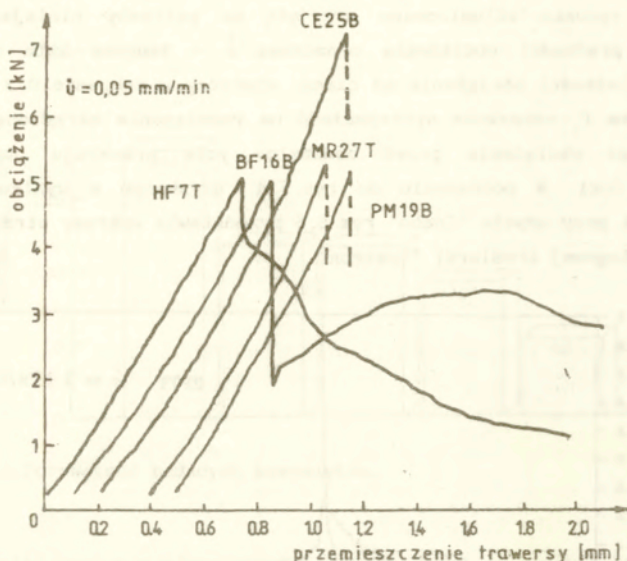
Jednostkę przekroju poprzecznego próbki (netto), tj. w naprężeniach. Na powyższym rysunku zilustrowano przyjętą na potrzeby niniejszej pracy definicję prędkości obciążenia oznaczoną $\dot{\sigma}$ - tangens kąta nachylenia wykresu zależności obciążenia od czasu, mierzony w zakresie $0,3 f_t$ do $0,9 f_t$. Symbolem f_t oznaczono wytrzymałość na rozciąganie określoną ilorazem maksymalnego obciążenia przez nominalne pole przekroju poprzecznego (netto) próbki. W porównaniu do rys.5.4. uzyskanym w wyniku cyfrowej rejestracji przy użyciu "Combo" rys.5.5 przedstawia wykresy otrzymane przy użyciu analogowej kreślarki "Instron".



Rys.5.4 Przykładowy zarejestrowany wykres naprężenia (σ) i odkształcenia (ϵ) osłowego próbki w funkcji czasu w badaniach serii I.

Jeśli wziąć pod uwagę stałą prędkość przesuwu trawersy, to poziomą oś wykresu na rys.5.5 można przeliczyć na jednostki czasu i oczywiście okazuje się, że oba wykresy są jednakowe. Zestawiono je wszakże, aby zilustrować istotę rejestracji techniką cyfrową, która w wyniku dużej precyzji może w efekcie dać wykresy nieco "zaciemnione" występowaniem zakłóceń elektrycznych (tutaj - zakłóceń sieci zasilającej).

Na rys.5.4 pokazano również sposób odczytu wartości odkształcenia granicznego ϵ_u odpowiadającego maksymalnej wartości obciążenia. Otrzymane



Rys. 5.5 Przykładowe wykresy obciążenia próbek w funkcji przemieszczenia trawersy maszyny uzyskane na rejstratorze analogowym w serii I.

wytrzymałości na rozciąganie, odkształcalności graniczne i prędkości obciążenia wszystkich próbek badanych w serii I podano w Tabelcy 5.2. Podano także wartości średnie wymienionych wielkości oraz odchylenie standardowe wyników w poszczególnych grupach próbek. W przypadku wyników wytrzymałości na rozciąganie uzyskane rozrzuty wyników w poszczególnych grupach zawarte są w granicach 7,5-12,7%, przy czym największe rozrzuty zanotowano w przypadku serii PM. Rozrzuty wartości odkształcalności granicznej są większe - wynoszą 14,7-22%, ale ogólnie mieszczą się w zakresie takim, jak w badaniach opisanych np. przez BABUTA, BRANDTA, BURAKIEWICZA i KASPERKIEWICZA (1977).

Można stwierdzić, że z dobrym przybliżeniem udało się spełnić założony warunek jednakowej statycznej wytrzymałości badanych kompozytów na rozciąganie.

W przypadku kompozytów typu MR, PM, BF i HF uzyskane średnie wartości f_t zawarte są w granicach 1,72-1,84 MPa. Uwzględniając podane rozrzuty

wyników można stwierdzić jednakową ich średnią wytrzymałość na rozciąganie. W przypadku betonu modelowego (CE) uzyskano średnia wytrzymałość na rozciąganie o ok. 20% większą od największej wartości średniej wytrzymałości w grupie pozostałych czterech kompozytów.

Tablica 5.2 Zestawienie wyników badań serii I

nr próbki	pole przekroju [cm ²]	obciążenie maks. [kN]	f_t [MPa]	ϵ_u [$\mu\text{m}/\text{m}$]	σ^* [kPa/s]	t_0 [min]	E_0 [GPa]	mięśrodek [mm]
typ MR:								
mr27T	29.27	5.29	1.81	80	2.34	13.4	28.24	0.4
mr27B	31.84	5.53	1.74	77	1.86	16.4	26.39	1.4
mr26T	28.76	5.26	1.83	108	2.29	13.2	23.79	-
mr26B	31.38	4.74	1.51	-	1.89	14.4	25.91	4.0
			1.72	88	2.10			26.08
			(0.13)	(17)	(0.25)			(1.83)
typ PM:								
pm15T	30.62	4.40	1.44	132	1.41	16.8	24.34	-2.5
pm15B	31.38	5.71	1.82	123	2.28	13.2	25.05	-2.7
pm19T	28.81	5.76	2.00	133	2.50	13.0	23.52	-
pm19B	31.41	5.21	1.66	92	2.31	12.2	24.80	2.0
			1.73	120	2.13			24.43
			(0.22)	(19)	(0.49)			(0.67)
typ CE:								
ce25T	31.66	7.03	2.22	127	2.20	17.0	35.52	-0.8
ce25B	30.69	7.21	2.35	106	2.33	18.8	31.03	0.2
ce28T	30.43	5.54	1.82	150	1.23	23.9	31.62	-
ce28B	30.37	6.85	2.25	117	1.52	24.8	36.59	-
ce27B	32.08	7.60	2.37	110	2.02	20.0	38.02	-1.8
			2.20	122	1.86			34.56
			(0.22)	(18)	(0.48)			(3.09)
typ BF:								
bf15T	29.78	5.42	1.82	103	2.05	15.2	24.44	3.3
bf15B	31.24	6.15	1.97	172	2.08	16.8	21.78	-3.7
bf16T	29.68	5.38	1.81	128	2.20	13.6	25.30	-2.4
bf16B	32.06	5.13	1.60	161	1.78	15.2	28.57	-3.4
			1.80	141	2.03			25.02
			(0.14)	(31)	(0.18)			(2.80)
typ HF:								
hf7T	29.77	5.04	1.69	201	1.87	15.0	24.95	-1.1
hf7B	32.17	6.98	2.17	158	2.19	16.8	23.59	1.1
hf10T	30.14	5.61	1.86	160	2.29	13.4	23.17	-1.4
hf10B	30.95	5.10	1.65	128	2.22	12.4	23.86	-2.3
			1.84	162	2.14			23.89
			(0.16)	(30)	(0.19)			(0.76)

===== pod tą linią podano wartość średnią i w nawiasie odchylenie standardowe

Podana różnica, chociaż większa niż obserwowany rozrzut, pozostaje jednak niewielka i warunek jednakowej statycznej wytrzymałości na rozciąganie uznano za spełniony z wystarczającą dokładnością.

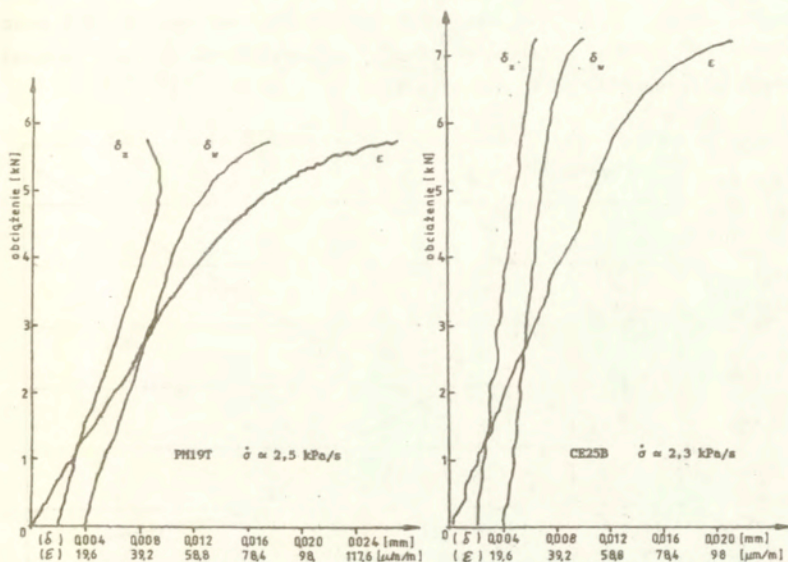
Wśród otrzymanych średnich wartości odkształcalności granicznej najmniejszą zarejestrowano w przypadku zaprawy (MR): $88 \mu\text{m/m}$, natomiast największe dla fibrobetonów: z włóknami Bekaert - $141 \mu\text{m/m}$ oraz z włóknami Harex - $162 \mu\text{m/m}$. Pozostałe dwa typy tj. PM i CE charakteryzowały się podobnymi wartościami ϵ_u - odpowiednio $120 \mu\text{m/m}$ oraz $122 \mu\text{m/m}$. Zauważyć należy, że nie uzyskano wartości ϵ_u w przypadku próbki MR26B. Uszkodzenie tensometru na jednej ze ścian bocznych próbki sprawiło, że rejestrowano tylko odkształcenie z jednego tensometru. Skutkiem powstania mimośrodu obciążenia w trakcie procesu rozciągania wartości odkształceń rejestrowane pracującym tensometrem zmniejszały się (por. odpowiedni rysunek w Załączniku III). Ostatecznie uzyskaną wartość odkształcenia odpowiadającą P_{max} odrzucono jako niemiarodajną dla obserwowanego procesu.

Średnie prędkości obciążenia charakterystyczne dla całej tej serii badań mieściły się w przedziale $1,23-2,5 \text{ kPa/s}$. Globalnie wyznaczona dla całej serii średnia prędkość obciążenia wynosiła $2,05 \text{ kPa/s}$. Podane wartości $\dot{\sigma}$ odpowiadały czasowi narastania obciążenia (t_r) od $12,2 \text{ min}$ do $24,8 \text{ min}$ (do chwili osiągnięcia maksimum obciążenia). Wartości t_r jak też początkowego modułu odkształcenia E_0 podano w Tabelicy 5.2. Początkowy moduł odkształcenia określono na poziomie $0,5 f_c$. W przypadku kompozytów typu MR, PM, BF i HF średnie wartości E_0 wynosiły od $23,89 \text{ GPa}$ do $26,08 \text{ GPa}$. Wyraźnie wyższą wartość E_0 , wynoszącą $34,56 \text{ GPa}$ stwierdzono w przypadku betonu modelowego (CE). Rozrzut wyników w poszczególnych grupach był stosunkowo duży - do $8,9\%$, a w jednym przypadku osiągnął nawet $11,2\%$.

Porównanie przedstawionych wykresów osiowych przemieszczeń próbek (wydłużeń) mierzonych po obu jej stronach pozwoliło na kontrolę osiowości rozciągania (rys.5.6). Podobnie jak w badaniach opisanych przez BABUTA, BRANDTA, BURAKIEWICZA i KASPERKIEWICZA (1977) ocenę poprawności osiowego ustawienia próbki przeprowadzono na założonym a priori poziomie obciążenia - tutaj: 50% maksymalnego obciążenia danej próbki. Mimośród e^1 obliczono według następującej zależności:

$$e^1 = \frac{w E_0 \Delta \delta^1}{12 l \sigma^1} \quad (5.8)$$

gdzie w oznacza grubość próbki, l_0 - bazę pomiarową mierników indukcyjnych, $\Delta\delta^1$ - różnicę wydłużeń na danym poziomie naprężenia σ^1 mierzonych na wewnętrznej (δ_w) i zewnętrznej (δ_z) powierzchni próbki.

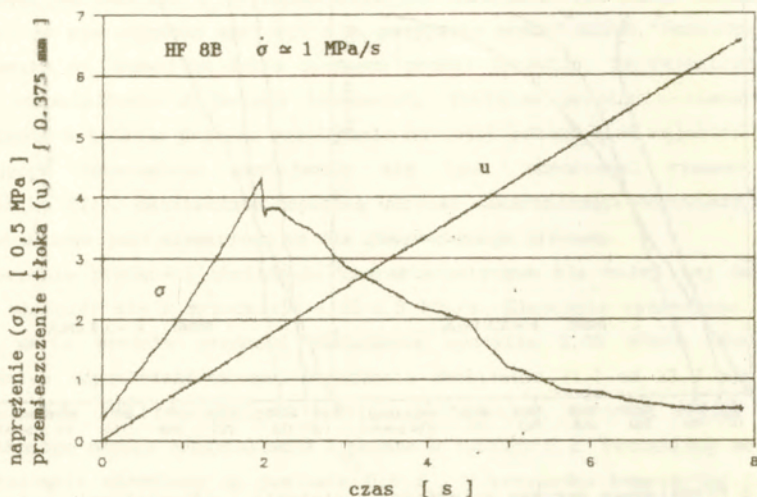


Rys. 5.6 Przykładowe wykresy zależności obciążenia i odkształcenia osiowego (ϵ) próbki oraz wydłużenia (δ_w i δ_z) zarejestrowane w badaniach serii I.

Wartości mimośródów podane w Tabelcy 5.2 należą do przedziału 0,2 - 4 mm. Pamiętać należy, że badaniom poddano materiały z założenia niejednorodne, zatem obserwowany mimośród obciążenia był efektem łącznego występowania niedokładności geometrii ustawienia próbek oraz niejednorodności i wad wewnętrznymi próbek, tzw. mimośród materiałowy. Obserwując poszczególne wykresy wydłużeń (δ) w funkcji obciążenia zauważyć należy stosunkowo niewielkie różnice rejestrowanych po obu stronach przemieszczeń do poziomu ok. 70% obciążenia maksymalnego. W dalszej części procesu w większej części próbek mimośród obciążenia powiększał się osiągając największą wartość w chwili maksimum obciążenia. Okazało się zatem, że mimośród jest niemożliwy do wyeliminowania.

5.2.2 Seria II - $\dot{\sigma} \approx 1$ MPa/s

Przyjęty do sterowania procesem rozciągania w tej serii impuls przemieszczenia tłoka o częstotliwości 0,1 Hz realizowany był faktycznie jako impuls o częstotliwości 0,104 Hz tj. o okresie 9,6 sek. Zarejestrowany przebieg impulsu przemieszczenia pokazano przykładowo na rys. 5.7 wraz z wykresem obciążenia próbki podanego w przeliczeniu na jednostkę powierzchni przekroju poprzecznego netto.



Rys. 5.7 Przykładowy wykres przemieszczenia (u) tłoka maszyny oraz obciążenia (σ) próbki w funkcji czasu w badaniach serii II.

Prędkość obciążenia określona w myśl podanej wcześniej definicji wynosiła od 0,92 MPa/s do 1,44 MPa/s (Tablica 5.3) dla całej populacji próbek w tej serii. Średnia prędkość $\dot{\sigma}$ dla całej serii II wynosiła 1,15 MPa/s. Odpowiadające podanym prędkościom czasy narastania obciążenia t_r mieściły się w granicach 1,12-2,43 sekundy tj. były w przybliżeniu 630 razy mniejsze niż zarejestrowane w serii I (statycznej).

Jak można zauważyć na przedstawionym wykresie osiągnięcie maksimum obciążenia próbki odpowiadało przemieszczeniu tłoka (u) wynoszącym ok. 1,5 mm. W przypadku próbek nieuzbrojonych tj. MR, PM i CE moment maksymalnego obciążenia wyznaczał założony kres interpretacji uzyskanych wyników. Kres

interpretacji wyników dla próbek z uzbrojeniem włóknistym wyznaczył założony czas obserwacji wynoszący 7,86 sekundy, wynikający z możliwości rejestratora cyfrowego "Combo" (7,86 sekundy odpowiada 6144 pomiarom co 1280 μ s).

Tablica 5.3 Zestawienie wyników badań serii II

nr próbki	pole przekroju [cm ²]	obciążenie maks. [kN]	f_t [MPa]	ϵ_u (μ m/m)	$\dot{\sigma}$ [MPa/s]	t_0 [s]	E_0 [GPa]	mimośród [mm]
typ MR:								
nr21T	30.26	5.37	1.78	115	1.18	1.295	25.93	
nr21B	31.39	6.12	1.95	101	1.44	1.219	32.80	-0.7
nr23T	30.47	5.36	1.76	76	1.22	1.275	31.21	5.0
nr23B	30.09	5.06	1.68	94	1.15	1.418	29.77	7.3
			1.79	97	1.24	29.93		
			(0.11)	(16)	(0.14)	(2.34)		
typ PH:								
pm13T	30.02	5.01	1.67	115	1.27	1.234	22.98	
pm13B	31.31	5.26	1.68	103	0.96	1.577	27.04	-0.4
pm14T	32.48	5.68	1.75	83	1.17	1.372	25.62	2.1
pm14B	29.72	5.91	1.99	139	1.28	1.119	26.64	6.6
			1.77	110	1.17	25.57		
			(0.15)	(23)	(0.15)	(1.41)		
typ CE:								
ce20T	29.58	7.93	2.68	108	1.19	2.316	36.37	
ce20B	30.83	8.39	2.72	110	1.07	2.427	36.76	
ce22T	31.38	6.78	2.16	142	1.03	1.981	39.83	
ce22B	29.03	6.24	2.15	105	1.31	1.628	33.08	
			2.43	116	1.15	36.51		
			(0.32)	(17)	(0.13)	(2.76)		
typ BF:								
bf10T	30.42	6.84	2.25	119	0.92	2.412	27.68	4.6
bf10B	30.12	7.83	2.60	149	1.11	2.396	27.50	-5.3
bf12B	29.33	5.63	1.92	174	1.26	1.480	25.70	1.9
bf11T	30.8	5.05	1.64	138	1.11	1.336	24.98	9.5
bf11B	30.52	4.91	1.61	128	1.10	1.229	26.97	-0.5
			2.00	142	1.10	26.57		
			(0.42)	(21)	(0.12)	(1.18)		
typ HF:								
hf6T	30.24	5.59	1.85	242	1.15	1.669	25.00	-5.8
hf6B	31.50	5.58	1.77	90	1.24	1.280	26.52	-3.7
hf9T	30.96				0.97	1.751	27.48	
hf9B	30.86	5.83	1.89	136	1.01	1.705	28.84	10.0
hf8B	29.06	6.31	2.17	143	1.02	1.971	29.64	
			1.92	153	1.08	27.50		
			(0.17)	(64)	(0.11)	(1.84)		

===== pod tą linią podano wartość średnią i w nawiasie odchylenie standardowe

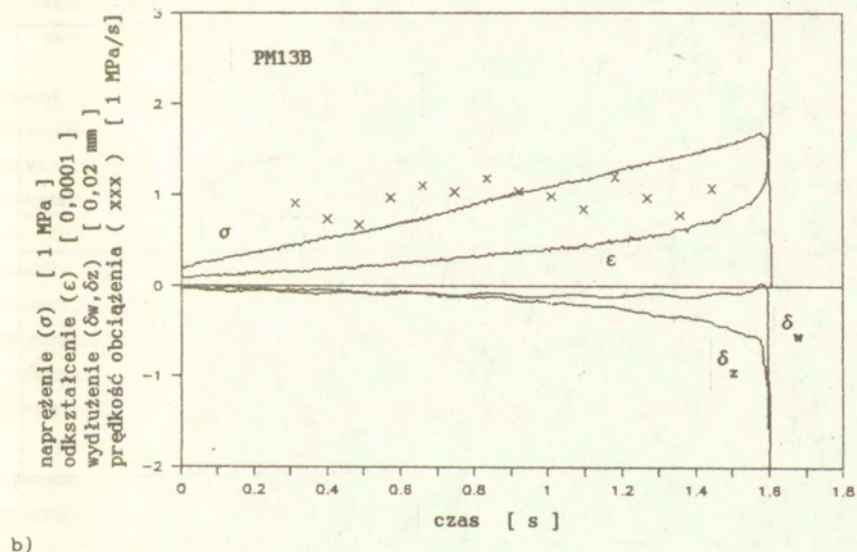
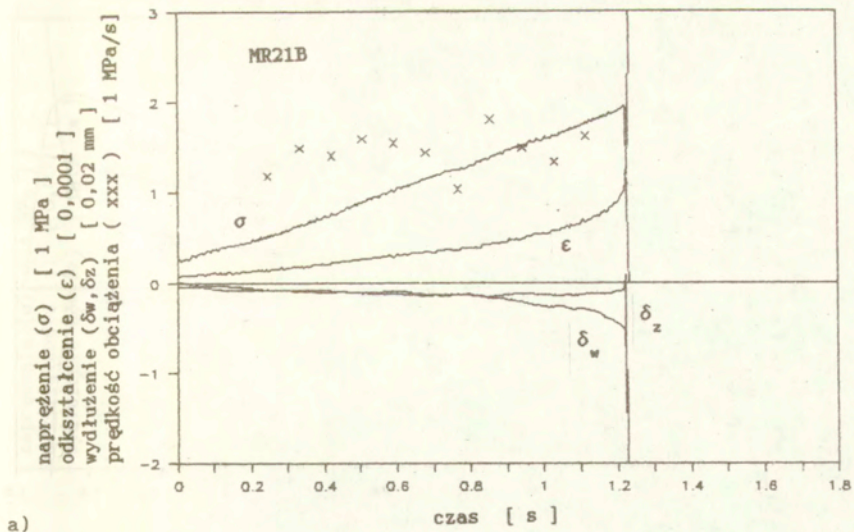
Zatem w przypadku fibrobetonów obserwacje objęły zakres do $u \approx 2,5$ mm, tj. nie objęły końcowych dwóch sekund procesu wymuszonego założonym impulsem przemieszczenia. Ewentualne zwiększenie zakresu obserwacji wymagałoby zwiększenia odstępu między odczytami do 2560 μ s i w konsekwencji obniżenia dokładności metody.

Istotnym walorem wybranego zestawu parametrów okazał się fakt, iż w końcowej części rejestrowanego przedziału czasu opadająca gałąź wykresu obciążenia sięgała 10-15% P_{max} w przypadkach wszystkich próbek fibrobetonowych, co zazwyczaj określa zakończenie badania na rozciąganie.

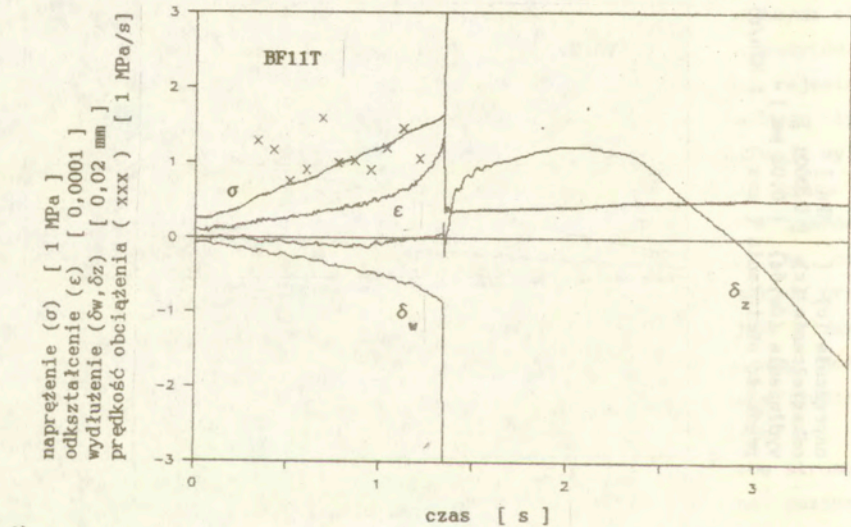
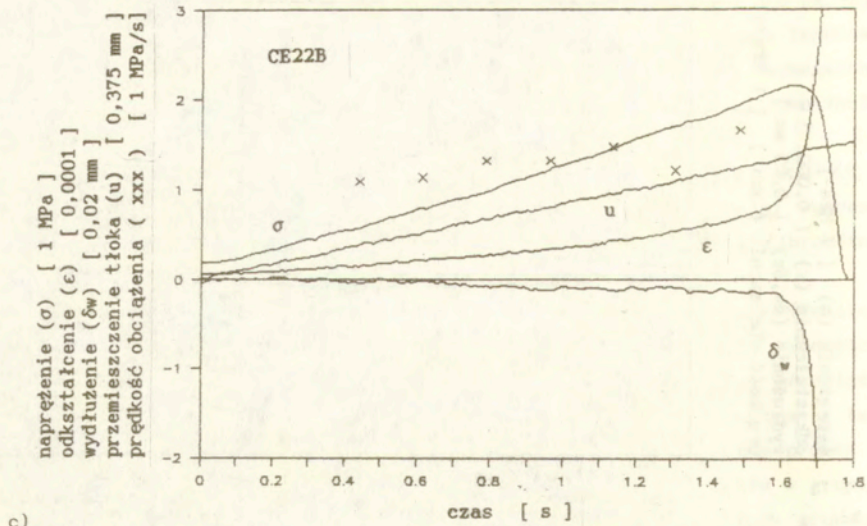
Spośród uzyskanych średnich wytrzymałości na rozciąganie (Tablica 5.3) największą była wartość w przypadku betonu modelowego (CE) wynosząca 2,43 MPa, a najmniejsze w przypadku kompozytów MR i PM wynoszące odpowiednio 1,79 MPa oraz 1,77 MPa. Wytrzymałość fibrobetonów określona w tej serii badań wynosiła średnio 1,92 MPa i 2,00 MPa odpowiednio dla próbek z włóknami Harex i z włóknami Bekaert. Widać duży rozrzut wyników w grupie BF wynoszący 21% - znacznie większy niż rozrzut w pozostałych grupach wynoszący 6-13%. Nie zaobserwowano systematycznych różnic wytrzymałości próbek pochodzących z górnej (T) i z dolnej (B) części betonowanych elementów ani w przypadku BF ani w przypadku pozostałych typów kompozytów.

Spośród przedstawionych w Załączniku IV wykresów wszystkich rejestrowanych wielkości w czasie wybrano charakterystyczne dla każdego typu kompozytu i pokazano na rys. 5.8 a-e. Wykresy uzupełniono ilustracją wyliczonej zmienności prędkości obciążenia w wybranym przedziale czasu (w postaci: x x x). Umieszczenie wykresów wydłużeń δ_w i δ_z w zakresie wartości ujemnych to zabieg wyłącznie redakcyjny, mający na celu zwiększenie czytelności rysunków. Jak można zauważyć, we wszystkich przypadkach prędkość obciążenia na etapie narastania obciążenia jest w zasadzie stała. Przebieg odkształcenia w czasie jest także monotoniczny. Różną są natomiast czasy narastania obciążenia i charakter zniszczenia ilustrowany gwałtownością spadku obciążenia po osiągnięciu jego maksimum.

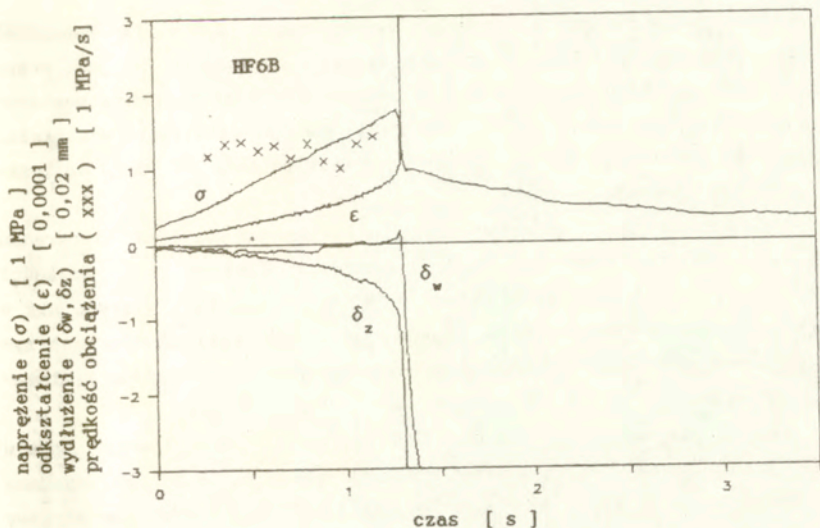
Obserwując przebieg zarejestrowanych wydłużeń próbek po obu stronach ocenić można precyzję osiowego rozciągania. Jak widać na poziomie obciążenia ok. 0,4-0,7 P_{max} ujawnia się tzw. mimośród materiałowy, który powiększa się ze wzrostem obciążenia, prawdopodobnie jako skutek niesymetrycznego rozwoju mikropęknięć.



Rys.5.8a-b Wykresy naprężenia (σ), odkształcenia osiowego (ϵ) oraz przemieszczeń osiowych (po wewnętrznej δ_w i po zewnętrznej δ_z stronie próbki) w funkcji czasu dla przykładowo wybranych próbek serii II.



Rys.5.8c-d Wykresy naprężenia (σ), odkształcenia osiowego (ϵ) oraz przemieszczeń osiowych (po wewnętrznej δ_w i po zewnętrznej δ_z stronie próbki) w funkcji czasu dla przykładowo wybranych próbek serii II.



Rys.5.8e Wykresy naprężenia (σ), odkształcenia osiowego (ϵ) oraz przemieszczeń osiowych (po wewnętrznej δ_w i po zewnętrznej δ_z stronie próbki) w funkcji czasu dla przykładowo wybranej próbki serii II.

Moment osiągnięcia maksimum obciążenia poprzedzony jest wyraźnym zwiększeniem prędkości odkształcenia osiowego, jak też prędkości wydłużeń. Utrata nośności próbek następuje w sposób gwałtowny w przypadku kompozytów nieuzbrojonych. W przypadku fibrobetonów obserwuje się zaś gwałtowny spadek obciążenia o ok. 60% lub o ok. 30% odpowiednio dla BF i HF. Dalszy spadek obciążenia następuje stopniowo - wolniej w przypadku włókien Bekaert niż włókien Harex. Nie obserwuje się wzmocnienia fibrobetonów po zarysowaniu. Oba typy fibrobetonów w odmiennym stopniu wykazują, jak wspomniano powyżej, właściwość nagłej ok. kilkudziesięciu-procentowej utraty nośności po osiągnięciu maksimum obciążenia.

Odczytane wartości odkształcenia granicznego ϵ_u odpowiadającego maksimum obciążenia zestawiono w Tabelicy 5.3. Największe wartości stwierdzono w przypadku fibrobetonów: średnie wartości odpowiednio 153 $\mu\text{m/m}$ i 142 $\mu\text{m/m}$ dla kompozytów typu HF i BF, przy czym w tym pierwszym przypadku rozrzut wyników przekroczył aż 40%. Odkształcalność graniczna kompozytów nieuzbrojonych była istotnie mniejsza - wartości średnie w

zakresie $97 + 116 \mu\text{m/m}$ przy rozrzutach wyników rzędu $14,6 + 21\%$. Wspomnieć należy, że próbka HF9T (por. odpowiedni wykres w Załączniku IV) jest przykładem badania nieudanego - zniszczenie nastąpiło poza zakresem pomiarowym, w miejscu gdzie prawdopodobnie istniało lokalne osłabienie materiału. Dlatego też wyniki dla tej próbki nie były uwzględniane ani przy obliczaniu średnich wartości f_t ani ϵ_u .

Analogicznie jak w przypadku serii I obliczono wartości mimośrodków obciążenia, których wartości podano także w Tabelcy 5.3. Wartości mimośrodków były w granicach od 0,4 mm do 10 mm, zatem były większe niż w poprzednio omówionej serii badań. Porównując wartości mimośrodków w przypadku kompozytu typu MR i pozostałych kompozytów nie stwierdzono systematycznych różnic.

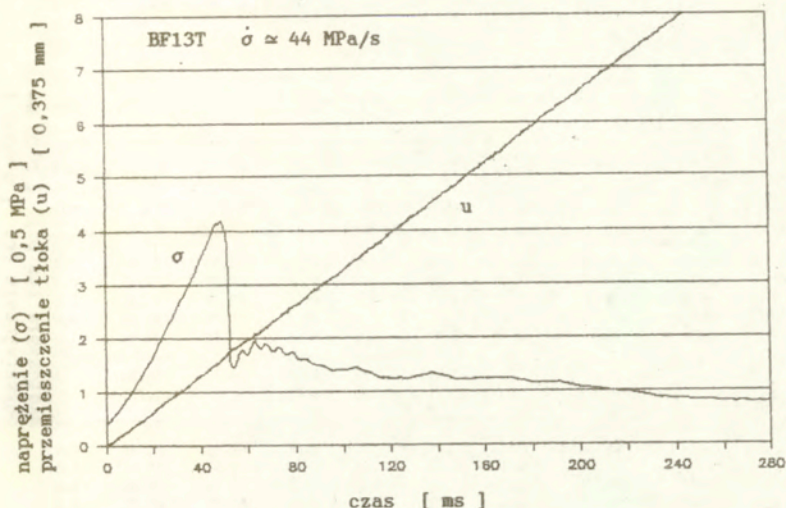
Pośród podanych w Tabelcy 5.3 wartości początkowego modułu odkształcenia E_0 największą wartość średnią, wynoszącą 36,51 GPa, uzyskano dla kompozytu typu CE, natomiast najmniejszą: 25,57 GPa dla zaprawy makroporowatej (PM). W przypadku fibrobetonów wartości średnie E_0 wynosiły 26,57 GPa i 27,50 GPa odpowiednio dla typów BF i HF, natomiast nieco większe wartości - średnio 29,93 GPa - zanotowano dla kompozytu typu MR. Obserwowane w tej serii rozrzuty wyników w poszczególnych grupach były niewielkie - nie przekraczały 7,7%.

5.2.3 Seria III - $\dot{\sigma} = 50 \text{ MPa/s}$

Przebieg impulsu sterującego rozciąganiem w tej serii pokazano przykładowo na rys. 5.9. Zgodnie z założeniem impuls przemieszczenia tłoka charakteryzował się częstotliwością 4,1 Hz, co oznaczało długość impulsu 244 ms. Stosując, jak już poprzednio wspomniano, okres próbkowania wynoszący 40 μs badany przedział czasu obejmował 6100 punktów pomiarowych. Na wspomnianych rysunkach pokazano także otrzymany w wyniku sterowania pokazanym impulsem przemieszczenia wykres obciążenia próbki w funkcji czasu.

Obliczone prędkości obciążenia na jednostkę powierzchni przekroju poprzecznego próbek, podane w Tabelcy 5.4, zawierały się w granicach od 38,2 MPa/s do 57,4 MPa/s. Taki zakres prędkości obciążenia odpowiadał czasom narastania obciążenia t_r w granicach 41,1-73,8 ms. Średnia dla całej serii prędkość obciążenia wynosząca 49,4 MPa/s była ok. 25000 razy większa niż w przypadku serii I i jednocześnie ok. 43 razy większa niż w

przypadku serii II.



Rys. 5.9 Przykładowy wykres przemieszczenia (u) tłoka maszyny oraz obciążenia (σ) próbki w funkcji czasu w badaniach serii III.

Na podstawie rys. 5.10 a-e stwierdza się - jak poprzednio - raczej stałą prędkość narastania obciążenia do chwili osiągnięcia maksimum obciążenia. Analiza przedstawionych wykresów prowadzi do analogicznych wniosków jakościowych, jak w przypadku serii II. Utrata nośności fibrobetonu HF nie następuje tak gwałtownie jak w przypadku fibrobetonu BF. Spadek obciążenia po przekroczeniu P_{max} jest znacznie wolniejszy. W przypadku kompozytu BF po spadku obciążenia o ok. 60% dalsze rozciąganie następuje przy prawie niezmiennej wartości przenoszonego obciążenia. Zaobserwowane oscylacje przebiegu obciążenia są prawdopodobnie efektem sprężystych drgań odciążonych części próbek.

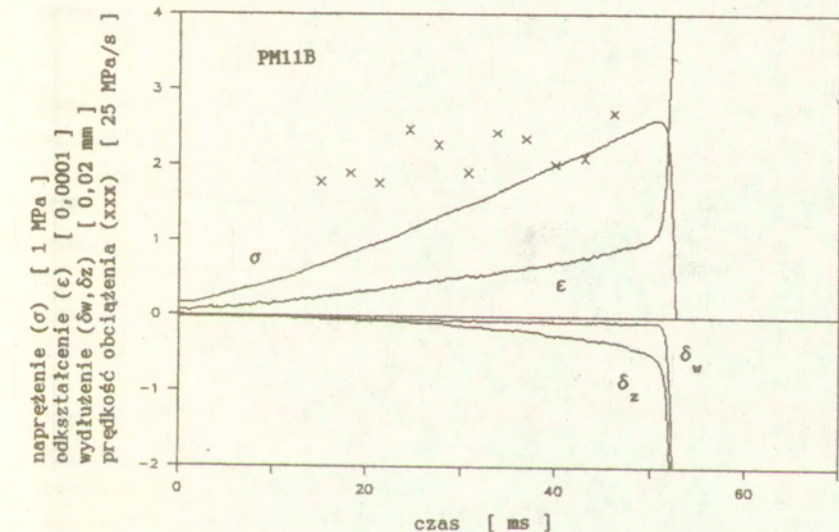
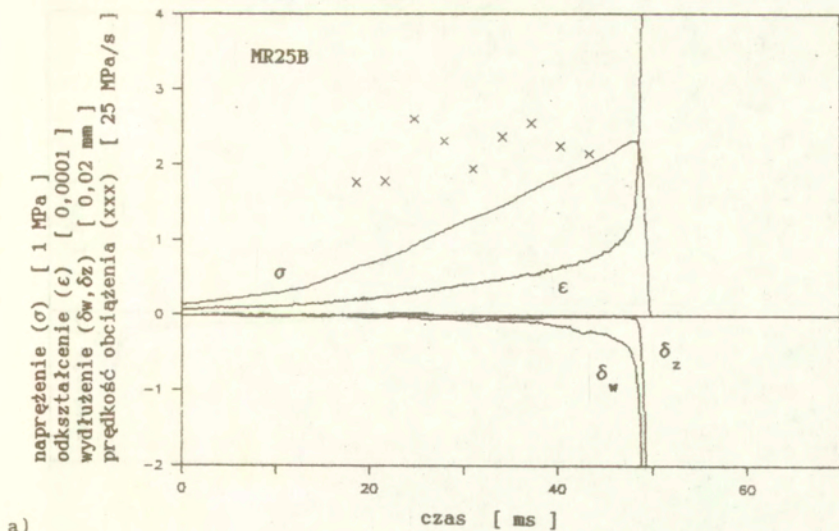
Wytrzymałości na rozciąganie i odkształcalności graniczne zarejestrowane w tej serii podano w Tabelicy 5.4. Porównując wartości średnie f_t można zauważyć największą wartość w przypadku serii CE tj. 2,82 MPa, natomiast najmniejsze w przypadku serii HF i MR - odpowiednio 2,38 MPa i 2,44 MPa. Średnie wytrzymałości na rozciąganie w przypadku kompozytów typu PM i BF różniły się nieznacznie - wynosiły odpowiednio 2,50 MPa i 2,51 MPa.

Obserwowane w poszczególnych grupach rozrzuty wyników wytrzymałości nie przekroczyły 11,9%, z jednym wyjątkiem -17,9% dla typu BF.

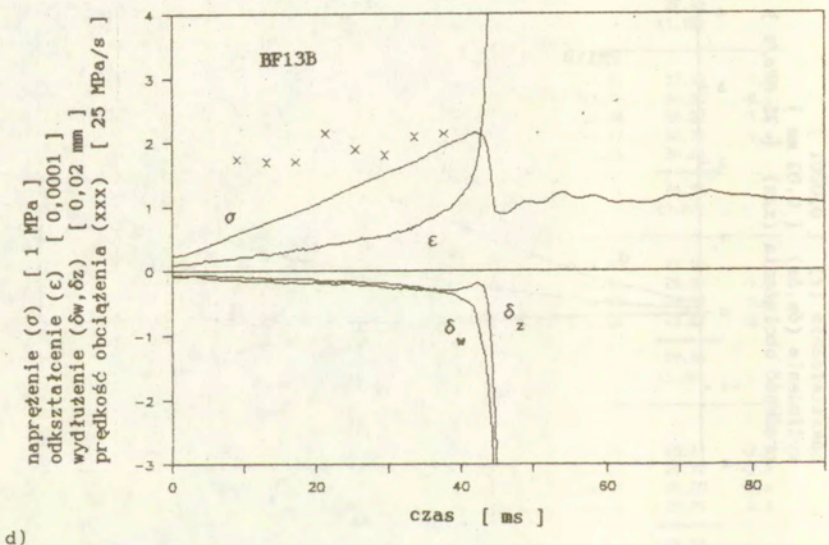
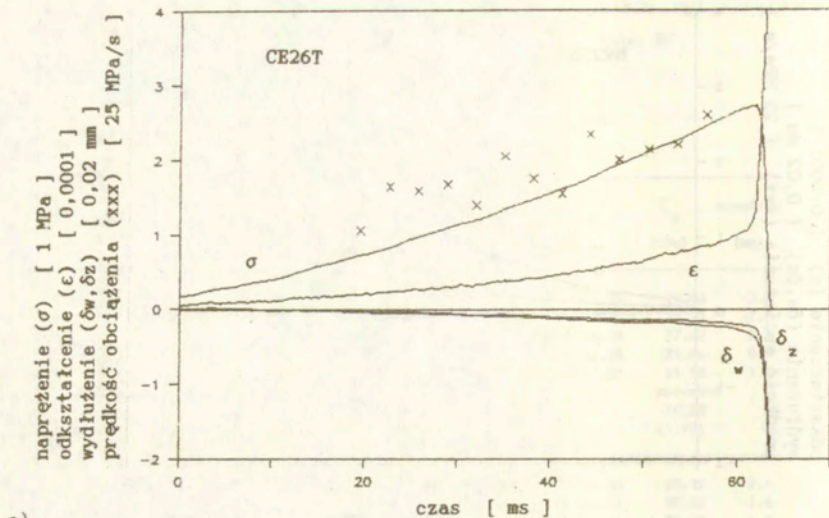
Tablica 5.4 Zestawienie wyników badań serii III

nr próbki	pole przekroju [cm ²]	obciążenie maks. [kN]	f_t [MPa]	ϵ_u [$\mu\text{m/m}$]	σ^* [MPa/s]	t_0 [ms]	E_0 [GPa]	mimośród [mm]
typ NR:								
nr22T	32.01	8.15	2.55	137	47.1	55.56	29.48	-3.0
nr22B	29.55	7.06	2.39		50.7	47.75	31.15	-7.0
nr24T	30.17	7.57	2.51	112	45.6	58.48	27.62	2.5
nr24B	30.90	7.45			43.2	56.76	31.84	0.7
nr25B	30.16	6.97	2.31	122	54.6	47.82	31.58	1.4
			2.44	124	48.3		30.33	
			(0.11)	(13)	(4.4)		(1.77)	
typ PM:								
pm11T	29.54	7.18	2.43	150	50.2	49.36	28.18	-2.4
pm11B	31.02	8.06	2.60	108	53.7	50.57	28.52	-1.6
pm12T	30.74	6.88	2.24		42.3	50.74	25.98	-1.0
pm12B	31.19	8.48	2.72	193	47.9	60.03	27.13	3.2
			2.50	150	48.5		27.45	
			(0.21)	(42)	(4.8)		(1.15)	
typ CE:								
ce26T	32.07	8.71	2.72	128	46.0	61.92	37.41	1.2
ce26B	30.19	9.41	3.12	157	43.6	73.79	34.80	-0.4
ce29T	31.58	9.24	2.93	106	53.9	63.98	37.22	-1.2
ce29B	29.73	6.99	2.35	117	54.7	41.11	32.71	4.4
ce27T	29.85	8.95	3.00	126	56.2	52.46	34.66	
			2.82	127	50.9		35.36	
			(0.30)	(19)	(5.7)		(1.97)	
typ BF:								
bf13T	30.31	6.33	2.09	162	43.5	48.88	27.56	
bf13B	30.61	6.58	2.15	149	47.4	41.76	28.35	-1.3
bf19T	28.85	8.45	2.93		54.2	54.96	29.72	5.5
bf19B	31.68	9.09	2.87	177	57.4	52.98	22.62	-2.4
			2.51	163	50.6		27.06	
			(0.45)	(14)	(6.3)		(3.09)	
typ HF:								
hf4T	31.51	7.27	2.31	-	-	-	-	-
hf4B	31.55	7.70	2.44	276	50.8	49.36	23.61	-2.9
hf5T	30.45	8.01	2.63	234	55.7	49.02	25.70	-2.2
hf5B	31.90	7.62	2.39	191	51.2	49.19	25.27	-0.4
hf1T	29.40	6.22	2.12	149	38.2	50.74	27.79	0.3
			2.38	213	49.0		25.59	
			(0.19)	(55)	(7.5)		(1.72)	

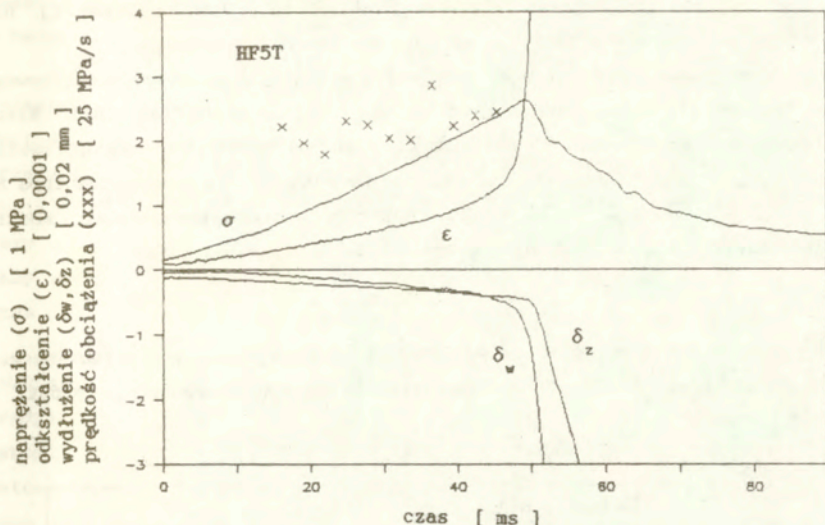
===== pod tą linią podano wartość średnią i w nawiasie odchylenie standardowe



Rys.5.10a-b Wykresy naprężenia (σ), odkształcenia osiowego (ϵ) oraz przemieszczeń osiowych (po wewnętrznej δ_w i po zewnętrznej δ_z stronie próbki) w funkcji czasu dla przykładowo wybranych próbek serii III.



Rys.5.10c-d Wykresy naprężenia (σ), odkształcenia osiowego (ϵ) oraz przemieszczeń osiowych (po wewnętrznej δ_w i po zewnętrznej δ_z stronie próbki) w funkcji czasu dla przykładowo wybranych próbek serii III.



Rys.5.10e Wykresy naprężenia (σ), odkształcenia osiowego (ϵ) oraz przemieszczeń osiowych (po wewnętrznej δ_w i po zewnętrznej δ_z stronie próbki) w funkcji czasu dla przykładowo wybranej próbki serii III.

Rozrzuty zarejestrowanych wartości odkształcalności granicznej były większe - przekraczały w dwóch przypadkach 25%. Podobnie jak w serii II największe wartości średnie zanotowano w przypadku fibrobetonów: $163 \mu\text{m/m}$ dla fibrobetonu w włóknami Bekaert oraz $213 \mu\text{m/m}$ dla fibrobetonu z włóknami Harex. Spośród kompozytów bez włókien największą średnią wartość ϵ_u stwierdzono dla zaprawy makroporowatej (PM) wynoszącą $150 \mu\text{m/m}$, natomiast typy MR i CE charakteryzowały się zbliżonymi wartościami średnimi - odpowiednio $124 \mu\text{m/m}$ oraz $127 \mu\text{m/m}$.

Podobnie jak w omówionej serii II, jedna z prób w tej serii okazała się nieudana - próbka MR24B (por. odpowiedni wykres w Załączniku V). Wartości ϵ_u nie określono w przypadku próbek MR22B, PM12T oraz BF19T, ponieważ zniszczenie nastąpiło tuż poza zakresem tensometrów elektrooporowych, aczkolwiek w zakresie mierników indukcyjnych (Załącznik V). Podczas badania próbki HF4T mierzono jedynie przebieg obciążenia w czasie, stąd brak danych dotyczących wartości pozostałych parametrów.

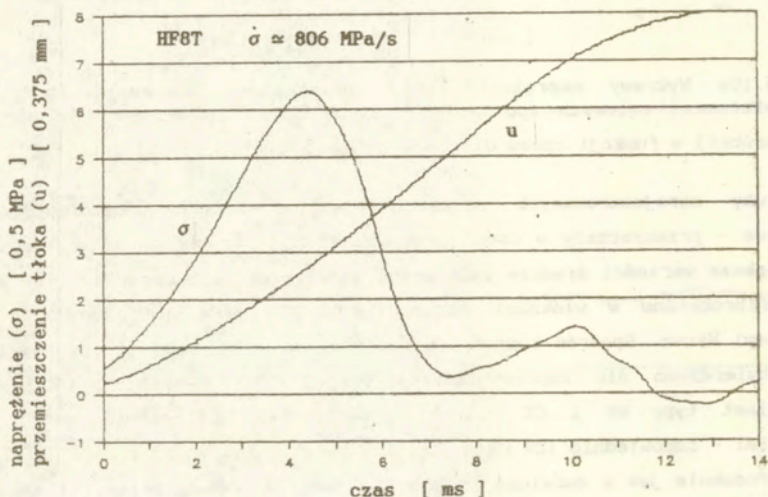
Obliczone według podanego wcześniej schematu wartości mimośrodów

podane w tabelicy 5.4 mieściły się w granicach od 0,3 mm do 7 mm, tj. nie odbiegały od wartości stwierdzonych w omówionych już seriach.

W przypadku kompozytów z uzbrojeniem włóknistym wartości początkowego modułu odkształcenia wynosiły 25,59 GPa (HF) i 27,06 GPa (BF). Nieco większą wartość średnią E_0 stwierdzono w przypadku zaprawy makroporowatej (PM): 27,45 GPa. Największe wartości E_0 obserwowano dla kompozytów typu MR : 30,33 GPa oraz CE : 35,96 GPa. Rozrzuty wyników początkowego modułu odkształcenia w poszczególnych grupach były mniejsze od 8,5%.

5.2.4 Seria IV - $\dot{\sigma} \approx 850$ MPa/s

Na rys. 5.11 pokazano przykładowy wykres sterującego impulsu przemieszczenia tłoka oraz obciążenia na jednostkę przekroju poprzecznego próbki w funkcji czasu.



Rys. 5.11 Przykładowy wykres przemieszczenia (u) tłoka maszyny oraz obciążenia (σ) próbki w funkcji czasu w badaniach serii IV.

Pomimo przyjęcia częstotliwości sygnału sterującego 100 Hz, realizowany był przebieg o częstotliwości 80 Hz, tj. trwający 12,5 ms. Taka prędkość tłoka okazała się największą możliwą do osiągnięcia z uwagi na sprawność układów hydrauliczno-mechanicznych maszyny wytrzymałościowej. Stosowana

technika rejestracji wyników pozwoliła na prowadzenie odczytów co 20 μ s - w badanym przedziale czasu znalazło się 625 punktów pomiarowych.

Jak widać na wymienionych rysunkach prędkość obciążenia próbek w rozpatrywanym zakresie $0,3 + 0,9 f_t$ można w przybliżeniu uznać za stałą. Wartości $\dot{\sigma}$ obliczone dla wszystkich próbek w tej serii zawarte były w przedziale od 0,56 GPa/s do 1,08 GPa/s (Tablica 5.5). Średnia prędkość obciążenia dla całej serii wynosząca 0,85 GPa/s była w przybliżeniu $2 \cdot 10^1$ razy większa niż w serii III, $8 \cdot 10^2$ razy większa niż w serii II i $5 \cdot 10^5$ razy większa niż w serii I (statycznej). Podanym prędkościom odpowiadał czas narastania obciążenia od 3,30 ms do 6,02 ms.

Zarejestrowane w tej najszybszej serii badań wytrzymałości na rozciąganie miały największe wartości w przypadku kompozytu typu PM: średnio 3,94 MPa. Również rozrzut wyników był w tym przypadku największy - wynosił 12,9%. Średnia wartość f_t dla zaprawy (MR) wynosiła 3,65 MPa, natomiast nieco mniejsze wartości stwierdzono w przypadku betonu modelowego (CE) i fibrobetonu z włóknami Bekaert - odpowiednio 3,41 MPa oraz 3,44 MPa. Najmniejszą spośród średnich wartości f_t zanotowano dla fibrobetonu z włóknami Harex :3,09 MPa. Rozrzuty wyników wytrzymałości nie przekraczały 9,7%, z wyjątkiem rozrzutu w przypadku serii PM, a zatem nie odbiegały od wartości zanotowanych w seriach już omówionych.

Obserwując przebieg narastania obciążenia w czasie, pokazany na rys. 5.12 a-e, zauważyć można w niektórych przypadkach: (b) i (c) zaburzenia równomierności prędkości obciążenia. Zaburzenia te, pochodzące z nieznanego źródła i nie zawsze zauważalne, są jednak bardzo małe i nadal można uważać $\dot{\sigma}$ za stałe w przeważającej części etapu narastania obciążenia. Przebiegi narastania odkształcenia ϵ oraz wydłużeń próbek po obu ich stronach są natomiast pozbawione zaburzeń. Podobnie jak poprzednio, na poziomie obciążenia przekraczającego 50% P_{max} ujawnia się istnienie mimośrodowo odkształcenia próbek, który dalej wyraźnie się powiększa. Zniszczenie następuje gwałtownie w przypadku kompozytów nieuzbrojonych. Na opadającej części wykresów σ -t w przypadku fibrobetonów zauważa się oscylacje o okresie ok. 3-3,7 ms - o większej amplitudzie w przypadku BF niż w przypadku HF. Omówienie możliwych źródeł tych zaburzeń podano w rozdziale 5.4 dotyczącym analizy dokładności pomiarów.

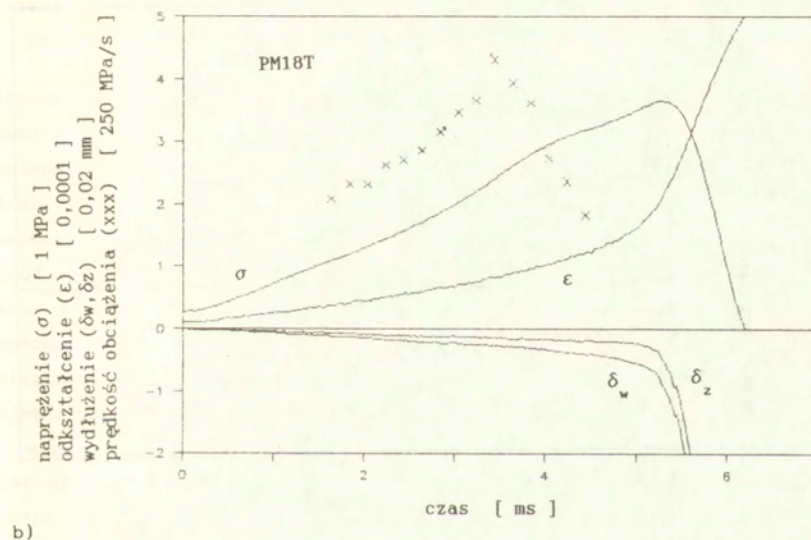
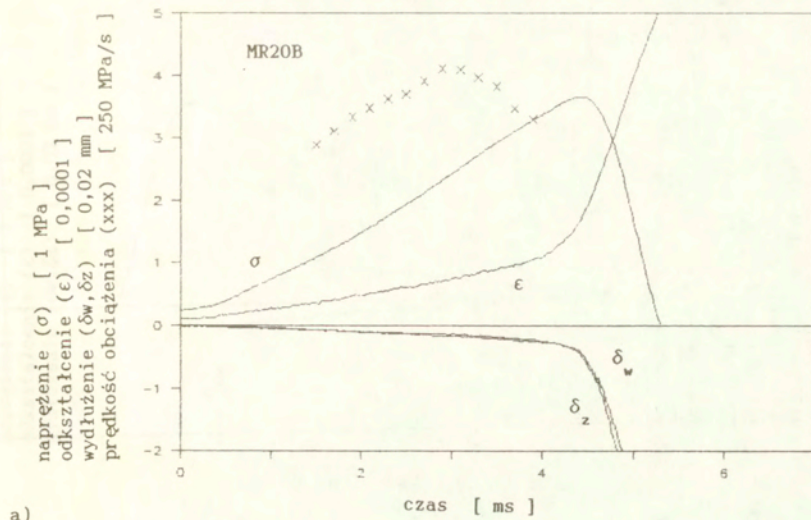
Największe w tej serii wartości ϵ_u zanotowano w przypadku fibrobetonu

z włóknami Harex - średnio 325 $\mu\text{m}/\text{m}$, jednakże największy był tu też rozrzut wyników sięgający 19,4%.

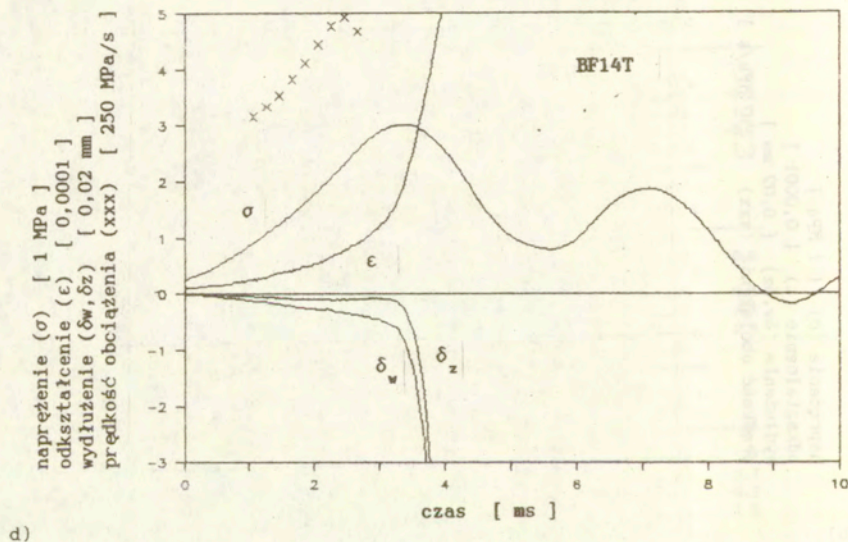
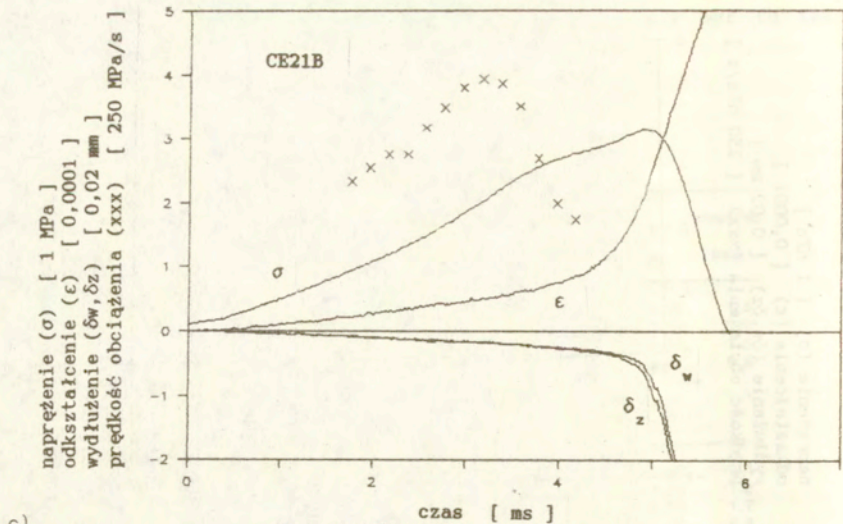
Tablica 5.5 Zestawienie wyników badań serii IV

nr próbki	pole przekroju [cm ²]	obciążenie maks. [kN]	f_t [MPa]	ϵ_u [$\mu\text{m}/\text{m}$]	σ^* [MPa/s]	t_0 [ms]	E_0 [GPa]	mimośród [mm]
typ MR:								
mr20T	31.25	10.49	3.36		1080	3.78	39.35	1.8
mr20B	30.88	11.29	3.66	168	900	4.42	33.59	1.0
mr29T	31.51	11.34	3.60	192	862	4.62	30.89	-1.5
mr29B	31.06	12.39	3.99	164	1018	4.56	38.37	0.8
			=====	=====	=====		=====	
			3.65	175	965		35.55	
			(0.26)	(15)	(101)		(4.00)	
typ PM:								
pm17T	30.83	13.92	4.52		984	4.72	39.92	-2.1
pm17B	30.17	10.73	3.56	167	932	4.16	29.92	-1.2
pm18T	30.95	11.26	3.64	199	733	5.24	28.98	1.7
pm18B	31.12	13.96	4.49	181	837	5.42	32.88	-3.2
pm16B	33.19	11.70	3.53	189	730	5.58	30.68	-0.2
			=====	=====	=====		=====	
			3.94	184	843		32.48	
			(0.51)	(14)	(115)		(4.40)	
typ CE:								
ce23T	30.54	9.76	3.20	178	818	4.48	32.33	1.0
ce23B	31.67	11.61	3.67	194	878	4.60	35.96	-0.5
ce24T	30.14	9.57	3.18	204	698	5.02	34.08	1.7
ce24B	29.69	11.42	3.85	190	797	5.26	38.51	-0.7
ce21B	31.96	10.06	3.15	200	741	4.86	32.45	1.3
			=====	=====	=====		=====	
			3.41	193	786		34.67	
			(0.33)	(10)	(70)		(2.60)	
typ BF:								
bf17T	29.68	10.26	3.46	204	971	4.10	31.92	-0.8
bf17B	31.27	11.83	3.78		947			
bf18T	31.00	11.40	3.68	196	940	4.18	29.83	-0.1
bf18B	31.19	9.64	3.09		717	4.64	35.04	2.1
bf14T	31.54	9.52	3.02	169	1020	3.30	30.11	0.3
bf14B	30.04	10.89	3.63	175	1077	4.00	34.18	
			=====	=====	=====		=====	
			3.44	186	945		32.22	
			(0.32)	(17)	(140)		(2.35)	
typ HF:								
hf2T	30.47	8.98	2.95	350	698	4.70	26.22	5.1
hf2B	31.93	9.63	3.02	242	689	4.64	28.90	-0.7
hf3T	30.46	10.26	3.37	316	698	5.34	27.21	-0.3
hf3B	29.70	8.61	2.90	391	559	6.02	26.38	1.5
hf8T	30.67	9.80	3.20		806	4.38	28.23	
			=====	=====	=====		=====	
			3.09	325	690		27.39	
			(0.19)	(63)	(88)		(1.16)	

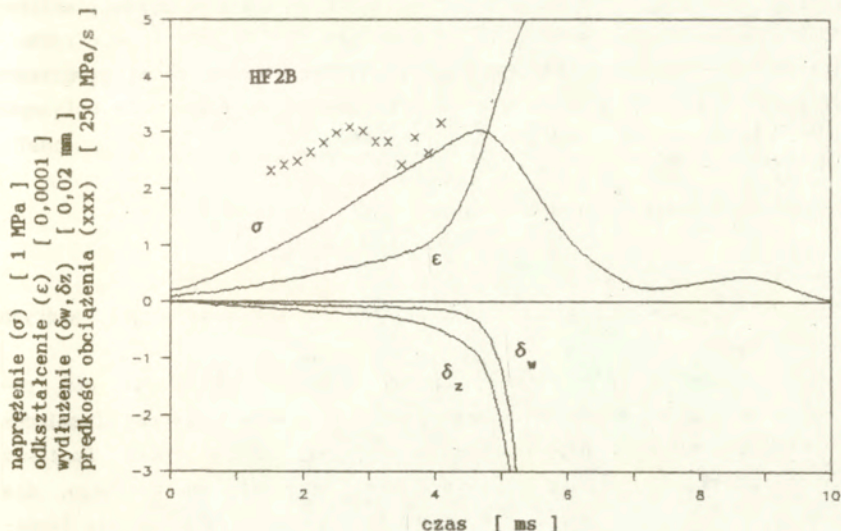
===== pod tą linią podano wartość średnią i w nawiasie odchylenie standardowe



Rys.5.12a-b Wykresy naprężenia (σ), odkształcenia osiowego (ϵ) oraz przemieszczeń osiowych (po wewnętrznej δ_w i po zewnętrznej δ_z stronie próbki) w funkcji czasu dla przykładowo wybranych próbek serii IV.



Rys.5.12c-d Wykresy naprężenia (σ), odkształcenia osiowego (ϵ) oraz przemieszczeń osiowych (po wewnętrznej δ_w i po zewnętrznej δ_z stronie próbki) w funkcji czasu dla przykładowo wybranych próbek serii IV.



Rys.5.12e Wykresy naprężenia (σ), odkształcenia osiowego (ϵ) oraz przemieszczeń osiowych (po wewnętrznej δ_w i po zewnętrznej δ_z stronie próbki) w funkcji czasu dla przykładowo wybranej próbki serii IV.

Fibrobeton z włóknami Bekaert charakteryzował się średnią odkształcalnością graniczną $186 \mu\text{m/m}$ przy rozrzucie wyników 9,1%. Rozrzuty wyników ϵ_u były wyraźnie mniejsze w przypadku kompozytów bez uzbrojenia włóknistego - nie przekraczały 8,6%. Zanotowane wartości średnie ϵ_u dla kompozytów MR, PM i CE wynosiły odpowiednio $175 \mu\text{m/m}$, $184 \mu\text{m/m}$ i $193 \mu\text{m/m}$. Wśród wartości ϵ_u podanych w Tabelicy 5.5 brak danych w niektórych przypadkach. Próbki MR20T, PM17T oraz BF18B uległy zniszczeniu poza zakresem tensometrów, toteż zarejestrowane odkształcenie w fazie poprzedzającej zniszczenie zmniejszało się (por. Załącznik VI). W przypadku próbki BF17B rejestrowano wyłącznie przebieg obciążenia w czasie, toteż brak informacji o parametrach odkształcalności. Pomimo wspomnianych niepowodzeń, każda spośród średnich wartości ϵ_u jest średnią z co najmniej trzech wyników. Podane również w Tabelicy 5.5 wartości mimośrodków obciążenia, określone na poziomie $0,5 f_t$, mieściły się w granicach 0,1 - 5,1 mm.

Wartości początkowego modułu odkształcalności fibrobetonów były najmniejsze - średnio 32,22 GPa i 27,39 GPa odpowiednio dla kompozytu z

włóknami Bekaert i z włóknami Harex. Wartości E_0 dla kompozytów nieuzbrojonych układały się następująco : 35,55 GPa, 32,48 GPa i 34,67 GPa - średnio dla kompozytów MR, PM i CE. Charakterystyczną cechą omawianych wielkości był nieco mniejszy rozrzut w porównaniu do poprzednio opisanych serii badań - wynosił od 4,2% do 13,5%.

5.3 Wyniki obserwacji przełomów próbek

5.3.1 Kompozyty HF i BF

Po rozerwaniu próbek powierzchnie przełomów poddano obserwacjom, których wyniki podano poniżej.

W przypadku fibrobetonów zliczano liczbę włókien na obu powierzchniach przełomu, rozróżniając przy tym włókna w górnej (względem kierunku betonowania) części próbki i w dolnej części próbki. Ponieważ badane próbki różniły się nieco wymiarami przekroju poprzecznego, dla celów porównawczych w Tabelicy 5.6 podano liczbę włókien w przełomie (oznaczoną N_A^f) przypadającą na 1 cm^2 (10^{-2} mm^{-2}) powierzchni przekroju poprzecznego próbki. Zanotowana w przypadku BF liczba włókien N_A^f zawierała się w granicach od 1,78 do $3,54 \cdot 10^{-2} \text{ mm}^{-2}$ - średnio dla wszystkich próbek tego typu $2,63 \cdot 10^{-2} \text{ mm}^{-2}$ ($\pm 17,5\%$). Nominalna zawartość objętościowa włókien Harex była większa, niemniej jednak z uwagi na ich większy przekrój poprzeczny, liczba tych włókien N_A^f była wyraźnie mniejsza niż w przypadku fibrobetonu z włóknami Bekaert. Próbka HF9T, jak już wcześniej wspomniano, pękła poza zakresem urządzeń pomiarowych - w miejscu prawdopodobnego osłabienia materiałowego. Wskazuje na to liczba włókien N_A^f wynosząca $0,76 \cdot 10^{-2} \text{ mm}^{-2}$ wyraźnie niższa niż w przypadku pozostałych próbek, w których N_A^f mieściło się w przedziale $1,00 - 2,24 \cdot 10^{-2} \text{ mm}^{-2}$. Średnio dla wszystkich próbek HF, wyłączając HF9T, liczba N_A^f wynosiła $1,43 \cdot 10^{-2} \text{ mm}^{-2}$ ($\pm 24\%$).

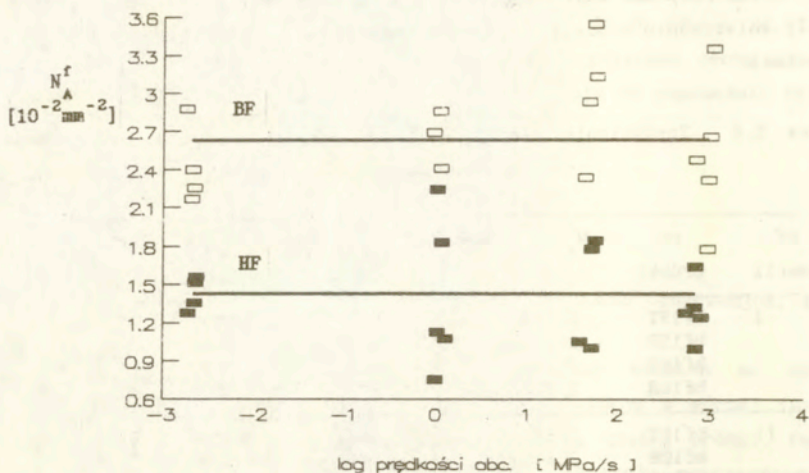
Na rys. 5.13 zilustrowano liczbę włókien w przełomie próbek obserwowaną w poszczególnych seriach badań, tj. dla różnych prędkości obciążenia. Nie stwierdzono wyraźnej korelacji między liczbą N_A^f oraz prędkością obciążenia próbek, niezależnie od typu fibrobetonu. Podjęte próby dopasowania zależności liniowej do przedstawionego zbioru danych z obserwacji nie powiodły się - uzyskane współczynniki korelacji wynosiły

0,18 - 0,33. Powyższe stwierdzenie ma też uzasadnienie w fakcie, że próbki ulegały zniszczeniu w miejscu z góry określonym, tj. w miejscu osłabionym nacięciami.

Tablica 5.6 Zestawienie liczby włókien (N_A^f) w przełomach próbek fibrobetonowych

nr serii	nr próbki	N_A^f	w. średnia [10^{-2}mm^{-2}]	nr próbki	N_A^f	w. średnia [10^{-2}mm^{-2}]
I	bf15T	2.166	2.43	hf7T	1.276	1.43
	bf15B	2.401		hf7B	1.357	
	bf16T	2.257		hf10T	1.556	
	bf16B	2.878		hf10B	1.517	
II	bf10T	2.685	2.65	hf6T	1.825	1.57
	bf10B	2.404		hf6B	1.077	
	bf12B			hf9T	0.758	
	bf11T			hf9B	1.126	
	bf11B	2.855		hf8B	2.237	
III	bf13T	2.331	2.98	hf4T	1.555	1.45
	bf13B	2.929		hf4B	1.775	
	bf19T	3.536		hf5T	1.839	
	bf19B	3.125		hf5B	1.003	
				hf1T	1.054	
IV	bf17T	2.311	2.51	hf2T	0.997	1.30
	bf18T	1.775		hf2B	1.320	
	bf18B	2.473		hf3T	1.641	
	bf14T	2.651		hf3B	1.279	
	bf14B	3.341		hf8T	1.239	

Dystrybucję włókien na wysokości próbek, ocenioną na podstawie danych w Tablicy 5.6 uznano za równomierną. Spośród próbek typu HF w 4 przypadkach stwierdzono większą liczbę N_A^f w próbkach pochodzących z górnej części (ozn. T) niż w próbkach z dolnej części (ozn B) betonowanego elementu, natomiast w 4 przypadkach stwierdzono relację odwrotną. Analogiczny stosunek w fibrobetonie z włóknami Bekaert wynosił 2:5 - stwierdzono przewagę włókien w dolnych częściach próbek. Nie można wszakże stwierdzić systematycznego wpływu miejsca podczas betonowania na liczbę włókien w przełomie (obserwowano te efekty w badaniach elementów bez nacięć w przekroju poprzecznym -np. BABUT (1986)).



Rys. 5.13 Zależność liczby włókien na jednostkę przekroju poprzecznego N_A^f od logarytmu prędkości obciążenia.

Na podstawie danych z Tablicy 5.6 obliczono w sposób przybliżony położenie środka ciężkości układu włókien w przełomie próbek. Nie stwierdzono istnienia korelacji między mimośrodem obciążenia i przesunięciem środka ciężkości układu włókien. Argumentem przemawiającym za brakiem takiej korelacji jest niezauważalny wpływ włókien na zachowanie się fibrobetonów w zakresie do ok. $0,5 f_t$, a przecież oszacowanie wartości mimośrodu przeprowadzono na poziomie $0,5 f_t$.

Na podstawie obserwacji powierzchni przełomów próbek fibrobetonowych można zauważyć nieregularność powierzchni przełomu. Analizę wpływu prędkości obciążenia na stopień rozwinięcia powierzchni zniszczenia pozostawiono jednakże poza zakresem badań. W zasadzie nie stwierdzono zrywania się włókien, lecz ich wywlekanie połączone z wyprostowywaniem się zdeformowanych końców włókien.

Interesujących spostrzeżeń dostarczyć może porównanie teoretycznej i doświadczalnej liczby włókien w fibrobetonach. Na podstawie założonej zawartości objętościowej włókien V_f , średnicy włókien d_f oraz przy założeniu idealnie równomiernego przestrzennego rozkładu (3D) włókien w objętości próbki, można według koncepcji KASPERKIEWICZA (1979) (por. roz-

dział 2) określić parametr α :

$$\alpha^{3D} = \pi d_f^2 / 2 V_f \quad (5.9)$$

Odwrotność parametru α , oznaczającego pole powierzchni próbki przypadające na jedno włókno, powinna zatem odpowiadać obserwowanym wielkościom N_A^f . W przypadku włókien Bekaert $1/\alpha$ wynosi $3,98 \cdot 10^{-2} \text{mm}^{-2}$, tj. ok. 1,5 raza więcej od obserwowanej średniej liczby N_A^f . Przyjmując średnicę ekwiwalentną włókien Harex, na podstawie znanego pola przekroju, uzyskano wartość $1/\alpha$ wynoszącą $1,35 \cdot 10^{-2} \text{mm}^{-2}$, tj. ok. 95% średniej liczby N_A^f w tej grupie próbek. Na tej podstawie wnoskować można o dystrybucji włókien typu Harex w fibrobetonie zbliżonej do równomiernego przestrzennego rozkładu w całej objętości.

W przypadku włókien typu Bekaert nasuwa się przypuszczenie o pośrednim uporządkowaniu włókien między rozkładem płaskim oraz przestrzennym, przy czym wyróżniona płaszczyzna uporządkowania to płaszczyzna pionowa.

Podobne uporządkowanie włókien prostych w fibrobetonie zaobserwował KÜRMEILING (1986b). Stwierdzona liczba włókien w przełomie była 1,47 razy mniejsza od teoretycznej wartości α^{3D} przy $V_f = 1,5\%$, natomiast przy $V_f = 3\%$ wartość N_A^f była aż 1,92 razy mniejsza od odpowiedniej wartości α^{3D} . Tendencja do bardziej pionowego uporządkowania włókien wzrasta więc ze wzrostem zawartości objętościowej włókien. Identyczne obserwacje BABUTA (1986) dotyczące włókien gładkich ($l=25 \text{ mm}$, $d=0,38 \text{ mm}$) wskazują, że tendencje takie zwiększają się ze wzrostem czasu zagęszczania mieszanki fibrobetonowej. Przyczyny zauważonych efektów nie są znane, niemniej jednak warto podkreślić znaczne różnice układów uzbrojenia w fibrobetonie przy stosowaniu jednakowych laboratoryjnych warunków wykonania. Występuje znaczny rozrzut właściwości pomiędzy intencjonalnie identycznymi próbkami.

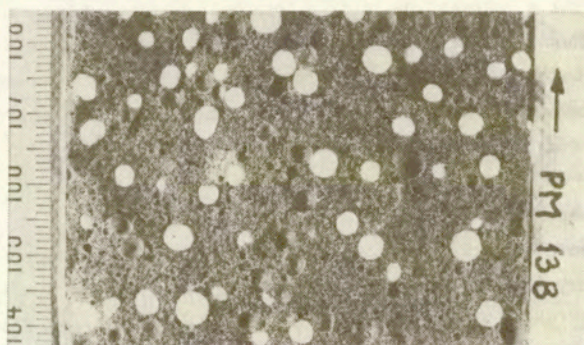
5.3.2 Kompozyty PM

Zestawienie wyników obserwacji przełomów tego typu podano w Tablicy 5.7. Wyniki uzyskano na podstawie analizy fotografii przełomów próbek przeprowadzonej przy użyciu analizatora obrazu Quantimet 720 (Politechnika Częstochowska). Na rys.5.14 pokazano przykład analizowanego obrazu przełomu - stosowano dwukrotne powiększenie w stosunku do rzeczywistości. Rozróżniano obiekty o średnicy nie mniejszej niż 1,99 mm na fotografii,

tj. o średnicy od 0,995 mm w rzeczywistości.

Tablica 5.7 : Zestawienie wyników obserwacji przełomów próbek typu PM

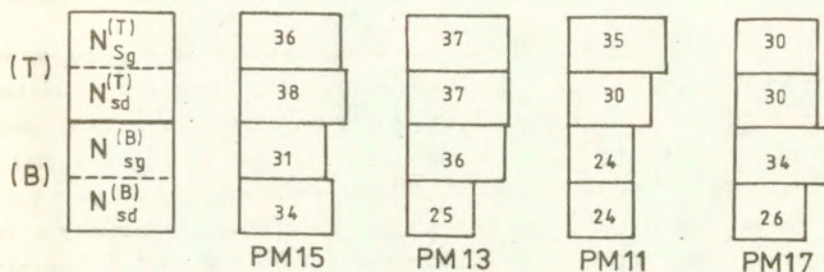
nr serii	nr próbki	liczba granulek N_s	A_s [mm ²]	A_A^s	średnio (wsp. zm)	N_{sg}/N_{sd}
I	pm15T	74	454	0.189	18.9 (8,1 %)	0,97
	pm15B	65	403	0.168		0,92
	pm19T	81	487	0.203		0,96
	pm19B	77	474	0.197		0,79
II	pm13T	72	454	0.189	17.4 (10,1%)	1,02
	pm13B	61	400	0.166		1.51
	pm14T	74	451	0.188		1,32
	pm14B	55	368	0.153		1,62
III	pm11T	65	404	0.168	15.3 (12,6%)	1,19
	pm11B	47	302	0.126		1,00
	pm12T	64	398	0.166		1,22
	pm12B	59	371	0.154		1,69
IV	pm17T	59	367	0.153	14.6 (8,8%)	1,00
	pm17B	60	369	0.154		1,25
	pm18T	55	344	0.143		-
	pm18B	59	376	0.156		0,95
	pm16B	46	301	0.125		2,79



Rys. 5.14 Przykładowy obraz przełomu próbki typu PM.

Stosowana rozdzielczość określona elementarnym polem powierzchni obrazu przypadającej na pojedynczy punkt zdigitalizowanego obrazu wynosiła 0,0142 mm². Strzałką zaznaczono na fotografiach kierunek "górze" podczas betonowania, aby przeanalizować dystrybucję granulek styropianu na grubości próbek.

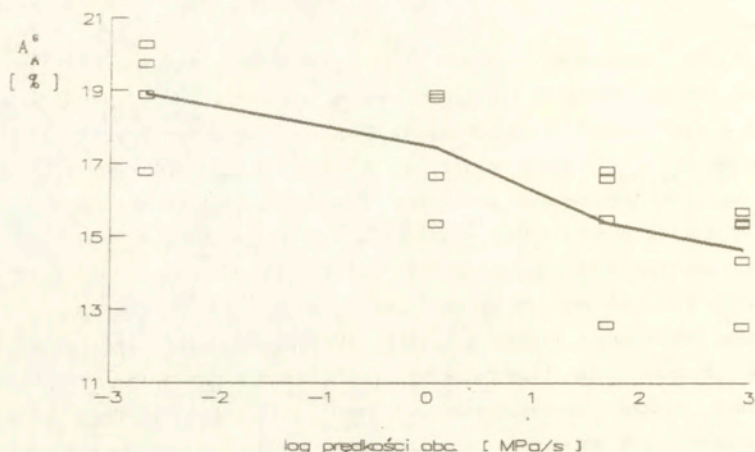
Pewną ilustrację rozkładu liczby granulek styropianu na grubości próbek (obserwowanej na przełomach) można uzyskać porównując liczbę granulek w górnej części próbki $N_{sg}^{(T)}$ oraz w dolnej części próbki $N_{sd}^{(T)}$. Wyliczony stosunek $N_{sg}^{(T)}/N_{sd}^{(T)}$, podany w Tabelicy 5.7, oczywiście odbiega od wartości 1,00 możliwej w przypadku doskonale równomiernej dystrybucji granulek, ale - z wyjątkiem próbki PM16B - mieści się w granicach 0,9 + 1,8. Zauważyć można, że przeważa tendencja $N_{sg} > N_{sd}$ (średnia wartość N_{sg}/N_{sd} dla wszystkich próbek typu PM wynosi 1,26), co jest zgodne z oczekiwaniem, że podczas betonowania próbki granulki styropianowe mogły być wywierane ku górze. Bezpośrednią ilustrację rozkładu liczby granulek styropianu na grubości próbek zamieszczono na rys. 5.15. Dystrybucja jest dość równomierna, nie zauważono systematycznego wpływu położenia analizowanego obszaru na grubości próbki na liczbę granulek styropianowych w przełomie.



Rys. 5.15 Przykładowy rozkład liczby granulek styropianu na grubości próbek (obserwowany obszar przełomu 65 x 37 mm).

Podane w Tabelicy 5.7 liczby N_s oznaczają obserwowane liczby granulek styropianu w całym analizowanym obrazie przełomu, natomiast A_s to pole powierzchni obrazu zajmowane przez te granulki. Przy stałej wielkości obserwowanego obrazu $A_{ob} = 9612,6 \text{ mm}^2$ obliczono stosunek A_s/A_{ob} , oznaczony A_A^s . Rys. 5.16 ilustruje zależność względnej powierzchni granulek styropianu w przełomie A_A^s od logarytmu prędkości obciążenia. Linia ciągłą

połączono na rysunku wyliczone wartości średnie, natomiast linią przerywaną ograniczony został obszar zajmowany przez punkty naniesione na podstawie obserwacji.



Rys. 5.16 Zależność względnej powierzchni granulek styropianu w przełomie (A_A^s) od logarytmu prędkości obciążenia próbek PM.

Jak można zauważyć, udział procentowy granulek styropianu w powierzchni przełomu maleje ze wzrostem prędkości obciążenia - wartość średnia A_A^s maleje z 18,9% do 14,6%, tj. w przybliżeniu o $\frac{1}{5}$, przy około milionowym wzroście $\dot{\sigma}$. Biorąc pod uwagę rozrzut wyników w każdej z czterech grup, wyrażony współczynnikiem zmienności wynoszącym $0,08 + 0,13$, powyższe stwierdzenie uznano za wystarczająco wiarygodne. Stosowny w tym miejscu test istotności (t-Studenta) nie został użyty z uwagi na niewielką liczbę próbek w każdej grupie. Podjęte próby dopasowania zależności liniowej do omawianego wykresu dały następującą postać wzoru:

$$A_A^s = -0,008 \log \dot{\sigma} + 0,170 \quad (5.10)$$

wsp. korelacji $r^2 = 0,97$

$$A_A^s = -0,008 \log \dot{\sigma} + 0,170 \quad (5.11)$$

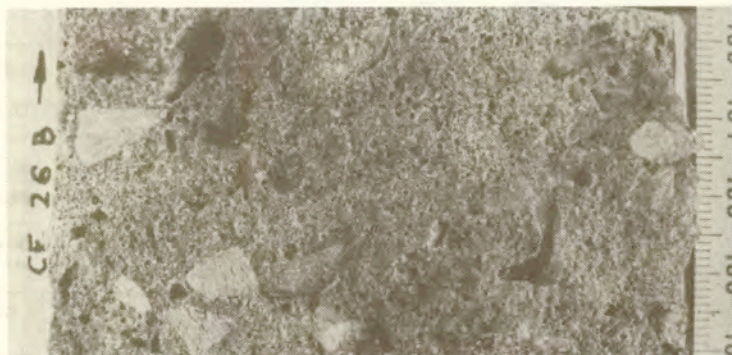
wsp. korelacji $r^2 = 0,57$

gdzie $\dot{\sigma}$ wyrażone jest w MPa/s, natomiast A_A^s w postaci ułamka, a nie w procentach. Zależność (5.10) uzyskano w wyniku regresji liniowej względem zbioru średnich wartości A_A^s , natomiast wzór w wyniku analogicznej anali-

zy dotyczącej zbioru pojedynczych wyników obserwacji. Pamiętać należy, że nominalny (tj. wg receptury mieszanki) udział objętościowy granulek styropianowych w masie próbek wynosił 14,5 %. Pomimo pewnej wymuszonej lokalizacji zniszczenia w próbce, ukształtowanie powierzchni przełomów było zróżnicowane. Można uważać, że powstanie powierzchni zniszczenia było wynikiem łączenia się rys w obszarze najbardziej wyciężonym. Naturalnym wydaje się więc fakt, że obserwowany udział granulek styropianowych w przełomie próbek - z wyjątkiem trzech próbek - większy od nominalnego udziału w masie mieszanki.

5.3.3 Kompozyty CE

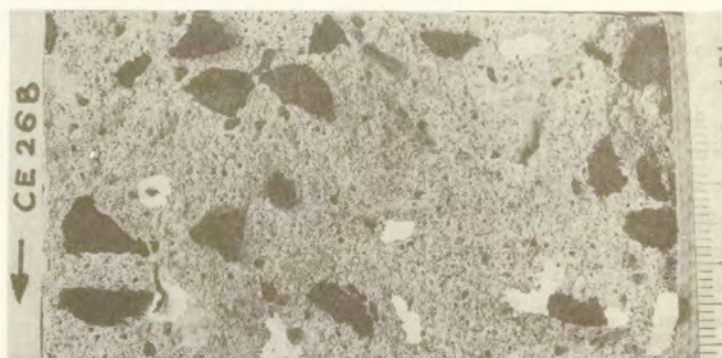
Przykład obrazu przełomu próbki tego rodzaju pokazano na rys. 5.17. Przed przystąpieniem do analizy powierzchni przełomów poddano dokładnym obserwacjom, identyfikując ziarna kruszywa pęknięte na wskroś oraz odspojone ziarna kruszywa. Nie odróżniano ziaren o mniejszej średnicy niż 2 mm, tzn. analiza dotyczyła wyłącznie kruszywa grubego. Przykładowe fotografie zabarwionych tuszem ziaren kruszywa na powierzchni przełomu pokazano na rys. 5.18. Tak uzyskane fotografie stanowiły bazę do analizy obrazu metodą punktową - jedną z metod stereologii (np. RYŚ (1983), ASTM (1982)).



Rys. 5.17 Przykładowy obraz przełomu próbki CE.

Pokrywając obserwowany obszar regularną siatką punktów (łącznie $N_{tot} = 1617$ punktów) określono liczbę punktów w obszarze ziaren pękniętych na wskroś N_a^c oraz liczbę punktów w obszarze odspojonych ziaren N_a^b . Wyniki

analizy podano w Tabelicy 5.8 wraz z wartościami średnimi i współczynnikiem zmienności w poszczególnych grupach.

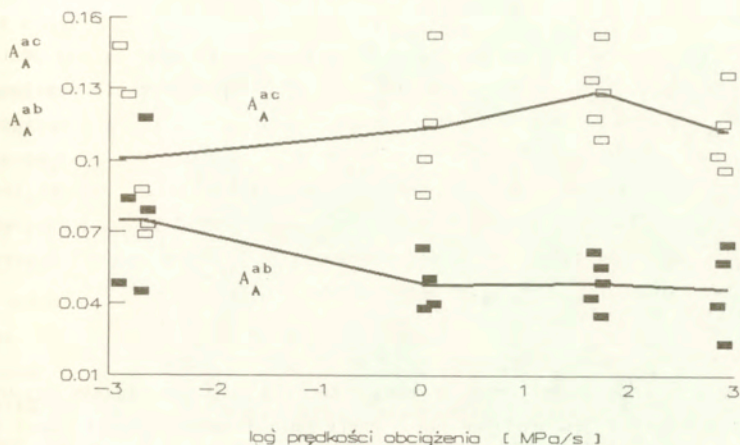


Rys. 5.18 Przykładowy obraz przełomu przygotowany do analizy ilościowej.

Tabelica 5.8 Zestawienie wyników obserwacji przełomów próbek typu CE

nr serii	nr próbki	liczba punktów N_a^c	udział wzgl. $N_a^c/1617$	średnio wsp.zm.	liczba punktów N_a^b	udział wzgl. $N_a^b/1617$	średnio wsp.zm.
I	ce25T	111	0.069	0.101	190	0.118	0.075
	ce25B	118	0.073		128	0.079	
	ce28T	239	0.148	31.00%	78	0.048	35.43%
	ce28B	206	0.127	136	0.084		
	ce27B	142	0.088	73	0.045		
II	ce20T	188	0.116	0.114	82	0.051	0.048
	ce20B	163	0.101	21.80%	62	0.038	21.03%
	ce22T	139	0.086		103	0.064	
	ce22B	247	0.153	64	0.040		
III	ce26T	191	0.118	0.129	100	0.062	0.049
	ce26B	217	0.134	12.84%	69	0.043	21.43%
	ce29T	247	0.153		57	0.035	
	ce29B	177	0.109	90	0.056		
IV	ce23T	156	0.096	0.113	38	0.024	0.046
	ce23B	220	0.136	13.44%	105	0.065	34.73%
	ce24T	166	0.103		64	0.040	
	ce24B	187	0.116	93	0.058		

Zgodnie z podstawowymi relacjami między stereologicznymi parametrami struktury (np. RYŚ (1983)), iloraz N_a^c/N_{tot} można utożsamiać z udziałem powierzchniowym ziaren kruszywa pękniętych na wskroś w powierzchni przełomu A_A^{ac} , natomiast N_a^b/N_{tot} odpowiada powierzchniowemu udziałowi odspojonych ziaren kruszywa, oznaczonemu A_A^{ab} . Na rys.5.19 pokazano zmienność średnich wartości A_A^{ab} i A_A^{ac} w zależności od prędkości obciążenia.



Rys.5.19 Zależność udziału powierzchniowego ziaren pękniętych na wskroś A_A^{ac} oraz ziaren odspojonych w powierzchni przełomu A_A^{ab} od prędkości obciążenia.

Na podstawie średnich wartości w seriach zauważyć można tendencję wzrostu udziału ziaren pękniętych na wskroś przy wzroście $\dot{\sigma}$. W wyniku analizy regresji otrzymano następujące liniowe przybliżenie omawianej tendencji:

$$A_A^{ac}/A_{A0}^{ac} = 1 + 0,0377 \log (\dot{\sigma} / \dot{\sigma}_0) \quad (5.12)$$

gdzie wskaźnik 0 oznacza wielkości statyczne. Współczynnik korelacji r^2 wynoszący 0,443 pozwala uważać to dopasowanie za niezbyt dobre. Stwierdzenie to należy uzupełnić uwagą, że rozrzut wyników w poszczególnych seriach przekraczał nawet 30%, zatem istotność różnic między poszczególnymi grupami wyników jest wątpliwa. Podobne obiekcje dotyczą stwierdzonej tendencji zmniejszania się A_A^{ab} ze wzrostem $\dot{\sigma}$. Uzyskano liniową aproksymację tej

tendencji w następującej postaci:

$$\frac{A_A^{ab}}{A_{A0}^{ab}} = 1 - 0,0789 \log \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right) \quad (5.13)$$

przy czym $r^2 = 0,772$. A zatem stwierdzono jedynie nieznaczny wpływ σ na udział ziaren pękniętych na wskroś i ziaren odspojonych w przełomie. Stwierdzenie to nie odpowiada obserwacjom omówionym w rozdziale 3 (podanym w pracach ZIELIŃSKIEGO (1982) czy też TINICA i BRÜHWILERA (1985)); należy przypuszczać, iż mechanizm zniszczenia kompozytu jest znacznie bardziej skomplikowany. Przypuszczalnie należy dodatkowo uwzględnić różne typy stosowanego kruszywa.

Interesujące spostrzeżenie można sformułować porównując łączny udział ziaren pękniętych i odspojonych ($A_A^{ac} + A_A^{ab}$) w powierzchni przełomu. Wartości tego parametru zawarte są w przedziale 0,120+0,211, ale wartości średnie dla poszczególnych serii są zbliżone - mieszczą się w zakresie 0,160+0,178. Niezależnie więc od prędkości obciążenia łączny udział kruszywa grubego (ziarna pęknięte i odspojone) był w przybliżeniu jednakowy, aczkolwiek wyraźnie niższy od nominalnej zawartości objętościowej kruszywa, wynoszącej według recepty mieszanki 28,5%.

5.4 Uwagi o dokładności pomiarów

Określenie charakterystyki mechanicznej materiału przy rozciąganiu osiowym wymaga zapewnienia jednorodnego stanu naprężenia i odkształcenia. Jest to możliwe jedynie w przypadku ośrodka jednorodnego i izotropowego. W przypadku badanych kompozytów, charakteryzujących się dużą niejednorodnością budowy wewnętrznej, obserwowano zawsze pojawiający się mimośród obciążenia. W rzeczywistości stan naprężenia w próbkach był niejednorodny nie tylko z uwagi na niejednorodność materiału, ale również z uwagi na występowanie zjawiska mikropęknięcia i cechy "materiału z osłabieniem". Powstanie mimośrodu obciążenia w materiale z osłabieniem implikuje nieuchronne narastanie mimośrodu (REINHARDT (1990)), bowiem osłabione (spękane) obszary materiału mają coraz mniejszą zdolność przenoszenia obciążenia. A zatem mimośród obciążenia jest praktycznie niemożliwy do wyeliminowania. W świetle powyższych uwag określenie wytrzymałości na rozciąganie osiowe czy też odkształcalności granicznej należy traktować jako przybliżenie. Z większą jeszcze ostrożnością należy interpretować rezultaty pomiarów w zakresie poza P_{max} , z uwagi na możliwość obrotu

próbek w uchwytach. Dotyczy to szczególnie pomiarów wydłużenia próbek z kompozytów uzbrojonych.

Dokładność pomiarów zależy też od stosowanych urządzeń pomiarowych i sposobu rejestracji danych. Wnikliwe omówienie innych źródeł niedokładności w pomiarach fizycznych można znaleźć w pracy SZYDŁOWSKIEGO (red.) (1981) czy też w przypadku pomiarów odkształceń w monografii BRANDTA (1978). W niniejszym rozdziale przedstawiono jedynie te aspekty dokładności pomiarów, które wynikają z dynamiki obserwowanych procesów oraz cyfrowego przetwarzania danych.

W I serii badań, tj. najwolniejszej, stosowana częstość próbkowania wynosiła 0,59 sekundy. Z określeniem czasu t_r , tj. momentu w którym obciążenie próbki osiągnęło wartość maksymalną, związany jest następujący błąd względny:

$$\Delta t_r \approx 0,59 \text{ sek} / 12,2 \text{ min} = 0,08\%$$

przy czym wartość 12,2 min jest najmniejszą spośród t_r podanych w Tabelicy 5.2. Stosowanie 12-bitowego przetwarzania rejestrowanych sygnałów pociąga za sobą precyzję odpowiadającą 1/4096. Praktycznie uzyskana dokładność była mniejsza, co omówiono poniżej. W przypadku pomiarów odkształceń stosowanym zakresem było $\pm 1000 \mu\text{m/m}$. A zatem ϵ_u określono z dokładnością $0,5 \cdot 10^{-6}$. Wartości obciążenia mierzono w zakresie do 10 kN, zatem maksymalny błąd bezwzględny wynosił 5 N. W pozostałych seriach badań, tj. II, III i IV stosowano tryb 10-bitowego przetwarzania danych - dokładność 1/1024. Odkształcenia określano z dokładnością $2 \cdot 10^{-6}$. Przy zastosowaniu zakresu obciążenia do 10 kN (seria II i III) maksymalny błąd bezwzględny wynosił 20 N, natomiast w serii IV przy zakresie obciążenia do 15 kN błąd ten wynosił 30 N. Z określeniem czasu t_r związany jest błąd względny nie większy niż 0,1% w przypadku serii II i III oraz 0,5% w serii IV. Można więc zauważyć, że cyfrowe przetwarzanie danych pociąga za sobą niewielkie błędy systematyczne.

Przebieg badanych wielkości pomiarowych w czasie miał charakter impulsowy. Interesujące jest, w jakiej mierze charakterystyka elektryczna urządzeń pomiarowych odpowiada takiemu charakterowi sygnałów. Na podstawie FILIPKOWSKIEGO (1980) wprowadzić można pojęcie granicznego czasu narastania sygnału t_g . Przyjmując dla uproszczenia jednakową charakterystykę filtracji w przypadku omawianych urządzeń czas t_g można określić wzorem:

$$t_g = 0,35/f_g,$$

gdzie f_g oznacza graniczną częstotliwość pracy urządzenia pomiarowego wyrażoną w Hz. Na podstawie danych podanych w instrukcjach fabrycznych uzyskano następujące rezultaty:

$$f_g = 1000 \text{ Hz} \rightarrow t_g = 0,35 \text{ ms w przypadku pomiaru obciążenia (Instron),}$$

$$f_g = 300 \text{ Hz} \rightarrow t_g = 1,17 \text{ ms w przypadku pomiarów odkształceń (Brüel & Kjaer),}$$

$$f_g = 200 \text{ Hz} \rightarrow t_g = 1,75 \text{ ms w przypadku pomiarów wydłużeń (Peltron).}$$

Graniczny czas narastania oznacza czas wzrostu odpowiedzi od 0.1 do 0.9 wartości sygnału w stanie ustalonym. Zdając sobie sprawę z uproszczeń w powyższym rozumowaniu można stwierdzić, że obliczone graniczne czasy narastania dla trzech urządzeń są znacznie mniejsze niż czas trwania procesów w najszybszej serii badań. Narastanie obciążenia do chwili P_{\max} , odkształcenia i wydłużeń odbywało się w czasie nie krótszym niż 3,3 ms.

Istotnym aspektem dokładności badań wytrzymałościowych próbek z kompozytów cementowych jest relacja ich sztywności i sztywności układu obciążającego. Przepuszczalnie zaburzenia przebiegu obciążenia w czasie (po przekroczeniu P_{\max}) wspomniane w rozdziale 5.2.4 wyjaśnić można niedostateczną sztywnością układu obciążenia i zamocowania, a stąd drganiami odciążonych części próbki i zamocowania. Niniejsze rozumowanie jest przede wszystkim jakościowe, toteż przyjęto założenie, że zniszczenie badanego elementu próbnego następuje gwałtownie. Wówczas górna i dolna część próbki ulegają rozdzieleniu i każda z nich wraz z układem zamocowania wykonuje drgania tłumione. Zajmijmy się górną częścią takiego elementu po zniszczeniu - wybór uzasadniony jest usytuowaniem siłownika maszyny wytrzymałościowej, pokazanym na rys. 5.20.

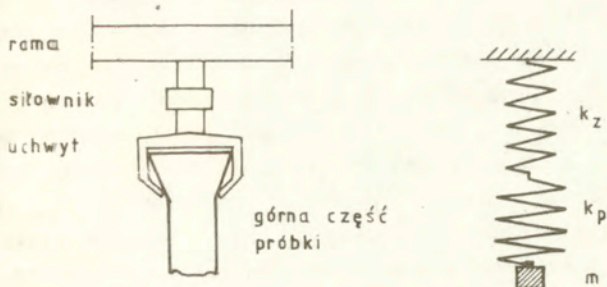
Przyjęty model układu drgającego o jednym stopniu swobody wykonuje drgania własne z częstością ω określoną wzorem:

$$\omega = \left(\frac{k}{m} \right)^{1/2} \quad (5.14)$$

gdzie $k = k_z \cdot k_p / (k_z + k_p)$, przy czym k_z oznacza sztywność układu zamocowania, k_p oznacza sztywność próbki, k - sztywność układu drgającego, m - masa układu drgającego.

Są to elementarne zależności teorii drgań - por. np. OSIŃSKI (1980). Okres drgań T wyraża się wówczas następującym wzorem:

$$T = 2\pi / \left(\frac{k}{m} \right)^{1/2} \quad (5.15)$$



Rys.5.20 Model układu drgającego o jednym stopniu swobody.

Przyjmując masę jednej części próbki ok. 2,3 kg oraz masę układu zamocowania ok. 5 kg, otrzymuje się $m \approx 7,3$ kg. Do określenia sztywności modelowego układu drgającego wykorzystano wyniki badań statycznych oraz poniższe zależności elementarne. Symbolem x oznaczono przemieszczenie całego układu składającego się z próbki i obu stronnych zamocowań, x_p i x_z oznaczają odpowiednio przemieszczenie próbki i zamocowań, a zatem:

$$x = x_p + x_z + x_z \quad (5.16)$$

Ponieważ przejęto dla uproszczenia jednakową sztywność górnego i dolnego zamocowania, $x_z = P/k_z$, przy czym P jest siłą działającą na szeregowy układ "sprężyn" pokazany na rys.5.20. Wówczas:

$$x - x_p = 2P/k_z \Rightarrow 1/k_z = (x/P - x_p/P)/2 \quad (5.17)$$

Przy założeniu równomiernego rozkładu odkształceń na długości próbki, tj.

$x_p = \epsilon_p l_p$ (l_p oznacza długość próbki, ϵ_p oznacza średnie odkształcenie osiowe próbki) oraz przyjmując $x \equiv u$ otrzymuje się:

$$1/k_z = (u/P - \epsilon_p l_p/P)/2 \quad (5.18)$$

Przykładowe dane przyjęto jak dla próbki HF10T. Iloraz u/P odczytano z rys.5.5 jako $\Delta u/\Delta P = 0,125 \cdot 10^{-6}$ m/N. Ponadto $l_p = 0,225$ m, $A = 30,14 \cdot 10^{-4}$ m² oraz $E = 23,17$ GPa (na podstawie Tablicy 5.2). Wówczas sztywność zamocowania $k_z \approx 16,4$ MN/m. W celu oszacowania k_p wykorzystano przybliżoną zależność $k_p \approx EA/l_0$, otrzymując $k_p \approx 155,1$ MN/m przy $l_0 = 0,45$ m. A zatem sztywność układu k wynosi w przybliżeniu 14,8 MN/m. Wykorzystując wzór (5.15) otrzymuje się oszacowanie okresu drgań układu - $T \approx 4,4$ ms.

Siła działająca na układ w ruchu drgającym ma taki sam okres jak okres drgań. Według uproszczonych obliczeń otrzymuje się zatem okres drgań

modelowego układu drgającego wynoszący 4,4 ms, tj. nieco większy niż obserwowany okres zaburzeń przebiegu obciążenia wynoszący - jak już wspomniano - od 3 do 3,7 ms. Uwzględniając wielość uproszczeń przyjętych na etapie modelowania powyższą zbieżność należy uznać za zadowalającą, wskazującą źródło obserwowanych zaburzeń przebiegu opadającej gałęzi obciążenia jako drgania gwałtownie odciążonych części elementów próbnych wraz z układem zamocowania. Można stwierdzić, że przebieg obciążenia rejestrowanego przez siłownik maszyny po przekroczeniu P_{max} zawiera składową wynikającą z ruchu drgającego odciążonych elementów układu.

Amplituda omawianych zaburzeń, zmniejszająca się z upływem czasu, jest różna w przypadku próbek typu BF i typu HF. Przypuszczać można, że wynika to z różnych prędkości propagacji powierzchni nieciągłości, a zatem różnego stopnia "gwałtowności" zniszczenia. Modelowa analiza amplitudy tych zaburzeń nastrocza trudności wynikających z konieczności przyjęcia dodatkowych danych fizykalnych. Amplituda drgań A_d pokazanego układu o jednym stopniu swobody przy założeniu liniowego tłumienia dana jest wzorem:

$$A_d = A_0 e^{-ht} \quad (5.19)$$

gdzie t oznacza czas, wielkość $h = c/2m$, przy czym c oznacza stałą tłumienia, natomiast A_0 oznacza amplitudę drgań bez tłumienia, określoną zależnością:

$$A_0 = \left[x_0^2 + (\dot{x}_0/\omega)^2 \right]^{1/2} \quad (5.20)$$

gdzie $x_0 = x(t=t_0)$, $\dot{x}_0 = \dot{x}(t=t_0)$ oznaczają warunki początkowe.

Aby uwzględnić warunki początkowe, wykorzystano eksperymentalne zależności obciążenie - przemieszczenie trawersy, przyjmując $t_0 = t_r$. Wówczas $x_0 = u(t_r)$, $\dot{x}_0 = \dot{u}$. Amplitudę siły w ruchu drgającym układu w chwili $t=t_r$, tj. gdy ma wartość maksymalną, można więc oszacować w przeliczeniu na jednostkę przekroju poprzecznego prówki jako wynoszącą ok. 5 MPa. Powyższą wartość uzyskano przyjmując: $k = 14,8 \text{ MN/m}$, $m = 7,3 \text{ kg}$, $\dot{u} = 0,05 \text{ mm/min}$ oraz $u(t_r) = 1,03 \text{ mm}$ (wg. rys. 5.11 dla HF8T). Przykładowo wyliczona wartość amplitudy maksymalnej jest obarczona oczywiście błędami wynikającymi z przyjętych uproszczeń. Obliczona wartość amplitudy ulega z upływem czasu zmniejszaniu wg funkcji e^{-ht} .

Rezygnując z dalszych obliczeń z uwagi na brak danych odnośnie tłumienia, sformułować można następujące spostrzeżenie. Amplituda zaburzeń

przebiegu obciążenia może być tego samego rzędu co wartości maksymalnych rejestrowanych obciążeń. W wyniku interferencji drgań mierzony przebieg obciążenia może więc wskazywać "ściskanie" - tj. ujemne wartości, chociaż fizycznie zjawisko nie występuje.

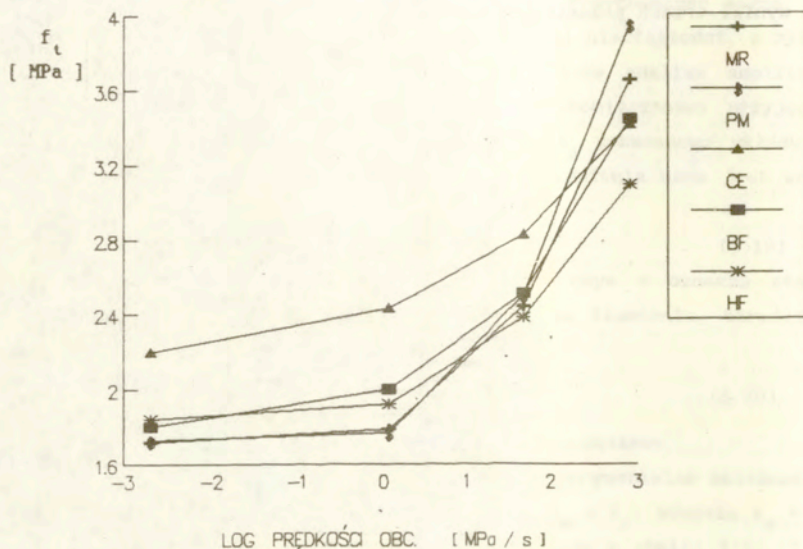
Omówione zaburzenia przebiegu obciążenia ujawniają się po osiągnięciu maksimum obciążenia w badanym procesie, zatem nie wpływają na podstawowe parametry analizowane w niniejszej pracy. Wyjątek w tym zakresie stanowi parametr pola powierzchni pod opadającą częścią wykresu σ - δ . Dlatego też wyniki badań w tym zakresie uzyskane w serii najszybszej zostały potraktowane z mniejszą wagą (regresja ważona - rozdział 6.3, wzory (6.7) i (6.8)) niż wyniki trzech pozostałych serii.



6. ANALIZA WYNIKÓW BADAŃ

6.1 Wytrzymałość na rozciąganie

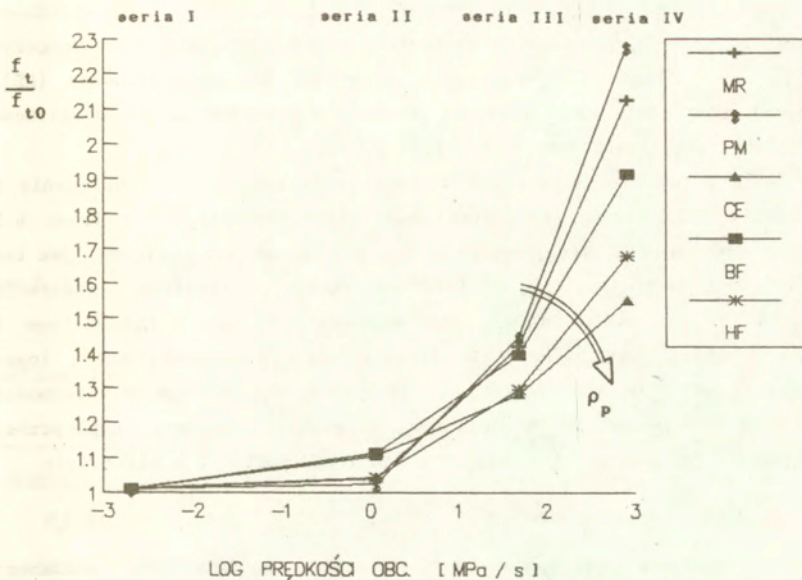
Na podstawie danych podanych w tablicach 5.2-5.5 skonstruowano zbiorczy wykres zależności wytrzymałości na rozciąganie poszczególnych kompozytów od prędkości obciążenia (Rys. 6.1). Poszczególne punkty wykresu oznaczają wartości średnie w grupach po 4+6 próbek. Zauważyć należy, że średnie wartości wytrzymałości na rozciąganie dla każdego z badanych materiałów wzrastają za wzrostem prędkości obciążenia.



Rys. 6.1 Zależność średniej wytrzymałości na rozciąganie badanych kompozytów od logarytmu prędkości obciążenia.

Indeks wrażliwości na prędkość obciążenia, rozumiany jako względny przyrost wytrzymałości (tj. w stosunku do wytrzymałości średniej dla danego typu kompozytu, ozn. f_{t0} , zanotowanej przy najniższej, statycznej prędkości obciążenia) w funkcji $\dot{\sigma}$ zilustrowano na rys. 6.2. W stosunku do wartości uzyskanych w badaniach statycznych wzrost f_t zanotowany w serii II ($\dot{\sigma} \approx 1,15$ MPa/s) wynosił od 2 do 11 %. Biorąc pod uwagę rozrzut wyników

w tej serii należy stwierdzić jedynie tendencję wzrostową f_t (na podstawie wartości średnich), natomiast statystycznie wzrost ten nie jest istotny. W zasadzie wpływ wzrostu prędkości obciążenia w tym zakresie nie może być odseparowany od obserwowanego rozrzutu wyników. Podobne stwierdzenia, zarówno dla betonu zwykłego jak też dla fibrobetonów, znaleźć można w badaniach wspomnianych w rozdziale 3. Według niektórych badaczy ten zakres zmian $\dot{\sigma}$ uważać można za quasistatyczny.



Rys. 6.2 Względny wzrost wytrzymałości na rozciąganie w funkcji prędkości obciążenia $\dot{\sigma}$.

Wyniki serii III ($\dot{\sigma} \approx 49,7$ MPa/s) w porównaniu do wartości f_{t0} pozwalają zauważyć wzrost wytrzymałości o 28 + 45 %, tj. wyraźnie większy niż obserwowane w tej serii rozrzuty wyników. Interesującym spostrzeżeniem jest wystąpienie korelacji wielkości względnego przyrostu wytrzymałości i gęstości pozornej badanych kompozytów (por. Tablica 5.1). Największy względny przyrost f_t zanotowano w przypadku kompozytu o najmniejszej gęstości pozornej, tj. typu PM. Kolejne zmniejszające się wielkości względnego przyrostu f_t obserwowano przy zwiększającej się gęstości pozor-

nej materiałów. Na rys.6.2 kierunek wzrostu gęstości pozornej kompozytów pokazano strzałką. Przy prawie identycznej gęstości badanych kompozytów w omawianej korelacji parametr gęstości pozornej zastąpić można porowatością (oznaczoną p). Silniejsza tendencja wzrostu wytrzymałości na rozciąganie ujawniła się w serii IV, tj. serii badań najszybszych - $\dot{\sigma} = 846$ MPa/s, w której średnie wartości f_t osiągnęły wzrost od 55 do 128 % powyżej odpowiadających wartości statycznych. Można zauważyć, że różnice wrażliwości badanych kompozytów na prędkość obciążenia rysują się tu bardzo wyraźnie. Największy względny przyrost wytrzymałości zanotowano w przypadku kompozytu typu PM, natomiast najmniejszy w przypadku betonu modelowego (CE). Zauważony poprzednio wpływ gęstości pozornej kompozytów na ich wrażliwość na prędkość obciążenia jest w tej serii uwypuklony.

Celem porównania uzyskanych wyników wytrzymałości na rozciąganie z wynikami opublikowanych wcześniej badań (por. rozdział 3) rysunek 6.2 przerysowano stosując skalę logarytmiczną zarówno na osi poziomej, jak też na osi pionowej (rys.6.3). Linia przerywaną naniesiono ilustrację zależności $f_t(\dot{\sigma})$ według modelu zaproponowanego w pracy MIHASHI'ego i WITTMANNA (1981) przyjmując $\lambda=15$ oraz $\lambda=23$. W stosowanej skali logarytmicznej na obu osiach ta zależność jest liniowa i odbiega od zależności uzyskanych doświadczalnie w niniejszym programie badawczym. Empirycznej zależności $f_t(\dot{\sigma})$ poszukiwano zatem w nieco innej postaci, a mianowicie:

$$\frac{f_t}{f_{t0}} = 1 + e^{a \cdot (\dot{\sigma}/\dot{\sigma}_0)^b}, \quad (6.1)$$

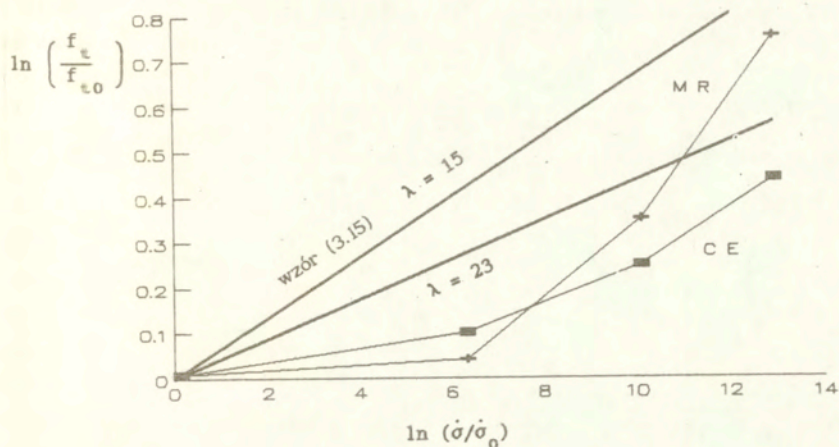
gdzie f_t oznacza wytrzymałość na rozciąganie kompozytu poddanego obciążeniu z prędkością $\dot{\sigma}$, f_{t0} - to wytrzymałość statyczna tj. określona przy obciążeniu z prędkością $\dot{\sigma}_0$, e - podstawa logarytmu naturalnego, natomiast a i b są bezwymiarowymi stałymi. Po przekształceniu powyższego wzoru otrzymuje się postać następującą:

$$\ln \left(\frac{f_t}{f_{t0}} - 1 \right) = a + b \ln \left(\dot{\sigma}/\dot{\sigma}_0 \right), \quad (6.2)$$

która jest dogodna do zastosowania regresji liniowej celem znalezienia współczynników a i b .

W tabelicy 6.1 podano obliczone metodą najmniejszych kwadratów współczynniki równania (6.2) oraz współczynniki korelacji (r^2). We wszystkich przypadkach współczynnik korelacji był nie mniejszy niż 0,94,

co świadczy o bardzo dobrej zgodności.



Rys.6.3 Względny wzrost wytrzymałości na rozciąganie w funkcji prędkości obciążenia (na obu osiach skala logarytmiczna)

Tablica 6.1 Zestawienie współczynników równania (6.2) dla poszczególnych rodzajów kompozytów

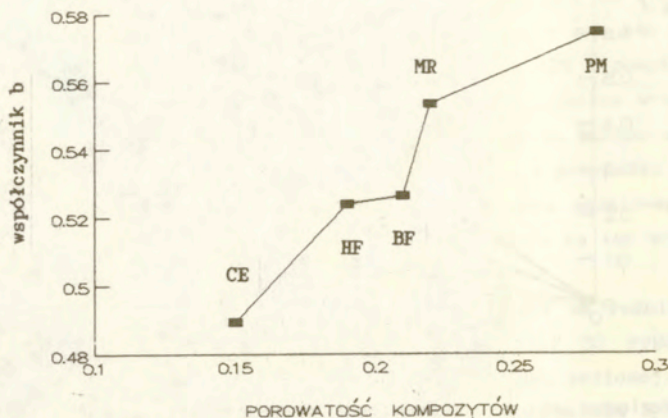
RODZAJ KOMPOZYTU	MR	PM	CE	BF	HF
ρ_p [Mg/m ³]	2,03	1,84	2,24	2,08	2,12
a	-6,79	-6,99	-6,39	-6,41	-6,70
b	0,55	0,57	0,49	0,53	0,52
r^2	0,93	0,93	0,93	0,93	0,93

Trzeba jednak pamiętać, że analizę regresji przeprowadzono tu dla wartości średnich wytrzymałości (konkretnie dla zbiorów czteropunktowych). Omawianą tablicę uzupełniono wielkościami wziętymi z Tablicy 5.1, tj. średnią gęstością pozorną badanych kompozytów. Można zauważyć istnienie korelacji między tym parametrem oraz współczynnikami a i b. Pokazana na rys.6.4 zależność wartości współczynnika b od porowatości kompozytów (wyrażonej w postaci ułamka, a nie w procentach) okazała się, po przeprowadzeniu regresji liniowej, zbliżona do zależności liniowej opisanej następującym wzorem:

$$b = 0,3965 + 0,6508 \cdot p$$

(6.3)

przy czym współczynnik korelacji (r^2) wynosił 0,93.



Rys.6.4 Zależność współczynnika b ze wzoru (6.2) od średniej porowatości badanych kompozytów.

Analogicznie uzyskany wzór uzależniający współczynnik a od porowatości podano poniżej:

$$e^a = 0,00248 - 0,00552 \cdot p \quad (6.4)$$

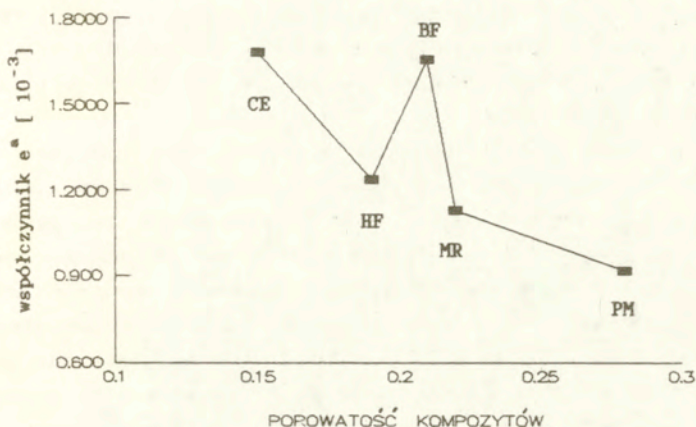
$$r^2 = 0,62$$

natomiast ilustrację tej zależności przedstawiono na rys.6.5. Na podstawie wartości współczynników korelacji w obu omawianych przypadkach zgodność dopasowania należy uznać za dosyć dobrą.

Niezbędny jest następujący komentarz odnośnie postaci zależności (6.2). W przypadku $\dot{\sigma} = \dot{\sigma}_0$ wynikiem równania powinna być wartość $f_t/f_{t0} = 1$, natomiast zaproponowany wzór pozwala na spełnienie tego przejścia granicznego jedynie z pewnym przybliżeniem. Błąd tego przybliżenia jest mniejszy od 0,2%, a zatem jest znikomy w porównaniu do obserwowanych rozrzutów wyników badań, toteż przybliżenie uznano za wystarczająco precyzyjne.

Zauważona zależność wrażliwości kompozytów na prędkość obciążenia nie została wcześniej opisana. Możliwe są jedynie pośrednie odniesienia do wyników badań podsumowanych w rozdziale 3. Za słusznością opisanej

prawidłowości przemawiają wyniki badań ZIELIŃSKIEGO (1982), SOROUSHIANA i in. (1986), a także KÖRMELINGA (1986b), w których stwierdzono wzrost DIF^{ft} przy zmniejszaniu się klasy betonu.



Rys. 6.5 Zależność współczynnika e^a ze wzoru (6.2) od średniej porowatości badanych kompozytów.

Jak pokazano w rozdziale 3.1 statyczna wytrzymałość betonów na ściskanie daje się uzależnić od porowatości- np. wzory (3.2) i (3.3). Ponadto na podstawie wyników badań BANTHII i OHAMY (1989) zauważyć można wzrost wrażliwości na prędkość obciążenia w aspekcie f_t ze wzrostem wskaźnika w/c. Identyczne spostrzeżenie można sformułować na podstawie REINHARDTA (1989). Jest to też argument pośrednio potwierdzający obserwowaną zależność. Wzrost wskaźnika wodno-cementowego implikuje bowiem większą porowatość kompozytów. Kolejnym odwołanie dotyczy badań przeprowadzonych przez DARWINA, ZHENJIA i HARSHA (1988) przy ściskaniu z prędkościami $\dot{\epsilon} = 3 \cdot 10^{-5}$, $3 \cdot 10^{-3}$, $3 \cdot 10^{-1} \text{ s}^{-1}$. Autorzy zauważyli mniejszą wrażliwość na prędkość obciążenia w aspekcie f_t zapraw zawierających dodatek w postaci krzemionki bezpostaciowej niż zapraw bez tego dodatku. Drobne ziarna krzemionki (ok. $0,1 \mu\text{m}$) przyczyniają się do homogenizacji kompozytu - zmniejsza się ilość dużych porów. Choć podane spostrzeżenie uczyniono przy ściskaniu, a nie przy rozciąganiu, wydaje się wszakże dość istotnym argumentem. Warto bowiem zastanowić się nad funkcją krzemionki w tworzeniu

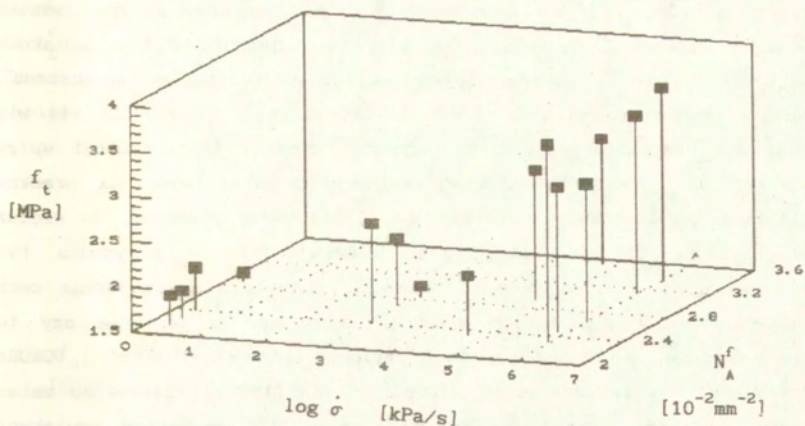
struktury kompozytów i jej wpływu na dysypację energii w procesie pękania. Kompozyty wykonane z dodatkiem krzemionki zawierają jedynie niewielką ilość kryształów wodorotlenku wapnia, które są "twardsze" niż uwodnione krzemiany wapnia. Obecność kryształów wodorotlenku wapnia w kompozycie bez krzemionki jest zasadniczą przyczyną zmian kierunku propagacji rys (por. rys.3.2). Można przypuszczać, że w procesie propagacji rys w postaci meandrowania dysypowana jest większa energia, co warunkuje osiągnięcie wyższych wytrzymałości.

Rozpraszanie energii w materiale w procesie jego zniszczenia uwarunkowane jest wieloma zjawiskami fizycznymi. Oprócz zjawiska mikropęknięcia występują m.in. zjawiska przepływu wody i pary wodnej w sieci porów i rys, a także wymiana wilgoci z otoczeniem poprzez nowe powierzchnie swobodne. Wilgoć w porach betonu, czy też w porach podobnych kompozytów, może więc mieć istotny wpływ na omawianą wrażliwość na prędkość obciążenia. Na podstawie pracy ROSSI'ego (1990) można postulować powiązanie procesów pęknięcia i dyfuzji pary wodnej, prowadzące w konsekwencji do uzależnienia prędkości propagacji makrorysy od prędkości obciążenia. Nadal otwarta pozostaje kwestia doświadczalnej weryfikacji wspomnianych hipotez.

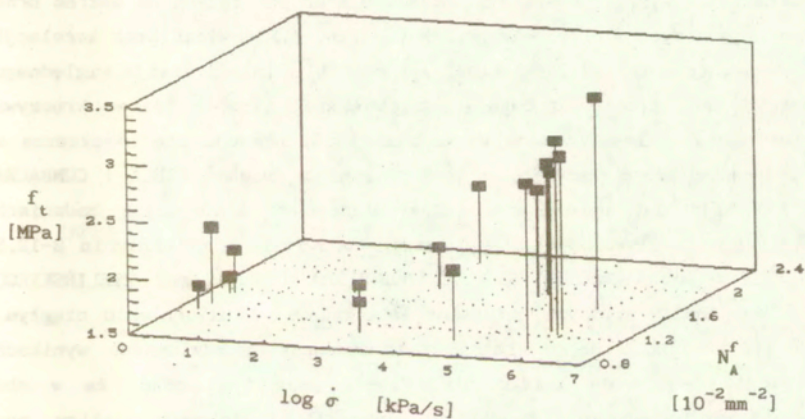
Zaobserwowane uzależnienie DIF^{ft} od porowatości badanych kompozytów można sprowadzić do następującego stwierdzenia. Wrażliwość na prędkość obciążenia w aspekcie wytrzymałości na rozciąganie istotnie zależy od porowatości rozpatrywanych kompozytów. Większa porowatość, oznaczająca większą niejednorodność kompozytu, okazuje się czynnikiem wzrostu tak rozumianej wrażliwości na prędkość obciążenia.

Wpływ włókien stalowych na wytrzymałość na rozciąganie przy różnych prędkościach obciążenia analizowano na podstawie rysunków 6.6 i 6.7. Parametr liczby włókien w przekroju zmieniał się nieznacznie w badanym zakresie, toteż zauważenie wpływu N_A^f na wrażliwość na prędkość obciążenia okazało się niemożliwe. W cytowanej wcześniej pracy KÖRMELINGA (1986) wpływ N_A^f na DIF^{ft} jak stwierdzono jest istotny, ale stosowane tam zawartości objętościowe włókien wynosiły 1,5 % oraz 3%. Biorąc pod uwagę, że V_f w przypadku HF była 1,4 raza większa niż w przypadku BF, odwołując się do rys.6.2, można sformułować następujące spostrzeżenie. Obserwowany wpływ obecności włókien na wytrzymałość dynamiczną ujawnia się łącznie z wpływem właściwości matrycy i stosowane ujęcie zagadnienia nie pozwala na

ich rozdzielenie.



Rys. 6.6 Przestrzenna ilustracja wpływu liczby włókien w przekroju (N_A^f) na wytrzymałość fibrobetonu z włóknami Bekaert przy różnych prędkościach obciążenia (wyniki z pojedynczych próbek).

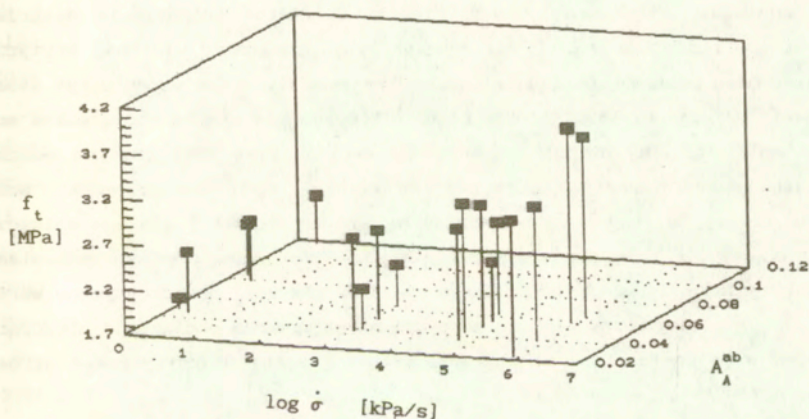
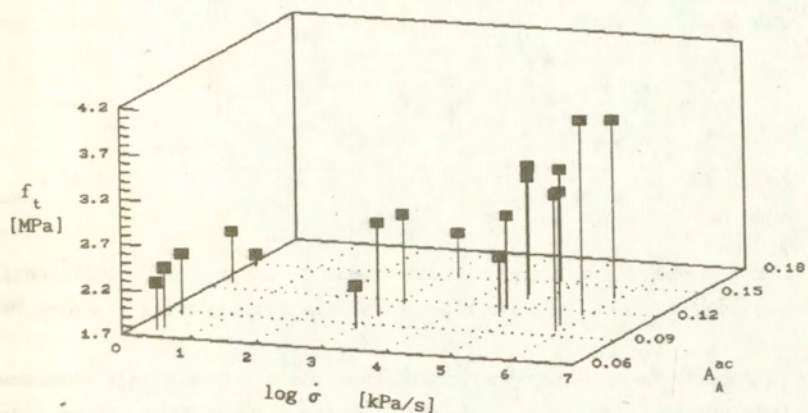


Rys. 6.7 Wpływ liczby włókien w przekroju (N_A^f) na wytrzymałość fibrobetonu z włóknami Harex przy różnych prędkościach obciążenia.

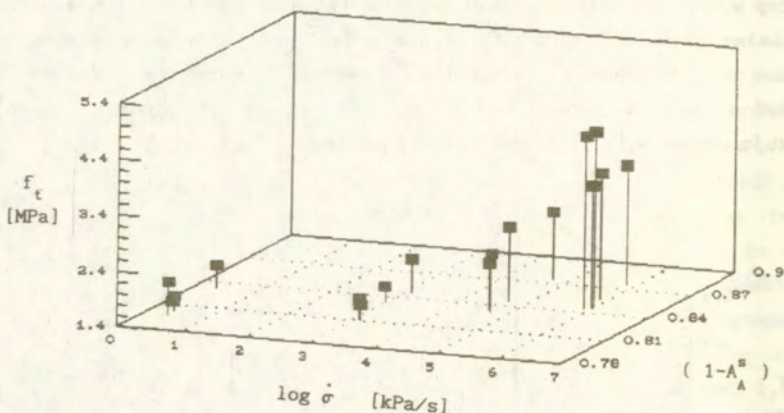
W cytowanych już badaniach ROSTASY'ego i HARTWICHA (1983) obserwowano nieco większą wrażliwość na prędkość obciążenia w aspekcie f_t w przypadku włókien prostych niż w przypadku włókien zdeformowanych. Jednakże wyjściowe parametry obu kompozytów były istotnie różne przy jednakowej zawartości włókien - statyczna wytrzymałość na ściskanie fibrobetonu z włóknami zdeformowanymi była o ok. 10-15% większa. Potwierdza się więc podane wyżej spostrzeżenie o konieczności łącznej interpretacji wpływu struktury uzbrojenia i struktury matrycy na wrażliwość na prędkość obciążenia. Na podstawie badań NAAMANA (1984) warto zauważyć, że większą wrażliwość na prędkość obciążenia obserwuje się w przypadku tych fibrobetonów, w których same włókna są z materiału wykazującego cechę wrażliwości na $\dot{\sigma}$. Do takich włókien należą np. poliestrowe czy też polipropylenowe. W przypadku włókien polipropylenowych (MINDESS i VONDRAN (1988)) oraz włókien szklanych (SUARIS i SHAH (1983b)) zauważono zmianę sposobu zniszczenia kompozytu ze wzrostem $\dot{\sigma}$, tj. mechanizm wywlekania włókien w znacznej mierze jest zastępowany ich zrywaniem. W ten sposób może też ujawniać się wpływ uzbrojenia włóknistego na DIF^{ft} , jednakże takie efekty nie wystąpiły w niniejszych badaniach.

Wpływ obecności kruszywa grubego na cechy wytrzymałościowe analizowano zestawiając wyniki obserwacji udziału ziaren pękniętych na wskroś oraz ziaren odspojonych w przełomie próbek CE (rys. 6.8). Widać brak korelacji między wartościami f_t i parametrami Λ_A^{ab} oraz Λ_A^{ac} . Interpretacja względnego wzrostu f_t ze wzrostem $\dot{\sigma}$ bazująca na większej liczbie ziaren kruszywa pękniętych na wskroś, opisana w rozdziale 3.5, okazuje się niesłuszna w tym przypadku. Spostrzeżenie to jest zbieżne z uwagami EIBLA i CURBACHA (1987), także już wspomnianymi. Jak wiadomo w niniejszych badaniach doświadczalnych używano kruszywa łamanego podwójnie o uziarnieniu 8-12,5 mm, podczas gdy badania TINICA i BRÜHWILERA (1985) oraz ZIELIŃSKIEGO (1982) obejmowały kruszywa naturalne (otoczkowe) o uziarnieniu ciągłym. Można przypuszczać, że te różnice zadecydowały o odmiennych wynikach obserwacji powierzchni zniszczenia. Trzeba przy tym dodać, że w obu porównywanych programach badawczych zabrakło ilościowej analizy powierzchni przełomów. Dlatego możliwości porównań obserwacji "wizualnych" i wyników ilościowej analizy obrazów uzyskanych w niniejszej pracy są ograniczone.

Na podstawie danych dotyczących przełomów próbek PM skonstruowano zbiorczy wykres zależności między wytrzymałością na rozciąganie kompozytów i udziałem granulek styropianu w ich przełomach, mierzonym parametrem $(1-A_A^s)$, oraz prędkością obciążenia. Zależność pokazano na rys. 6.9. Zauważyć można, że zarówno wzrost $\dot{\sigma}$, jak też wzrost parametru $(1-A_A^s)$ implikuje wzrost wytrzymałości na rozciąganie.



Rys. 6.8 Zależność między średnią wytrzymałością na rozciąganie kompozytów CE 1 i powierzchniowym udziałem ziaren pękniętych na wskros A_A^{ac} oraz odspojonych A_A^{ab} w powierzchni przełomu.



Rys. 6.9 Przestrzenna ilustracja zależności f_t od prędkości obciążenia $\dot{\sigma}$ oraz parametru $(1-A_A^g)$ udziału granulek styropianu w przełomie próbek PM.

Jako podsumowanie tego rozdziału można podać interpretację obserwowanej wrażliwości kompozytów z matrycą cementową na $\dot{\sigma}$ przy wykorzystaniu pojęć mechaniki pęknięcia. Według teorii Griffitha zniszczenie materiału kruchego następuje wtedy, gdy rozmiar rysy przekroczy wielkość krytyczną dla danego poziomu obciążenia. Koncepcje podkrytycznego wzrostu rys stosuje się do ciał nieidealnie kruchych, w których pod stałym obciążeniem może wystąpić stabilny wzrost rysy aż do rozmiarów rysy krytycznej i wówczas następuje zniszczenie. Zatem gdy obciążenie działa bardzo wolno, można powiedzieć, że rysy mają dużo czasu na powolny wzrost i dlatego zniszczenie następuje przy mniejszym obciążeniu. Jeżeli zaś prędkość narastania obciążenia jest duża, nie ma dosyć czasu by nastąpił przedkrytyczny wzrost rys, to też testowany element może przenieść większe obciążenie niszczące. Można więc powiedzieć, że charakterystyczną cechą podkrytycznego wzrostu rys jest pewna bezwładność.

Jeżeli powyższe rozważania przyjąć za prawidłowy opis rzeczywistych zjawisk zachodzących podczas dynamicznego zniszczenia badanych kompozytów o matrycach cementowych, to można zauważyć, że inercja przedkrytycznego wzrostu rys jest funkcją porowatości materiału. Przypuszczać można, że

podkrytyczny wzrost rys jest mniejszy przy większej porowatości materiału. Jeśli przyjąć, że większa porowatość implikuje większy promień krzywizny mikrodefektów istniejących w kompozycie, wówczas następuje zmniejszenie koncentracji naprężeń w bezpośredniej bliskości wierzchołka takiej mikro-rysy. Na tej podstawie można więc uzasadnić mniejszą prędkość podkrytycznego rozwoju rys uwarunkowaną zwiększeniem porowatości. Pełna weryfikacja zaproponowanej interpretacji przekracza zakres niniejszej pracy i wymaga całych badań.

6.2 Odształcalność graniczna i kształt zależności naprężenie - odkształcenie

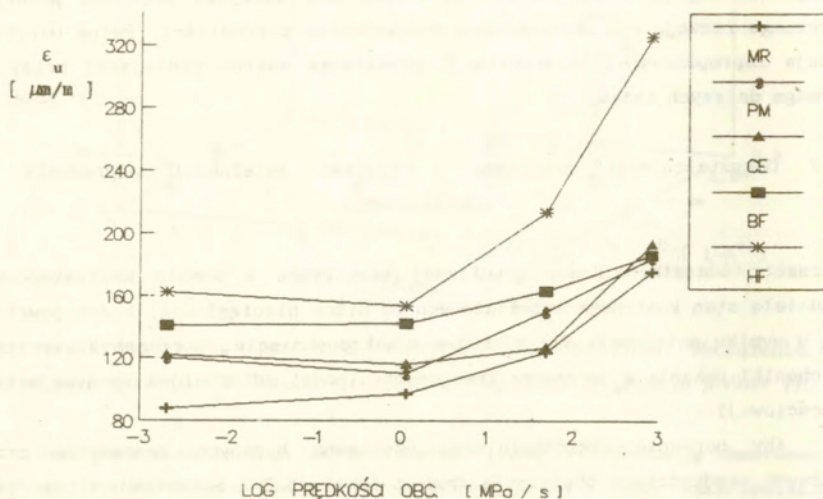
Parametr odształcalności granicznej kompozytów w sensie makroskopowym oddziela stan kontinuum materiałowego od stanu nieciągłości, który powstaje w wyniku połączenia się mikrorys w makropęknięcie. W ramach klasycznej mechaniki pękania ϵ_u wyznacza kres odwracalności odkształceń (przynajmniej częściowej).

Aby porównać odształcalność graniczną badanych kompozytów przy różnych prędkościach obciążenia dane z tablic 5.2-5.5 zestawiono na rys. 6.10, a ponadto w wielkościach względnych odniesionych do ϵ_{u0} , tj. przy najniższej prędkości obciążenia na rys. 6.11. Każdy punkt wykresów to średnia wartość co najmniej trzech wyników w danej serii.

Tendencje zmian ϵ_u przy wzroście $\dot{\sigma}$ nie były już tak jednoznacznie monotoniczne, jak w przypadku wytrzymałości na rozciąganie. W stosunku do średnich wartości uzyskanych w badaniach statycznych, oznaczonych ϵ_{u0} , w serii II uzyskano wzrost odształcalności granicznej tylko w przypadku dwóch typów kompozytów, tj. MR i BF - odpowiednio o 10% i 1%. Stwierdzony w pozostałych przypadkach spadek ϵ_u wynosił od 5% do 8%. Podobne tendencje spadkowe zaobserwowano wcześniej w badaniach np. KÖRMELINGA (1986).

Rezultaty badań serii III wyraźnie przewyższały wartości uzyskane statycznie - obserwowany wzrost wynosił od 4% w przypadku kompozytu CE do 41% dla zaprawy oznaczonej MR. Największy przyrost średniej odształcalności granicznej kompozytów zanotowano w serii najszybszej, w której wartości statyczne ϵ_u przekroczone zostały o ok. 32-101%. Najmniejszą wrażliwością charakteryzował się fibrobeton z włóknami

Bekaert, największą zaś wykazywały zaprawa i fibrobeton z włóknami Harex. Przyrosty ϵ_u stwierdzone w przypadku kompozytów CE i PM wynosiły odpowiednio 58% i 53%.



Rys. 6.10 Zależność średniej odkształcalności granicznej ϵ_u badanych kompozytów od logarytmu prędkości obciążenia ($\log \dot{\sigma}$).

Podobnie jak w przypadku wytrzymałości na rozciąganie, podjęto próbę opisu wyników badań zależnością w następującej postaci:

$$\frac{\epsilon_u}{\epsilon_{u0}} = 1 + e^a \cdot (\dot{\sigma}/\dot{\sigma}_0)^b \quad (6.5)$$

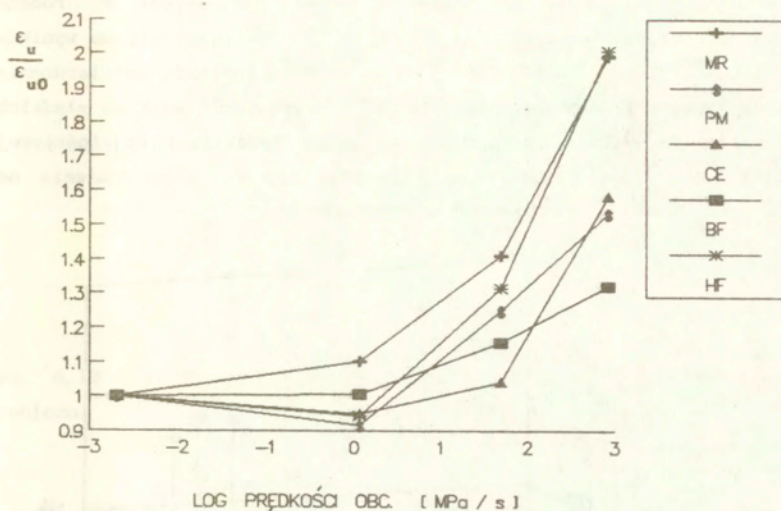
gdzie a i b oznaczają bezwymiarowe stałe.

Po obustronnym logarytmowaniu powyższy wzór przyjmuje postać:

$$\ln \left(\frac{\epsilon_u}{\epsilon_{u0}} - 1 \right) = a + b \ln \left(\frac{\dot{\sigma}}{\dot{\sigma}_0} \right) \quad (6.6)$$

Uzyskane w wyniku regresji liniowej współczynniki a i b podano w Tabelicy 6.2. Chociaż badaniu regresji liniowej poddano zbiory wartości średnich, tylko w dwóch przypadkach otrzymany współczynnik korelacji przekraczał 0,9. W trzech pozostałych przypadkach korelacja nie była dobra, głównie wskutek zjawiska spadku ϵ_u serii II, podczas gdy wzór (6.5) ma charakter

asymptotyczny. Nie stwierdzono wyraźnej korelacji między gęstością pozorną badanych kompozytów oraz parametrami a i b.



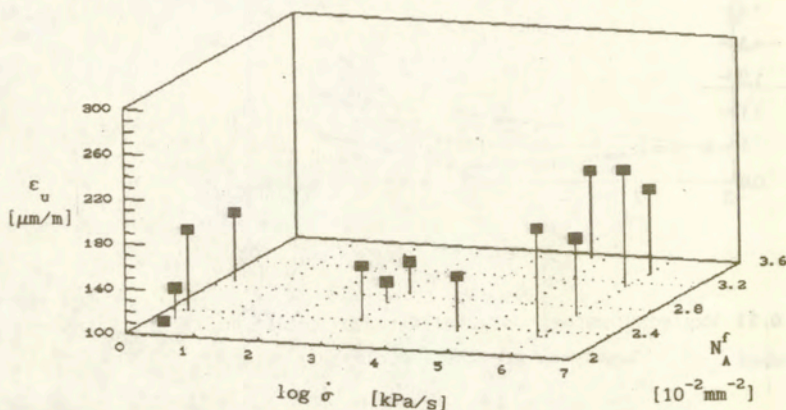
Rys. 6.11 Względny wzrost odkształcalności granicznej $\epsilon_u / \epsilon_{u0}$ w funkcji logarytmu prędkości obciążenia ($\log \dot{\sigma}$).

Tablica 6.2 Zestawienie współczynników równania (6.6) dla poszczególnych typów kompozytów

RODZAJ KOMPOZYTU	MR	PM	CE	BF	HF
ρ_p [Mg/m ³]	2,03	1,84	2,24	2,06	2,10
a	-6,47	-9,09	-9,26	-7,12	-9,05
b	0,54	0,58	0,53	0,47	0,63
r^2	0,96	0,47	0,43	0,96	0,53

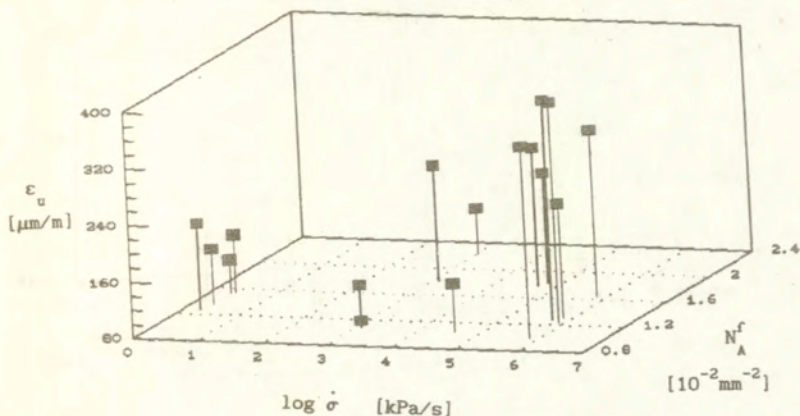
Porównując efekty prędkości obciążenia w przypadku dwóch typów fibrobetonu zauważyć należy znacznie większą wrażliwość parametru ϵ_u w

przypadku kompozytu HF niż w przypadku BF. Obecność włókien Harex implikuje jednoznacznie względny przyrost odkształcalności granicznej przy wzroście $\dot{\sigma}$, natomiast włókna Bekaert okazują się przypuszczalnie zbyt sztywne, jakby niwelując wrażliwość kompozytu na wzrost $\dot{\sigma}$. Podane spostrzeżenia zilustrowano na rys. 6.12 i 6.13. Odwołując się do wyników badań ROSTASY'EGO i HARTWICHA (1983) można znaleźć potwierdzenie zauważonej tendencji większego wzrostu DIF^{cu} w przypadku włókien gładkich niż w przypadku włókien zdeformowanych. Wpływ zawartości objętościowej włókien na DIF^{cu} nie ujawnił się w wyraźny sposób, w odróżnieniu od wyników badań KÖRMELINGA cytowanych w rozdziale 3.



Rys. 6.12 Wpływ liczby włókien w przekroju (N_A^f) na odkształcalność graniczną ϵ_u fibrobetonu z włóknami Bekaert przy różnych prędkościach obciążenia $\dot{\sigma}$.

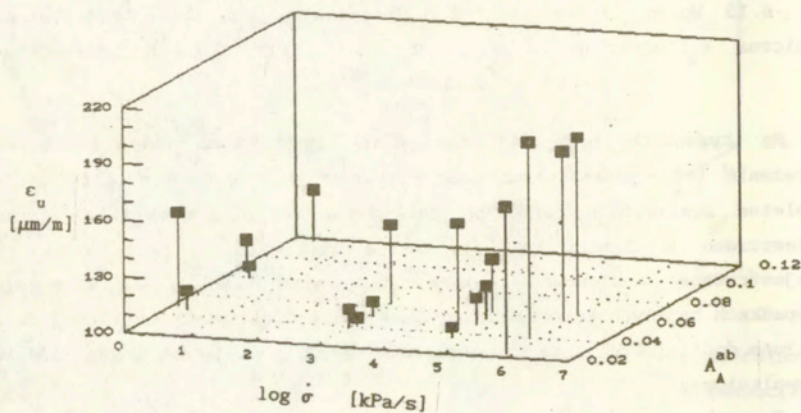
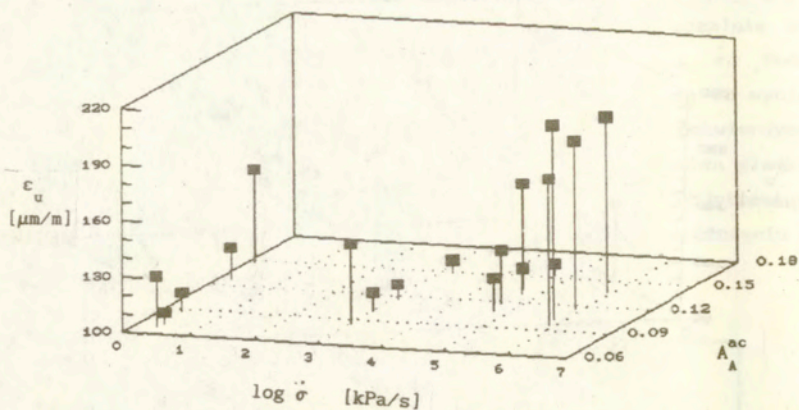
Zaobserwowane zależności między odkształcalnością graniczną kompozytów CE i powierzchniowym udziałem ziaren pękniętych na wskroś A_A^{ac} oraz odspojonych A_A^{ab} w powierzchni przekroju pokazano na rys 6.14. Nie stwierdzono wyraźnej korelacji między tymi parametrami i prędkością obciążenia próbek.



Rys. 6.13 Wpływ liczby włókien w przekroju (N_A^f) na odkształcalność graniczną ϵ_u fibrobetonu z włóknami Harex przy różnych prędkościach obciążenia $\dot{\sigma}$.

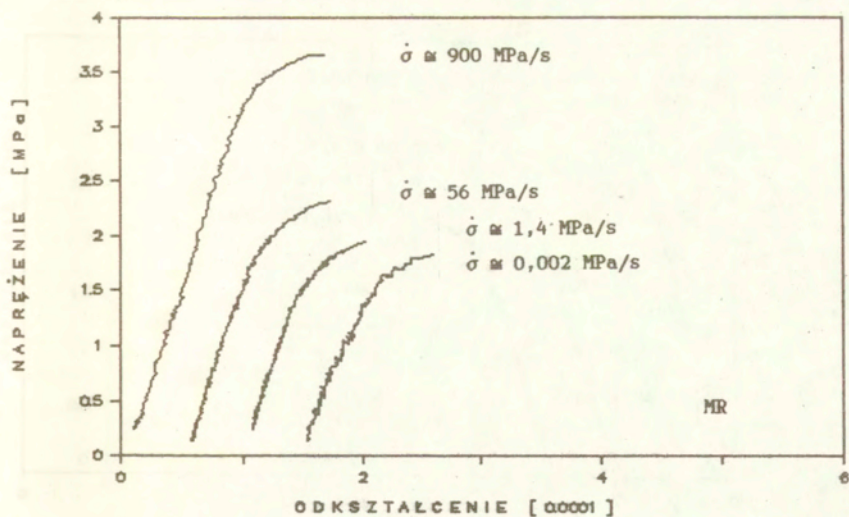
Na rysunkach 6.15–6.19 zestawiono przykładowo wybrane wykresy naprężenie (σ) – odkształcenie (ϵ) uzyskane w kolejnych seriach badań. Kompletne zestawienie cyfrowych zależności σ – ϵ dla wszystkich próbek zamieszczono w Załączniku VII, natomiast pozostałe zależności σ – ϵ zarejestrowane analogowo zawiera Załącznik III.2. We wszystkich przypadkach badanych kompozytów uzyskane zależności są w początkowej fazie zbliżone do liniowych i ze wzrostem odkształcenia stają się coraz bardziej krzywoliniowe.

Początkowe nachylenie wykresów, określone początkowym modułem odkształcenia E_0 , nie zmienia się istotnie przy wzroście prędkości obciążenia. Największy względny wzrost wartości średniej E_0 spowodowany wzrostem $\dot{\sigma}$ od ok. 1 kPa/s do ok. 1 GPa/s uzyskano w przypadku kompozytów typu MR i PM – odpowiednio 36% i 33%. W przypadku pozostałych rodzajów kompozytów zauważona tendencja wzrostowa była mniejsza. Biorąc pod uwagę rozrzut wyników E_0 w poszczególnych seriach badań należy stwierdzić, że wrażliwość kompozytów na prędkość obciążenia w aspekcie tego parametru jest nieznaczna. Podobne stwierdzenia doświadczalne podano w pracach BROOKSA i SAMARIAE (1989), TINICA i BRÜHWILERA (1985) i ZIELIŃSKIEGO (1982).

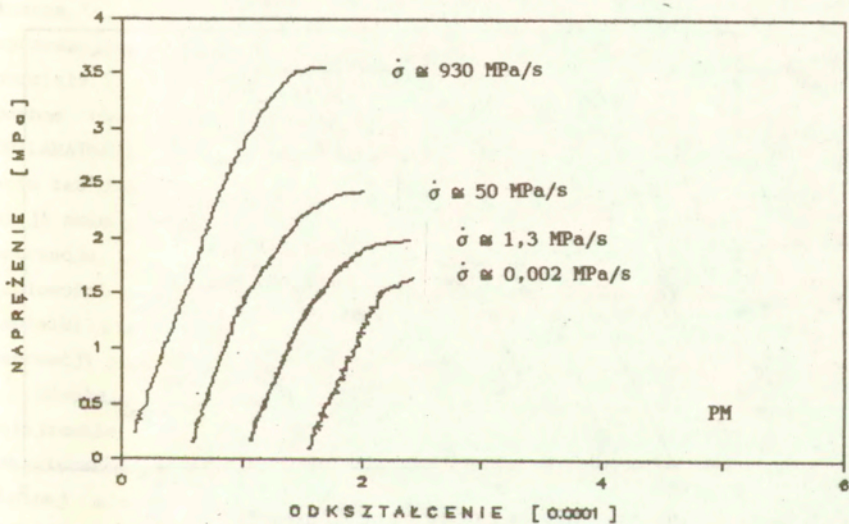


Rys. 6.14 Zależność między średnią odkształcalnością graniczną kompozytów CE i powierzchniowym udziałem ziaren pękniętych na wskroś A_A^{ac} oraz odspojonych A_A^{ab} w powierzchni przełomu.

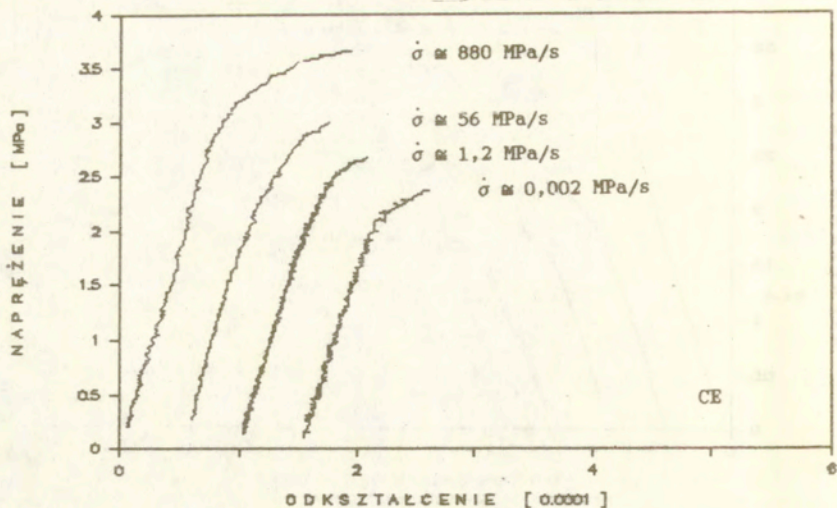
Uzyskane zależności σ - ϵ wykazują generalnie tendencję zmniejszania nieliniowości ze wzrostem prędkości obciążenia. Uwaga ta dotyczy wszystkich badanych kompozytów. Przy wzroście $\dot{\sigma}$ zależność między naprężeniem i odkształceniem staje się liniowa w większym zakresie.



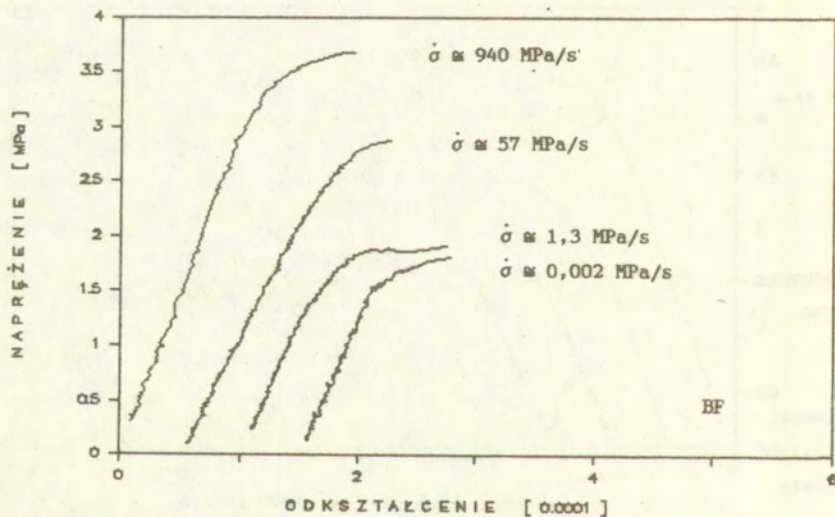
Rys. 6.15 Przykładowe relacje między naprężeniem (σ) i odkształceniem (ϵ) próbek z kompozytów typu MR uzyskane przy różnych prędkościach obciążenia.



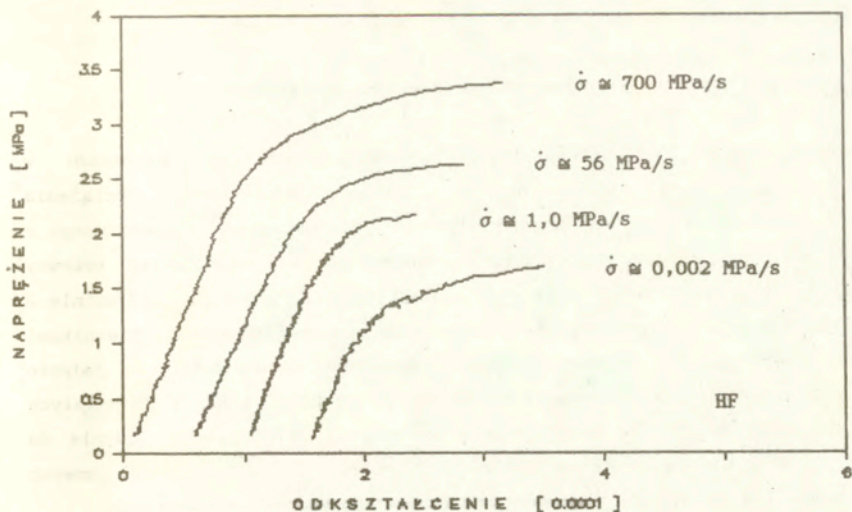
Rys. 6.16 Przykładowe relacje między naprężeniem (σ) i odkształceniem (ϵ) próbek z kompozytów typu PM uzyskane przy różnych prędkościach obciążenia.



Rys. 6.17 Przykładowe relacje między naprężeniem (σ) i odkształceniem (ϵ) próbek z kompozytów typu CE uzyskane przy różnych prędkościach obciążenia.



Rys. 6.18 Przykładowe relacje między naprężeniem (σ) i odkształceniem (ϵ) próbek z kompozytów typu BF uzyskane przy różnych prędkościach obciążenia.



Rys. 6.19 Przykładowe relacje między naprężeniem (σ) i odkształceniem (ϵ) próbek z kompozytów typu HF uzyskane przy różnych prędkościach obciążenia.

Oznacza to, że zmniejsza się zasięg mikropęknięcia w kompozytach na etapie poprzedzającym osiągnięcie f_t . Proces mikropęknięcia, o którym wspomniano w rozdziale 3, jest bowiem związany z omawianą nieliniowością wykresów σ - ϵ . Podobne obserwacje poczynione zostały w przypadkach zginania przez GOPALARATNAMA i SHAHA (1985) oraz BANTHIE, MINDESSA i BENTURA (1987). Warto też dodać, że w badaniach ROSSI'EGO (1990) zauważono zmniejszenie się emisji akustycznej w próbkach z betonu przy wzroście prędkości obciążenia. Obserwacja ta może potwierdzać powyższą interpretację zmniejszenia nieliniowości omawianych zależności. Badania ROSSI'ego obejmowały jednakże niewielki przedział zmienności $\dot{\sigma}$, toteż kwestia weryfikacji powyższych obserwacji pozostaje otwarta.

Owołując się do pojęć mechaniki pęknięcia można stwierdzić, że zmniejszenie nieliniowości relacji σ - ϵ związane jest ze zmniejszeniem podkrytycznego wzrostu rys. Jak wspomniano poprzednio, jest to zjawisko w istotnej mierze wpływające na obserwowaną wrażliwość kompozytów na prędkość obciążenia w aspekcie f_t . Zestawione powyżej obserwacje dotyczące kształtów zależności σ - ϵ stanowią podstawę do sformułowania modelu obser-

wowanych zjawisk, który będzie przedstawiony w rozdziale 7.

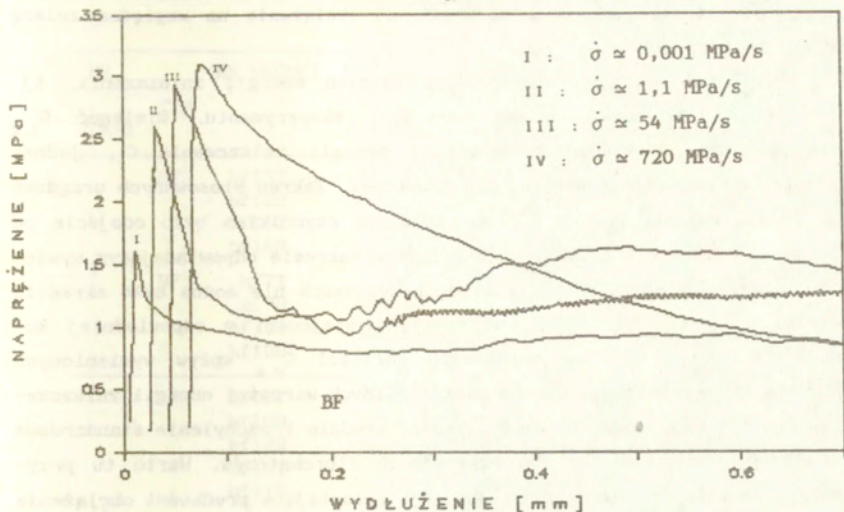
6.3 Energia zniszczenia kompozytów z uzbrojeniem włóknistym

Spośród danych eksperymentalnych przedstawionych na wykresach w Załącznikach III-VI wybrano dane o przebiegu jednostowego obciążenia rozciągającego próbek (na jednostkę przekroju poprzecznego) oznaczonego σ oraz osiowego wydłużenia próbek, oznaczonego δ , konstruuując wykresy zależności przykładowo zilustrowane na rys. 6.20 i rys. 6.21. Wydłużenie δ zdefiniowano jako średnią arytmetyczną przemieszczeń mierzonych miernikami indukcyjnymi po obu stronach próbki. Wspomniane rysunki dotyczą jedynie próbek z kompozytów uzbrojonych włóknami, tj. typu BF i IF. W pozostałych przypadkach kompozytów interpretacja zależności σ - δ ma sens jedynie do chwili osiągnięcia maksimum obciążenia próbek, zatem nie wnosi nowych informacji w porównaniu z przedstawionymi w poprzednich rozdziałach.

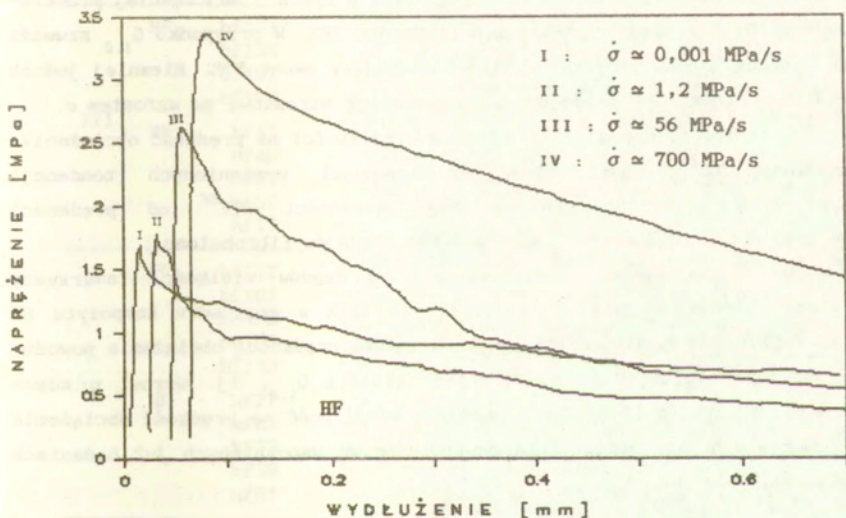
Wykresy pokazane na rys. 6.20-21 nie są zależnościami średnimi dla poszczególnych serii, ale wybranymi przykładami.

Zauważyć warto istotny wpływ prędkości obciążenia na kształt wykresów σ - δ , szczególnie w części opadającej. Ilościową analizę tego wpływu umożliwia odwołanie się do koncepcji energetycznej miary odporności materiału na zniszczenie, omówionej w rozdziale 3. Pole powierzchni pod wykresem σ - δ w przeważającym stopniu zależy bowiem od kształtu opadającej gałęzi wykresu w przypadku kompozytów z matrycą cementową. Wybrano dwa charakterystyczne punkty omawianego wykresu, tj. $\delta=0,6$ mm oraz $\delta=1,2$ mm (niewidoczne na rysunku ze względu na przyjętą skalę), ograniczające obszary pod wykresem, których pola powierzchni oznaczono następująco: $G_{0,6}$ i $G_{1,2}$. Założone warunki prowadzenia eksperymentu nie umożliwiały wyznaczenia kompletnego wykresu σ - δ , tj. do całkowitego wyczerpania zdolności do przenoszenia obciążenia.

W analogicznych sytuacjach niektórzy spośród badaczy proponują ekstrapolację uzyskanych zależności, aby otrzymać przybliżoną wartość G_f (np. KÖRMELING (1986b)). W niniejszej pracy przyjęto natomiast założenie, że proporcje uzyskanych doświadczalnie wielkości energii zniszczenia odpowiadają proporcjom rzeczywistych wielkości G_f .



Rys. 6.20 Przykłady zależności σ - δ uzyskanych przy różnych prędkościach obciążenia w przypadku kompozytu typu BF



Rys. 6.21 Przykłady zależności σ - δ uzyskanych przy różnych prędkościach obciążenia w przypadku kompozytu typu HF

Założenie to wystarcza do przeprowadzonych poniżej rozważań dotyczących wpływu uzbrojenia włóknistego i prędkości obciążenia na względną zmianę energii zniszczenia.

Stosowanie dwóch wielkości określających energię zniszczenia, tj. $G_{0.6}$ i $G_{1.2}$, jest uzasadnione warunkami eksperymentu. Wielkość $G_{1.2}$ bardziej może odpowiadać rzeczywistej energii zniszczenia G_f , jednak dokładne jej określenie narażało na trudności. Zakres stosowanych urządzeń pomiarowych wynosił bowiem 1,2 mm. Kolejnym czynnikiem było odejście od osiowości rozciągania próbki, szczególnie w zakresie odpowiadającym wywlekaniu włókien. W efekcie w niektórych przypadkach nie można było określić wartości $G_{1.2}$, co uwidoczniło się pustymi miejscami w odpowiedniej kolumnie Tablicy 6.3. Przy określaniu wartości $G_{0.6}$ wpływ wymienionych czynników był nieznaczny. Oprócz poszczególnych wartości energii zniszczenia w Tablicy 6.3 podano również wartości średnie i odchylenie standardowe dla każdej serii badań w obu przypadkach fibrobetonów. Warto tu przypomnieć, że kolejne numery serii obejmują wzrastające prędkości obciążenia z zakresu 1 kPa/s - 1 GPa/s.

Porównując średnie wartości $G_{0.6}$ przy różnych prędkościach obciążenia zauważa się wyraźną tendencję wzrostową ze wzrostem $\dot{\sigma}$. Warto zwrócić uwagę na znaczny rozrzut wyników w poszczególnych grupach - najczęściej przekraczający 10% i sięgający w skrajnym przypadku 38%. W przypadku $G_{1.2}$ zauważa się jeszcze większy rozrzut wyników, sięgający nawet 53%. Niemniej jednak średnie wartości $G_{1.2}$ także wykazują tendencję wzrostową ze wzrostem $\dot{\sigma}$.

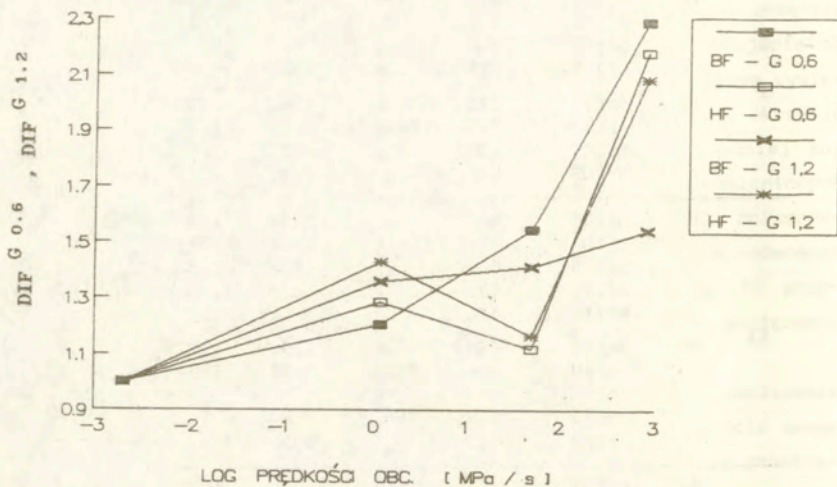
Zdefiniowany w rozdziale 3 indeks wrażliwości na prędkość obciążenia, oznaczony DIF^{Gf} , jest miarą intensywności wymienionych tendencji wzrostowych. Ilustrację uśrednionej zależności DIF^{Gf} od prędkości obciążenia pokazano na rys. 6.22 dla obu rodzajów fibrobetonu.

Jak zaobserwowano, wzrostowi $\dot{\sigma}$ o 6 rzędów wielkości towarzyszy względny wzrost średniej wartości $G_{0.6}$ o 128% w przypadku kompozytu BF oraz o 118% w przypadku HF. Identyczna zmiana prędkości obciążenia powoduje mniejsze względne zmiany średniej wartości $G_{1.2}$, tj. wzrost o odpowiednio 54% oraz o 108%. Nieco mniejszą wrażliwość na prędkość obciążenia w aspekcie energii zniszczenia obserwowano we wspomnianych już badaniach KÖRMELINGA (1986b).

Tablica 6.3 Zestawienie wyników energii zniszczenia próbek fibrobetonowych

NR SERII	TYP	NR PRÓBKII	G _{0.6} [N/m]	w. śr. od. std. [N/m]	G _{1.2} [N/m]	w. śr. od. std. [N/m]		
I	BF	bf15T	520	498	1085	985		
		bf15B	456	(29)	927	(84)		
		bf16T	500		905			
		bf16B	515		1021			
	HF	hf7T	535	596	848	930		
		hf7B	778	(145)	1225	(249)		
		hf10T	438		637			
		hf10B	632		1008			
		II	BF	bf10T	665	601		1286
				bf10B	794	(161)	1338	(74)
bf12B	678				1233			
bf11T	432							
bf11B	434							
HF	hf6T		859	766	1294	1327		
hf6B	446	(292)	635	(709)				
hf9T								
hf9B	637							
hf8B	1123		2053					
III	BF	bf13T		768		1380		
		bf13B	743	(104)	1391	(16)		
		bf19T	883					
		bf19B	679		1369			
	HF	hf4T		667		1085		
		hf4B	746	(122)	1085			
		hf5T	729					
		hf5B						
		hf1T	526					
		IV	BF	bf17T	1105	1138	1483	1518
bf18T	973			(160)	1193	(311)		
bf18B	1032				1327			
bf14T	1201				1581			
bf14B	1380				2007			
HF	hf2T		1046	1297	1400	1935		
	hf2B		1037	(241)	1531	(470)		
	hf3T		1377		1954			
	hf3B		1482		2456			
	hf8T		1545		2336			

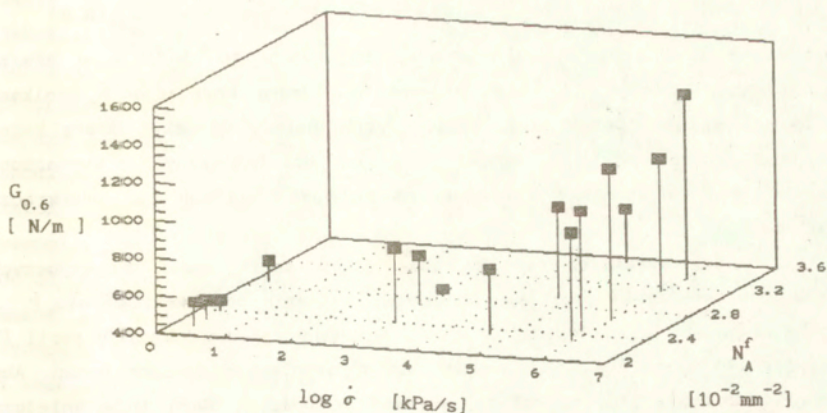
Względny wzrost średniej wartości $G_{0.6}$ oraz $G_{1.2}$ nie przekraczał 70% przy wzroście prędkości odkształcenia o 6 rzędów wielkości. Współczynnik zmienności w poszczególnych grupach wynosił od 25% do 49%, tj. obserwowano również duży rozrzut wyników energii zniszczenia jak w niniejszych badaniach.



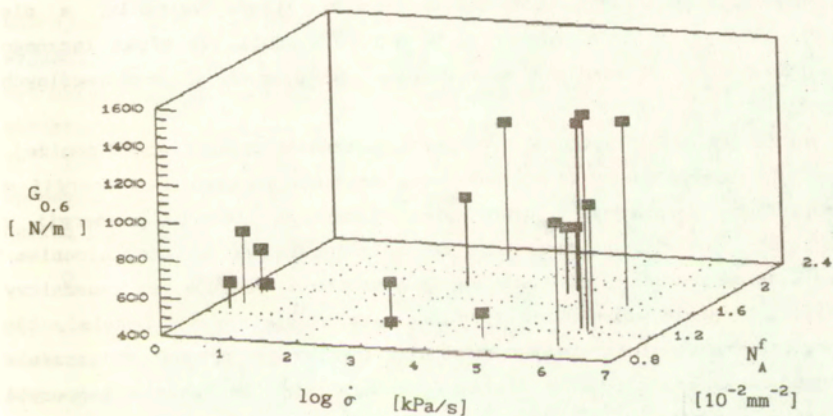
Rys. 6.22 Względny wzrost energii zniszczenia $G_{0.6}$ i $G_{1.2}$ w funkcji prędkości obciążenia dla kompozytów BF i HF.

Aby analizować łączny wpływ prędkości obciążenia i parametrów strukturalnych kompozytów włóknistych na energię zniszczenia przeprowadzono próby dopasowania zależności funkcyjnych do zbioru wyników doświadczalnych (rys. 6.23 i 6.24). Poszukiwano empirycznego równania wiążącego energię zniszczenia, określoną przez $G_{0.6}$ lub $G_{1.2}$, i następujące parametry: liczba włókien na jednostkę rzutu powierzchni zniszczenia N_A^f , prędkość obciążenia $\dot{\sigma}$, a także parametry ujmujące możliwą interakcję N_A^f i $\dot{\sigma}$, np. w postaci iloczynu $N_A^f \dot{\sigma}$ czy też $N_A^f \lg \dot{\sigma}$.

Stosując model regresji wielokrotnej wykonano obliczenia, których wyniki omówiono poniżej. Najlepsze dopasowanie równania do zbioru poszczególnych danych doświadczalnych (nie wartości średnich) uzyskano przyjmując poszukiwany wzór w postaci:



Rys. 6.23 Przestrzenna ilustracja wpływu liczby włókien w przekroju (N_A^f) oraz prędkości obciążenia $\dot{\sigma}$ na energię zniszczenia $G_{0.6}$ fibrobetonu z włóknami Bekaert (wyniki z pojedynczych próbek).



Rys. 6.24 Przestrzenna ilustracja wpływu liczby włókien w przekroju (N_A^f) oraz prędkości obciążenia $\dot{\sigma}$ na energię zniszczenia $G_{0.6}$ fibrobetonu z włóknami Harex (wyniki z pojedynczych próbek).

$$\text{lub } G_{(1:2)}^{0.6} = A_1 N_A^f + A_2 N_A^f \lg(\dot{\sigma}/\dot{\sigma}_0) \quad (6.7)$$

$$G_{(1:2)}^{0.6} = A_3 N_A^f + A_4 N_A^f \dot{\sigma} \quad (6.8)$$

przy czym $G_{0.6}$ oraz $G_{1.2}$ wyrażono w N/m, N_A^f w 10^{-2} mm^{-2} , $\dot{\sigma}$ w kPa/s. Współczynniki A_1 , A_2 , A_3 i A_4 zapewniające dobrą korelację z wynikami eksperymentalnymi podano w Załączniku VIII. Należy zauważyć dobrą korelację zaproponowanych zależności i danych doświadczalnych. Wyznaczony współczynnik korelacji w każdym przypadku jest zbliżony lub przekracza wartość 0,9.

Jak już wspomniano w rozdziale 5, w serii badań najszybszych zauważono zaburzenia przebiegu obciążenia w czasie po przekroczeniu P_{\max} . Można przypuszczać, że opadające części wykresów σ - δ uzyskanych w serii IV są więc obarczone większymi błędami niż w pozostałych seriach badań. Aby uwzględnić tę różnicę wyniki tej serii traktowano z dwukrotnie mniejszą wagą. Współczynniki podane w Załączniku VIII uzyskano stosując regresję ważoną właśnie w taki sposób.

Uzyskane zależności, zarówno w formie (6.7) jak też (6.8), przewidują monotoniczny wzrost energii zniszczenia ze wzrostem prędkości obciążenia i liczby włókien. Podobne tendencje wzrostowe obserwowano w badaniach SHAHA i GOPALARATNAMA (1986), dotyczących wszakże stanów zginania, a nie rozciągania. Interakcja parametrów N_A^f oraz $\dot{\sigma}$ sprawia, że efekt łącznego ich wpływu jest większy niż suma wpływów pochodzących od poszczególnych czynników.

Interpretację i dyskusję uzyskanych zależności przedstawiono poniżej, odwołując się najpierw do elementarnych procesów pochłaniania energii w kompozytach cementowych z uzbrojeniem włóknistym. Absorbacja energii w kompozycie zachodzi poprzez różne mechanizmy związane z odkształceniem, powstawaniem pęknięć i ich rozwojem. Doświadczenia wykazują, że zasadniczy udział uzbrojenia włóknistego ujawnia się na etapie rozwoju pęknięć, tj. poprzez hamowanie ich rozwoju. Akceptując idealizację procesu zniszczenia zaproponowaną przez BRANDTA (1982), przyjmuje się, że pękanie kompozytu polega na uaktywnieniu się następujących elementarnych procesów:

- wytworzenie nowej powierzchni w postaci rysy,
- odspajanie włókien od matrycy,
- wywlekanie włókien z matrycy wzdłuż ich osi,
- przewlekanie przez rysę włókien ułożonych ukośnie.

Łączna energia absorbowana w kompozycie będzie więc sumą energii rozpraszanych w procesach elementarnych oraz energii odkształcenia sprężystego. Jeśli przyjąć, że zmiana σ w badanym zakresie nie pociąga za sobą jakościowych zmian elementarnych mechanizmów zniszczenia, to energia zniszczenia określona w podany sposób będzie także dobrym przybliżeniem w przypadku obciążeń ze średnimi i dużymi prędkościami. W przypadku zaś bardzo dużych prędkości obciążenia (rzędu 10^5 MPa/s i większych) można spodziewać się istotnego udziału energii kinetycznej w bilansie energii, a zatem wynikających stąd mechanizmów dysypacji w postaci tłumienia wewnętrznego czy też wydzielania ciepła. Zagadnienia te nie zostały jak dotąd dostatecznie poznane w przypadku kompozytów z matrycą cementową. Można jednak przyjąć, że w rozpatrywanym przypadku udział energii kinetycznej jest pomijalnie mały. Uzasadnienie wynikające z mechaniki pęknięcia i obserwacji doświadczalnych podano w dalszej części tego rozdziału.

Omówienie uzyskanych zależności przeprowadzono na przykładzie wzoru (6.7) ograniczając się do określenia wielkości $G_{0,6}$. Dążąc do uzyskania ogólniejszej postaci wzoru parametr liczby włókien N_A^f zastąpiono następującą zależnością:

$$N_A^f = \kappa/\alpha^{3D} = (2/\pi) (\kappa/d^2) V_f \quad (6.9)$$

gdzie κ oznacza bezwymiarowy współczynnik odnoszący aktualną strukturę uzbrojenia rozproszonego do idealnej struktury 3D. Pozostałe oznaczenia wyjaśnione zostały przy omawianiu wzoru (2.2), na podstawie którego może być określony współczynnik κ w wypadku struktury uzbrojenia odpowiadającym strukturom idealnym:

$$(3D) : \kappa = 1 \quad ; \quad (2D) : \kappa = 4/\pi \quad ; \quad (1D) : \kappa = 2.$$

Wprowadzając dodatkowe parametry strukturalne zaproponowano następującą ogólną postać wzoru (6.7):

$$G_{0,6} \cong (2/\pi)(\kappa/d^2)V_f \left[1 d \eta \xi e^{-p} B_1 + d^2 \phi \zeta B_2 \lg(\dot{\sigma}/\dot{\sigma}_0) \right] \quad (6.10)$$

gdzie η oznacza współczynnik efektywności kierunkowej włókien przy wywlekanu wzdłuż ich osi, ξ jest współczynnikiem kształtu włókna charakteryzującym jego przyczepność do matrycy, natomiast p jest porowatością kompozytu. Wprowadzenie explicite parametru porowatości kompozytu wynika z założenia, iż istnieje proporcjonalność między porowatością strefy styku matrycy z włóknem i całkowitą porowatością kompozytu. Jak pokazano bowiem w rozdziale 2, struktura strefy stykowej determinuje jakość współpracy

włókna i matrycy. Referencyjną prędkość obciążenia $\dot{\sigma}_0$ przyjęto tylko po to, aby zachować we wzorze zgodność wymiarową. Stosowano $\dot{\sigma}_0 = 1$ kPa/s. Pozostałe oznaczenia są następujące: średni kąt nachylenia włókien do krawędzi rysy ϕ ; współczynnik ζ jest proporcjonalny do naprężenia niezbędnego do uplastycznienia stali, z której wykonano włókna; B_1 i B_2 to współczynniki omówione poniżej. Aby wzory (6.7) i (6.8) odpowiadały sobie, współczynniki B_1 i B_2 powinny mieć wartości określone następującymi wzorami:

$$B_1 = A_1 / l d \eta \xi e^{-p} \quad (6.11)$$

$$B_2 = A_2 / d^2 \phi \zeta \quad (6.12)$$

przy czym A_1 i A_2 podane są w ZAŁĄCZNIKU VIII. W przypadku kompozytu HF podstawiono następujące wartości: $l = 32,3$ mm, $d = 0,8$ mm, $p = 0,19$, $\kappa = 1$ i $\eta = 0,5$, przyjmując - zgodnie z obserwacjami podanymi w rozdziale 5 - strukturę uzbrojenia zbliżoną do układu 3D. Odpowiednie wartości przyjęte w przypadku kompozytu BF były następujące: $l = 30$ mm, $d = 0,4$ mm, $\kappa = 0,67$, $\eta = 0,67 \cdot 0,5 = 0,335$ zgodnie ze spostrzeżeniami, określającymi ukierunkowanie włókien jako odpowiadające pośredniemu między 2D i 3D, lecz z wyróżnioną płaszczyzną prostopadłą do kierunku działania naprężeń rozciągających. Współczynnik ξ , wynikający z ukształtowania włókien, ma tutaj znaczenie tylko porównawcze, toteż przyjęto $\xi = 1$ dla HF, natomiast $\xi = 1,4$ dla BF z uwagi na zwiększoną przyczepność mechaniczną wskutek istnienia haczyków na końcach tych włókien (BURAKIEWICZ (1983)). Oczywiście gdyby porównania odnieść do włókien gładkich prostych to współczynniki ξ powinny być w obu przypadkach odpowiednio większe. Przyjęto, iż w przypadku struktury uzbrojenia 3D, średni kąt nachylenia włókna do krawędzi rysy wynosi $45^\circ = 0,785$ rad (BRANDT (1982)). Taką wartość zastosowano w przypadku włókien Harex. Na podstawie wspomnianych obserwacji strukturalnych w przypadku włókien Bekaert postuluje się nieco większy kąt ϕ - założono $\phi = 5^\circ = 0,087$ rad. Współczynnik ζ ma także znaczenie wyłącznie porównawcze, tuteż na podstawie proporcji wytrzymałości włókien na rozciąganie postuluje się $\zeta = 1$ w przypadku włókien Harex oraz $\zeta = 1,5$ w przypadku włókien Bekaert. Po wykonaniu obliczeń uzyskano następujące wartości współczynników wzoru (6.10):

$$\text{BF: } B_1 = 3742 \text{ N/m}$$

$$\text{HF: } B_1 = 3184 \text{ N/m}$$

$$B_2 = 12309 \text{ N/m}$$

$$B_2 = 11624 \text{ N/m}$$

Przyjmując wartości $B_1 = 3,5 \cdot 10^3$ N/m oraz $B_2 = 12 \cdot 10^3$ N/m dla obu typów

kompozytów z uzbrojeniem włóknistym popełniamy błąd względny wynoszący odpowiednio 9% i 3%. Wobec wspomnianych wcześniej dużych rozrzutów wyników doświadczalnych uznano, że powyższa dokładność modelu empirycznego jest wystarczająca. Reasumując można stwierdzić, że zależności doświadczalne można z dostateczną precyzją interpretować przy użyciu równania (6.10) przyjmując podane wartości współczynników B_1 i B_2 . Dodać trzeba, że współczynnik B_1 ujmuje zarówno rozwarcie rysy jak też naprężenie wynikające z sił tarcia między włóknem i matrycą. We współczynniku B_2 ukrywa się także rozwarcie rysy oraz naprężenie niezbędne do uplastycznienia stali.

Otrzymana postać wzoru na energię zniszczenia kompozytów z uzbrojeniem włóknistym pozwala na sformułowanie następujących spostrzeżeń. Wielkość $G_{0.6}$ jest proporcjonalna do zawartości włókien w kompozycie. Wśród pojawiających się mechanizmów absorbcji energii można wyróżnić część niezależną od prędkości obciążenia oraz część zależną od $\dot{\sigma}$. Ten pierwszy składnik ujmuje głównie tę część energii, która związana jest z pokonaniem sił tarcia między włóknem i matrycą. Drugi składnik odpowiada zasadniczo pracy związanej z uplastycznieniem włókien podczas ukośnego przewlekania przez rysę. Trzeci z najistotniejszych elementarnych mechanizmów rozpraszania energii - odspajanie włókien od matrycy - ukryty jest w obu składnikach wzoru, co uzasadnia się następująco. Wyniki badań POTRZEBOWSKIEGO (1990) wskazują, że nie można wydrębnić procesu odspajania włókien podczas jego wywlekania - występuje jednocześnie z pojawianiem się sił tarcia. Zależność parametrów procesu odspajania od $\dot{\sigma}$ nie jest zaś dostatecznie wyjaśniona, jak wykazano w rozdziale 3. Wzór (6.10) pomija udział energii odkształcenia sprężystego oraz wytworzenia nowej powierzchni w postaci rysy, których wielkość - chociaż niewątpliwie uzależniona od $\dot{\sigma}$ - jest nieznaczna ($\leq 4\%$ wg BRANDTA (1982) w przypadku statycznym). Uzasadniają to rysunki 6.22-23 oraz spostrzeżenia w rozdziale 3 (NAAMAN (1984)).

Oprócz omówionych już uproszczeń przyjętych przy konstrukcji zależności (6.10), przedyskutować warto wpływ energii kinetycznej na proces pochłaniania energii w omawianych kompozytach. Stosując założenia i pojęcia LEFM (WNUK (1981)) zapisać można następujący warunek niezmienności całkowitej energii układu ciało sprężyste-rysa w czasie ruchu rysy:

$$\frac{\partial}{\partial c} \left[4 c \gamma - \pi \sigma^2 c^2 / E + E_{kin} \right] = 0 \quad (6.13)$$

gdzie: γ - energia powierzchniowa, c - długość rysy, σ - naprężenie, E - moduł Younga, natomiast energię kinetyczną E_{kin} określa zależność:

$$E_{kin} = k \rho \sigma^2 c^2 / 2E^2 \quad (6.14)$$

gdzie k jest pewnym współczynnikiem numerycznym (stałą Motta). Na podstawie warunku (6.13) wyznaczyć można maksymalną prędkość, z jaką może rozprzestrzeniać się rysa. Prędkość ta przy spełnieniu klasycznego warunku Griffitha odpowiada w przybliżeniu prędkości fal Raleigha v_r . W materiałach niejednorodnych, takich jak omawiane kompozyty, prędkość rozprzestrzeniania się rysy będzie mniejsza. Inkluzje w postaci ziaren, porów czy włókien powodują bowiem hamowanie rozwoju rys. Obserwowane niekiedy rozgałęzianie się rys to również mechanizm spowalniający ich rozwój (ALFORD (1982)). W przypadku nieuzbrojonych kompozytów z matrycą cementową obserwowane eksperymentalnie maksymalne prędkości propagacji rys wynoszą ok. 500-700 m/s tj. ok. 0,2-0,3 v_r (CURBACH I EIBL (1990)). W przypadku fibrobetonów obecność włókien w strefie zniszczenia dodatkowo implikuje zmniejszenie prędkości pękania materiału. Oznacza to, że w podobnych warunkach energia kinetyczna podczas ruchu rys w fibrobetonie jest mniejsza niż w zaprawach i betonach (KÖRMELING (1983)). A zatem uzasadnione jest założenie, że prędkość rozwoju rys w badanych kompozytach BF i HF jest niewielka, co pozwala na pominięcie udziału energii kinetycznej w rozpatrywanej sytuacji.

Ważność podanej interpretacji łącznego wpływu parametrów struktury uzbrojenia włóknistego i prędkości obciążenia na energię zniszczenia kompozytów rozciąga się na obserwowany zakres zmienności parametrów. W szczególności wzór (6.10) jest niesłuszny przy V_f dążącym do zera. Stosowanie podanych zależności w szerszym obszarze zmienności parametrów wymaga dalszych studiów zarówno doświadczalnych, jak i teoretycznych. Wskazane tendencje mają szersze znaczenie, toteż przedstawione rozumowanie może stanowić podstawę do sformułowania szczegółowych programów badawczych.

7. MODELOWA INTERPRETACJA DYNAMICZNEGO ZNISZCZENIA KOMPOZYTÓW Z MATRYCĄ CEMENTOWĄ

7.1 Zakres analizy

Modelowanie dynamicznego zniszczenia kompozytów z matrycą cementową ograniczono do jednego aspektu zjawiska - do analizy wpływu prędkości obciążenia na wytrzymałość na rozciąganie. Zagadnienie to ma bowiem istotne znaczenie praktyczne; jego kwantyfikacja jest niezbędna, aby racjonalnie używać zależności konstytutywnych podczas analizy elementów lub konstrukcji. Próbę modelowania analitycznego podjęto głównie w celu ilościowej interpretacji procesów zaobserwowanych doświadczalnie, w szczególności interpretacji wykresu pokazanego na rys.6.2. Dlatego opisany dalej model jest w znacznej mierze modelem empirycznym, podobnie zresztą jak niektóre opublikowane dotąd rozwiązania innych autorów.

Rozważania podane poniżej ograniczone są do procesów obciążeń monotonicznych.

7.2 Sposoby modelowania

Opublikowane teorie, wyjaśniające wpływ prędkości obciążenia na wytrzymałość kompozytów na rozciąganie zaproponowane zostały na podstawie koncepcji mechaniki pękania, koncepcji kontynualnej mechaniki uszkodzeń (CDM) lub rozważań termodynamicznych.

Przykładem makroskopowego modelu pękania betonu może być praca JOHNA, SHAHA i JENQ'A (1987), w której rozwinięto oryginalny, dwuparametrowy opis, zaproponowany wcześniej dla obciążeń statycznych (JENQ i SHAH (1985)) uwzględniając efekty prędkości odkształcenia. Zaproponowane parametry to: K_{IC}^S - efektywna odporność na pęknięcie oraz $CTOD_C$ - krytyczne rozwarcie rysy. Wielkości obu parametrów określa się w badaniu na zginanie sterowanym prędkością ugięcia belki. Przewaga omawianego modelu nad opisem jednoparametrowym (K_{IC} wg LEFM) wynika z braku potrzeby dokładnego określenia rzeczywistej długości rysy. Jest to istotne ułatwienie, bowiem z uwagi na przedkrytyczny wzrost rysy nie można na podstawie obserwacji powierzchni bocznej próbki określić dokładnie jej wierzchołka.

Autorzy przyjmują, że K_{IC}^n nie zależy od prędkości odkształcenia, ponieważ możliwe prędkości propagacji rysy są w tym przypadku niewielkie w porównaniu z prędkością rozchodzenia się fal sprężystych. Parametr $CTOD_c$ jest z założenia uzależniony od prędkości odkształcenia wg następującego wzoru:

$$CTOD_c / CTOD_{c,0} = \exp [-A_1 (\bar{\epsilon})^{B_1}] \quad (7.1)$$

gdzie: $\bar{\epsilon} = \log(\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0)$; $\dot{\epsilon}_0 \approx 10^{-7} \text{ s}^{-1}$; $A_1 = A_2 / (f'_c)^{1/2}$; f'_c - oznacza średnią wartość wytrzymałości na ściskanie określoną na próbkach walcowych, natomiast A_2 oraz B_1 są dodatnimi stałymi empirycznymi. Dopasowując parametry A_2 i B_1 do wyników licznych badań uzyskano następujące wartości: $A_2 = 0,00075$; $B_1 = 3,65$ przy przyjęciu f'_c w jednostkach MPa. Model pozwala przewidywać wzrost wytrzymałości przy wzroście prędkości obciążenia zgodnie z obserwacjami doświadczalnymi. Z uwagi na duże trudności w precyzyjnych pomiarach CTOD przy krótkotrwałych obciążeniach dynamicznych, autorom zabrakło danych eksperymentalnych do pełniejszej weryfikacji modelu. W mniemaniu autorów przedstawiony model jest słuszny w zakresie średnich prędkości odkształcenia tj. $10^{-7} - 10^1 \text{ s}^{-1}$. Analizując dane doświadczalne podane w omawianej pracy, uzasadnienie zależności (7.1) można jednak ocenić jako niepełne.

Koncepcje mechaniki pękania stanowiły również podstawę teorii opisanych przez MINDESSA (1984) oraz HU, MAIA i COTTERELLA (1988). Podstawę teorii stanowi klasyczny warunek pęknięcia oraz empiryczna zależność opisująca podkrytyczny wzrost rys. Klasyczny związek między współczynnikiem intensywności naprężenia K_I oraz wielkością szczeliny (rysy) c w materiale idealnie kruchym jest następujący:

$$K_I = Y \sigma \sqrt{c} \quad (7.2)$$

gdzie, podobnie jak we wzorze (3.5) Y oznacza bezwymiarowy parametr geometryczny związany z kształtem szczeliny. Przyjmuje się, że w czasie podkrytycznego wzrostu rysy w materiale obowiązuje następująca zależność między prędkością wzrostu rysy \dot{c} i współczynnikiem K_I :

$$\dot{c} = A K_I^n \quad (7.3)$$

Parametry A i n są stałymi uzależnionymi od rodzaju materiału i otoczenia (ATKINS i MAI (1985)). Wiarygodność powyższego wzoru w odniesieniu do szerokiej grupy materiałów quasi-kruchych została udokumentowana wynikami licznych eksperymentów (np. NADEAU, BENNET i FULLER (1982)). Na otrzymuje

się liniową zależność między $\ln f_t$ i $\ln \dot{\epsilon}$, a zatem odbiegającą od zaobserwowanej w niniejszych badaniach. W pracy HU, MAIA i COTTERELLA (1988), (1989) rozważano ponadto modelową strukturę materiału zawierającego statystycznie rozmieszczone mikrorysy. Do opisu rozkładu wielkości mikrorysy użyto funkcji Pareto. Sformułowany na tej podstawie statystyczny model pęknięcia został sprawdzony w przypadku zaczynu cementowego, jak też betonu (HU (1989)).

Kontynuacyjne modelowanie zniszczenia w ramach CDM (KACHANOV (1986)) polega na zdefiniowaniu i wprowadzeniu do równań konstytutywnych makroskopowych wielkości zwanych zmiennymi uszkodzenia. Zmienne te mają uwzględniać jakościowe i ilościowe cechy degradacji wewnętrznej materiału. W najprostszych sformułowaniu skalarna wielkość uszkodzenia ω określa zmniejszenie efektywnego przekroju elementu w próbie osiowego rozciągania:

$$\sigma = E \epsilon (1 - \omega) \quad (7.4)$$

Z definicji $\omega \in \langle 0, 1 \rangle$, przy czym $\omega=0$ oznacza materiał w stanie nienaruszonym, natomiast $\omega=1$ oznacza stan zupełnej utraty zdolności do przenoszenia obciążenia. Uszkodzenie można uznać za dodatkową zmienną stanu wewnętrznego materiału. Oprócz równania konstytutywnego konieczne jest podanie prawa ewolucji zmiennej ω , które opisywałoby akumulację wewnętrznego uszkodzenia w czasie, albo inne prawo przyrostu tej wielkości w zależności od np. chwilowych charakterystyk stanów odkształcenia i uszkodzenia. Przykładem prawa ewolucji uszkodzenia, zaproponowanego w pracach PASSMANA, GRADY'EGO i RUNDLE'A (1980) oraz SHAHA (1986), jest następujące równanie:

$$k \frac{d^2 \omega}{dt^2} + \frac{d\omega}{dt} - A_3 \dot{\epsilon} = 0 \quad (7.5)$$

gdzie k jest współczynnikiem określającym bezwładność wzrostu mikrorysy, natomiast A_3 jest pewną stałą. Jeżeli przyjąć, że powyższe równanie obowiązuje w całym zakresie zmienności parametru ω , to na podstawie (7.4) i (7.5) można uzyskać zależność wytrzymałości materiału f_t na rozciąganie od prędkości odkształcenia w postaci:

$$f_t \sim \dot{\epsilon}^{1/2} \quad (7.6)$$

Słuszność uczynionego założenia nie wydaje się oczywista. W pracy BROOKSA i SAMARIAE (1989) przyjęto inną formę prawa wzrostu uszkodzenia - w następującej postaci empirycznej:

$$\omega = \left(\frac{\epsilon - \epsilon_0}{k} \right)^n \quad (7.7)$$

przy czym parametry k , n i ϵ_0 uzależniono od prędkości obciążenia $\dot{\sigma}$. Wielkość ϵ_0 oznacza progowy poziom odkształcenia próbki, poniżej którego nie powstaje uszkodzenie.

Do kontynuualnego opisu degradacji materiału można również używać parametrów uszkodzenia w postaci wektorowej (SUARIS i SHAH (1983a), (1984)) lub tensorowej (np. KOWALCZYK i SAWCZUK (1982)). Uwzględniany jest w ten sposób anizotropowy charakter uszkodzenia. Model sformułowany przez SUARISA i SHAHA wyprowadzono na podstawie rozważań termodynamicznych dotyczących materiałów zawierających defekty struktury w postaci mikroszczelin. Istotną niedogodnością aplikacji tego modelu jest konieczność eksperymentalnego określenia siedmiu stałych materiałowych.

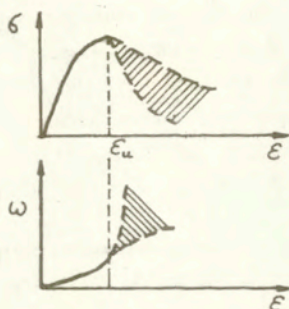
Skalarną miarę uszkodzenia można uznać za wystarczająco dokładną w przypadku osłowego rozciągania. A zatem takie ujęcie parametru uszkodzenia wykorzystano w dalszej części pracy. W odróżnieniu od omówionych sposobów modelowania analizę przeprowadzono na różnych poziomach strukturalnych.

7.3 Propozycja modelu

Założono, że procesy odkształcenia i zniszczenia kompozytów z matrycą cementową można aproksymować procesami istniejącymi w przypadku kompozytu równoważnego. Właściwości takiego kompozytu rozważane są na dwóch poziomach strukturalnych: makro i mikro. Na poziomie mikroskopowym wyróżnia się losowo rozmieszczone defekty w postaci mikroszczelin w quasi-kruchoj matrycy. Powstanie odkształceń trwałych kompozytu i ewentualne zniszczenie polega na pojawianiu się i rozwoju szczelin, nazywanych już rysami. Rozważany kompozyt jest makroskopowo jednorodnym, izotropowym kontinuum. Przyjmując jednorodny stan odkształcenia w rozważanym elemencie próbnym, makroskopowe odkształcenie jednostkowe ϵ jest identyczne jak odkształcenie w skali mikro. Degradację sztywności elementu próbnego w skali makro można określić skalarnym parametrem uszkodzenia ω . Na rys. 7.1 pokazano schematycznie założoną charakterystykę σ - ϵ kompozytu przy osiowym rozciąganiu oraz odpowiadający przebieg wzrostu uszkodzenia ω . Z definicji parametr uszkodzenia określony jest zależnością (7.4), przy czym $\sigma = \sigma(t)$, $\epsilon = \epsilon(t)$ i $\omega = \omega(t)$ - podane wielkości są funkcjami czasu. Należy pamiętać, że wielkość

σ używana w tej definicji, jak również w całej niniejszej pracy, ma sens obciążenia rozciągającego na jednostkę powierzchni przekroju próbki. Jest to więc raczej naprężenie umowne.

Wyodrębnienie dwóch faz rozwoju uszkodzenia, tj.: fazy powolnego wzrostu uszkodzenia - do $\varepsilon_u = \varepsilon(\sigma=f_t)$ oraz późniejszej fazy spontanicznego wzrostu uszkodzenia jest zgodne z propozycjami LORRAINE i LOLANDA (1983). Trzeba zauważyć, że druga faza wzrostu uszkodzenia, charakteryzująca osłabienie materiału, może być jakościowo różna dla rozpatrywanych kompozytów. Dlatego na pokazanym rysunku przedstawiono pewne spektrum możliwych charakterystyk kompozytu w tym zakresie. Ponieważ celem analizy jest interpretacja wpływu parametrów strukturalnych oraz σ na wytrzymałość kompozytów dalsze rozważania ograniczają się do pierwszej fazy wzrostu uszkodzenia. Moment osiągnięcia wytrzymałości materiału określa punkt przejściowy do fazy spontanicznego wzrostu uszkodzenia. Sposób określenia tego punktu na podstawie związku między właściwościami kompozytu na poziomie mikro i makro podano poniżej.



Rys. 7.1 Charakterystyka σ - ε kompozytu przy osiowym rozciąganiu oraz odpowiadający przebieg narastania uszkodzenia ω .

Według przyjętego wcześniej założenia defekty istniejące w kompozycie można traktować na poziomie mikro jako szczeliny typu "penny-shape" rozmieszczone przypadkowo w objętości próbki. W jednoosiowym stanie naprężenia skalarny parametr uszkodzenia interpretuje się jako gęstość rys ρ_c (BREYSSE (1989)), tzn:

$$\omega(t) = \rho_c(t) \quad (7.8)$$

Wzrost ρ_c uwarunkowany jest zarówno wzrostem liczby rys, jak też wzrostem ich rozmiarów. Gęstość rys ρ_c w funkcji czasu opisana jest wzorem:

$$\rho_c(t) = N_v(t) V_c(t) \quad (7.9)$$

gdzie N_v oznacza liczbę rys w danej chwili t na jednostkę objętości kompozytu. Wielkość $V_c(t)$ w powyższym wzorze, oznaczająca objętość charakterystyczną rysy o długości $2c$, ma sens wartości średniej w przedziale czasu $\langle 0, t \rangle$. Szczegółowe określenie $N_v(t)$ i $V_c(t)$, traktowanych jako zmienne losowe, podano poniżej.

Należy wspomnieć, że liczba rys (defektów) w materiale jest funkcją objętości rozpatrywanej próbki (CARPINTERI (1987), JAYATILAKA (1979)). Ponieważ niniejsza praca dotyczy elementów próbnych o jednakowych wymiarach, w dalszych rozważaniach nie występuje parametr objętości w postaci jawnej. Proces zniszczenia kompozytu (na poziomie mikroskopowym) modelowany jest dwuetapową transformacją stanu elementu (MIHASHI (1983)):

I : od stanu wyjściowego (1) do stanu stabilnego rozwoju rys (2);

II : od stanu stabilnego rozwoju rys (2) do stanu spontanicznego wzrostu rys (3), określającego zniszczenie.

Transformacja ze stanu (1) do (2), odpowiadająca inicjacji (powstawaniu) rys, polega na pokonywaniu sił wiązań wewnętrznych materiału, który przyjęto w postaci rozkładu Weibulla. Prawdopodobieństwo pokonania sił wewnętrznych wiązań na poziomie odkształcenia ϵ zapisuje się w następującej uproszczonej postaci (JAYATILAKA (1979), GRADY (1985)):

$$F(\epsilon) = \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_0} \right)^m \quad (7.10)$$

Parametry ϵ_0 i m to parametry rozkładu Weibulla: ϵ_0 - jest współczynnikiem skalującym, natomiast m określa wariancję i skośność rozkładu. Przyjęto założenie, że liczba rys istniejących w ustalonej objętości materiału na poziomie odkształcenia ϵ jest proporcjonalna do prawdopodobieństwa inicjacji rys, czyli: $F(\epsilon) \sim N_v$. A zatem można napisać:

$$\left(\frac{\epsilon}{\epsilon_0} \right)^m = \kappa N_v \quad (7.11)$$

gdzie κ jest współczynnikiem proporcjonalności. Stąd po przekształceniu:

$$N_v = \kappa \epsilon^m \quad (7.12)$$

przy czym współczynnik κ ujmuje parametry ϵ_0 i m . Powyższa zależność jest identyczna z zależnością zaproponowaną w pracy KIPPA i GRADY'ego (1980) dotyczącej fragmentacji skał. W takim sformułowaniu parametry κ i m są

stałymi dla danego materiału i otoczenia.

Aby określić objętość charakterystyczną rysy V_c wykorzystano propozycje TAYLORA, CHENA i KUSZMAULA (1986), przyjmując, że V_c jest proporcjonalna do trzeciej potęgi średniego promienia rysy:

$$V_c = \beta \underline{c}^3 \quad (7.13)$$

Współczynnik β to pewien współczynnik proporcjonalności. Po podstawieniu do wzoru (7.9) uzyskuje się:

$$\rho_c(t) = \beta k \varepsilon^m \underline{c}^3 \quad (7.14)$$

Wzór ten opisuje wzrost gęstości rys w zależności od aktualnego poziomu odkształcenia ε oraz średniego promienia rysy \underline{c} .

Aby określić średni promień rysy założono, że rozkład wielkości rys w kompozycie można aproksymować rozkładem Pareto. Analogiczne założenie stosowano w pracy HU (1990); dość podobnego rozkładu używał CARPINTERI (1987). Funkcja gęstości prawdopodobieństwa $f(c)$ w przypadku rozkładu Pareto jest następująca:

$$f(c) = \begin{cases} 0 & \text{dla } c < c_0 \\ \frac{\alpha}{c_0} \left(\frac{c_0}{c}\right)^{\alpha+1} & \text{dla } c \geq c_0, \alpha > 1 \end{cases} \quad (7.15)$$

Wielkość c_0 oznacza najmniejszy promień rysy, natomiast α jest współczynnikiem, którego wpływ na kształt funkcji $f(c)$ zilustrowano na rys. 7.2. Na rys. 7.3 pokazano natomiast wykres dystrybuanty $F(c)$ przyjętego rozkładu, tzn:

$$F(c) = 1 - \left(\frac{c_0}{c}\right)^\alpha \quad (7.16)$$

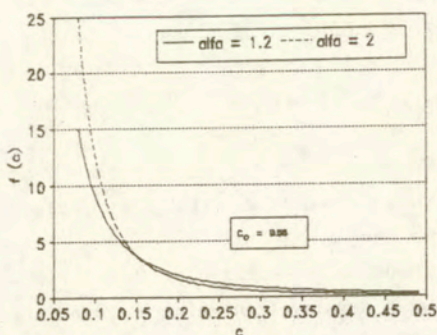
Wartość oczekiwana promienia rysy \underline{c} z definicji określona jest następująco:

$$\underline{c} = \int_{c_0}^{\infty} c f(c) dc = \frac{\alpha}{\alpha - 1} c_0 \quad (7.17)$$

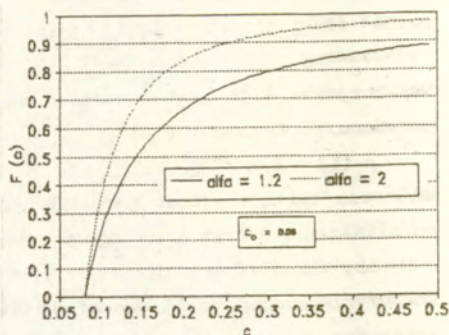
W sformułowaniu deterministycznym wzrost rozmiarów rys w wyniku wzrostu obciążenia prowadzi do osiągnięcia stanu krytycznego, określonego krytycznym promieniem rysy c_m . Taki stan odpowiada zapoczątkowaniu spontanicznego wzrostu rys i określa moment osiągnięcia wytrzymałości materiału. Konwencjonalny warunek pęknięcia, analogiczny do wzoru (3.5), jest następujący:

$$c_m = \frac{E G_c}{Y^2 f_t^2} \quad (7.18)$$

gdzie Y jest współczynnikiem zależnym od geometrii rysy, natomiast G_c oznacza krytyczną prędkość wyzwalania energii sprężystej.



Rys. 7.2 Wykres funkcji gęstości prawdopodobieństwa $f(c)$ przy różnych wartościach parametru m



Rys. 7.3 Wykres dystrybuanty $F(c)$ rozkładu Pareto ($c_0 = 0,08$)

Wielkość G_c ujmuje zarówno energię powierzchniową, jak też pracę odkształcenia niesprężystego (KASPERKIEWICZ (1983)). W związku z założeniem, że wielkość rysy jest zmienną losową podany warunek pęknięcia został zmodyfikowany następująco. Warto zauważyć, że niezależnie od wartości oczekiwanej promienia rysy \underline{c} , prawdopodobieństwo istnienia rys o promieniu większym od \underline{c} , $P\{c > \underline{c}\}$, jest większe od zera, to znaczy:

$$P\{c > \underline{c}\} = 1 - F(\underline{c}) > 0 \quad (7.19)$$

przy czym $F(\underline{c})$ opisuje wzór (7.16). A zatem założono, że stan krytyczny określający moment zapoczątkowania spontanicznego rozwoju rysy wyznacza ustalona wielkość P_f prawdopodobieństwa istnienia rysy o promieniu większym niż \underline{c} , tzn.:

$$P\{c > \underline{c}\} = P_f \quad (7.20)$$

Arbitralnie przyjęta wielkość P_f jest stała w całości niniejszych rozważań. Na podstawie wzorów (7.16), (7.19) i (7.20) uzyskuje się następującą relację:

$$c_0^\alpha = \underline{c}^\alpha P_f \quad (7.21)$$

którą można podstawić do (7.17) otrzymując wzór na wartość oczekiwaną promienia rysy \underline{c}_u odpowiadającą momentowi zapoczątkowania spontanicznego

wzrostu rys:

$$\frac{c_u}{c_m} = \phi(\alpha) c_m \quad (7.22)$$

gdzie przyjęto oznaczenie :

$$\phi = \phi(\alpha) = \frac{\alpha}{\alpha - 1} P_f^{(1/\alpha)} \quad (7.23)$$

Parametr α , jak pokazano na rys. 7.2, charakteryzuje zmiany kształtu założonego rozkładu prawdopodobieństwa. Można oczekiwać, że parametr α jest funkcją prędkości obciążenia i parametrów struktury wewnętrznej kompozytu, a zatem $\phi(\alpha) = \phi(\alpha(\dot{\sigma}, p))$. Podstawiając (7.18) i (7.22) do (7.14) otrzymuje się wzór na gęstość rys w chwili "krytycznej" - odpowiadającej początkowi spontanicznej propagacji rys :

$$\rho_{cu} = \beta k c_u^m \phi^3 \left(\frac{E G_c}{Y^2 f_t^2} \right)^3 \quad (7.24)$$

Wykorzystując definicję (7.4) i tożsamość (7.8) można powyższy wzór przekształcić do postaci:

$$\omega_u E^{m-3} (1-\omega_u)^m = \beta k Y^{-6} f_t^{m-6} \phi^3 G_c^3 \quad (7.25)$$

gdzie ω_u oznacza wielkość uszkodzenia w chwili $\varepsilon = \varepsilon_u$. Do określenia f_t jest więc potrzebna znajomość wartości wymienionych parametrów w tej chwili oraz znajomość wartości współczynników proporcjonalności β , k oraz Y . Nie precyzując współczynników proporcjonalności można jednak określić względny wzrost wytrzymałości na rozciąganie przy różnych prędkościach obciążenia $\dot{\sigma}$ oraz $\dot{\sigma}_0$ pod warunkiem znajomości danych dotyczących zmienności pozostałych wielkości we wzorze (7.25) w funkcji $\dot{\sigma}$. Wyniki obliczeń przeprowadzonych na podstawie uzyskanych danych eksperymentalnych przedstawiono w dalszej części rozdziału.

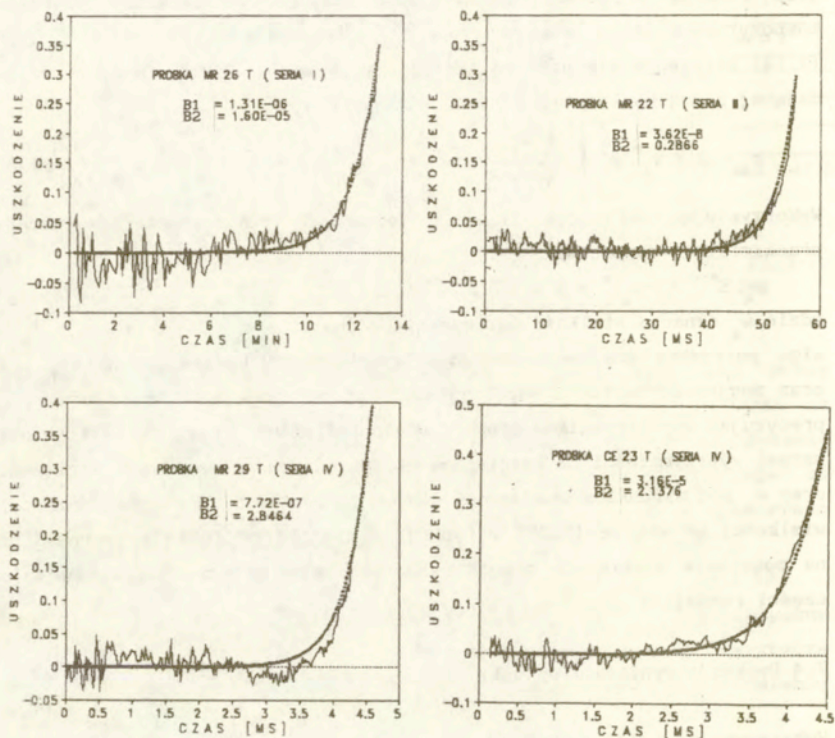
7.4 Dyskusja wyników i wnioski

Wykorzystując dane odnośnie przebiegu $\sigma(t)$ oraz $\varepsilon(t)$, pokazane w Załącznikach III, IV, V i VI, skonstruowano dla każdej próbki według definicji (7.4) przebieg wzrostu uszkodzenia ω w czasie. Przykładowe wykres $\omega - t$ pokazano na rys.7.4. Dobrą aproksymacją pokazanych zależności $\omega-t$ okazała się funkcja wykładnicza w następującej postaci:

$$\omega(t) = B_1 \exp(B_2 t) \quad (7.26)$$

Na przykładowych wykresach podano też odpowiadające wartości współczynników B_1 i B_2 . Wykresy narysowane zostały do takiej chwili, w

której osiągnięto wytrzymałość materiału, toteż krańcowe punkty wykresów wyznaczają wartości ω_u . Najistotniejszą, z uwagi na potrzeby niniejszej interpretacji, informację zawiera rys. 7.5, na którym zilustrowano zależność uszkodzenia "krytycznego" ω_u zanotowanego dla wszystkich rodzajów kompozytów od prędkości obciążenia.

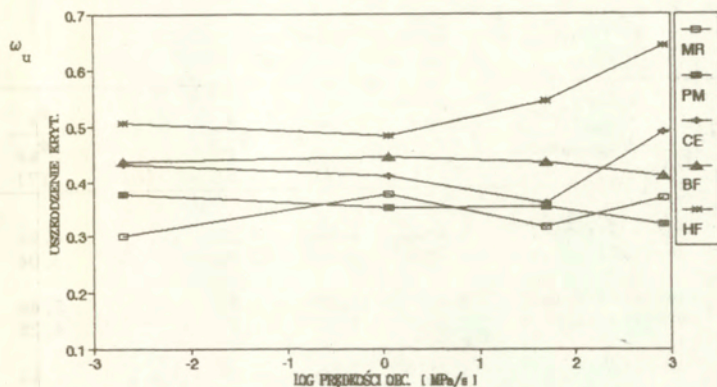


Rys. 7.4 Przykładowe wykresy przebiegu uszkodzenia ω w czasie.

Jak łatwo zauważyć, brak istotnego wpływu prędkości obciążenia na wartość średnią uszkodzenie ω_u . Tylko w przypadku HF zauważa się nieznaczną, ale wyraźną tendencję wzrostową. Niemniej jednak z uwagi na znaczne rozrzuty wyników w każdej grupie, przyjęto, że ω_u nie zależy istotnie od prędkości obciążenia. Efekt zmiany σ w odniesieniu do modułu odkształcenia E jest

również nieistotny, jak pokazano w rozdziale 5. A zatem można uważać, że lewa strona zależności (7.25) jest niezależna od $\dot{\sigma}$, podobnie jak współczynniki β , k , Y oraz m . A zatem na podstawie równania (7.25) uzyskuje się następującą proporcję wytrzymałości na rozciąganie f_t i f_{t0} odpowiadających prędkościom obciążenia $\dot{\sigma}$ i $\dot{\sigma}_0$:

$$\ln \left(\frac{f_t}{f_{t0}} \right) \approx \frac{3}{6 - m} \left[\ln \frac{G_c}{G_{c0}} + \ln \frac{\phi(\alpha)}{\phi(\alpha_0)} \right] \quad (7.27)$$



Rys. 7.5 Zależność średnich wartości uszkodzenia "krytycznego" ω_u (odpowiadającego $\epsilon = \epsilon_u$) zanotowanego dla badanych kompozytów od logarytmu prędkości obciążenia.

Zmienność G_c w zależności od prędkości obciążenia aproksymowano następującą proporcją:

$$\frac{G_c}{G_{c0}} \approx \frac{W_T}{W_{T0}} \quad (7.28)$$

gdzie W_T oznacza pole pod krzywą σ - ϵ do wartości $\epsilon = \epsilon_u$, wyznaczoną doświadczalnie przy różnych prędkościach obciążenia. Obliczenia przeprowadzono dla wszystkich badanych rodzajów kompozytu na podstawie wzoru (7.27) porównując dane uzyskane w serii III względem serii I oraz dane uzyskane w serii IV względem serii I. Dane i wyniki obliczeń przedstawiono w Tabelcy 7.1. W kolumnie (3) tej tabelcy podano stosunek średnich prędkości obciążenia porównywanych serii badań. W kolumnie (4) podano

stosunek uzyskanych średnich wartości f_t/f_{t0} , natomiast w kolumnie (5) stosunek średnich wartości pola powierzchni pod wykresem σ - ϵ . Wyznaczone na tej podstawie wartości parametrów m i ϕ_t/ϕ_{t0} (oznacza $\phi(\alpha(\dot{\sigma}, p))/\phi(\alpha(\dot{\sigma}_0, p))$) podano w kolumnach (6) i (7). Uzyskany zestaw parametrów ma interesujące właściwości. Parametr m jest istotnie różny dla porównywanych kompozytów i po wykreśleniu jego wartości w funkcji porowatości kompozytów (Rys. 7.6) okazuje się prawie liniowo skorelowany z porowatością.

Tablica 7.1 Weryfikacja doświadczalna zależności (7.27)

Rodzaj kompozytu	Numery serii porównywanych	$\dot{\sigma}/\dot{\sigma}_0$	f_t/f_{t0}	$\frac{W_T}{W_{T0}}$	m	$\frac{\phi_t}{\phi_{t0}}$
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)
MR	seriaIV/seriaI	$4,6 \cdot 10^5$	2,12	4,22	1,4	3,16
	seriaIII/seriaI	$2,3 \cdot 10^4$	1,42	2,00		3,04
PM	seriaIV/seriaI	$4,0 \cdot 10^5$	2,28	3,10	1,0	5,46
	seriaIII/seriaI	$2,3 \cdot 10^4$	1,45	1,81		4,28
CE	seriaIV/seriaI	$4,2 \cdot 10^5$	1,55	2,45	5,0	1,63
	seriaIII/seriaI	$2,7 \cdot 10^4$	1,28	1,33		1,58
BF	seriaIV/seriaI	$4,7 \cdot 10^5$	1,91	2,52	3,2	3,07
	seriaIII/seriaI	$2,5 \cdot 10^4$	1,39	1,61		3,05
HF	seriaIV/seriaI	$3,2 \cdot 10^5$	1,68	3,02	3,7	1,97
	seriaIII/seriaI	$2,3 \cdot 10^4$	1,29	1,70		2,00

Próba dopasowania funkcji liniowej do omawianej zależności zaowocowała następującymi rezultatami:

$$m \approx -22,6 + 32,2 \cdot (1-p) \quad , \quad r^2 = 0,85 \quad (7.29)$$

przy czym r^2 oznacza współczynnik korelacji.

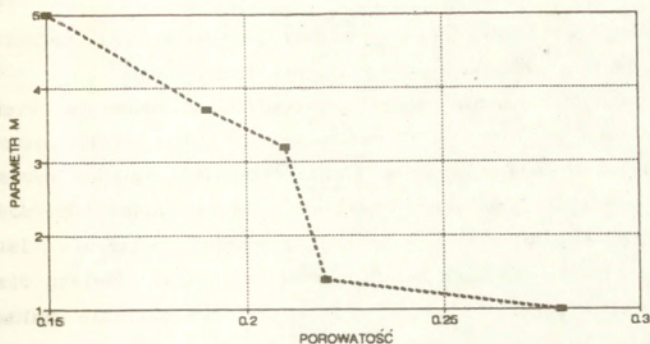
Jak się okazuje, porowatości kompozytów można przypisać następującą funkcję w rozważanym procesie. Wzrost porowatości implikuje wzrost niejednorodność materiału, a zatem wzrost rozrzutów lokalnych cech materiałowych. Większe rozrzuty pociągają za sobą bardziej płaski rozkład Weibulla, a zatem zmniejszenie parametru m .

Graficzną ilustrację rezultatów dotyczących ϕ_t/ϕ_{t0} pokazano na

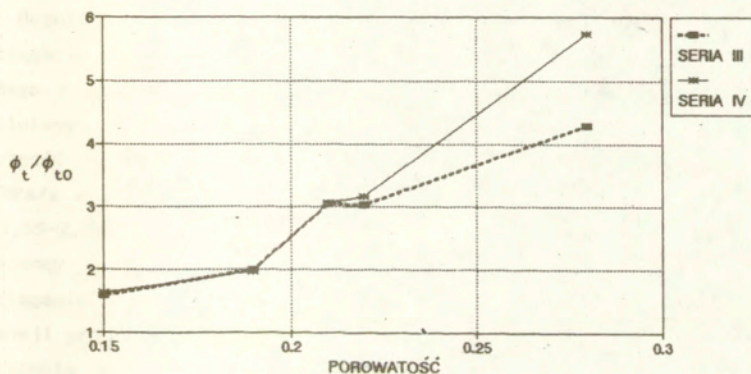
rys.7.7. Kształt uzyskanej zależności dobrze przybliża następujący wzór:

$$\phi_t / \phi_{t0} \approx 1 + 1,96 p \lg(\dot{\sigma} / \dot{\sigma}_0) \quad (7.30)$$

przy czym współczynnik korelacji $r^2 = 0,88$.



Rys.7.6 Zależność parametru m ze wzoru (7.27) od porowatości kompozytów



Rys. 7.7 Ilustracja zależności ϕ_t / ϕ_{t0} od porowatości kompozytów.

Odwołując się do rys. 7.3 oraz do wzoru (7.23) można zaproponować następującą hipotezę dotyczącą tego parametru.

Zwiększenie prędkości obciążenia implikuje zwielokrotnione mikropęknięcie, czego konsekwencją jest większe prawdopodobieństwo istnienia małych rys, tzn. wzrost parametru α : $\dot{\sigma} \nearrow \Rightarrow \alpha \nearrow$. Interakcja porowatości

i prędkości obciążenia we wzorze (7.30) jest trudna do uasadnienia. Wariancja obliczona dla rozkładu Pareto okazuje się bowiem następującą funkcją:

$$\text{Var} = \frac{\alpha}{(\alpha-2)(\alpha-1)^2} c_0^2 \quad (\alpha > 2) \quad (7.31)$$

i o ile można postulować relację między porowatością i najmniejszym wymiarem rasy c_0 , to relacja między p i α nie jest poznana.

Przytoczone rozumowanie można poprowadzić w odwrotnym kierunku. Akceptując podane założenia oraz zależności (7.29) i (7.30) jako dane startowe, można na podstawie wzoru (7.27) oszacować względny wzrost wytrzymałości kompozytu dysponując danymi odnośnie zmienności oporności na pękanie, mierzonej poprzez G_c , w funkcji prędkości obciążenia. Istnieje niewątpliwie potrzeba dalszych badań, aby bliżej poznać zjawiska fizyczne powodujące efekty prędkości obciążenia w szerszym zakresie zmienności parametrów materiałowych, jak też prędkości obciążenia.

8. PODSUMOWANIE I WNIOSKI

Celem przedstawionych badań było wzbogacenie zakresu poznania wrażliwości kompozytów z matrycą cementową na prędkość obciążenia przy rozciąganiu bezpośrednim. W odróżnieniu od dotychczasowych nielicznych badań w tej dziedzinie, nacisk położony został na poznaniu zależności wrażliwości na prędkość obciążenia od parametrów struktury wewnętrznej kompozytów.

Uzyskane wyniki uzasadniają słuszność tezy o istotnym wpływie parametrów strukturalnych kompozytów na zmiany wytrzymałości i odporności na zniszczenie uwarunkowane zmianami $\dot{\sigma}$ przy rozciąganiu. Do takiej konkluzji doprowadziły podsumowane poniżej spostrzeżenia i wnioski szczegółowe.

Wybrany sposób doboru materiałów umożliwił wykonanie takich rodzajów kompozytów z matrycą cementową, które intencjonalnie różniąc się budową wewnętrzną, charakteryzowały się jednakową statyczną wytrzymałością na rozciąganie bezpośrednie. Struktura wybranych kompozytów modelowych w "kliniczny" sposób uwypuklała analizowane cechy, takie jak: porowatość, uziarnienie kruszywa oraz zawartość i orientację uzbrojenia włóknistego.

Rezultaty badań jednoznacznie wskazały na wzrost wytrzymałości na rozciąganie bezpośrednie ze wzrostem prędkości obciążenia. W przypadku każdego z badanych kompozytów obserwowano progresywny wzrost f_t , a zatem nieliniowy - w odróżnieniu od wyników innych badaczy postulujących liniową zależność między $\ln f_t$ oraz $\ln \dot{\sigma}$. W badanym przedziale $10^{-3} \leq \dot{\sigma} \leq 10^{+3}$ MPa/s stwierdzono wzrost średnich wartości indeksu DIF^{ft} maksymalnie do 1,55-2,28. Indeks wrażliwości na prędkość obciążenia w aspekcie f_t , oznaczony DIF^{ft} , rozumiany jest jako względny wzrost wytrzymałości na rozciąganie w stosunku do wytrzymałości odpowiadającej najniższej (statycznej) prędkości obciążenia. Różnice wrażliwości kompozytów na prędkość obciążenia w aspekcie f_t były skorelowane z porowatością kompozytów - większej porowatości odpowiadał większy względny wzrost wytrzymałości na rozciąganie. Zauważona zależność nie została wcześniej opisana, aczkolwiek na jej korzyść przemawiają pośrednio wyniki cytowanych prac innych badaczy. Większa porowatość oznaczająca większą niejednorodność struktury wewnętrznej kompozytu okazała się czynnikiem wzrostu tak rozumianej wrażliwości na prędkość obciążenia.

Stwierdzono brak korelacji między wytrzymałością na rozciąganie f_t i powierzchniowym udziałem ziaren kruszywa grubego pękniętych na wskroś oraz

ziaren odspojonych w przejściach próbek. Ponieważ spostrzeżenia te dotyczyły całego obserwowanego zakresu $\dot{\sigma}$, można sformułować następującą uwagę. Interpretacja wrażliwości na prędkość obciążenia w aspekcie f_t na podstawie większej liczby ziaren kruszywa pękniętych na wskroś proponowana przez innych badaczy, zawodzi w tym przypadku. Procesowi pękania dużych ziaren kruszywa nie można więc jednoznacznie przypisać dominującej roli wśród zjawisk odpowiedzialnych za obserwowany wzrost wytrzymałości na rozciąganie ze wzrostem $\dot{\sigma}$.

Interakcja parametrów uzbrojenia włóknistego kompozytów i prędkości obciążenia nie ujawniła się w jednoznaczny sposób w odniesieniu do DIF^{ft} . Obserwowany wpływ obecności włókien stalowych na wytrzymałość dynamiczną ujawniał się łącznie z wpływem porowatości, który, jak już wspomniano, był dominujący.

Tendencje zmian odkształcalności granicznej kompozytów ϵ_u ze wzrostem prędkości obciążenia nie były tak jednoznacznie monotoniczne jak w przypadku f_t . W obserwowanym przedziale prędkości obciążenia stwierdzono obszar "przejściowy", około 10^0 MPa/s, w którym indeks wrażliwości DIF^{ϵ_u} zmniejszał się do wartości 0,95-0,98, bądź zwiększał do 1,10. W wyniku dalszego wzrostu $\dot{\sigma}$ zanotowano monotoniczny wzrost ϵ_u , osiągający średnie wartości do 1,32-2,01 razy większe niż wartości określone przy najniższej prędkości obciążenia.

Nie stwierdzono wyraźnej korelacji między porowatością badanych kompozytów i ich wrażliwością na $\dot{\sigma}$ ze względu na odkształcalność graniczną. Istotne różnice DIF^{ϵ_u} zanotowano natomiast w przypadku kompozytów z uzbrojeniem włóknistym w postaci włókien "Harex" i włókien "Bekaert". Znacznie mniejszy wzrost ϵ_u w przypadku włókien "Bekaert" był spowodowany nie tylko inną geometrią włókien, ale też inną przestrzenną, dystrybucją włókien, zbliżoną do orientacji 2D z wyróżnioną płaszczyzną prostopadłą do kierunku rozciągania.

Analizę odporności na zniszczenie przeprowadzono w przypadku kompozytów z uzbrojeniem włóknistym na podstawie aproksymacji wielkościami $G_{0.6}$. Zaobserwowano tendencje wzrostowe DIF^{Gf} za wzrostem prędkości obciążenia, przy czym największej prędkości obciążenia odpowiadały wartości średnie DIF^{Gf} wynoszące 2,18-2,28. Interakcję wpływów prędkości obciążenia $\dot{\sigma}$ i zawartości uzbrojenia, określonego parametrem N_A^f , dobrze opisuje następująca zależność empiryczna:

$$G_{0.6} = A_1 N_A^f + A_2 N_A^f \lg(\dot{\sigma}/\dot{\sigma}_0)$$

gdzie A_1 i A_2 są stałymi dla danego rodzaju kompozytu. Zaproponowany sposób interpretacji łącznego wpływu prędkości obciążenia i parametrów struktury uzbrojenia włóknistego na energię zniszczenia kompozytów odwoływał się do elementarnych procesów pochłaniania energii w takich materiałach. Wierne odzwierciedlenie rezultatów eksperymentalnych uzyskano wyodrębniając wśród procesów pochłaniania energii mechanizmy niezależne od prędkości obciążenia i te zależne od prędkości obciążenia.

Uzyskane doświadczalnie charakterystyki σ - ϵ badanych kompozytów wskazały na różnice w zachowaniu się tych materiałów uwarunkowane zmianami $\dot{\sigma}$ w obserwowanym zakresie. Generalnie zauważoną tendencją było zmniejszanie się nieliniowości tych charakterystyk ze wzrostem prędkości obciążenia.

W ujęciu modelowym przedstawiono propozycję interpretacji wpływu porowatości kompozytów na ich wrażliwość na prędkość obciążenia w aspekcie f_c . Wykazano, że dobrą zgodność z wynikami eksperymentów uzyskuje się przyjmując założenia o zmniejszeniu rozmiarów rys przedkrytycznych przy wzroście prędkości obciążenia oraz zwiększeniu lokalnych rozrzutów cech materiałowych uwarunkowanym porowatością. Wskazane zostały dwie nowe funkcje materiałowe, związane ze statystycznym rozkładem defektów w kompozycie, odgrywające istotną rolę w rozpatrywanym procesie.

Zastosowane metody badawcze okazały się skuteczne - umożliwiły obserwację efektów prędkości obciążenia w zakresie $10^{-3} \leq \dot{\sigma} \leq 10^{+3}$ MPa/s, a zatem w przedziale prędkości obejmującym wiele zagadnień inżynierskich, w tym dolną część spektrum charakterystycznego dla obciążeń sejsmicznych. Zakres $\dot{\sigma}$ był na tyle duży, że nietrudno było wyodrębnić badane efekty spośród rozrzutów wyników charakterystycznych dla badanej klasy materiałów. Dzięki wykorzystaniu cyfrowych metod rejestracji i przetwarzania mierzonych wielkości mechanicznych uzyskano dużą dokładność rezultatów.

Chociaż podsumowane spostrzeżenia wynikają z badanego zakresu zmienności parametrów, przypuszczać można, że wskazane tendencje zachodzą w całej grupie materiałów. Podane obserwacje pozwalają na sformułowanie wniosków o charakterze ogólnym, z których najważniejsze wypisano poniżej.

1. Wzrost prędkości obciążenia powoduje wyraźny wzrost wytrzymałości na

rozciąganie f_t , a także odkształcalności granicznej ϵ_u kompozytów z matrycą cementową. W przypadku kompozytów z uzbrojeniem włóknistym efektem wzrostu $\dot{\sigma}$ jest także istotny wzrost energii zniszczenia. Nie istnieją więc przesłanki, aby oczekiwać wzrostu kruchości tych materiałów spowodowanego wzrostem prędkości obciążenia.

2. Porowatość kompozytów jest najistotniejszą spośród właściwości strukturalnych badanych materiałów wpływającą na wrażliwość na prędkość obciążenia w aspekcie f_t . Wspomniana wrażliwość na prędkość obciążenia wzrasta ze wzrostem porowatości kompozytów.

3. Rozważania statystycznego rozkładu defektów w kompozycie umożliwiają modelową interpretację wpływu porowatości na wrażliwość na prędkość obciążenia.

Uzyskane wyniki mogą przynieść pewne korzyści aplikacyjne. Na podstawie ilościowej znajomości efektów prędkości obciążenia możliwa jest bardziej racjonalna analiza konstrukcji poprzez odpowiednią modyfikację danych materiałowych. Zauważona zależność wrażliwości na prędkość obciążenia w aspekcie f_t od porowatości kompozytów stwarza szansę przewidywania wytrzymałości dynamicznej na podstawie danych statycznych i porowatości kompozytów. Dalsze badania są jednak niezbędne w celu uściślenia parametrów modelowych dla różnych rodzajów kompozytów.

Na podstawie przeprowadzonych obserwacji i analiz można sformułować następujące postulaty dotyczące kierunków dalszych badań w zakresie wrażliwości kompozytów z matrycą cementową na prędkość obciążenia.

1. Podstawową kwestią pozostaje doświadczalna identyfikacja fizycznych zjawisk, zachodzących na poziomie mezo i mikrostruktury, warunkujących wrażliwość na prędkość obciążenia. Najważniejszym obszarem poszukiwań wydaje się poznanie morfologii rozwoju pęknięć, nieco uwagi warto też poświęcić zjawiskom dyfuzji wilgoci i wymiany ciepła z otoczeniem. Istotnym aspektem jest też poznanie kinematyki procesu wzrostu rys, w szczególności prędkości propagacji rys w funkcji $\dot{\sigma}$ oraz parametrów struktury wewnętrznej. Odróżnić tu trzeba prędkość stabilnego wzrostu rys i prędkość spontanicznego wzrostu rys. Dalszy rozwój analitycznych metod opisu dynamicznego zniszczenia kompozytów z matrycą cementową wymaga też poznania wpływu prędkości obciążenia na zasięg strefy mikropęknięcia, co

umożliwi jednocześnie oszacowanie tzw. efektu skali, który w zakresie obciążeń umiarkowanie prędkich i bardzo prędkich pozostaje nieznanym.

2. Nierozpoznanym obszarem zagadnień pozostaje też wpływ prędkości obciążenia na rozwinięcie powierzchni przelomu w kompozytach.

3. Odrębnym zagadnieniem jest objęcie obserwacjami jak najszerszego zakresu zmienności prędkości obciążenia, tj. znalezienie techniki badawczej skutecznej w całym przedziale przedziale $\dot{\sigma} : <10^{-4}, 10^5 \text{ MPa/s}>$, interesującym z uwagi na możliwe zastosowania kompozytów betonopodobnych.

WYKAZ PUBLIKACJI CYTOWANYCH W TEKŚCIE

1. ACI Committee 544 (1988): Measurement of properties of fiber reinforced concrete. *ACI Materials Journal*, Vol.85, No.6, 583-593.
2. Alford, N.M. (1982): Dynamic considerations of fracture in mortars. *Materials Science and Eng.*, Vol.56, 279-287.
3. Ansari, F., Yang, S.X. (1988): Computer-assisted instrumented impact testing of reinforced concrete. *Experimental Techniques*, Vol.12, No.11, 18-21.
4. ASTM C 457-82a (1982): Standard practice for microscopical determination of air-void content and parameters of air-void system in hardened concrete. 1982 Annual Book of ASTM Standards, ASTM, Philadelphia.
5. Atkins, A.G., Mai, Y.W. (1985): Elastic and plastic fracture. Ellis Horwood, Chichester.
6. Atzeni, C., Massida, L., Sanna, U. (1987): Effect of pore distribution on strength of hardened cement pastes. *Proc. Int. Congress RILEM, Versailles*, 195-202.
7. Aveston, J., Cooper, G.A., Kelly, A. (1971): Single and multiple fracture. *Proc. Nat. Phys. Lab. Conf. "The properties of fibre composites"*, IPC Science and Techn. Press, 15-24.
8. Babut, R. (1986): Structural investigation of steel fibre reinforced concrete. *Heron*, Vol.31, No.2, 29-43.
9. Babut, R., Brandt, A.M., Burakiewicz, A., Kasperkiewicz, J. (1977): Wytrzymałość i odkształcalność fibrobetonu z włóknem stalowym w stanie rozciągania osiowego. Sprawozdanie niepublikowane, IPPT PAN, Warszawa.
10. Banthia, N., Mindess, S., Bentur, A. (1987): Impact behaviour of concrete beams. *Materials and Structures*, Vol.20, No.118, 293-302.
11. Banthia, N., Ohama, Y. (1989): Dynamic tensile fracture of carbon fiber reinforced cements. *Fibre Reinforced Cements and Concretes: Recent Developments*, ed. R.N.Swamy & B.Barr, Elsevier, London, 251-260.
12. Banthia, N., Trottier, J.-F., Pigeon, M. (1989): Fiber pull-out mechanisms: effects of fiber geometry, loading rate and sub-zero temperatures. *Fibre Reinforced Cements and Concretes: Recent Developments*, ed. R.N.Swamy & B.Barr, Elsevier, London, 136-145.
13. Bentur, A., Mindess, S. (1990): *Fibre reinforced cementitious materials*. Elsevier Applied Science, London - New York.

14. Bentur, A., Mindess, S., Banthia, N. (1986): The behaviour of concrete under impact loading : experimental procedures and method of analysis. *Materials and Structures*, Vol. 19, 371-378.
15. Bentur, A., Mindess, S., Skalny, J. (1989): Reinforcement of normal and high strength concretes with fibrillated polypropylene fibres. *Fibre Reinforced Cements and Concretes: Recent Developments*, ed. R.N.Swamy & B.Barr, Elsevier, London, 229-239.
16. Birkimer, D.L., Lindemann, R. (1971): Dynamic tensile strength of concrete materials. *Journal of ACI*, January 1971, 47-49.
17. Bischoff, P.H., Perry, S.H., Eibl, J. (1990) : Contact force calculations with a simple spring-mass model for hard impact: a case study using polystyrene aggregate concrete. *Int. J. Impact Eng.*, Vol. 9, No. 3, 317-325.
18. Blazynski, T.Z. (ed.) (1987): *Materials under high strain rates*. Elsevier Applied Science, London - New York.
19. Brandes, K. (1982): Behaviour of critical regions under soft missile impact and impulsive loading. *Interassociation Symposium: Concrete structures under impact and impulsive loading*, Berlin, 91-111.
20. Brandt, A.M. (1978): *Metody pomiarów i analizy odkształceń wewnętrznych w elementach konstrukcji*. PWN, Warszawa.
21. Brandt, A.M. (1982): O składowych energiach zniszczenia w zginanych elementach fibrobetonowych (SFRC). *AIL*, Tom XXVIII, Z. 3-4/1982, 271-279.
22. Brandt, A.M. (1983): Zastosowanie doświadczalnej mechaniki zniszczenia do kompozytów o matrycach cementowych. *Mechanika kompozytów betonopodobnych*, red. J.Kasperkiewicz, IPPT PAN, Ossolineum, Wrocław, 449-501.
23. Brandt, A.M. (1986): Influence of fibre orientation on the energy absorption at fracture of SFRC specimens. *Brittle Matrix Composites 1*, ed. A.M.Brandt & I.H.Marshall, Elsevier Applied Science, London - New York, 403-420.
24. Breysse, D. (1989): A probabilistic model for damage of concrete structures. *Brittle Matrix Composites 2*, ed. A.M.Brandt & I.H.Marshall, Elsevier Applied Science, London - New York, 237-247.
25. Brooks, J.J., Samariae, N.H. (1989): Influence of rate of stressing on tensile stress-strain behaviour of concrete. *Fracture of Concrete and Rock*, S.P.Shah, S.E.Swartz, B.Barr (eds.), Elsevier Applied Science, 397-408.
26. Brühwiler, E., Wittmann, F.H. (1990): Failure of dam concrete subjected to seismic loading conditions. *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 35, No. 1/2/3, 565-573.

27. Burakiewicz, A. (1983): Przyczepność włókna do matrycy. *Mechanika kompozytów betonopodobnych*, red. J.Kasperkiewicz, PPT PAN, Ossolineum, Wrocław, 257-338.
28. Butler, J.E. (1989): The performance of concrete containing high proportions of steel fibres with particular reference to rapid flexural and fatigue load. *Fibre Reinforced Cements and Concretes: Recent Developments*, ed. R.N.Swamy & B.Barr, Elsevier, London, 544-552.
29. Carpinteri, A. (1987): Influence of defects and porosity on material strength. *Proc. Int. Congress RILEM, Versailles*, 183-190.
30. Chan, S.L. (1985): Application of stereological and image analytical methods for concrete testing. Part 2. *Material und Technik*, No.2, 109-112.
31. Cornelissen, H.A.W., Hordijk, D.A., Reinhardt, H.W. (1986): Experiments and theory for the application of fracture mechanics to normal and lightweight concrete. *Fracture Toughness and Fracture Energy of Concrete*, ed.F.H.Wittmann, Elsevier, Amsterdam, 55-575.
32. Curbach, M., Eibl, J. (1990): Crack velocity in concrete. *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.35, No.1/2/3, 321-326.
33. Darwin, D., Zhenjia, S., Harsh, S. (1988): Silica fume, bond strength and the compressive strength of mortar. *Bonding in Cementitious Composites*, S.P.Shah, S.Mindess (eds.), Materials Research Society Symposium Proceedings, Vol.114, MRS, Pittsburgh, 105-110.
34. Diamond, S., Bentur, A. (1984): On the cracking in concrete and fiber reinforced concrete. *NATO Advanced Research Workshop : Application of fracture mechanics to cementitious materials*, ed. S.P.Shah, Evanston.
35. Dietrich, L., Miastkowski, J., Szczepiński, W. (1984): Własności plastyczne metali. *Metody doświadczalne mechaniki ciała stałego* (red. W.Szczepiński). *Mechanika Techniczna*, Tom X. PWN, Warszawa.
36. Eibl, J. (1987): Design of concrete structures to resist accidental impact. *The Structural Engineer*, Vol.65A, No.1, 27-32.
37. Eibl, J., Curbach, M. (1987): Behaviour of concrete under high tensile loading rates. *9 th Intern. Conference on SMIRT, Lausanne*, Vol. H, 245-250.
38. Fagerlund, G. (1977): Equations for calculating the mean free distance between aggregate particles or air pores in concrete. *CBI Reports 8:77*, Stockholm, 28 p.
39. Filipkowski, A. (1980): Układy elektroniczne analogowe i cyfrowe. *WNT, Warszawa*.
40. Glinicki, M.A. (1982): Improvement of concrete properties by straight and deformed steel fibres. *Stevin Report 5-82-3*, Delft University of

41. Glinicki, M. A. (1984): Badanie właściwości fibrobetonu z włóknami stalowymi z odpadów przemysłowych. *Inżynieria i Budownictwo*, 4/1984.
42. Glinicki, M. A. (1986): Effect of the loading rate on the tensile strength of concrete. *Cement-based composites : strain rate effects on fracture*, ed. S.Mindess & S.P.Shah, MRS Symposia Proc. Vol.64, 93-96.
43. Glinicki, M. A. (1989): Loading rate sensitivity of concrete-like composites under tensile loading. *Brittle Matrix Composites 2*, ed. A.M.Brandt & I.H.Marshall, Elsevier Applied Science, 559-567.
44. Glinicki, M. A., Körmeling, H. A., Reinhardt, H.W. (1982): Estel steel fibres in concrete. *Stevin Report 5-82-2*, Delft University of Technology, Delft.
45. Gokoz, U.N., Naaman, A.E. (1981): Effect of strain-rate on the pull-out behaviour of fibres in mortar. *Int. J. Cement Compos. and Lightw. Concrete*, 3, no 3, 187-202.
46. Gopalaratnam, V.S., Shah, S.P. (1986): Properties of steel fiber reinforced concrete subjected to impact loading. *ACI Jour.*, 83, 117-126.
47. Gopalaratnam, V.S., Shah, S.P. (1985): Strength, deformation and fracture toughness of fiber cement composites at different rates of flexural loading. *Steel fiber concrete, US-Sweden Joint Seminar*, Stockholm, 299-331.
48. Grady, D. (1985): The mechanics of fracture under high-rate stress loading. *Mechanics of Geomaterials: rocks, concrete, soils*, ed. Z.P.Bazant, John Willey & Sons, 129-156.
49. Gran, J.K. (1986): A new technique for studying the dynamic tensile response of concrete. *Proc. 2nd Symp. Interaction of non-nuclear munitions with structures*, Panama City Beach, Florida, April 1986, 206-210.
50. Guo, Z., Zhang, X. (1987): Investigation of complete stress-deformation curves for concrete in tension, *ACI Materials Journal*, Vol.84, No.4, 278-285.
51. Hibbert, A.P., Hannant, D.J. (1982): Toughness of fibre cement composites. *Composites*, April 1982, 105-111.
52. Hillerborg, A. (1985): Numerical methods to simulate softening and fracture of concrete. *Fracture Mechanics of Concrete: Structural application and numerical calculation*. ed. G.C.Sih & A.DiTommaso, Martinus Nijhoff Publ., Dordrecht, 141-170.
53. Hordijk, D. A., Reinhardt, H.W., van Mier, J.G.M., Rossi, P. (1987): Material properties. *Fracture mechanics of concrete applications*,

54. Hu, X.Z. (1989): Flaw analysis in time-dependent fracture for cementitious materials. *Fracture of Concrete and Rock*, S.P.Shah, S.E.Swartz, B.Barr (eds.), Elsevier Applied Science, 409-418.
55. Hu, X.Z., Mai, Y.W., Cotterell, B.A. (1988): A statistical theory of time-dependent fracture for brittle materials. *Phil. Mag.*, A58(2), 299-324.
56. Hu, X.Z., Mai, Y.W., Cotterell, B. (1989): A statistical theory of time-dependent fracture for cementitious materials subjected to cyclic loading. *J. of Material Science*, Vol.29, No.9, 3118-3122.
57. Huang J., Li V.C. (1989): A meso-mechanical model of the tensile behaviour of concrete. Part I & II. *Composites*, Vol.20, No.4, 361-369, 370-378.
58. Jamróży, Z. (1978): *Technologia betonu*. Politechnika Krakowska, Kraków.
59. Jamróży, Z. (1985): *Drutobeton*. Politechnika Krakowska, Kraków.
60. Jamróży, Z., Szaśiadek, S., Śliwiński, J. (1988): *Betony specjalne konstrukcyjne*. Politechnika Krakowska, Kraków.
61. Jaworski, J. (1979): *Badania elementów rozciąganych*. Maszynopis IPPT PAN, Warszawa.
62. Jayatilaka, A. de S. (1979): *Fracture of Engineering Brittle Materials*. Appl. Science Publ., London.
63. Jenq, Y.S., Shah, S.P. (1985): A two parameter fracture model for concrete. *J. Eng. Mech. ASCE*, Vol.111, No 10, 1227-1241.
64. John, R., Shah, S.P. (1987): Effect of high strength and rate of loading on fracture parameters of concrete. *Proc. RILEM-SEM Intern. Conf. on Fracture of Concrete and Rock*, ed. S.P.Shah & S.E.Swartz, Hudson, June 17-19.
65. John, R., Shah, S.P., Jenq, Y.S. (1987): A fracture mechanics model to predict the rate sensitivity of mode I fracture of concrete. *Cement and Concrete Research*, Vol.17, No 2, 249-262.
66. Johnston, C.D. (1985): Toughness of steel fiber reinforced concrete. *Steel fiber concrete, US-Sweden Joint Seminar, Stockholm*, 333-360.
67. Kachanov, L.M. (1986): *Introduction to continuum damage mechanics*. Kluwer Academic Publishers, Dordrecht.
68. Kasperkiewicz, J. (1979): *Struktura uzbrojenia w kompozytach z włóknami rozproszonymi*. *Prace IPPT PAN*, Nr 30/1979, Warszawa.

69. Kasperkiewicz, J. (1983): Struktura wewnętrzna a procesy pęknięcia w kompozytach z kruchą matrycą. Prace IPPT PAN, Nr 39/1983, Warszawa.
70. Kasperkiewicz, J. (red.) (1989): Struktura a właściwości betonu i kompozytów betonopodobnych. Stan wiedzy w Polsce. PWN, Warszawa-Łódź.
71. Kasperkiewicz, J., Skarendahl, A. (1989): Testing the influence of steel fibre parameters on toughness and cracking of fibre concrete, Prace IPPT PAN, Nr 33/1989, Warszawa.
72. Kendall, K., Howard, A.J., Birchall, J.D. (1983): The relation between porosity, microstructure and strength, and the approach to advanced cement-based materials. Phil. Trans. of the Royal Society of London, Vol. A310, 139-153.
73. Kipp, M.E., Grady, D.E. (1980): Numerical studies in rock fragmentation. Numerical Methods in Fracture Mechanics. eds. D.R.J. Owen, A.R. Luxmoore, Pineridge Press, Swansea.
74. Körmeling, H.A. (1983): The tensile behaviour of concrete at high strain rates. , Stevin Reports No 5-83-11,-12,-22, Delft University of Technology, Delft.
75. Körmeling, H.A. (1986a): SFRC in uniaxial impact tensile loading at 20 C and at -170 C. , 3 rd Intern. Symposium on Developments in Fibre Reinforced Cement and Concrete, Sheffield, Vol. 1, 259-266.
76. Körmeling, H.A. (1986b): Strain rate and temperature behaviour of steel fibre reinforced concrete in tension. Delft University Press, Delft.
77. Kowalczyk, R., Sawczuk, A. (1982): Modelling of concrete behaviour under dynamic loading. Interassociation Symposium: Concrete structures under impact and impulsive loading, Berlin, 92-100.
78. Li, V.C., Chan, C.M., Leung, C.K.Y. (1987): Experimental determination of the tension-softening relations for cementitious composites. Cement and Concrete Research, Vol.17, 441-452.
79. Limberger, E., Struck, W. (1982): Servohydraulic equipment for testing reinforced concrete structural members and components under impulsive loading. Interassociation Symposium: Concrete structures under impact and impulsive loading, Berlin, 213-223.
80. Lhymn, C., Lhymn, Y., Peckens, R., Young, J. (1988): Effect of loading rate on tensile strength of fibrous composites. Composites, Vol.19, No.4, 295-299.
81. Lorrain, M., Loland, K.E. (1983): Damage theory applied to concrete. Fracture Mechanics of Concrete, ed. F.H.Wittmann, Elsevier, Amsterdam, 341-368.

82. Luping, T. (1986): A study of the quantitative relationship between strength and pore-size distribution of porous materials. *Cement and Concrete Research*, Vol.16, 87-96.
83. Maculay, M.A. (1987): Introduction to impact engineering. Chapman and Hall, London - New York.
84. Mai, Y.W., Cotterell, B. (1985): Porosity and mechanical properties of cement mortar. *Cement and Concrete Research*, Vol.15, 995-1002.
85. McVay, M.K. (1988): Spall damage of concrete structures. Technical Report No. SL-88-22, U.S. Army Engineer Waterways Experimental Station, Vicksburg, 112-152.
86. Mihashi, H. (1983): A stochastic theory for fracture of concrete. *Fracture Mechanics of Concrete*, ed.F.H.Wittmann, Elsevier, 301-399.
87. Mihashi, H., Wittmann, F.H. (1981): Probabilistic concept to describe the influence of rate of loading on strength of concrete. 6-th Intern. Conference on SMIRT, Paris, J 6/4.
88. Mindess, S. (1984): Rate of loading effects on the fracture of cementitious materials. NATO Advanced Research Workshop : Application of fracture mechanics to cementitious materials, ed. S.P.Shah, Evanston, 465-485.
89. Mindess, S. (1988): Fracture process zone detection. RILEM Committee 89-FMT, Draft Report.
90. Mindess, S., Banthia, N., Bentur, A. (1986): The impact behaviour of concrete in bending. *Fracture Toughness and Fracture Energy of Concrete*, ed. F.H.Wittmann, Elsevier, Amsterdam, 363-372.
91. Mindess, S., Banthia, N., Yan, C. (1987): The fracture toughness of concrete under impact loading. *Cement and Concrete Research*, 17, no.2, 231-241.
92. Mindess, S., Vondran, G. (1988): Properties of concrete reinforced with fibrillated polypropylene fibres under impact loading. *Cement and Concrete Research*, 18, no.1, 109-115.
93. Mines, R.A.W. (1990): Characterization and measurement of the mode I dynamic initiation of cracks in metals at intermediate strain rates - a review. *Int. J. Impact Engineering*, Vol.9, No.4, 441-454.
94. Monteiro, P.J.M., Maso, J.C., Ollivier, J.P. (1985): The aggregate-mortar interface. *Cement and Concrete Research*, Vol.15, 953-958.
95. Naaman, A.E. (1984): Fiber reinforced concrete under dynamic loading. *Fiber Reinforced Concrete - Intern. Symposium*, ed. G.C.Hoff, ACI SP-81, Detroit.
96. Nadeau, J.S., Bennett, R., Fuller, E.R. (1982): An explanation for the rate-of-loading and the duration-of-load effects in wood in terms

of fracture mechanics. *J. Mater. Sci.*, 17, No.10, 2831-2840.

97. Nammur, G.G., Naaman, A.E. (1986): Strain rate effects on tensile properties of fiber reinforced concrete. *Cement-based composites: strain rate effects on fracture*, ed. S.Mindess & S.P.Shah, MRS Symp. Proc., Vol.64, Pittsburgh, 97-118.
98. Neville, A.M. (1978): *Właściwości betonu*. Arkady, Warszawa.
99. Osiniński, Z. (1980): *Teoria drgań*. PWN, Warszawa.
100. Passman, S.L., Grady, D.E., Rundle, J.B. (1980): The role of inertia in the fracture of rock. *J. Appl. Phys.*, Vol.51, No 8, 4070-4075.
101. Perzyna, P. (1978): *Termodynamika materiałów niesprężystych*. PWN, Warszawa.
102. Petersson, P.E. (1981): Crack growth and development of fracture zones in plain concrete and similar materials. Report TVBM-1006, Lund Institute of Technology, Lund.
103. Potrzebowski, J. (1990): Procesy odspajania i wywleknięcia stalowych włókien z matrycy cementowej. Praca doktorska, IPPT PAN, Warszawa.
104. Prokopski, G. (1990): Analiza związku struktury z odpornością betonów na pękanie. Seria: Monografie nr 14. Wyd. Politechniki Częstochowskiej, Częstochowa.
105. Radomski, W. (1978): *Badania betonu pod obciążeniami uderzeniowymi. Studia z zakresu inżynierii - 19*, PWN, Warszawa.
106. Radomski, W. (1982): *Właściwości fibrobetonu pod obciążeniami uderzeniowymi*. Praca habilitacyjna, Politechnika Warszawska, Warszawa.
107. Radomski, W. (1987): Some properties of steel fibre reinforced concrete subjected to impact loads. 9 th Intern. Conference on SMIRT, Lausanne, Vol. H, 285-291.
108. Raphael, J.M. (1984): Tensile strength of concrete. *ACI Materials Journal*, Vol.81, No.2, 158-165.
109. Reinhardt, H.W. (1982a): Concrete under impact loading - tensile strength and bond. *Heron*, V.27, No.3.
110. Reinhardt, H.W. (1982b): Testing and monitoring techniques for impact and impulse loading of concrete structures. *Interassociation Symposium: Concrete structures under impact and impulsive loading*, Berlin, 65-87.
111. Reinhardt, H.W. (1984): Tensile fracture of concrete at high rates of loading. *NATO Advanced Research Workshop : Application of fracture mechanics to cementitious materials*, ed. S.P.Shah, Evanston, 413-442.

112. Reinhardt, H.W. (1987): Loading rate effects. RILEM Committee 89-FMT. Stevin Report 25-87-16, Delft University of Technology, Delft.
113. Reinhardt, H.W. (1990): Loading rate, temperature and humidity effects. Fracture Mechanics of Concrete - Test Method. Draft of the report prepared by the RILEM Technical Committee 89-FMT.
114. Reinhardt, H.W., Gaber, K. (1990): From pore size distribution to an equivalent pore size of cement mortar. Materials and Structures, Vol.23, No.133, 3-15.
115. Reinhardt, H.W., Körmeling, H.A., Zieliński, A.J. (1986): The split Hopkinson bar, a versatile tool for the impact testing of concrete. Materials and Structures, 19, no.109, 55-63.
116. Rice, E.K., Vondran, G., Kunbargi, H.O. (1988): Bonding of fibrillated polypropylene fibres to cementitious materials. Bonding of Cementitious Composites, ed. S.P.Shah and S.Mindess, Materials Research Society Symposium Proceedings, Vol.114, MRS, Pittsburgh, 145-152.
117. Ross, C.A. (1990): Fracture of concrete at high strain-rate. NATO Advanced Research Workshop on Toughening Mechanisms in Quasi-Brittle Materials, June 16-20, 1990, ed. S.P.Shah, NSF 1990, 571-589.
118. Ross, C.A., Kuennen, S.T. (1989): Fracture of concrete at high strain-rates. Fracture of Concrete and Rock, S.P.Shah, S.E.Swartz, B.Barr (eds.), Elsevier Applied Science, 152-161.
119. Ross, C.A., Thompson, P.Y., Tedesco, J.W. (1989): Split-Hopkinson pressure-bar tests on concrete and mortar in tension and compression. ACI Materials Jour., Vol.86, No.5, 475-481.
120. Rossi, P. (1990): Coupling between the cracking process and viscous phenomena in concrete. Eng. Fract. Mech., Vol.35, No.1/2/3, 79-86.
121. Rossi, P., Boulay, C., Acker, P., Malier, Y. (1986): Influence of the crack opening rate on the fracture toughness of plain concrete. Cement-based composites: strain rate effects on fracture, ed. S.Mindess & S.P.Shah, MRS Symp. Proc., Vol.64, Pittsburgh, 39-46.
122. Rostasy, F.S., Hartwich, K. (1983): Festigkeits- und Verformungsverhalten von Stahlfaserbewehrtem normal Beton unter hohen und schnell ablaufenden Belastungen, Techn. Universität Braunschweig, Braunschweig.
123. Rusin, Z. (1989): Zjawiska fizyczne w zamrażanym kruszywie i ich związek z mrozoodpornością betonu. Zeszyty Naukowe Politechniki Świętokrzyskiej, Budownictwo 29, Kielce.
124. Ryś, J. (1983): Metalografia ilościowa. Wyd. AGH, Kraków.
125. Sarja, A., Moronen, L., Pyy, H. (1987): A statistical model for technical properties based on the microstructure of concrete.

126. Sarkar, S.L.; Diatta, Y., Aitcin, P.-C. (1988): Microstructural study of aggregate/hydrated paste interface in a very high strength river concretes. Bonding in Cementitious Composites, S.P.Shah, S.Mindess (eds.), Materials Research Society Symposium Proceedings, Vol.114, MRS, Pittsburgh, 111-116.
127. Schneider, U., Diederichs, U. (1983): Detection of cracks by mercury penetration measurements. Fracture Mechanics of Concrete, ed. F.H.Wittmann, Elsevier, Amsterdam, 207-222.
128. Scrivener, K.L., Pratt, P.L. (1987): The characterization and quantification of cement and concrete microstructures. Proc. Int. Congress RILEM, Versailles, 61-68.
129. Shah, S.P. (1986): Concrete and fiber reinforced concrete subject to impact loading. Cement-based composites: strain rate effects on fracture, ed. S.Mindess & S.P.Shah, MRS Symp. Proc., Vol.64, Pittsburgh, 181-202.
130. Shah, S.P., Gopalaratnam, V.S. (1986): Impact resistance measurements for fibre cement composites. 3 rd Intern. Symposium on Developments in Fibre Reinforced Cement and Concrete, Sheffield, Vol. 1, 267-276.
131. Sierakowski, R.L. (1984): Dynamic effects in concrete materials. NATO Advanced Research Workshop : Application of fracture mechanics to cementitious materials, ed. S.P.Shah, Evanston, 391-412.
132. Sih, G.C. (1988): Micromechanics and microbehaviour of advanced materials. Analytical and Testing Methodologies for Design with Advanced Materials. G.C.Sih, J.T.Pindera, S.V.Hoa (eds), Elsevier Applied Science, 3-25.
133. Soroushian, P., Choi, K-B., Fu, G. (1986): Tensile strength of concrete at different strain rates. Cement-based composites: strain rate effects on fracture, ed. S.Mindess & S.P.Shah, MRS Symp. Proc., Vol.64, Pittsburgh, 87-92.
134. Stroeven, P. (1973): Some micromechanics aspects of concrete. Ph.D. Thesis, Delft University of Technology, Delft.
135. Struble, L. (1988): Microstructure and fracture at the cement paste-aggregate interface. Bonding in Cementitious Composites, S.P.Shah, S.Mindess (eds.), Materials Research Society Symposium Proceedings, Vol.114, MRS, Pittsburgh, 11-20.
136. Suaris, W., Shah, S.P. (1983a): A constitutive model for concrete under dynamic loading. 7 th Intern. Conference on SMIRT, Chicago.
137. Suaris, W., Shah, S.P. (1983b): Properties of concrete subjected to impact. J. Structural Mechanics, ASCE, 109, no.ST7, 1727-1741.
138. Suaris, W., Shah, S.P. (1984): Rate-sensitive damage theory for

- brittle solids. *J. Engineering Mechanics, ASCE*, 110, no.6, 985-997.
139. Swift, D.S., Nicholas, D.M., Scott, R.A.M. (1986): The effect of sand particle size on the tensile strength of cement mortars. *Int. Journal of Cement Composites and Lightw. Concrete*, Vol.8, No.1, 39-44.
 140. Szydłowski, H. (red.) (1980): *Teoria pomiarów*. PWN, Warszawa.
 141. Taylor, L.M., Chen, E.P., Kuzmaul, J.S. (1986): Microcrack-induced damage accumulation in brittle rock under dynamic loading. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol.55, No 3, 301-320.
 142. Tinic, C., Brühwiler, E. (1985): Effect of compressive loads on the tensile strength of concrete at high strain rates. *Intern. J. Cement Composites and Lightweight Concrete*, 7, no.2, 103-108.
 143. Vos, E. (1983): Influence of loading rate and radial pressure on bond in reinforced concrete. Delft University Press, Delft.
 144. Wei, S., Mandel, J.A., Said, S. (1986): Study of the interface strength in steel fiber reinforced cement-based composites. *ACI Journal*, Vol.83, No.4, 597-605.
 145. Wittmann, F.H. (1983): Structure of concrete with respect to crack formation. *Fracture Mechanics of Concrete*, ed.F.H.Wittmann, Elsevier, Amsterdam, 43-74.
 146. Wittmann, F.H. (1984): Influence of time on crack formation and failure of concrete. *NATO Advanced Research Workshop : Application of fracture mechanics to cementitious materials*, ed. S.P.Shah, Evanston, 443-464.
 147. Wnuk, M.P. (1981): *Podstawy mechaniki pękania*. Wyd. AGH, Kraków.
 148. Ziegeldorf, S. (1983): Phenomenological aspects of the fracture of concrete. *Fracture Mechanics of Concrete*, ed. F.H.Wittmann, Elsevier, Amsterdam, 31-41.
 149. Zieliński, A.J. (1982): Fracture of concrete and mortar under uniaxial impact tensile loading. Delft University Press, Delft.
 150. Zimbelmann, R. (1985): A contribution to the problem of cement-aggregate bond. *Cement and Concrete Research*, Vol.15, 801-808.

ZALĄCZNIKI

ZAŁĄCZNIK I	
Analiza sitowa piasku	171
ZAŁĄCZNIK II	
Program konwersji danych w postaci źródłowej	171
ZAŁĄCZNIK III	
Zestawienie wykresów z badań doświadczalnych - seria I	
III.1 Analogowe wykresy obciążenia w funkcji przemieszczenia trowersy maszyny	174
III.2 Analogowe wykresy odkształcenia osiowego (ϵ) oraz wydłużenia osiowego próbki po obu jej stronach (δ_w, δ_z) w funkcji obciążenia próbki	177
III.3 Cyfrowe wykresy naprężenia (σ) i odkształcenia (ϵ) osiowego próbek w funkcji czasu	187
ZAŁĄCZNIK IV	
Zestawienie wykresów z badań doświadczalnych - seria II	
Cyfrowe przebiegi obciążenia (σ), odkształcenia osiowego (ϵ), wydłużenia osiowego próbki po obu jej stronach (δ_w, δ_z w funkcji czasu (w niektórych przypadkach przedstawiono także przebieg przemieszczenia tłoka maszyny (u) w czasie)	193
ZAŁĄCZNIK V	
Zestawienie wykresów z badań doświadczalnych - seria III	
Cyfrowe przebiegi obciążenia (σ), odkształcenia osiowego (ϵ), wydłużenia osiowego próbki po obu jej stronach (δ_w, δ_z w funkcji czasu (w niektórych przypadkach przedstawiono także przebieg przemieszczenia tłoka maszyny (u) w czasie)	204
ZAŁĄCZNIK VI	
Zestawienie wykresów z badań doświadczalnych - seria IV	
Cyfrowe przebiegi obciążenia (σ), odkształcenia osiowego (ϵ), wydłużenia osiowego próbki po obu jej stronach (δ_w, δ_z) w funkcji czasu (w niektórych przypadkach przedstawiono także przebieg przemieszczenia tłoka maszyny (u) w czasie)	215.
ZAŁĄCZNIK VII	
Zestawienie cyfrowych wykresów σ - ϵ uzyskanych przy różnych prędkościach obciążenia	
VII.1 Kompozyty MR	227
VII.2 Kompozyty PM	229
VII.3 Kompozyty CE	231
VII.4 Kompozyty BF	233
VII.5 Kompozyty HF	235
ZAŁĄCZNIK VIII	
Zestawienie współczynników regresji równań (6.7) i (6.8)	237

ZALĄCZNIK I

Analiza sitowa piasku

Frakcja	Pozostałość na sicie
[mm]	[%]
0 - 0,15	0,6
0,15-0,25	10,4
0,25-0,5	38,0
0,5 - 1	47,4
1 - 2	3,6

ZALĄCZNIK II

Program konwersji danych w postaci źródłowej
(język TURBO PASCAL wersja 5.5)

```

program atn;
{$N+,R+}
uses
    Crt,Dos;
var
    source : file;
    target : text;
    bufor : array[1..5,1..8192] of char;

    lp : longint;
    l, j, k, l, m, n, lrec, nl, np, nq, na, nb, nmax : integer;
    k1, k2, k3, k4 : integer;
    jk1, jk2, jk3, jk4, jk5 : byte;
    sen : boolean;
    fmax, ef, am, alfa, eo, df : real;
    av1, av2, av3, av4 : real;

    pyt : char ;
    nazwain, filename, nazwaout, temp, tekst,
    katalog, katout : string[16];

procedure dajglos;
begin
    repeat
        sound(400);
        delay(200);
    
```

```

        nosound;
        delay(400);
        until keypressed
end;
      { ----- }
begin
  writeln('          Konwersja danych - COMBO 10 bit - 4 kanały ');
  writeln('          _____ ');
  writeln(' ');
  if ParamCount > 0 then nazwain := ParamStr(1) else begin
    write('nazwa zbioru dyskowego ');
    readln(nazwain);
  end;
  writeln('          Zbior danych : ',nazwain);

{          wczytywanie          }
  nl := 8192; np := 5; lp := 0;
  filename := nazwain;
  assign(source,filename);
  reset(source,nl);
  lp := FileSize(source);
  writeln('          * liczba punktów ',lp,' * 8192');
  if lp < 1 then writeln(' stop ');
  blockread(source,bufor,np,nq);
  writeln('np ',np,' nq ',nq);
  close(source);
  writeln('          * ok! ');
  av1 := 0; av2 := 0; av3 := 0; av4 := 0;
  nmax := 0; am := 0;
{          przeszukiwanie          }
  for i:=1 to nl do begin
    jk2 := Ord(bufor [2,i]) ;
    jk5 := Ord(bufor[5,i]);
    k2 := jk2 + 16 * (jk5 and 48);
    av2 := 1.003*(0.026-0.01948*(k2-509.0));
    if am < av2 then begin
      am := av2; nmax := i;
    end;
  end;
  nmax := nmax - 2070;
  writeln('          kan2 max ',am);
  writeln('          nmax ',nmax,' tj. ',nmax+2070);
  writeln('          liczba punktów nmax + 200 : ',nmax+200);
  writeln('          zakres od 2070 do ',nmax+2070+200);
  nq := nmax + 200 + 2070;
  write('          ok! (t/n) '); pyt := readkey; writeln;
  if pyt = 'n' then begin
    write('          ? kraniec zakresu ');readln(nq)
  end;

  nazwaout := nazwain + '.dat';
  assign(target,nazwaout);
  rewrite(target);

```

```

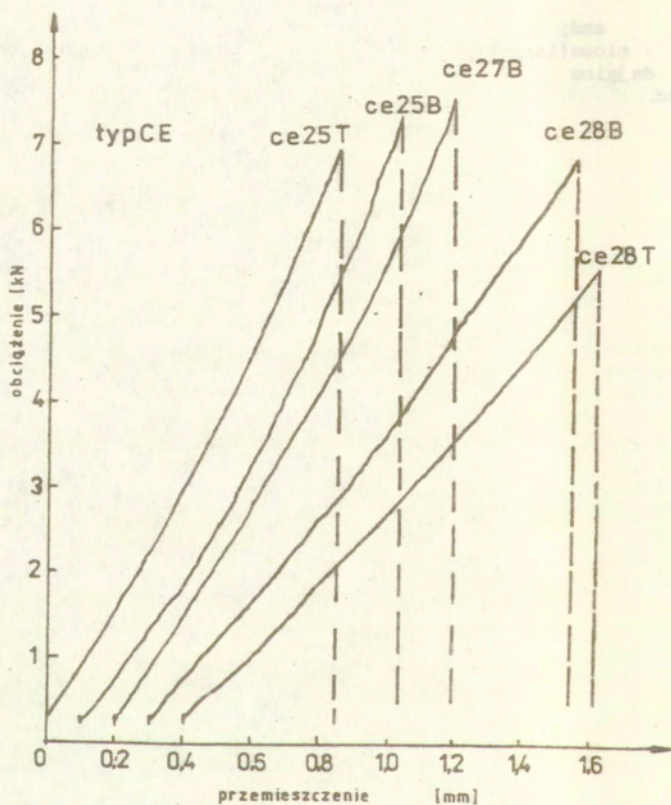
pyt := 't';
na := nq - 2070;
writeln(target, na: 5, nmax: 5, am: 8: 4);
for i:=1 to nq do begin
  jk1 := Ord(bufor [1,1]) ;
  jk2 := Ord(bufor[2,1]); jk3 := Ord(bufor[3,1]);
  jk4 := Ord(bufor[4,1]); jk5 := Ord(bufor[5,1]);
  k1 := jk1 + 4 * (jk5 and 192);
  k2 := jk2 + 16 * (jk5 and 48);
  k3 := jk3 + 256 * (jk5 and 2) + 64 * (jk5 and 4);
  k4 := jk4 + 256 * (jk5 and 1) + 64 * (jk5 and 8);
  av1 := 1.006*(0.052-0.01948*(k1-505.0));
  av2 := 1.003*(0.026-0.01948*(k2-509.0));
  av3 := 0.996*(0.062-0.01948*(k3-509.0));
  av4 := 1.0039*(0.028-0.0194*(k4-512.0));
  if i > 2070 then begin
    writeln(target, av1: 8: 4, av2: 8: 4, av3: 8: 4, av4: 8: 4)
  end;
end;
close(target);
da jglos
end.

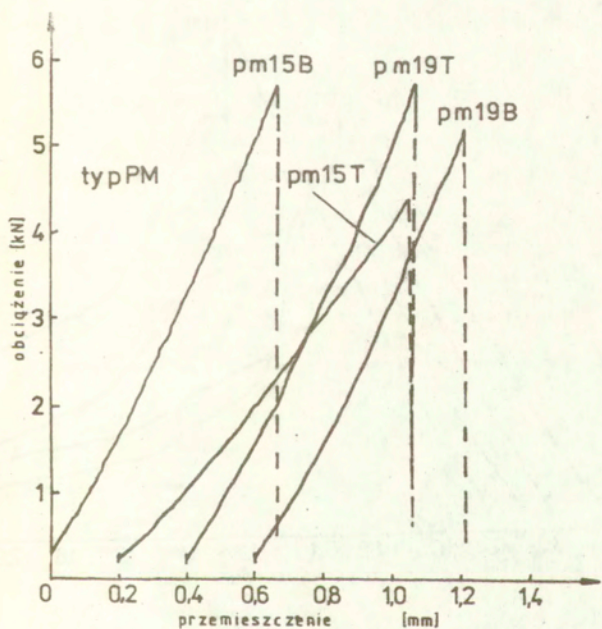
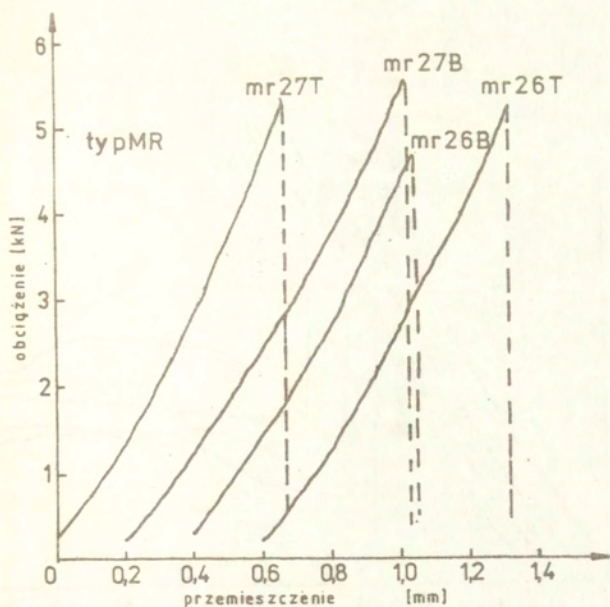
```

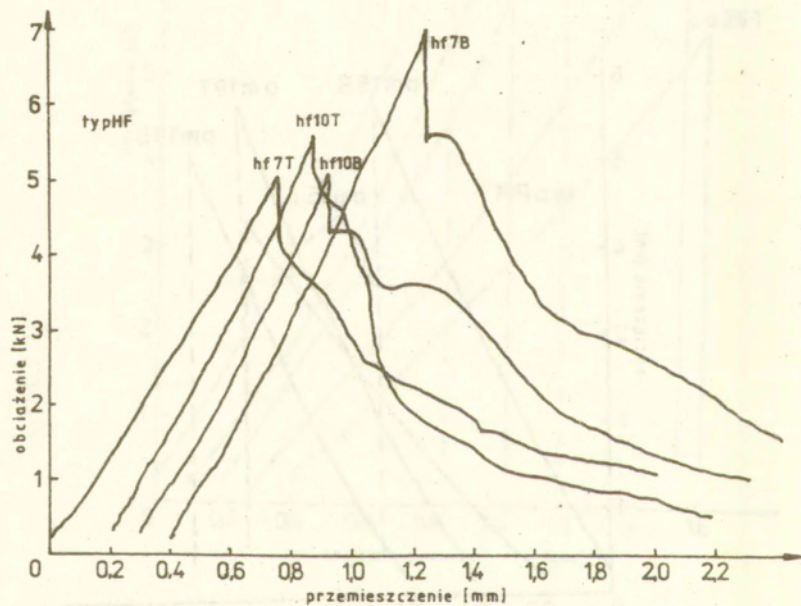
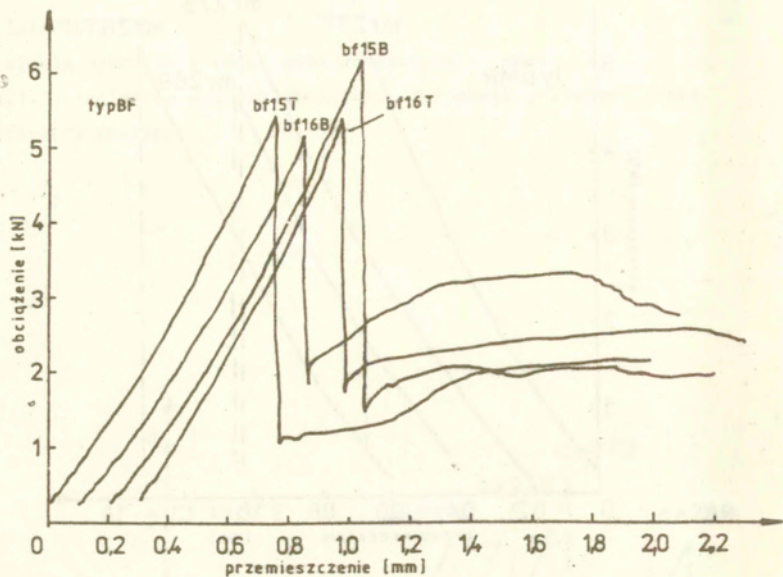
ZAŁĄCZNIK III

Zestawienie wykresów z badań doświadczalnych - seria I

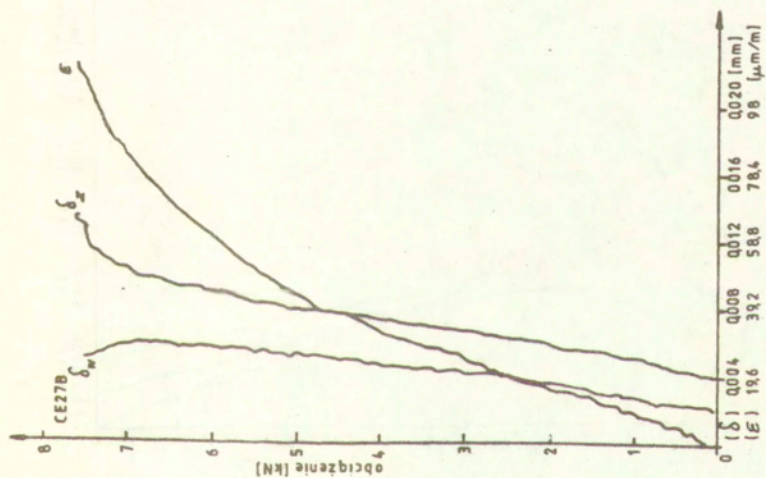
III.1 Analogowe wykresy obciążenia w funkcji przemieszczenia trawersy maszyny

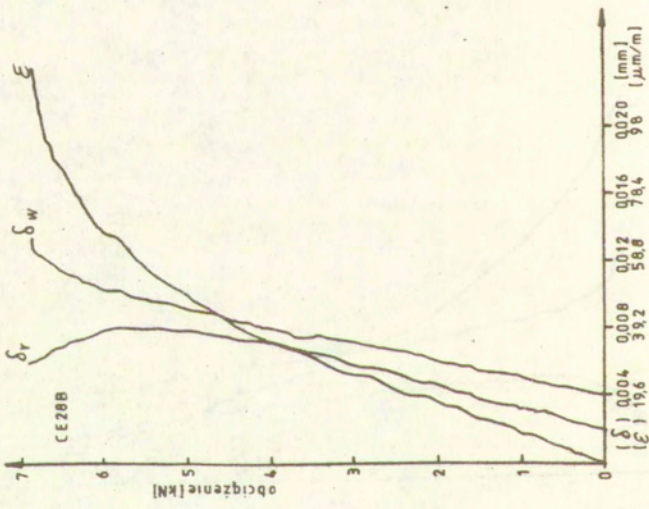
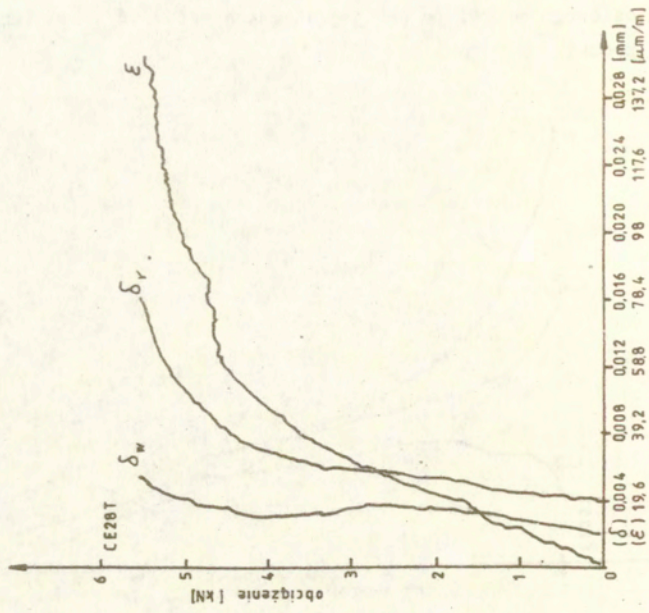


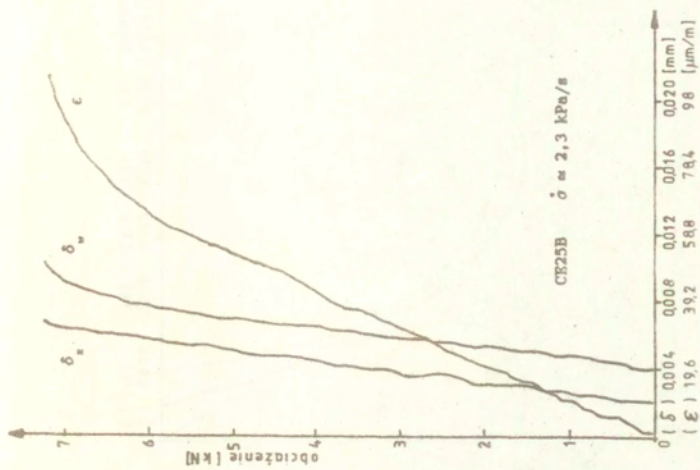




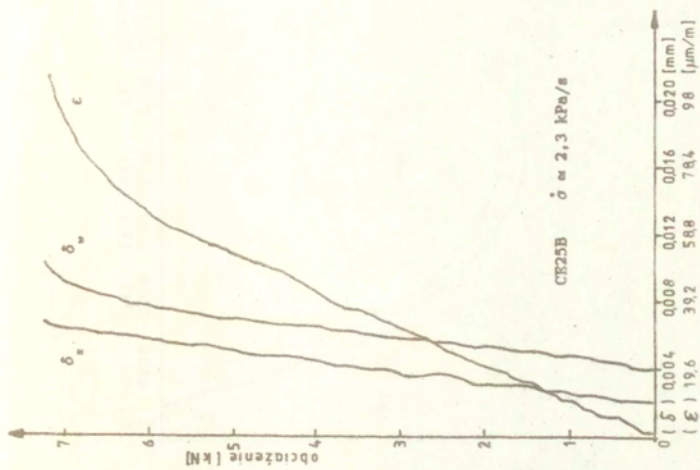
Załącznik III.2 Analogowe wykresy odkształcenia osiowego (ϵ) oraz wydłużenia osiowego próbki po obu jej stronach (δ_w , δ_z) w funkcji obciążenia próbki

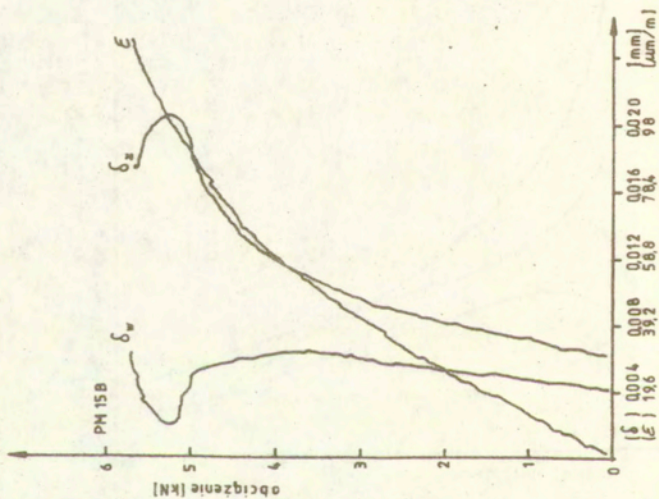
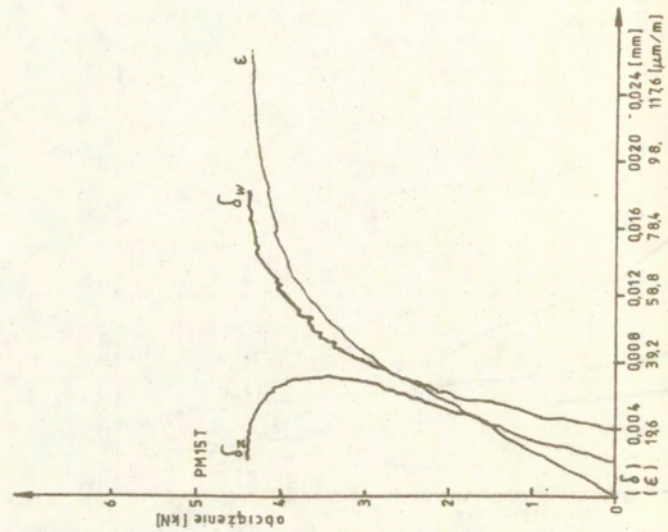


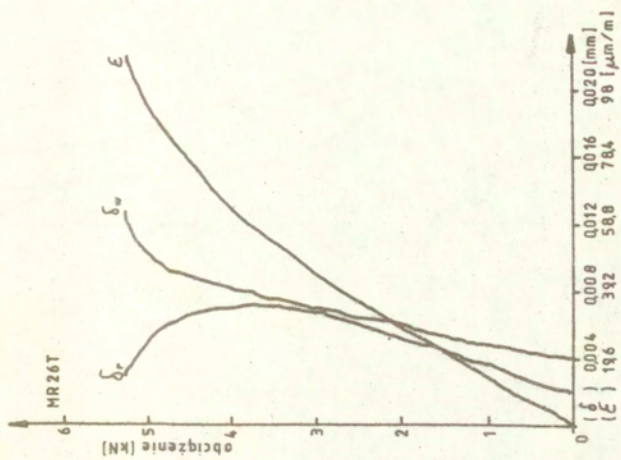
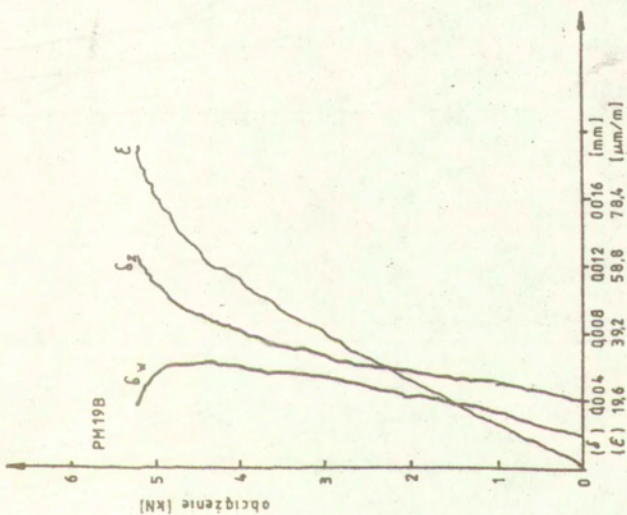


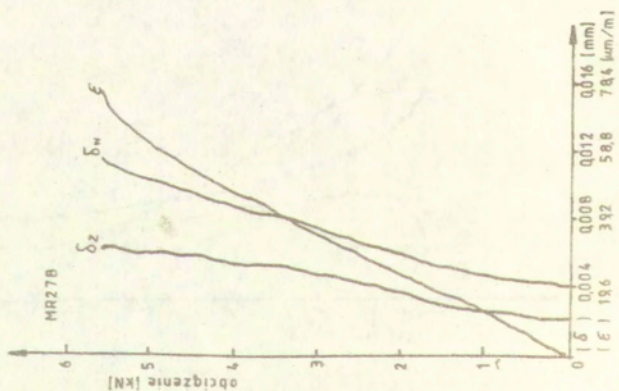
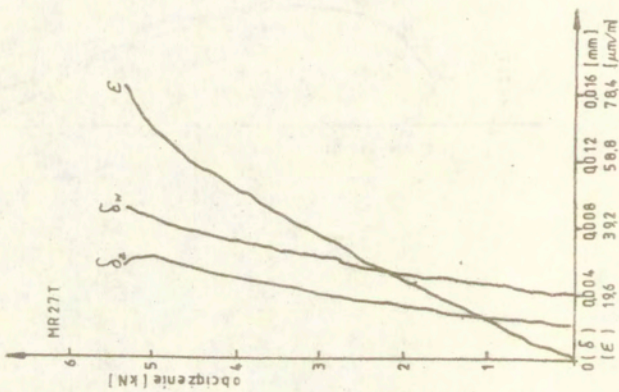
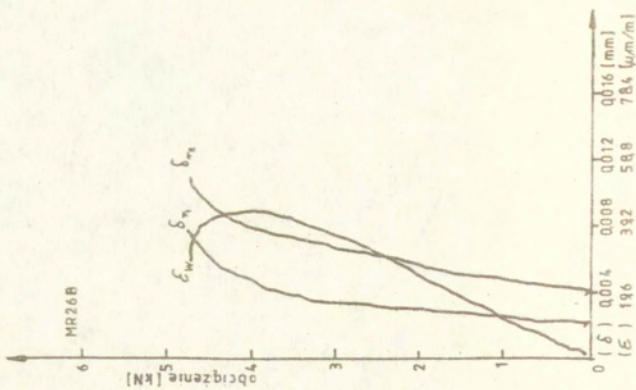


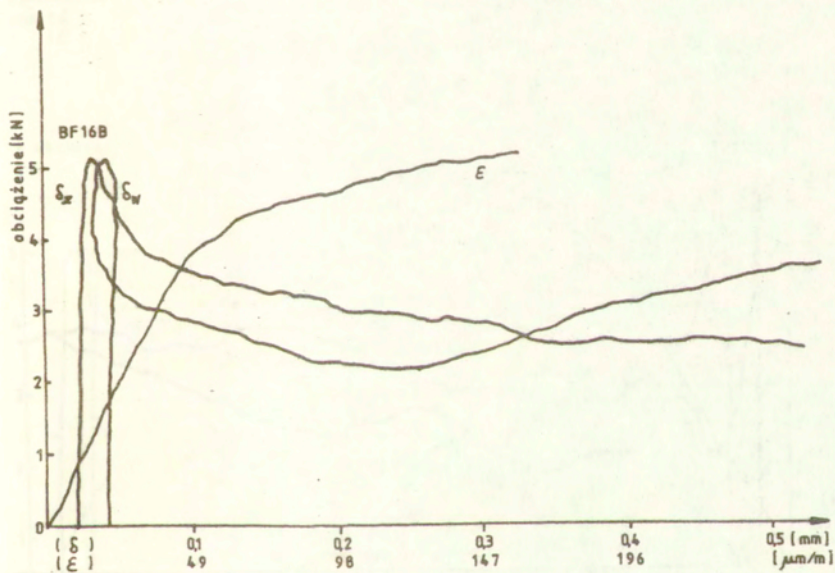
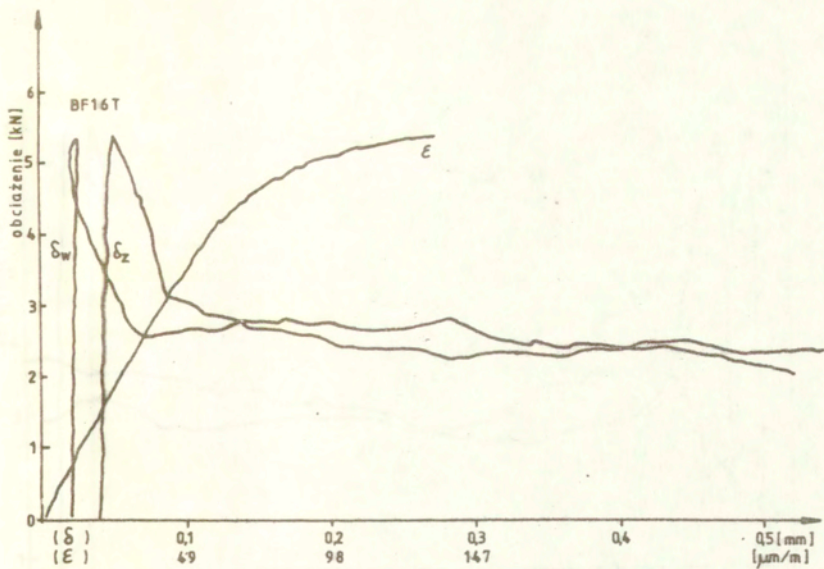
CR25B $\dot{\sigma} \approx 2,3 \text{ kPa/s}$

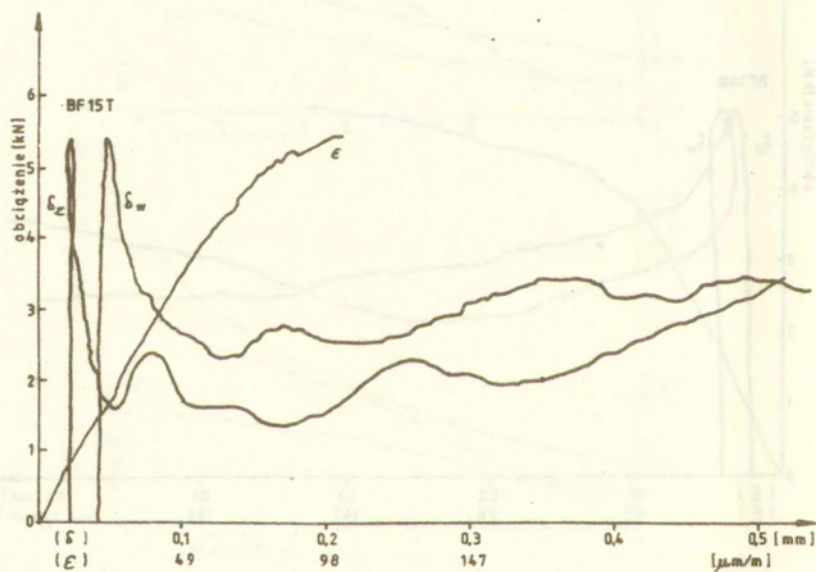
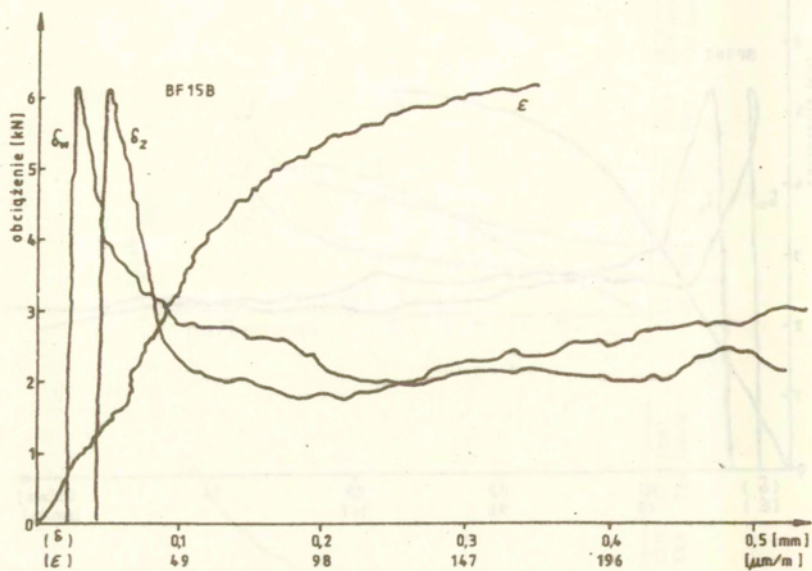


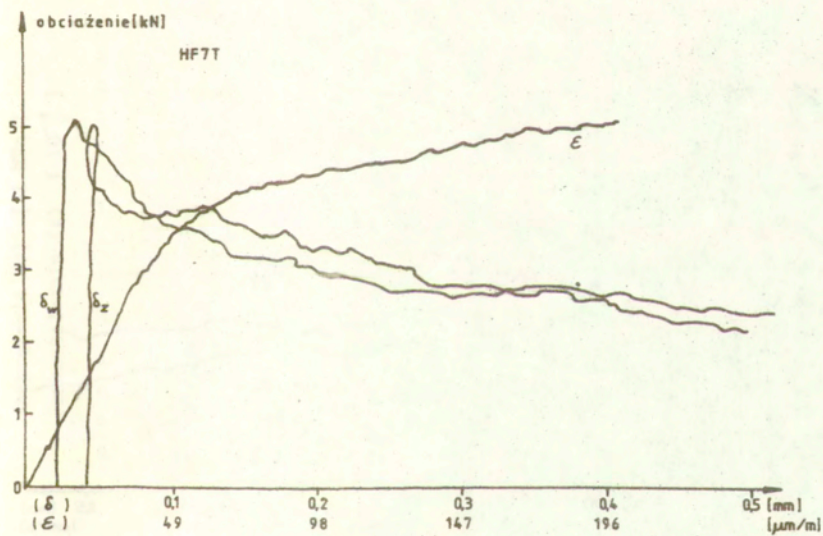
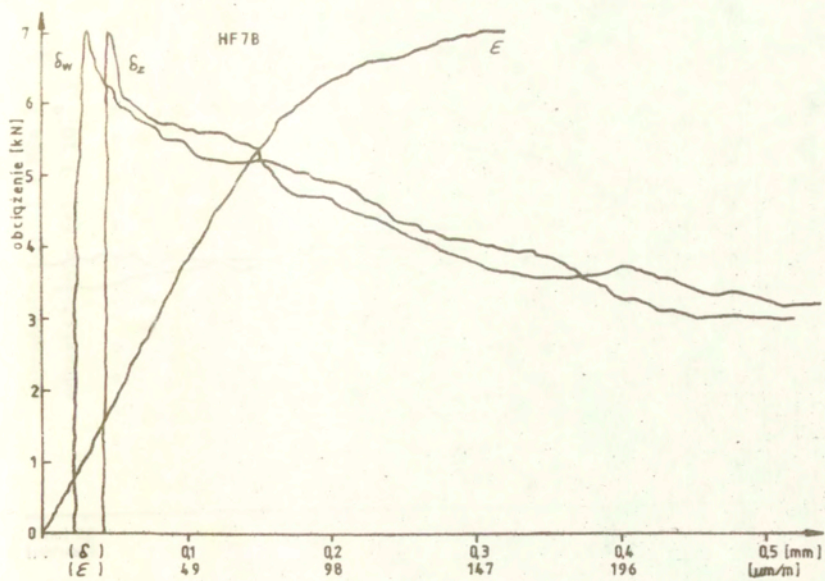


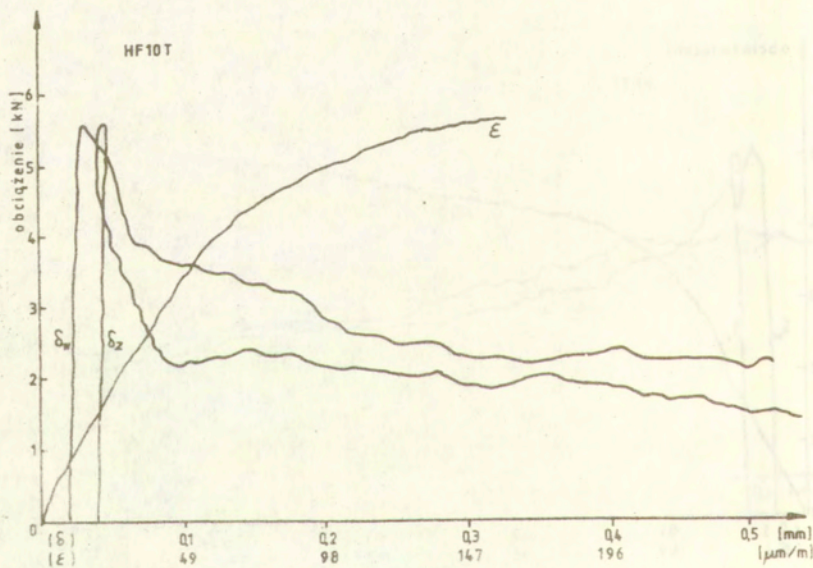
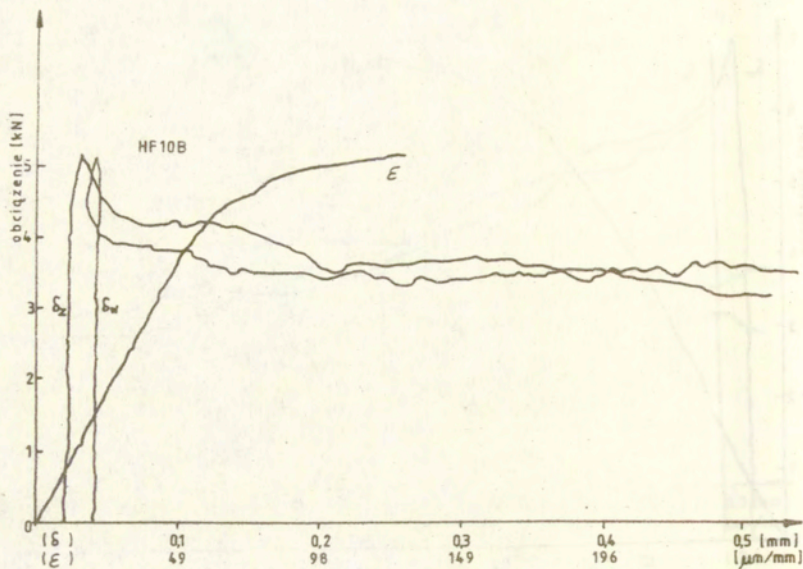




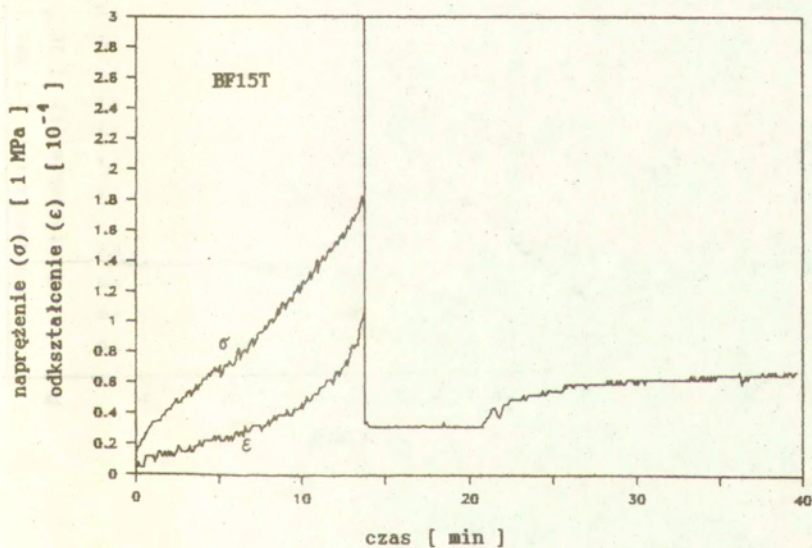
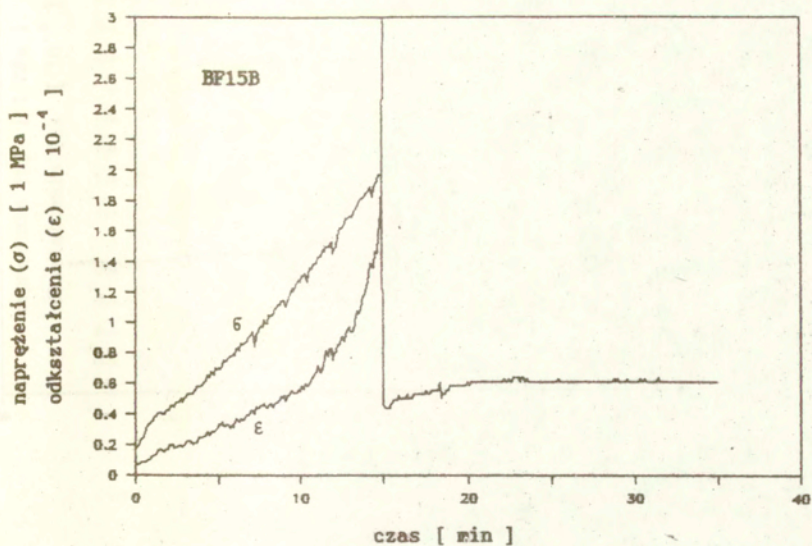


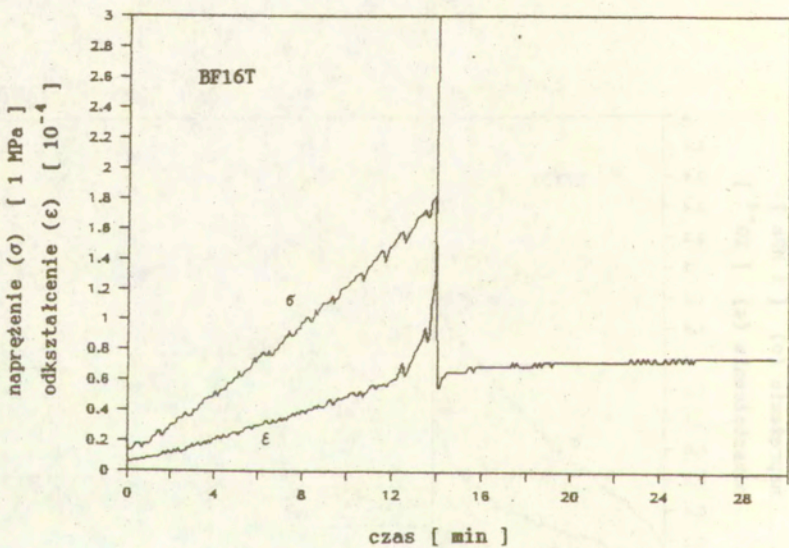
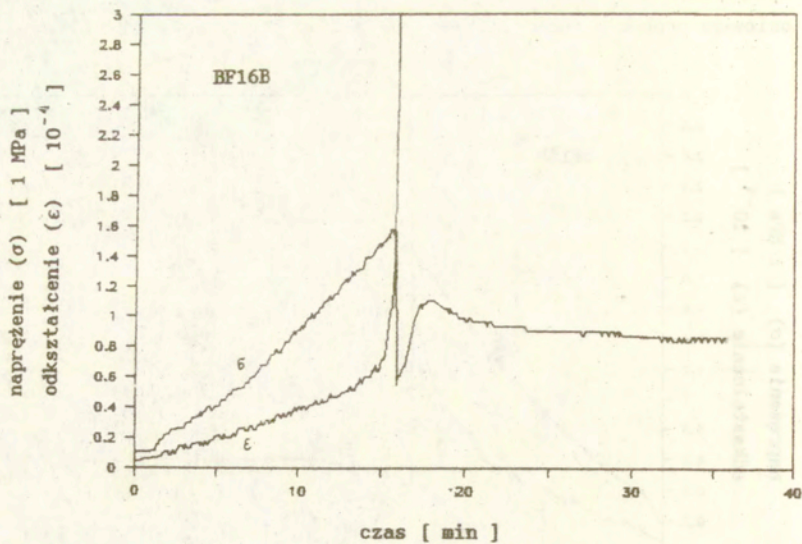


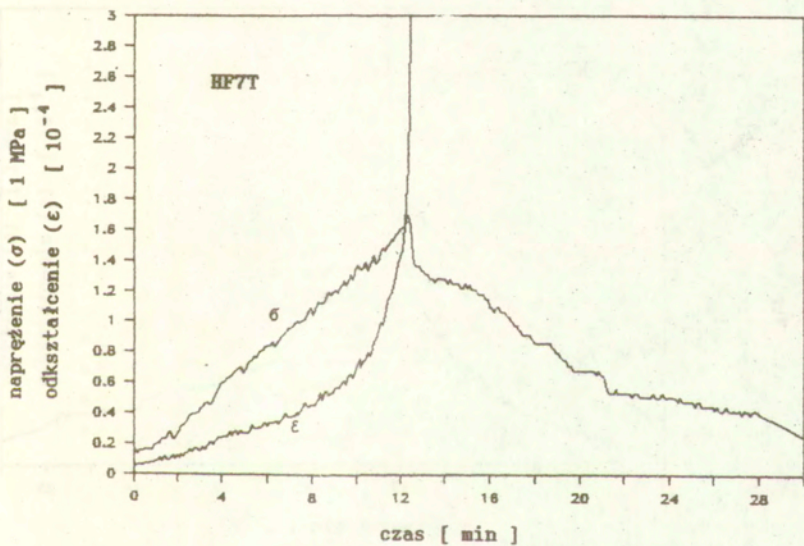
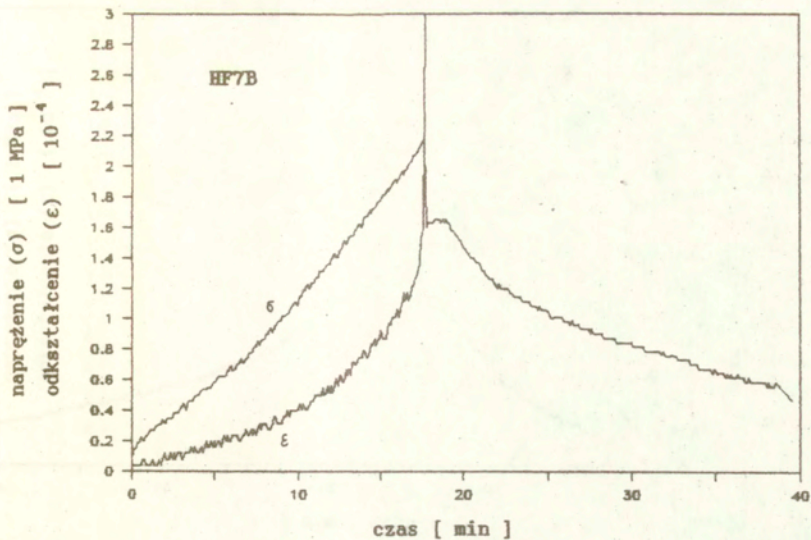


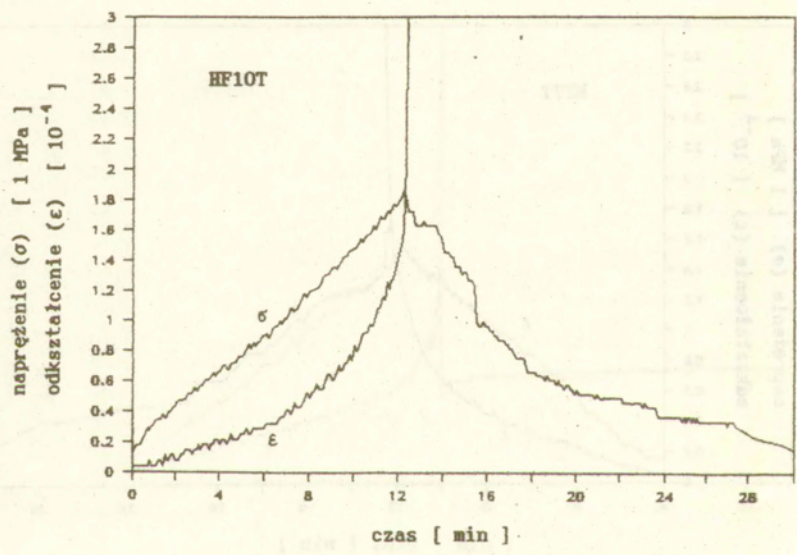
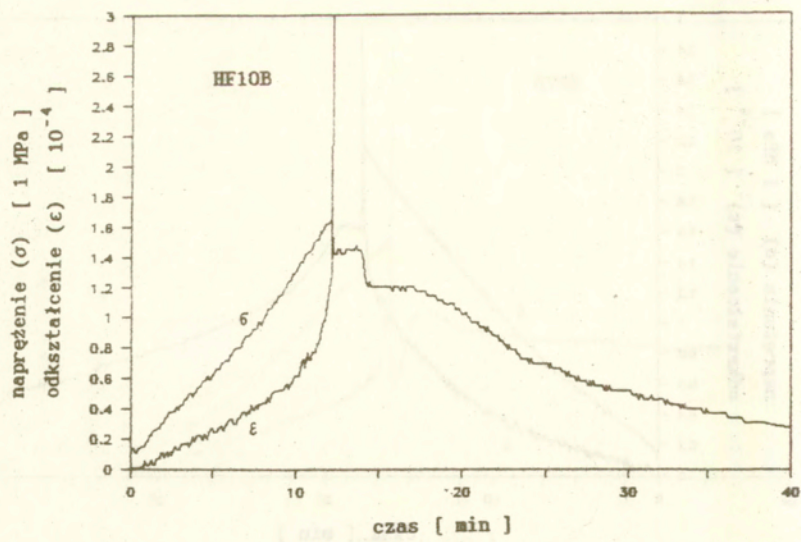


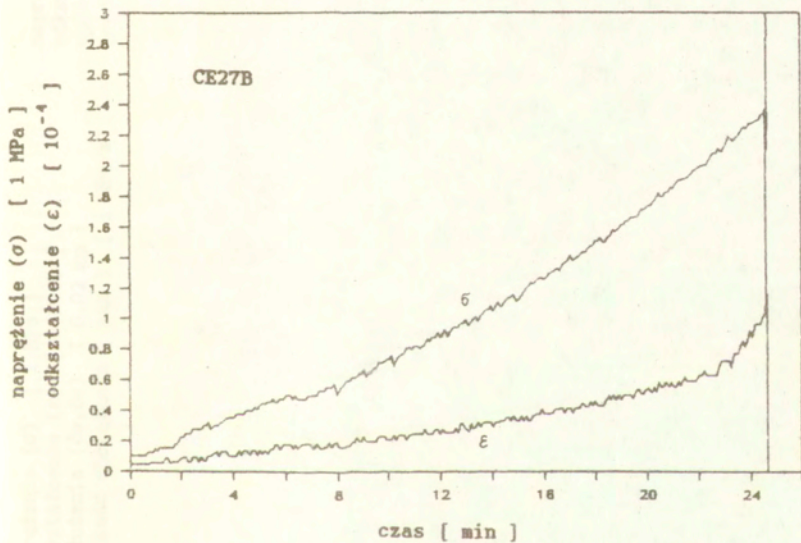
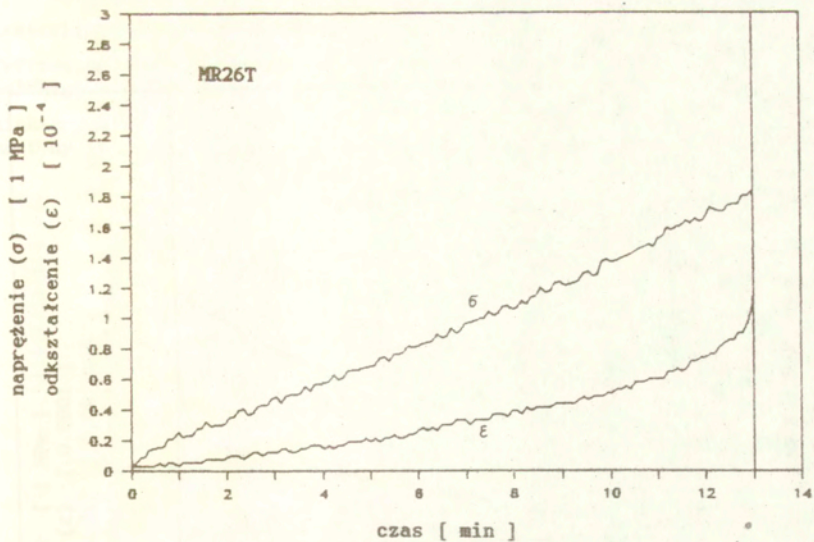
Załącznik III.3 Cyfrowe wykresy naprężenia (σ) i odkształcenia (ϵ) osiowego próbek w funkcji czasu

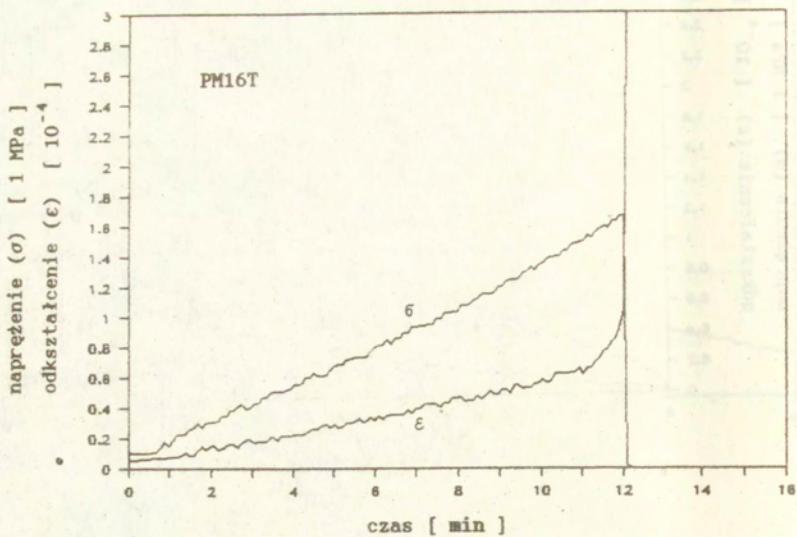






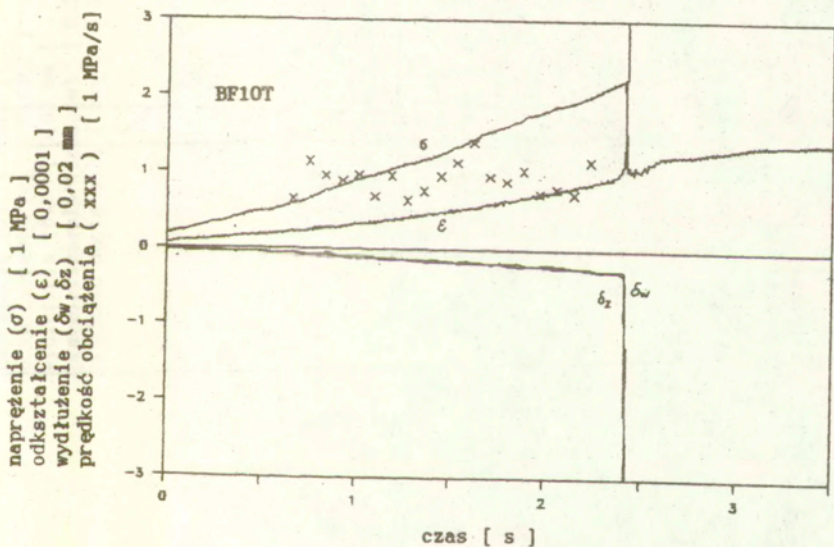
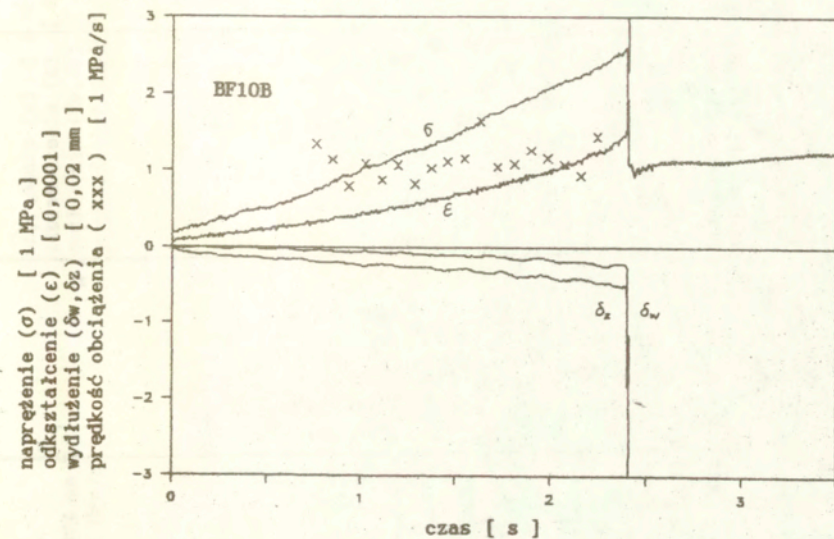


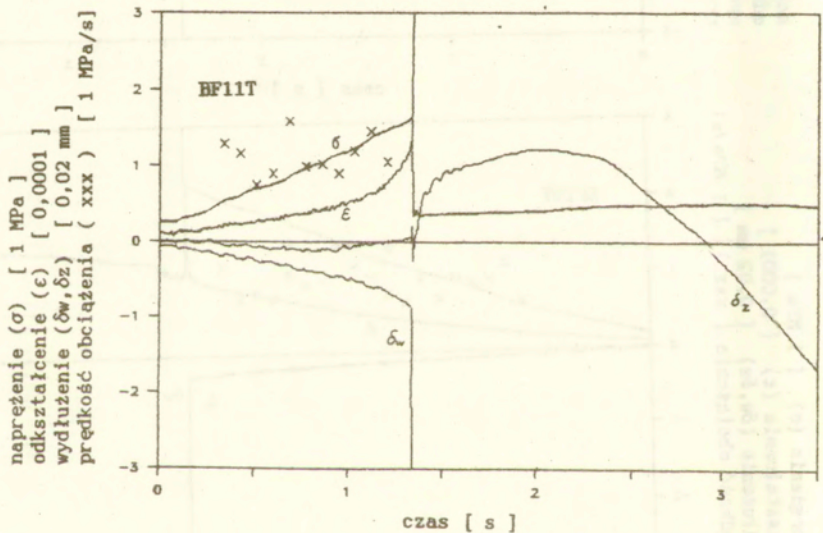
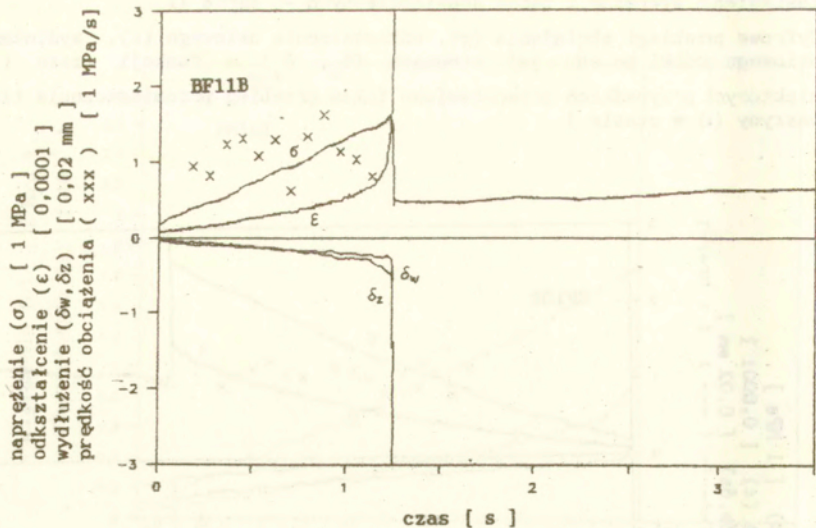




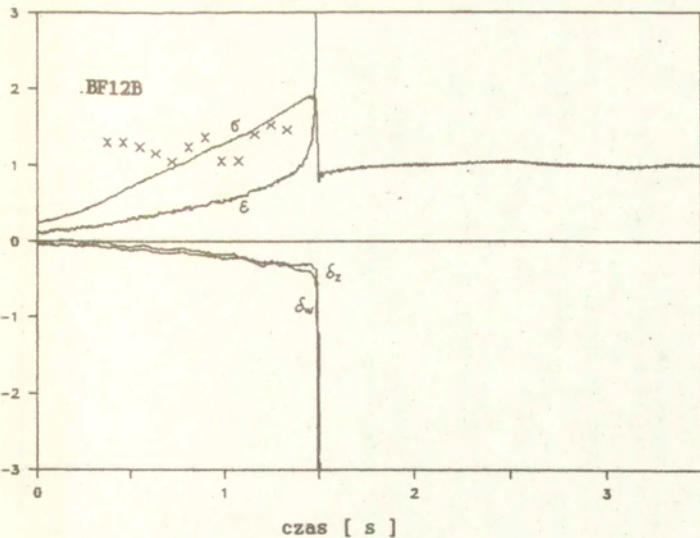
Zestawienie wykresów z badań doświadczalnych - seria II

Cyfrowe przebiegi obciążenia (σ), odkształcenia osiowego (ϵ), wydłużenia osiowego próbki po obu jej stronach (δ_w , δ_z) w funkcji czasu (w niektórych przypadkach przedstawiono także przebieg przemieszczenia tłoka maszyny (u) w czasie)

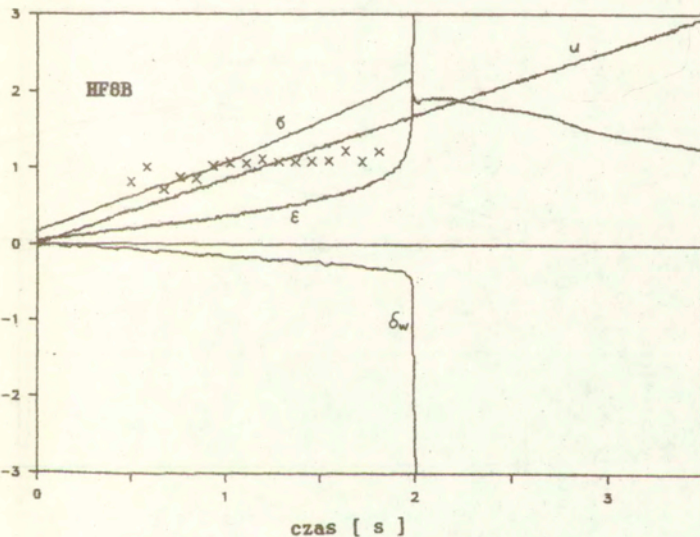


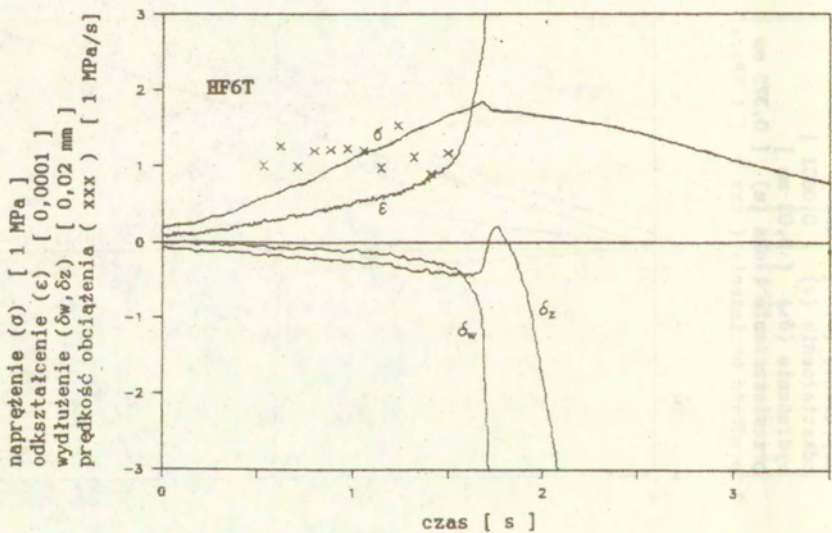
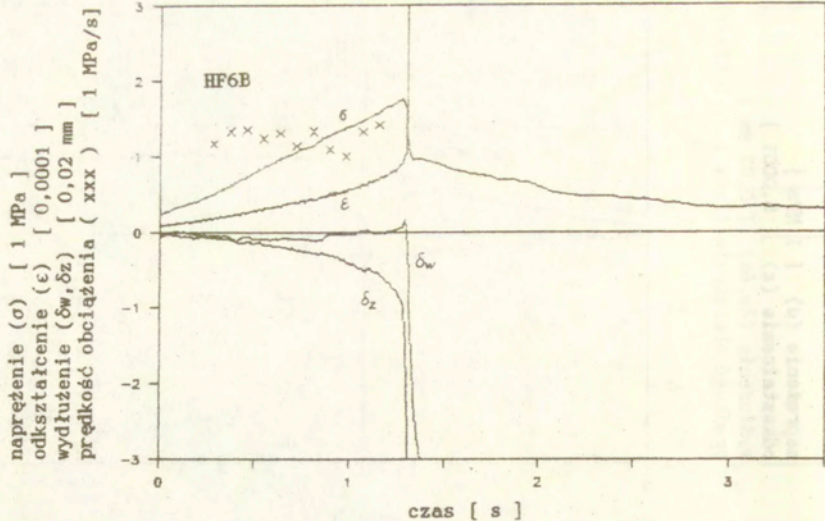


napężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [1 MPa/s]

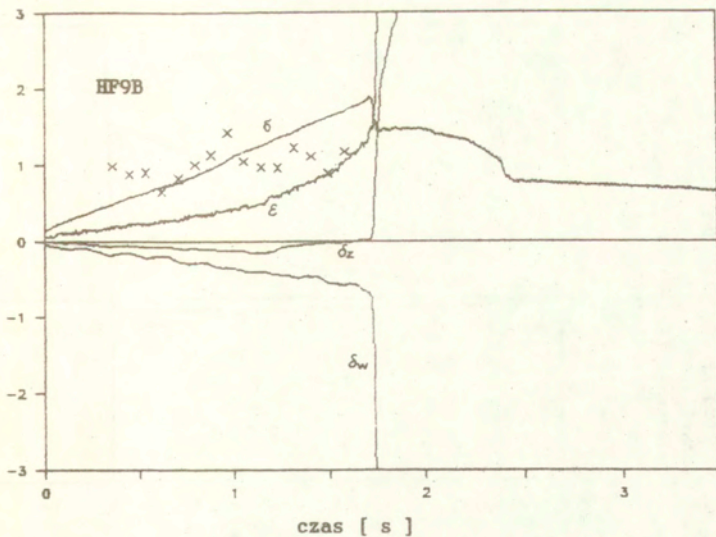


napężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w) [0,02 mm]
 przemieszczenie tłoka (u) [0,375 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [1 MPa/s]

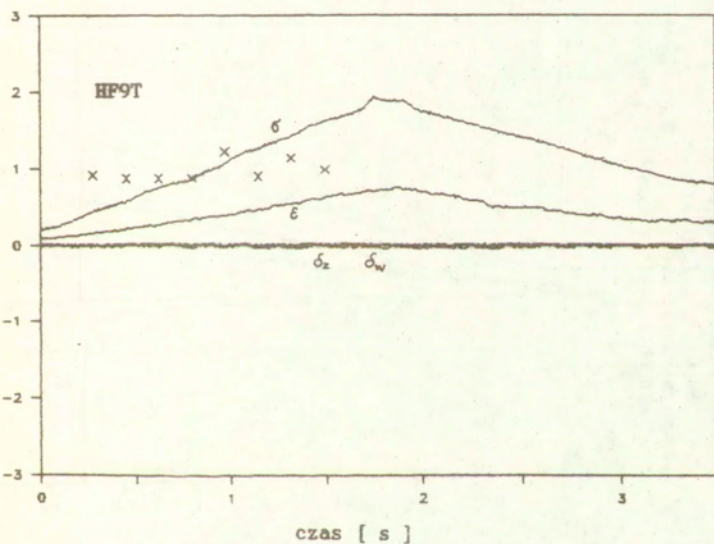




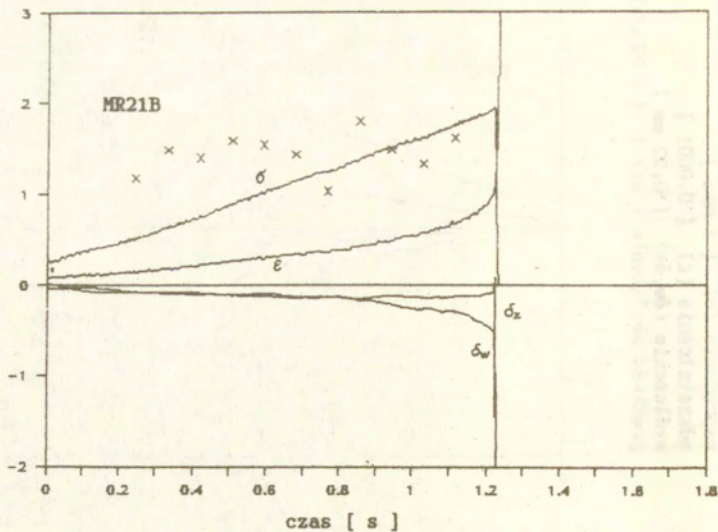
napężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [1 MPa/s]



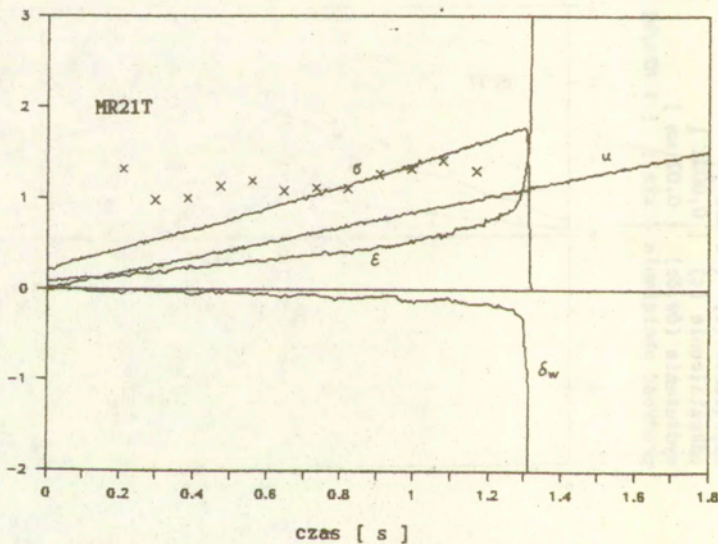
napężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [1 MPa/s]



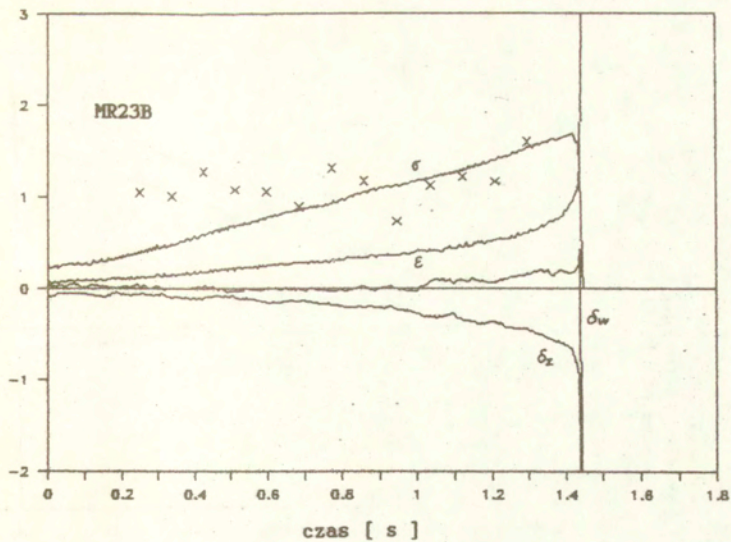
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [1 MPa/s]



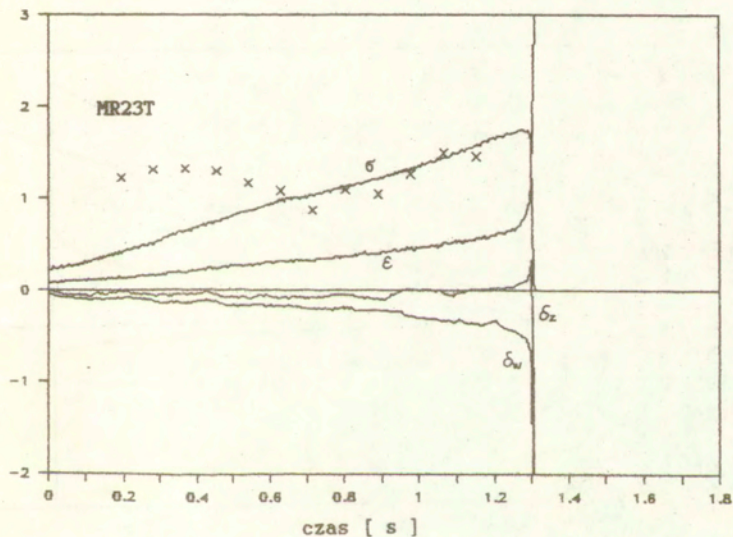
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w) [0,02 mm]
 przemieszczenie tłoża (u) [0,375 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [1 MPa/s]



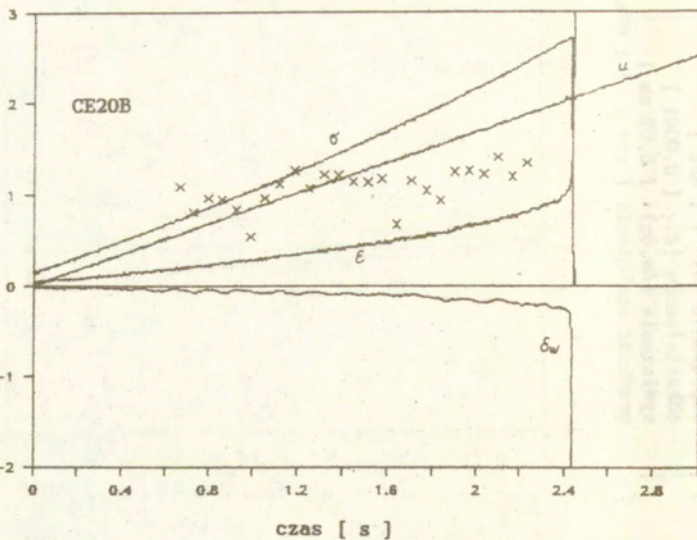
napięcie (σ) [1 MPa]
odkształcenie (ϵ) [0,0001]
wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
prędkość obciążenia (xxx) [1 MPa/s]



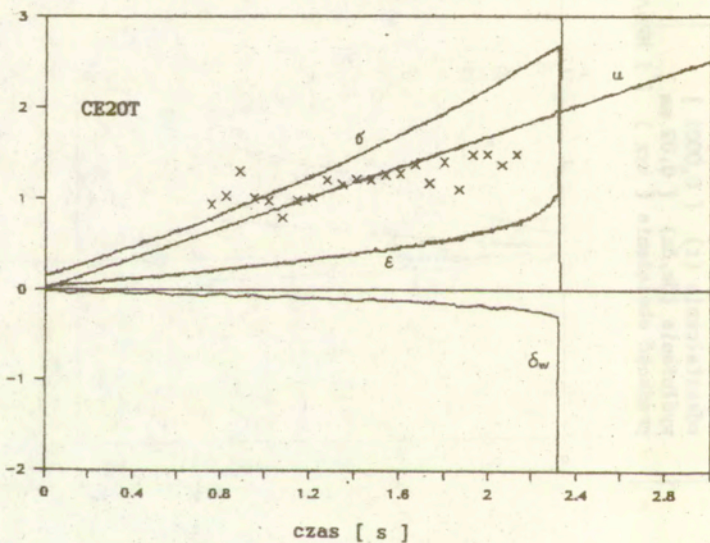
napięcie (σ) [1 MPa]
odkształcenie (ϵ) [0,0001]
wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
prędkość obciążenia (xxx) [1 MPa/s]



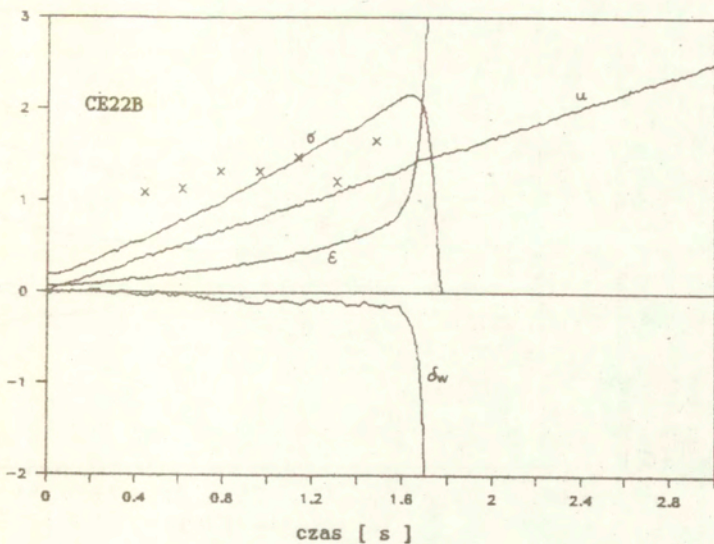
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w) [0,02 mm]
 przemieszczenie tłoża (u) [0,375 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [1 MPa/s]



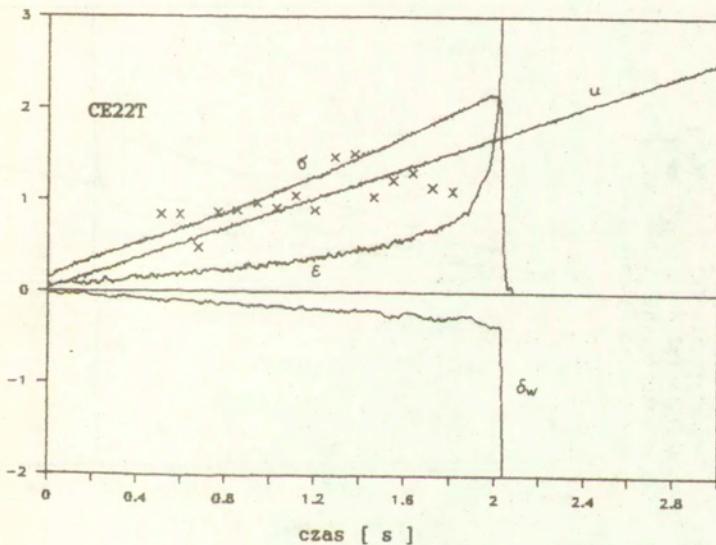
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w) [0,02 mm]
 przemieszczenie tłoża (u) [0,375 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [1 MPa/s]



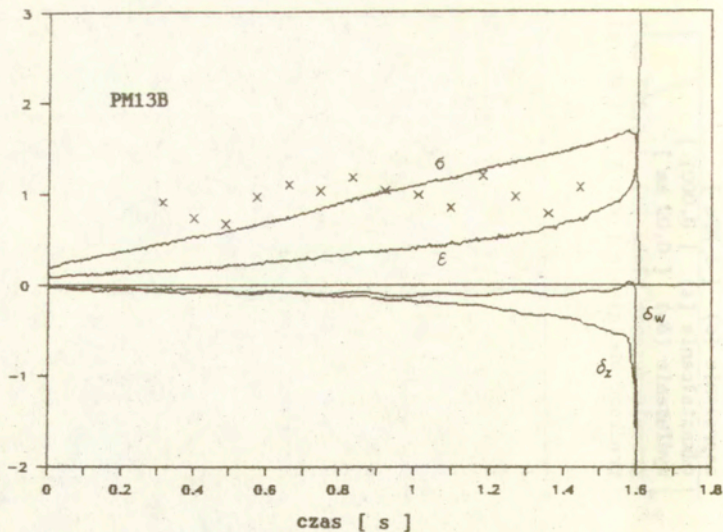
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w) [0,02 mm]
 przemieszczenie tloka (u) [0,375 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [1 MPa/s]



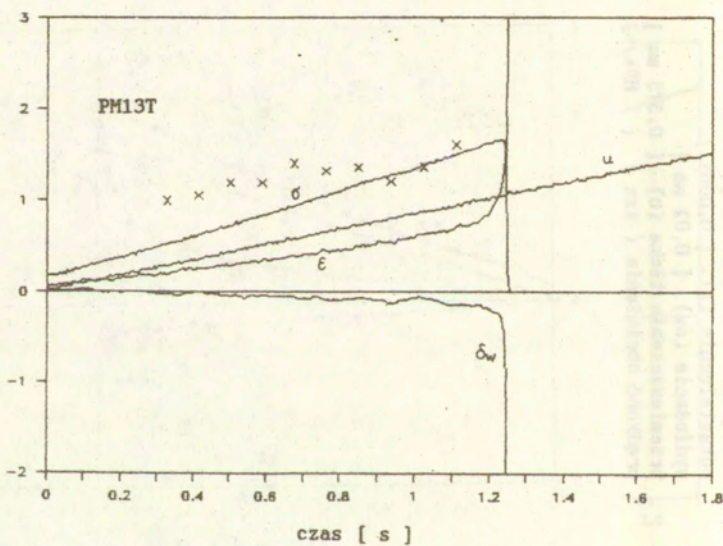
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w) [0,02 mm]
 przemieszczenie tloka (u) [0,375 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [1 MPa/s]



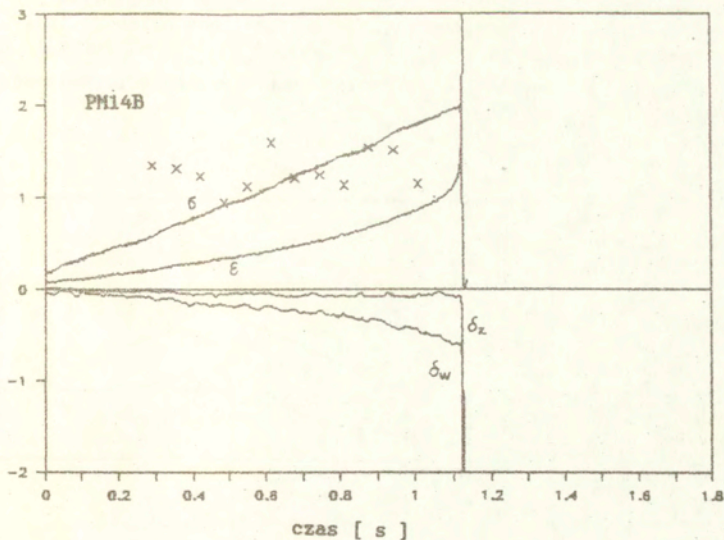
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [1 MPa/s]



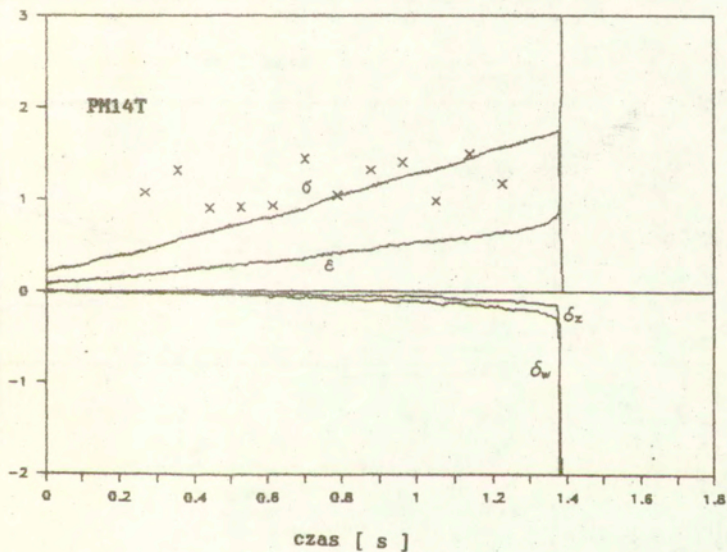
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w) [0,02 mm]
 przemieszczenie tloka (u) [0,375 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [1 MPa/s]



naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [1 MPa/s]



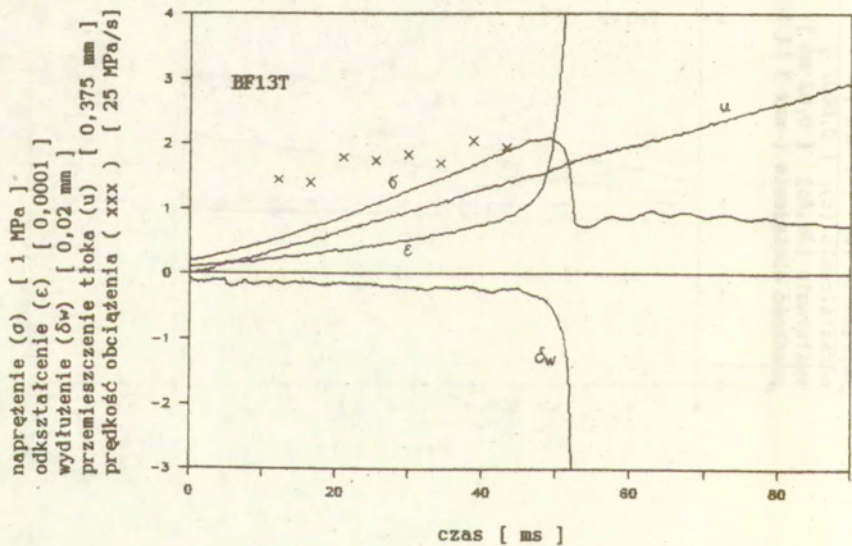
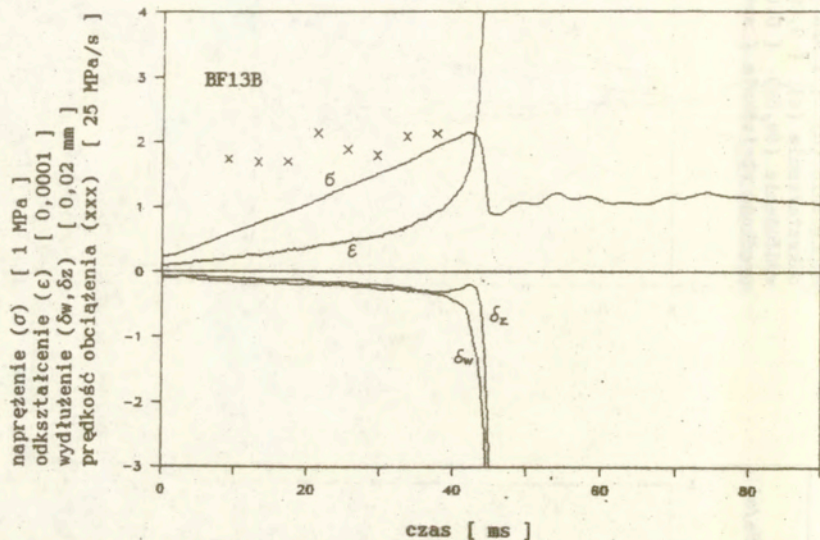
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [1 MPa/s]



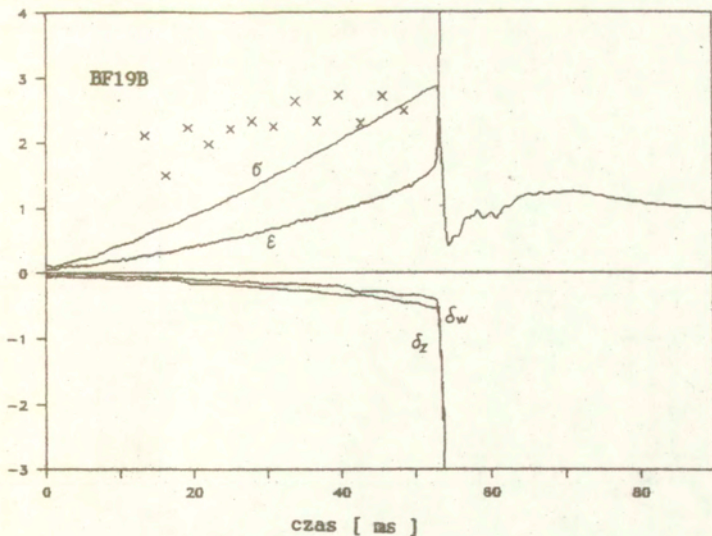
ZAŁĄCZNIK V

Zestawienie wykresów z badań doświadczalnych - seria III:

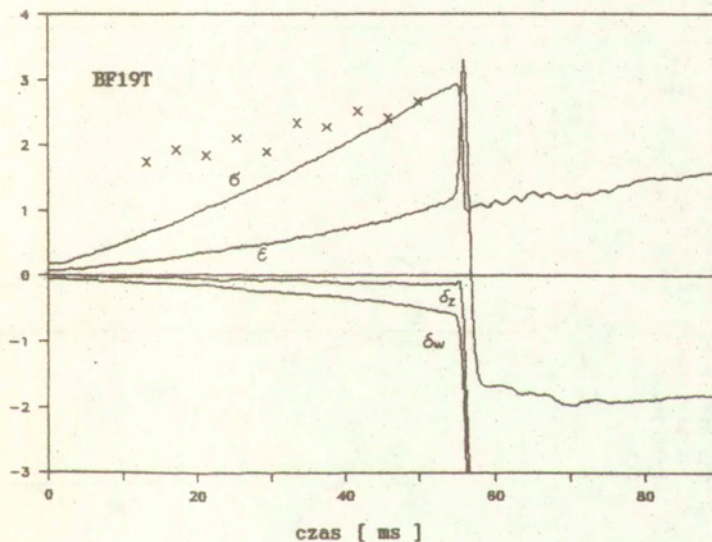
Cyfrowe przebiegi obciążenia (σ), odkształcenia osiowego (ϵ), wydłużenia osiowego próbki po obu jej stronach (δ_w , δ_z) w funkcji czasu (w niektórych przypadkach przedstawiono także przebieg przemieszczenia tłoka maszyny (u) w czasie)



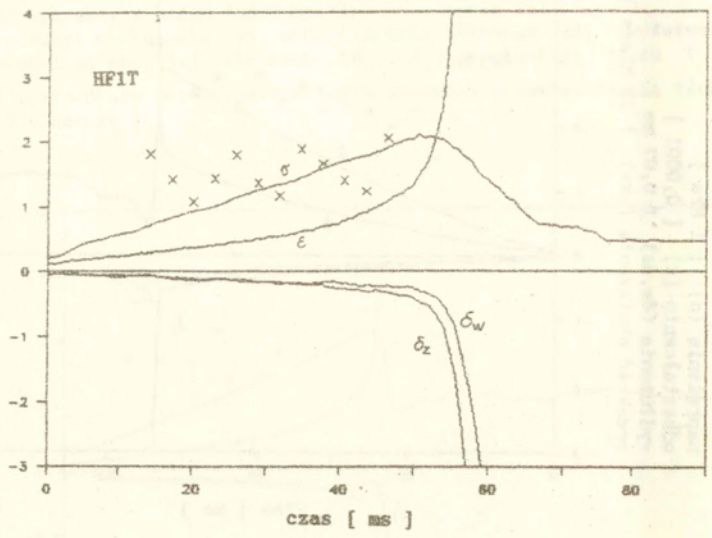
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [25 MPa/s]



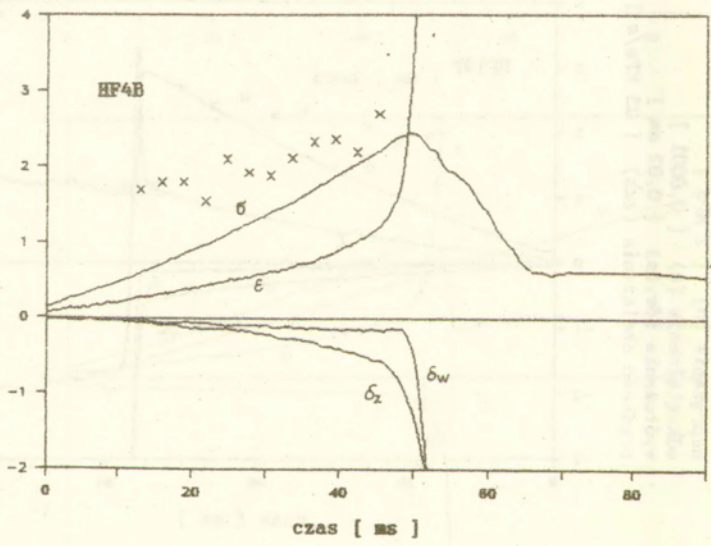
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [25 MPa/s]



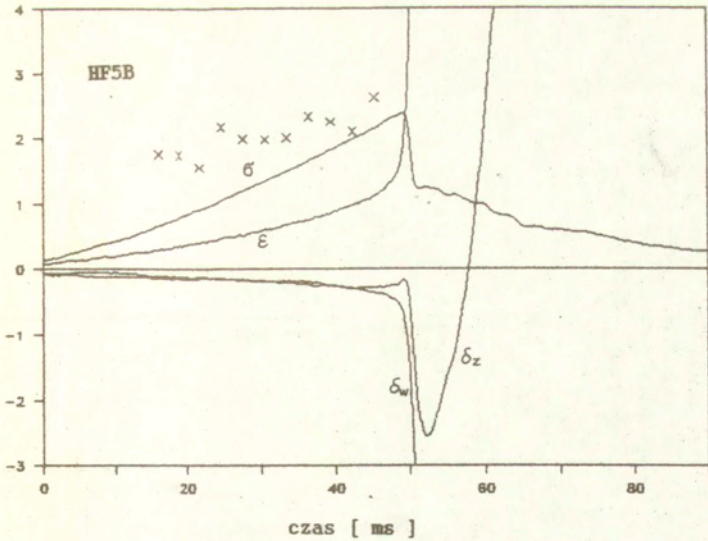
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [25 MPa/s]



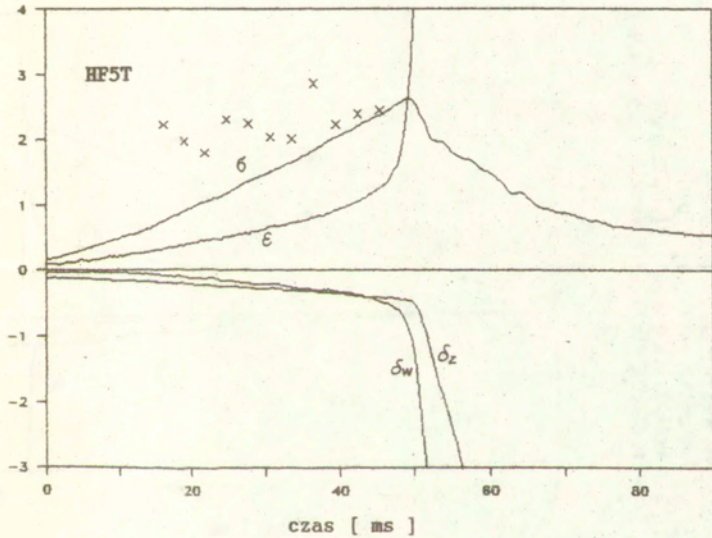
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [25 MPa/s]

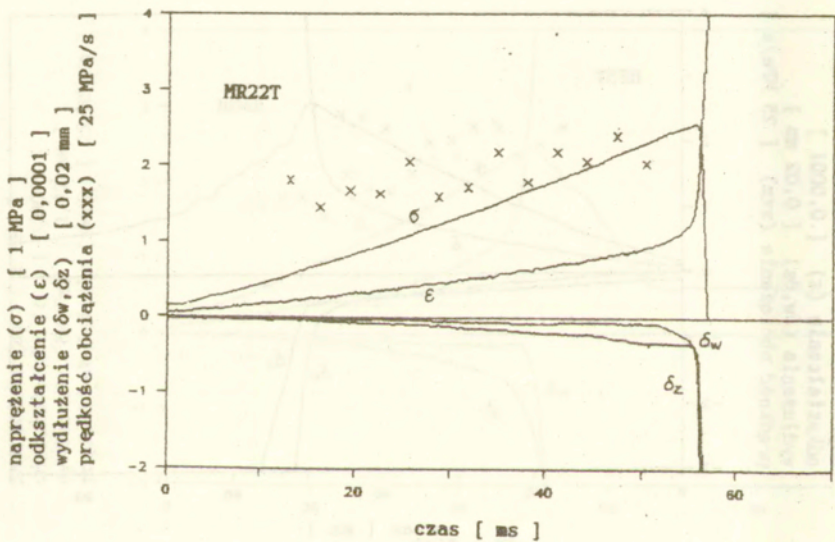
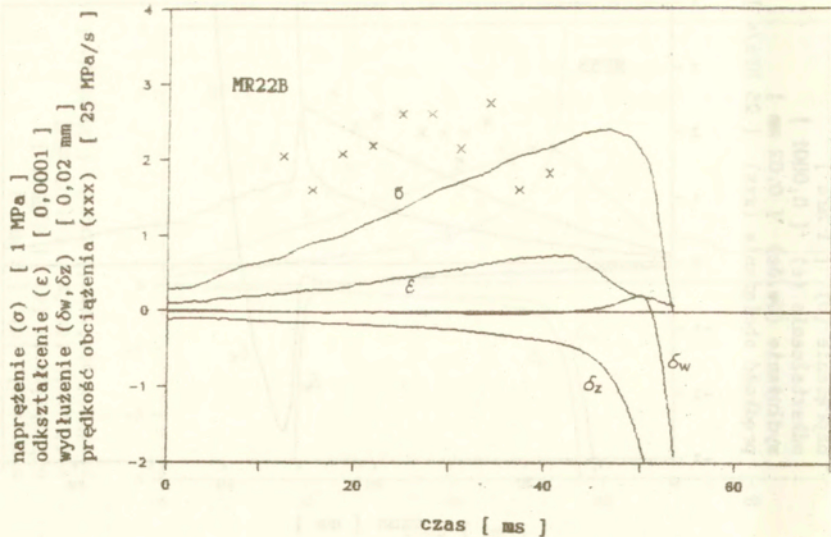


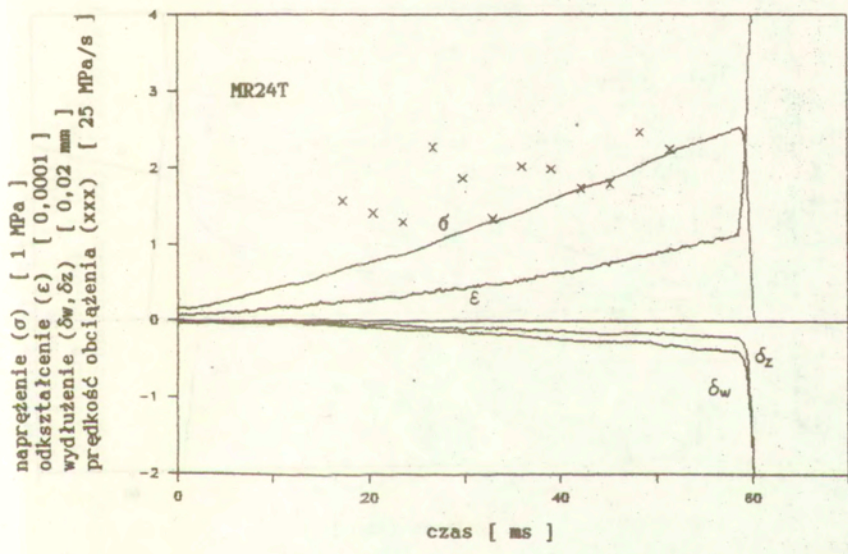
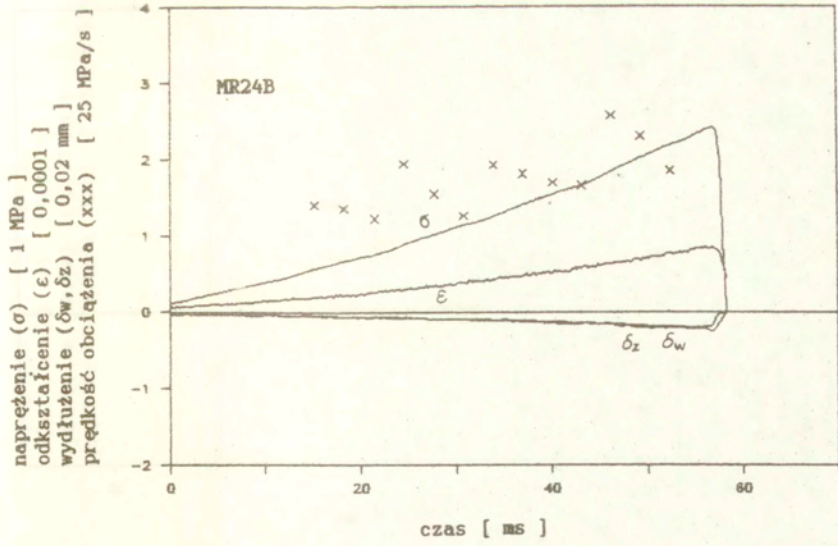
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [25 MPa/s]



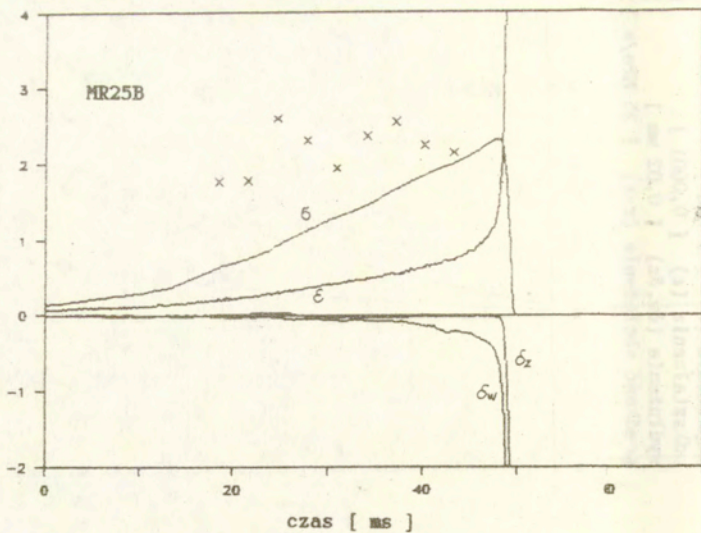
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [25 MPa/s]



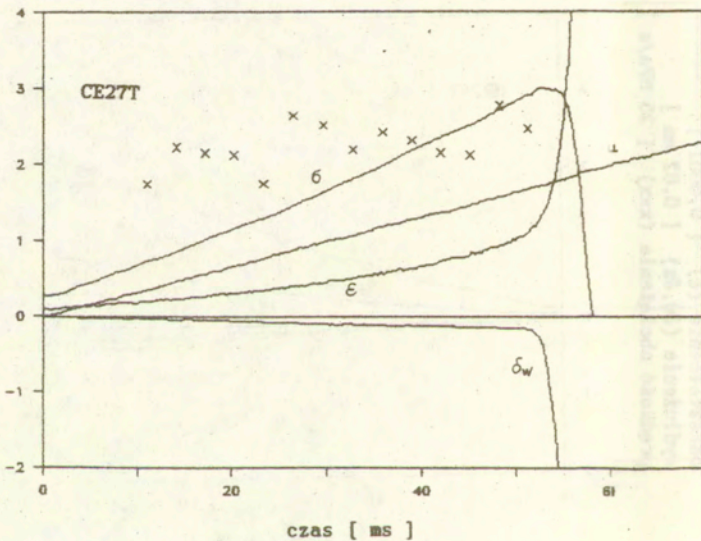




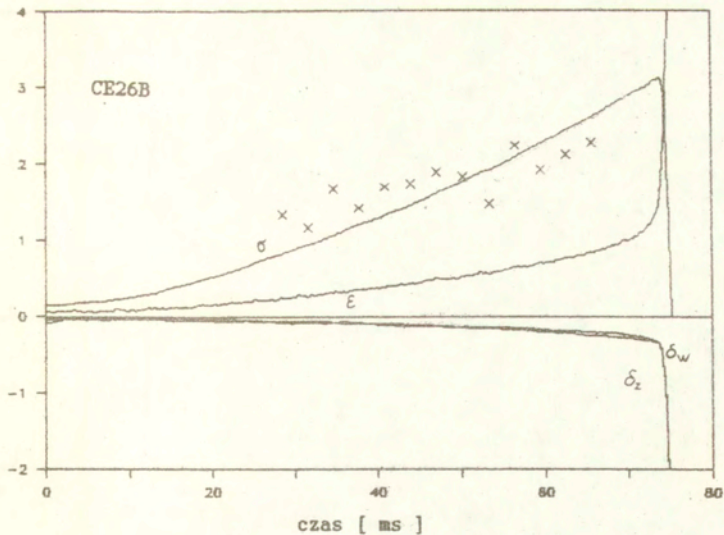
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [25 MPa/s]



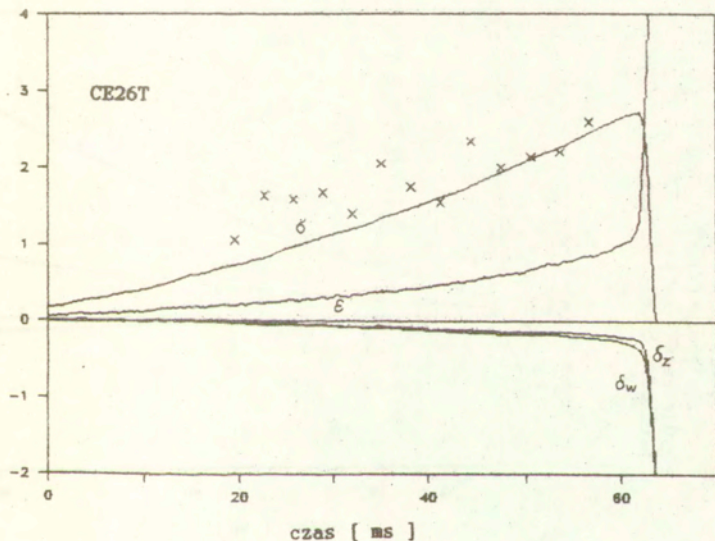
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w) [0,02 mm]
 przemieszczenie tłoża (u) [0,375 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [25 MPa/s]



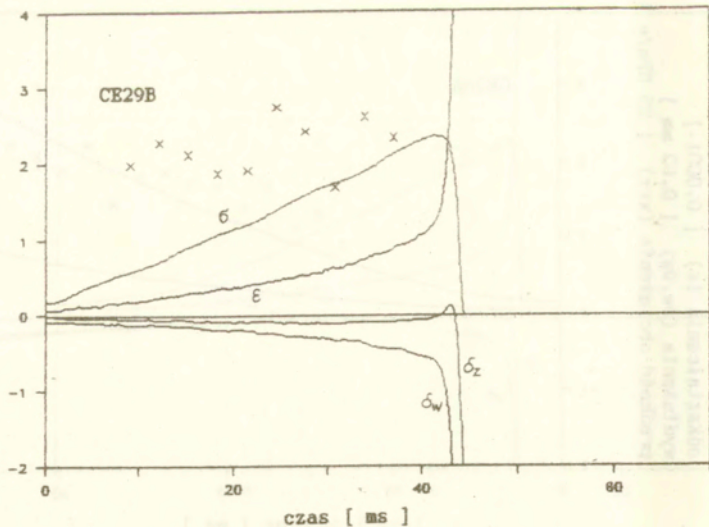
naprężenie (σ) [1 MPa]
odkształcenie (ϵ) [0,0001]
wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
prędkość obciążenia (xxx) [25 MPa/s]



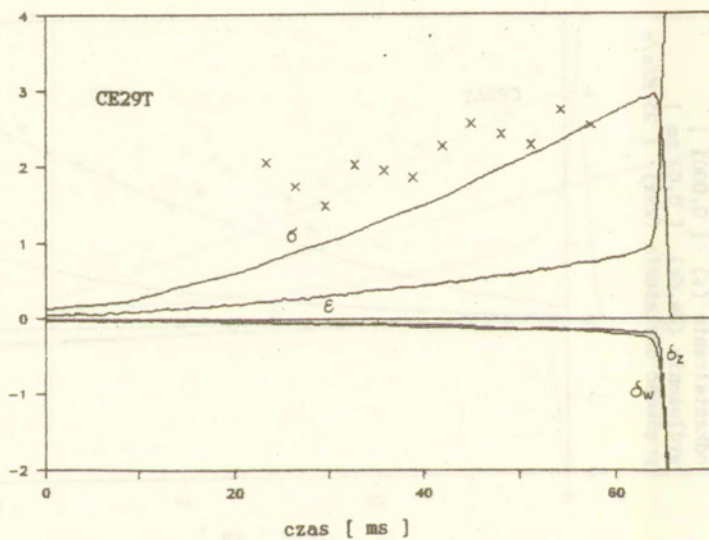
naprężenie (σ) [1 MPa]
odkształcenie (ϵ) [0,0001]
wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
prędkość obciążenia (xxx) [25 MPa/s]



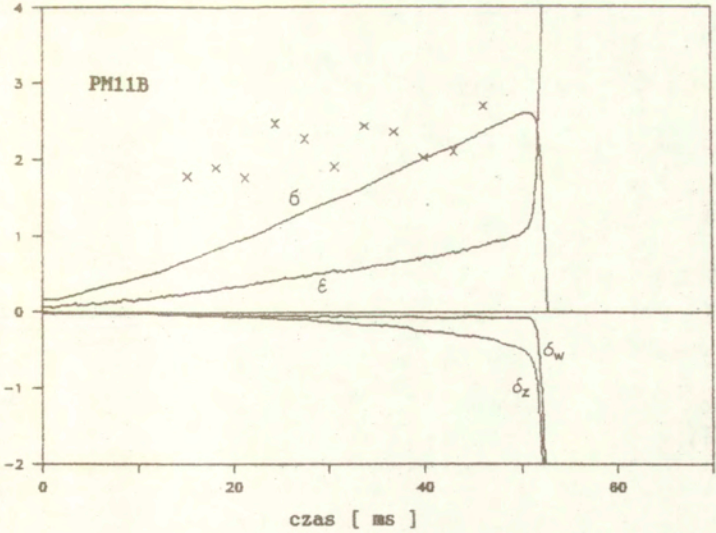
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [25 MPa/s]



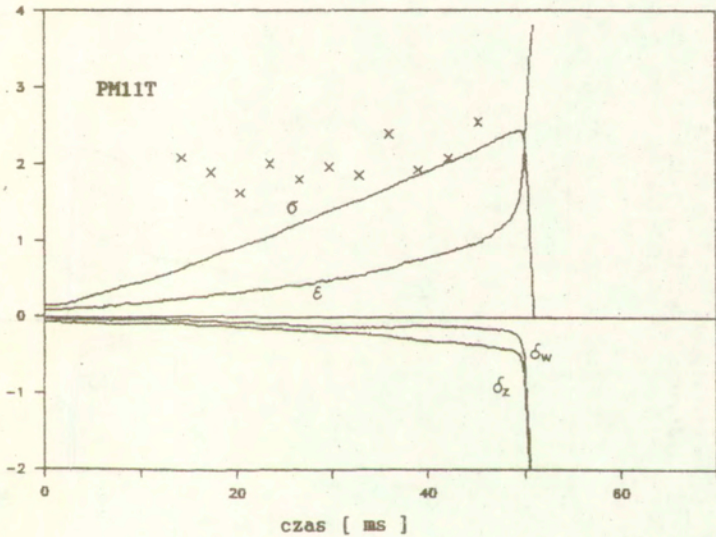
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [25 MPa/s]



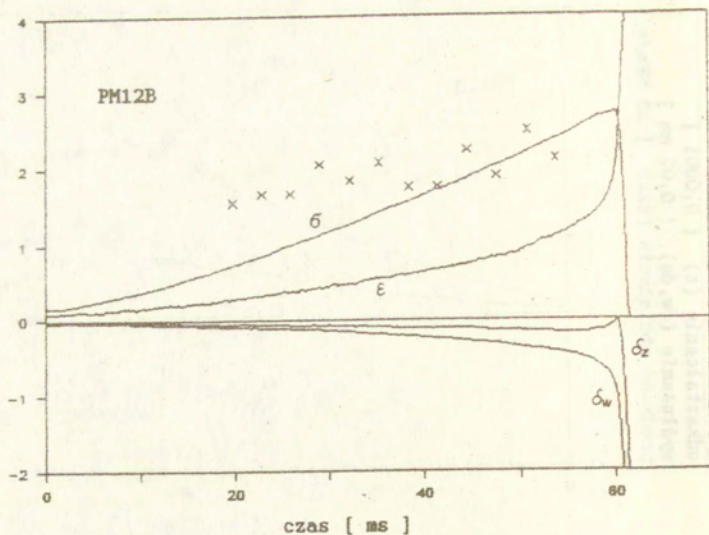
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [25 MPa/s]



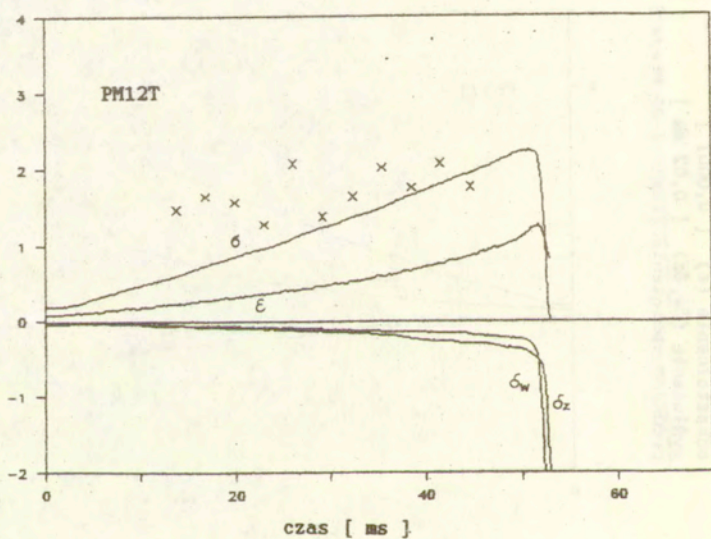
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [25 MPa/s]



naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [25 MPa/s]

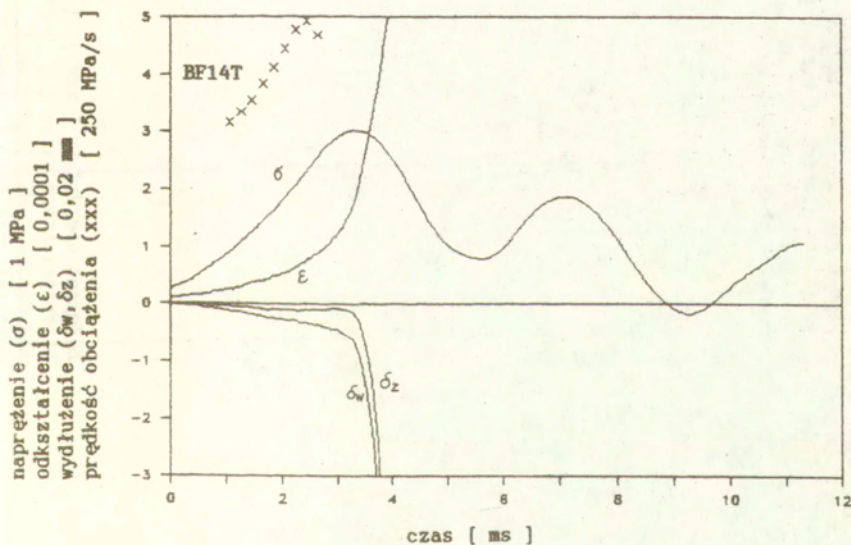
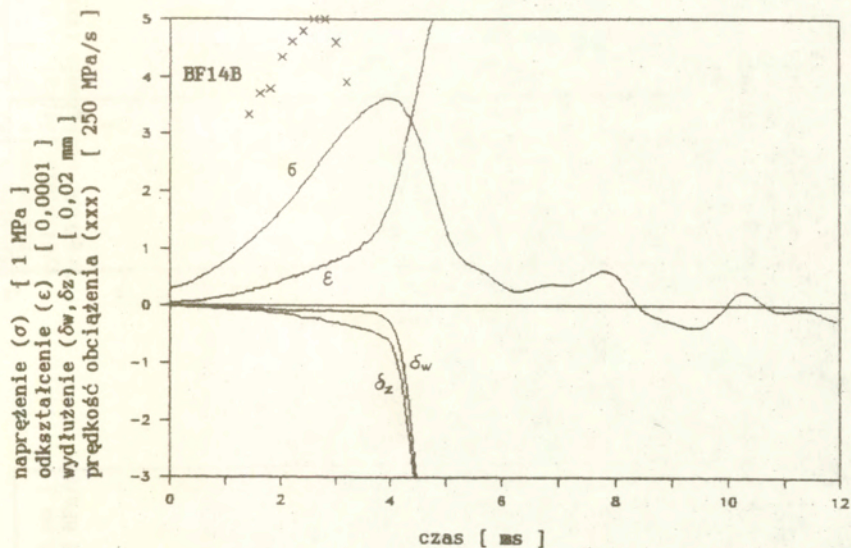


naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [25 MPa/s]

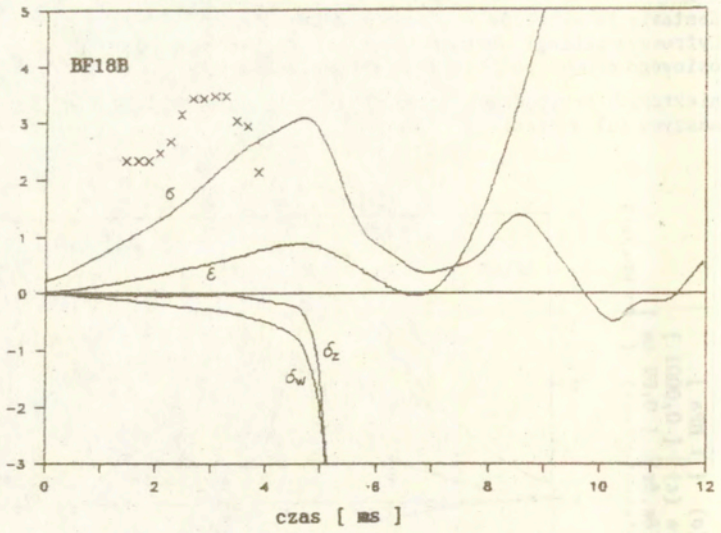


ZAŁĄCZNIK VI

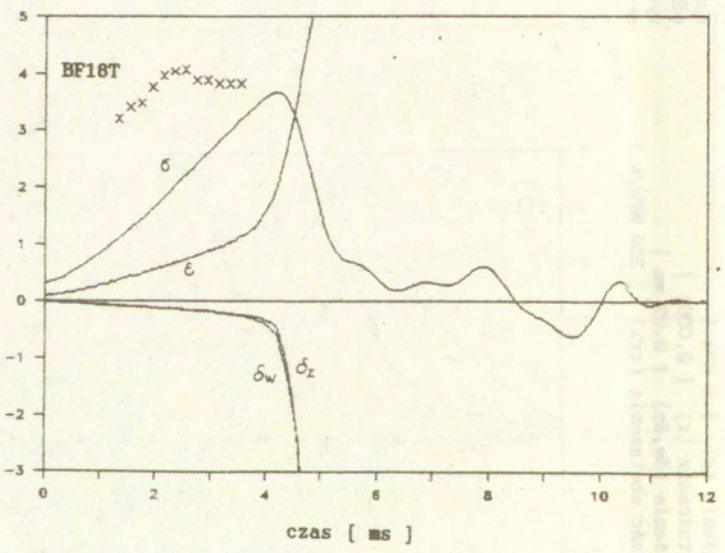
Zestawienie wykresów z badań doświadczalnych - seria IV:
 Cyfrowe przebiegi obciążenia (σ), odkształcenia osiowego (ϵ), wydłużenia osiowego próbki po obu jej stronach (δ_w , δ_z) w funkcji czasu (w niektórych przypadkach przedstawiono także przebieg przemieszczenia tłoka maszyny (u) w czasie)



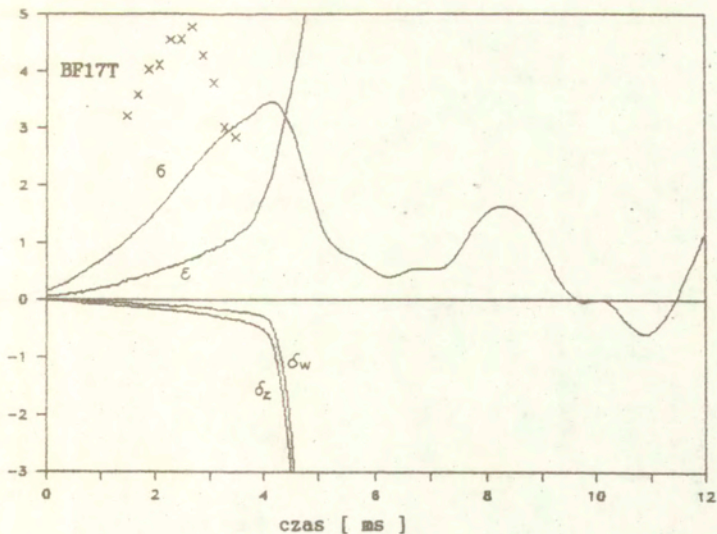
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [250 MPa/s]



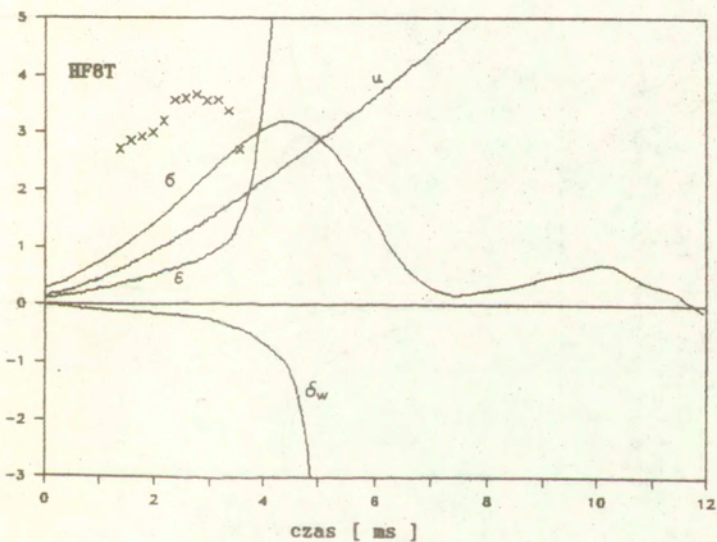
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [250 MPa/s]

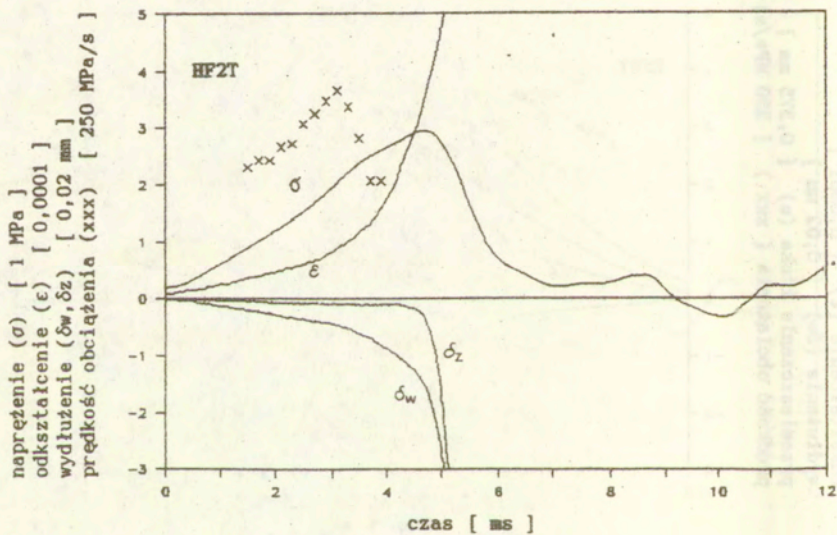
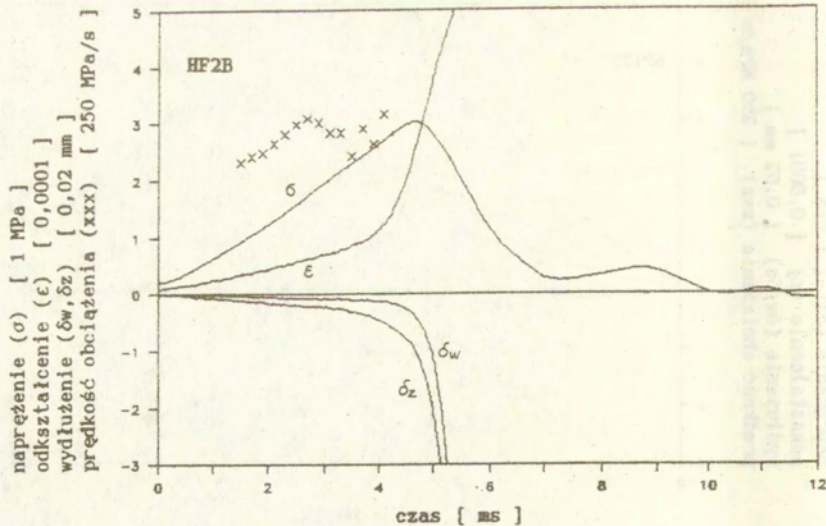


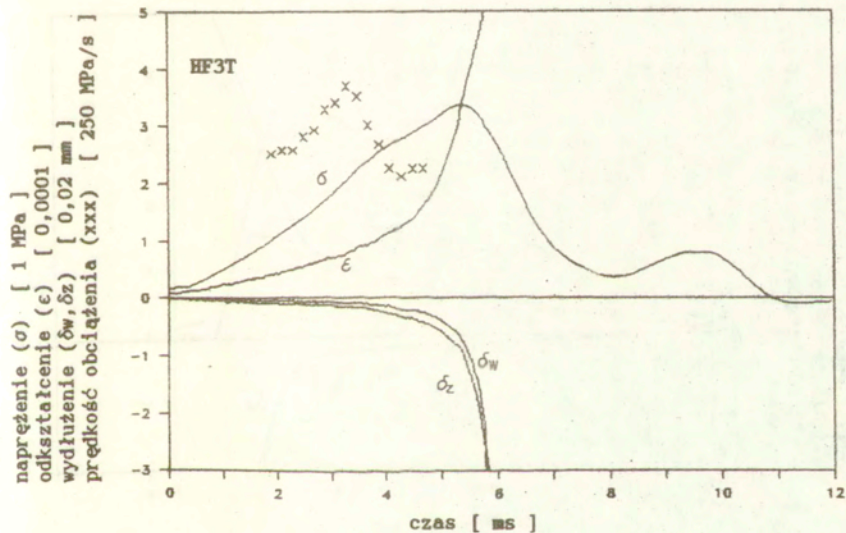
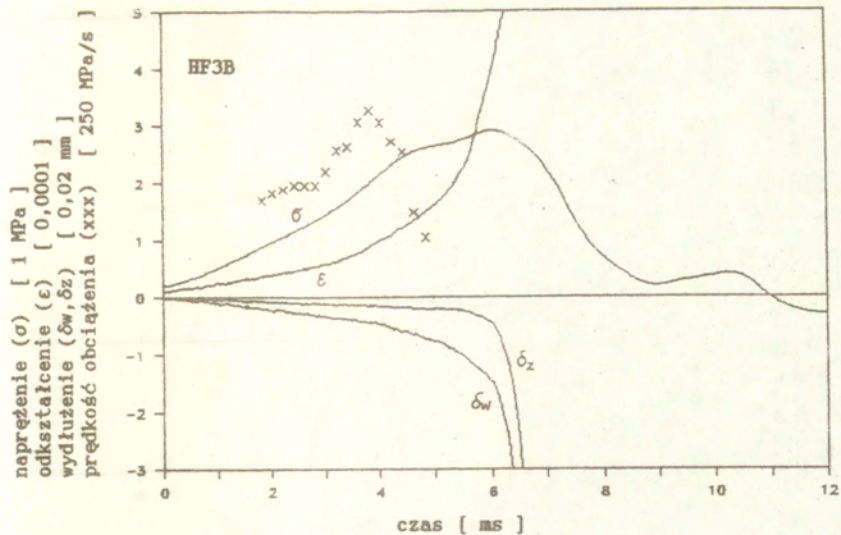
napężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [250 MPa/s]



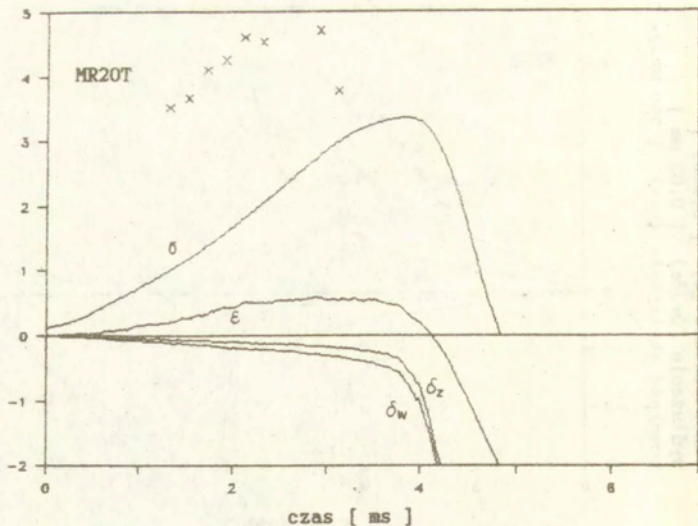
napężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w) [0,02 mm]
 przemieszczenie tłoża (u) [0,375 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [250 MPa/s]



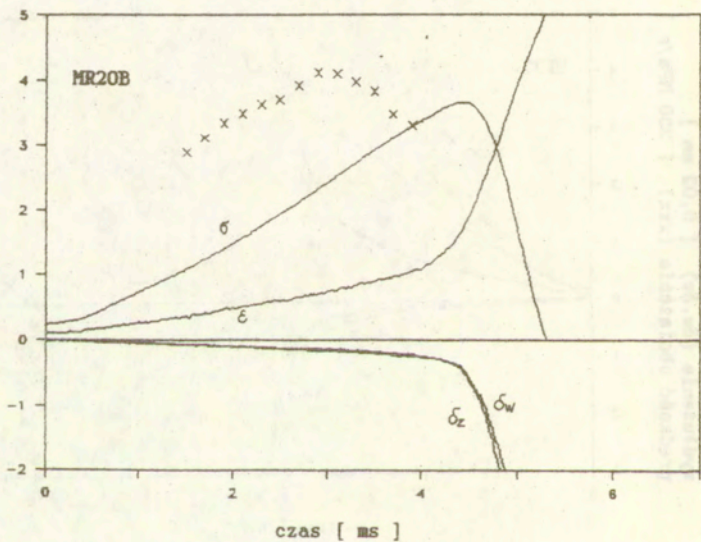




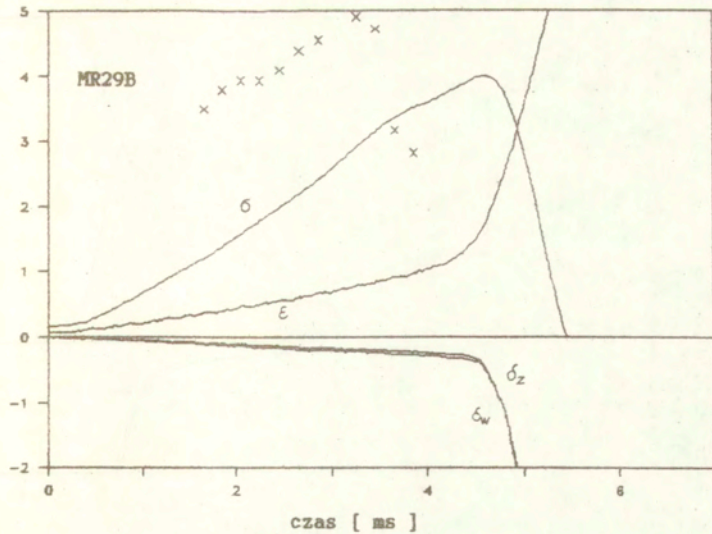
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [250 MPa/s]



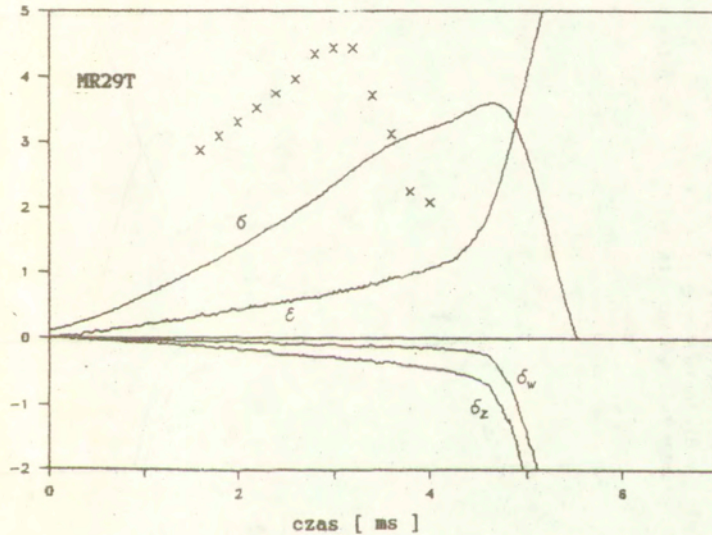
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [250 MPa/s]



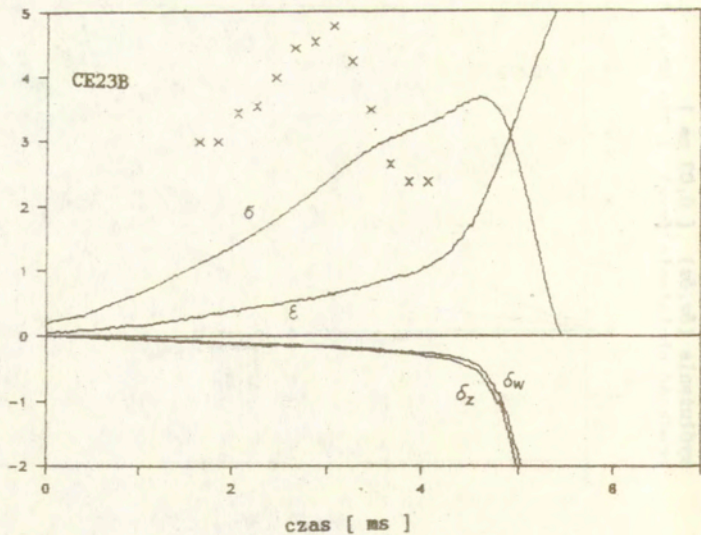
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [250 MPa/s]



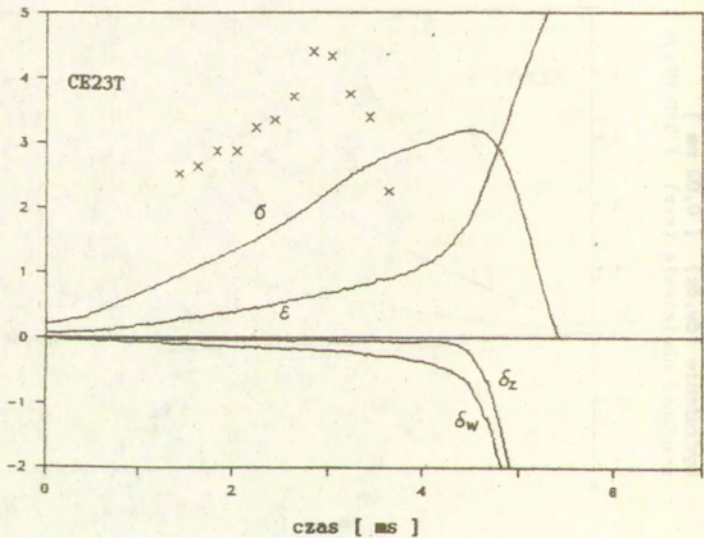
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [250 MPa/s]



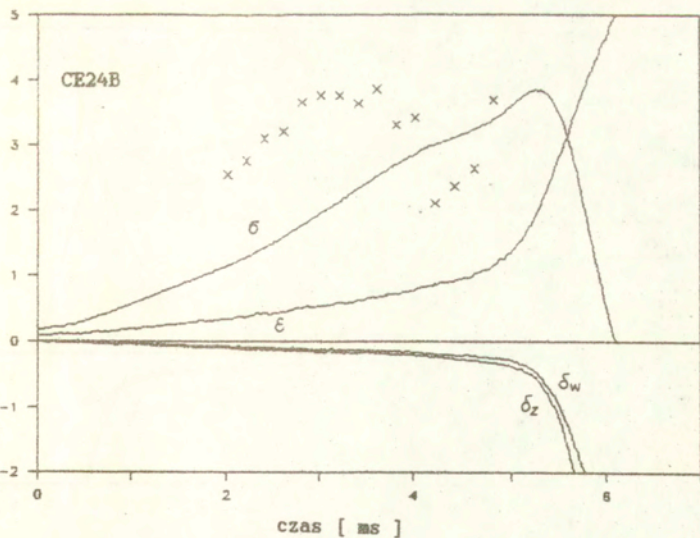
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [250 MPa/s]



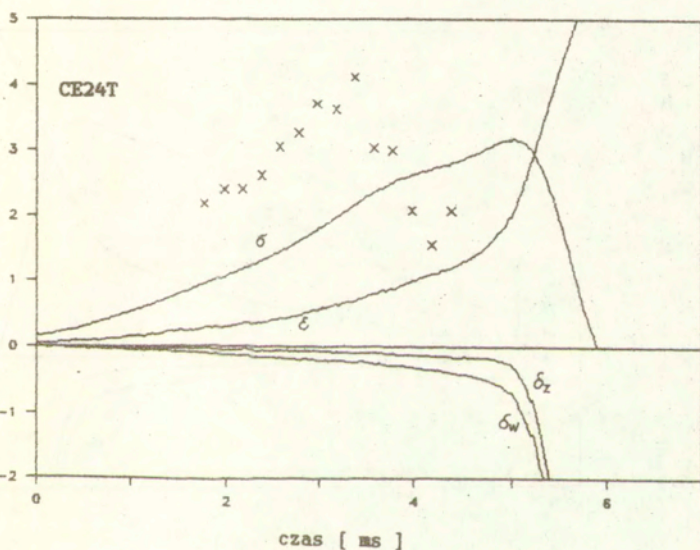
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [250 MPa/s]



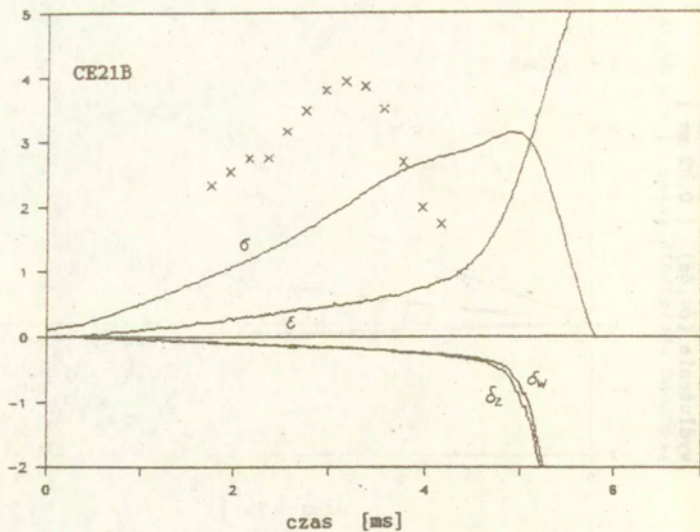
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [250 MPa/s]



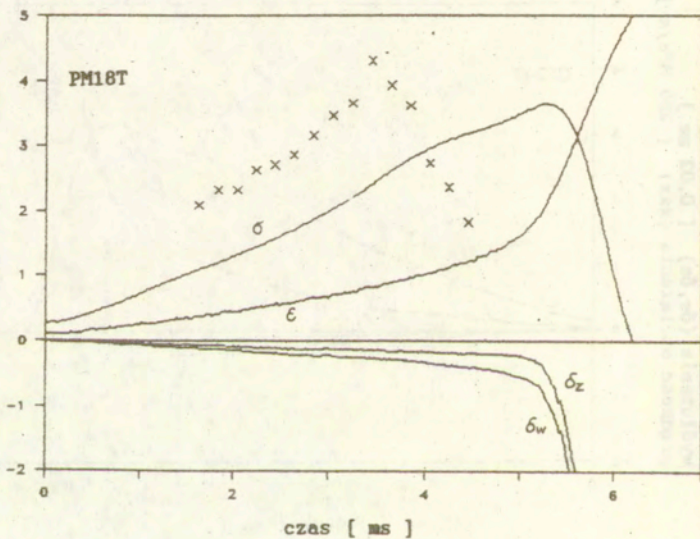
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [250 MPa/s]



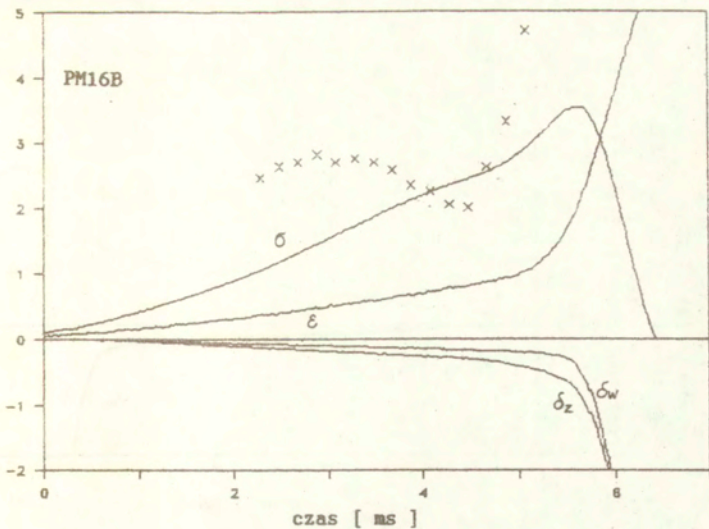
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [250 MPa/s]



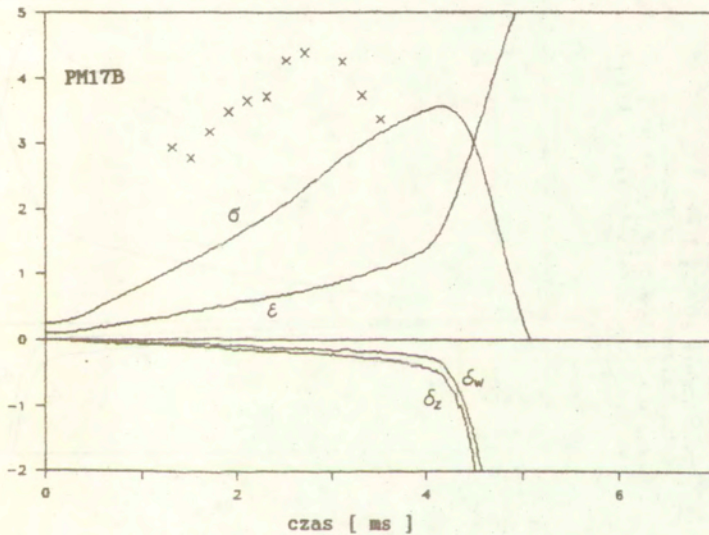
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [250 MPa/s]



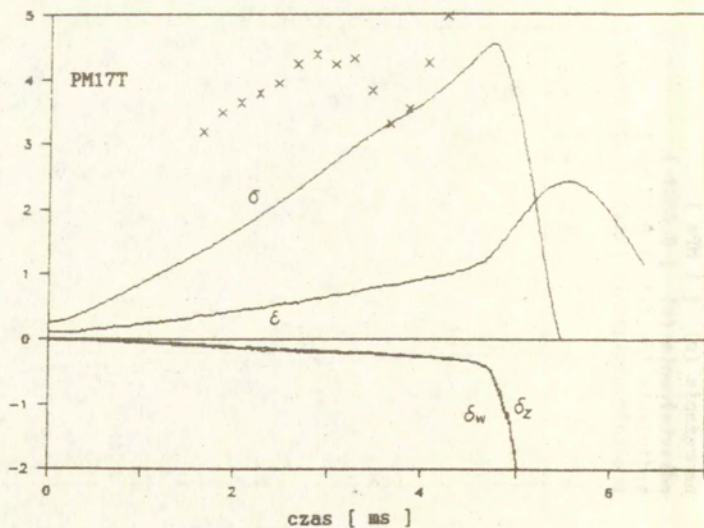
napężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [250 MPa/s]



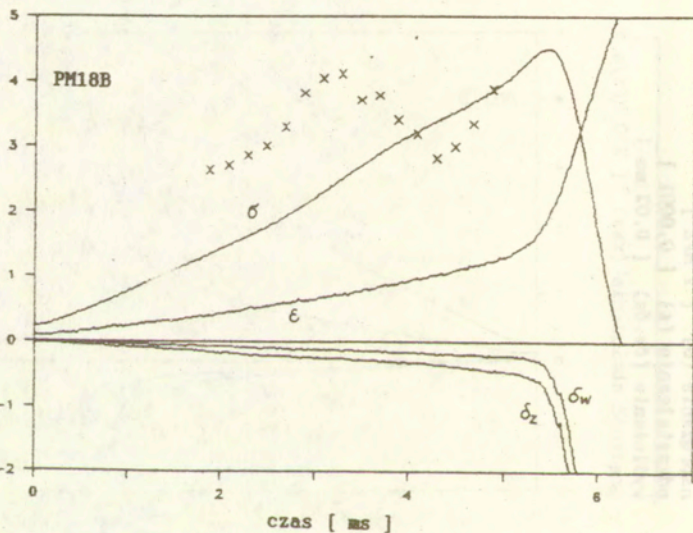
napężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [250 MPa/s]



naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [250 MPa/s]



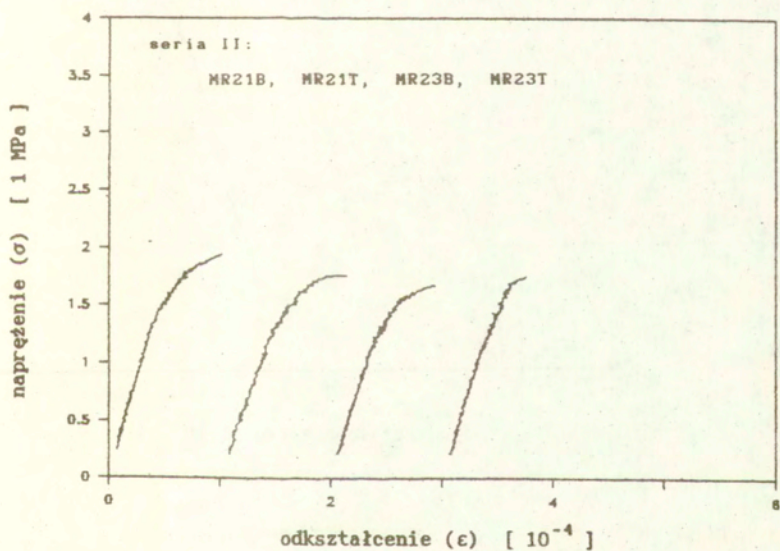
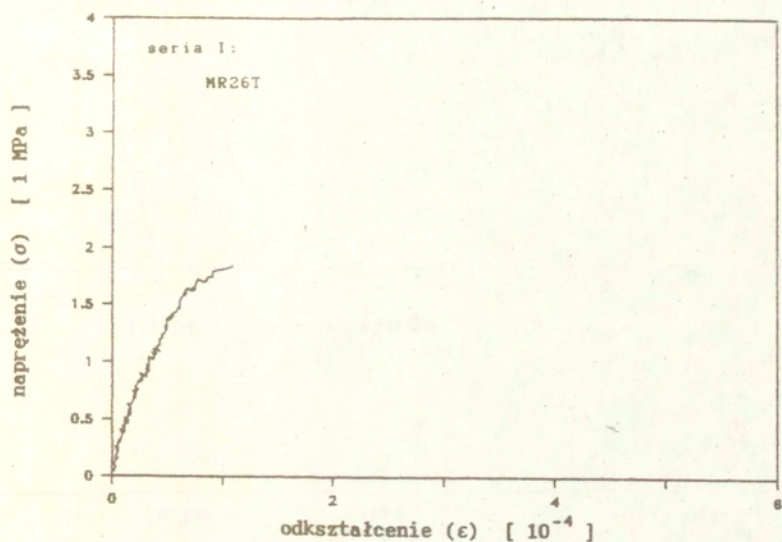
naprężenie (σ) [1 MPa]
 odkształcenie (ϵ) [0,0001]
 wydłużenie (δ_w, δ_z) [0,02 mm]
 prędkość obciążenia (xxx) [250 MPa/s]

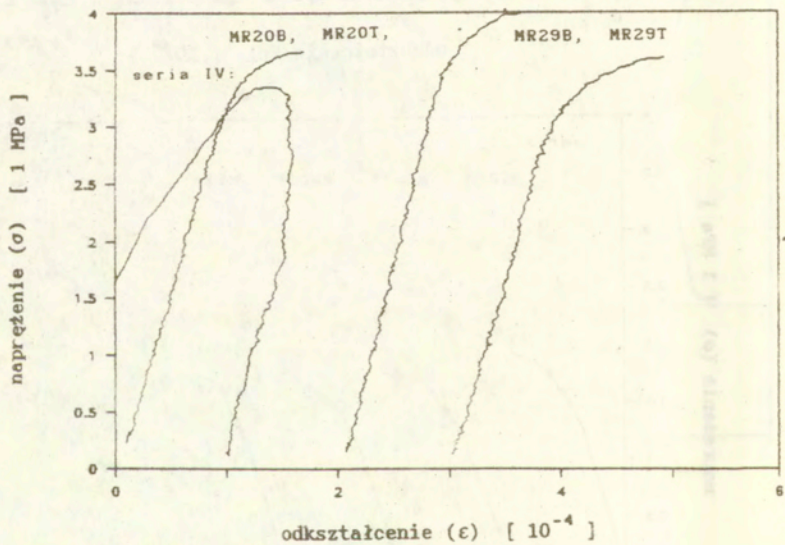
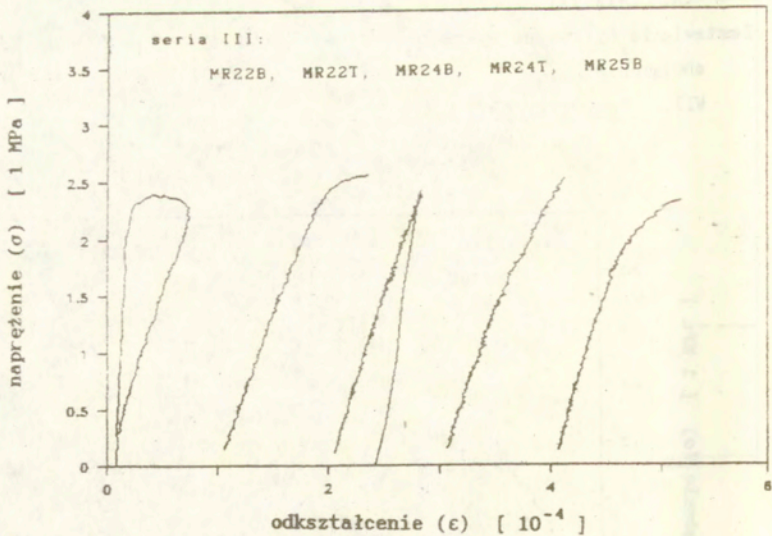


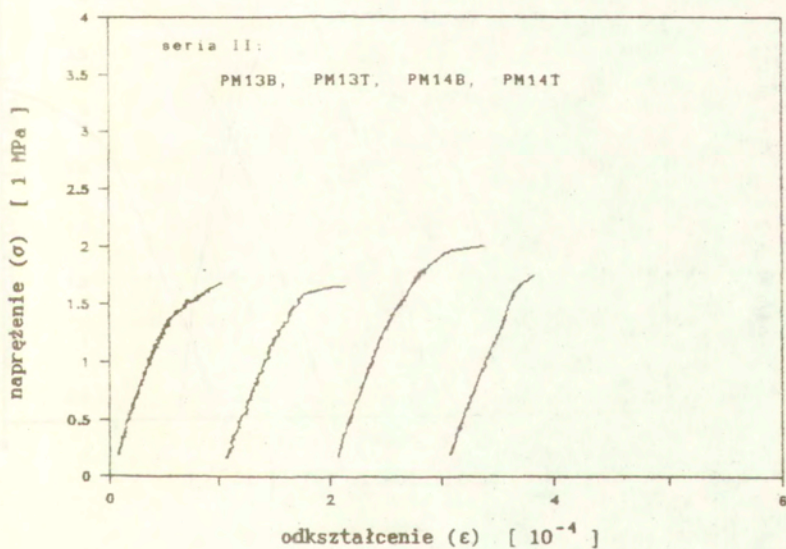
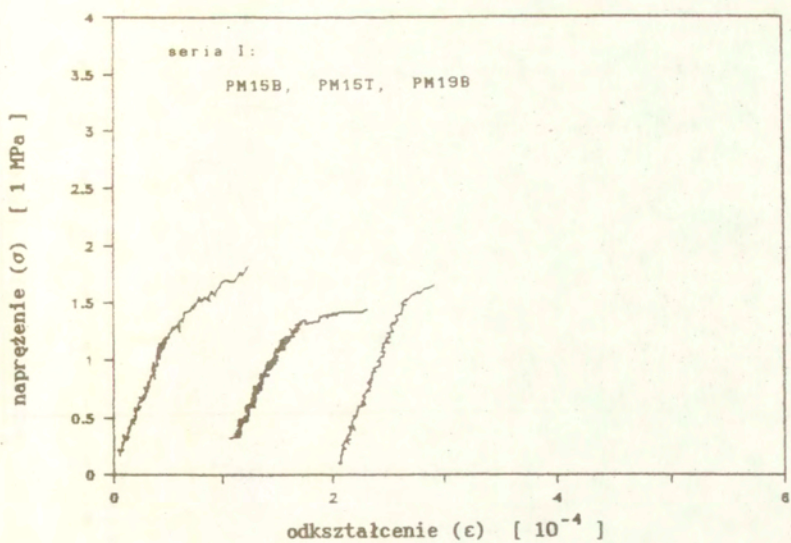
ZAŁĄCZNIK VII

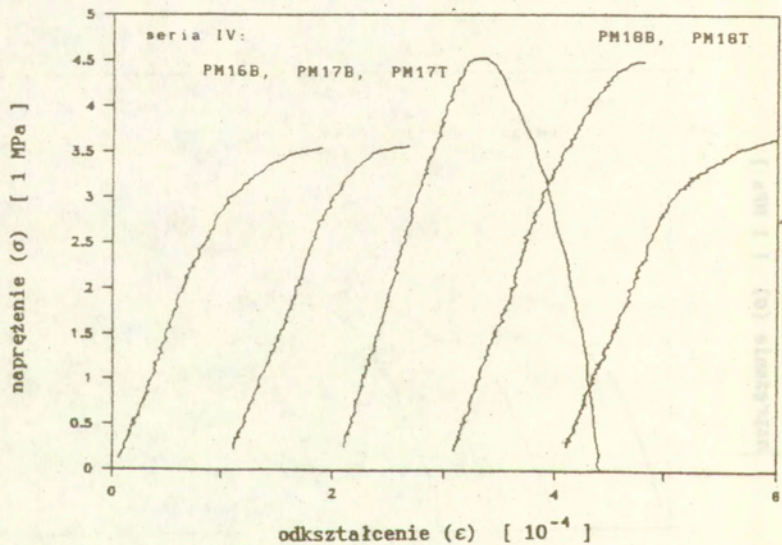
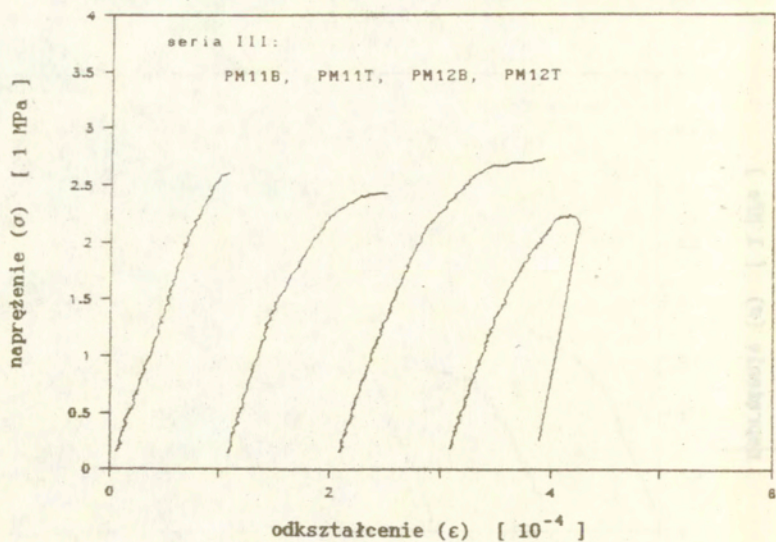
Zestawienie cyfrowych wykresów σ - ϵ uzyskanych przy różnych prędkościach obciążenia

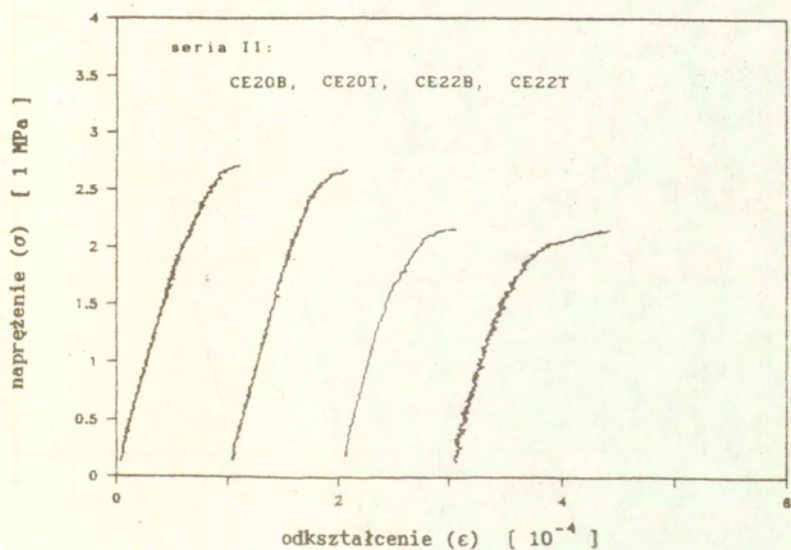
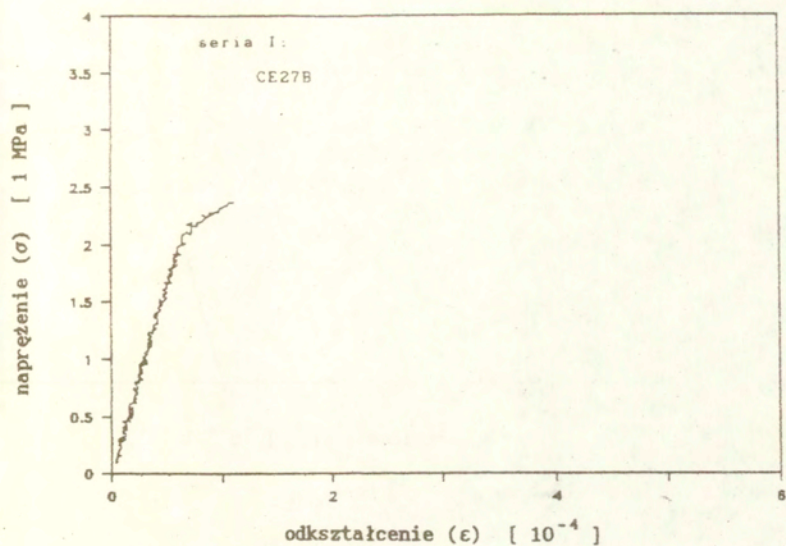
VII.1 Kompozyty MR

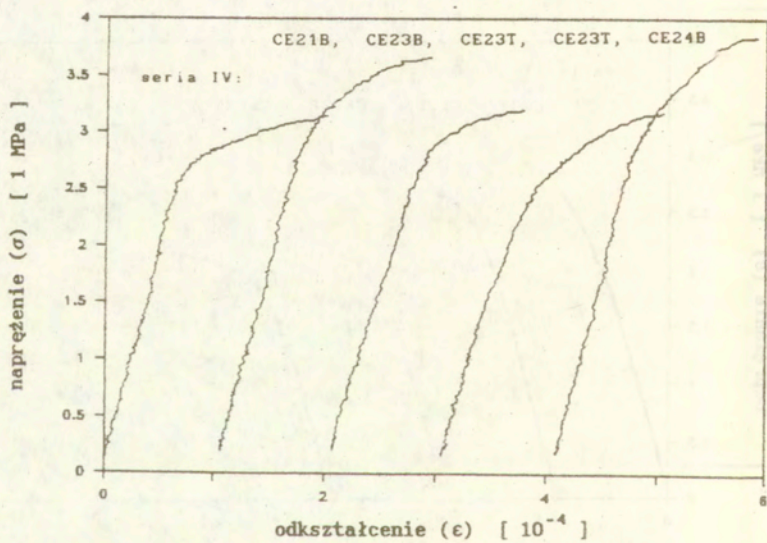
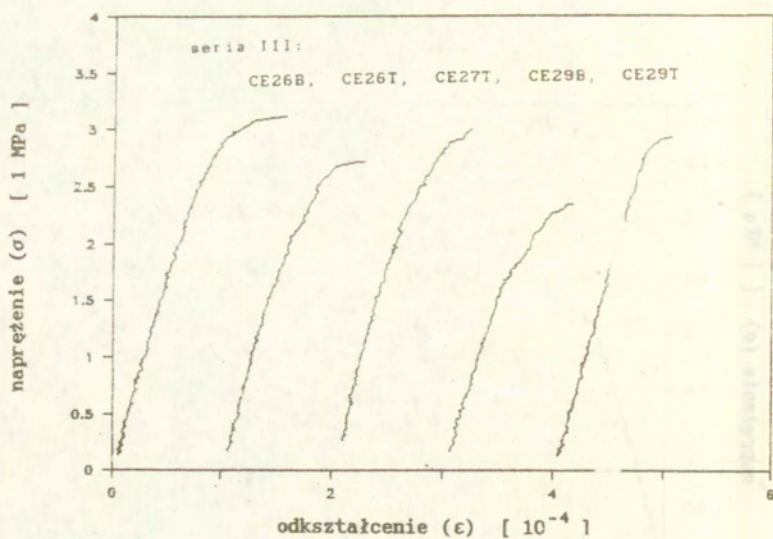


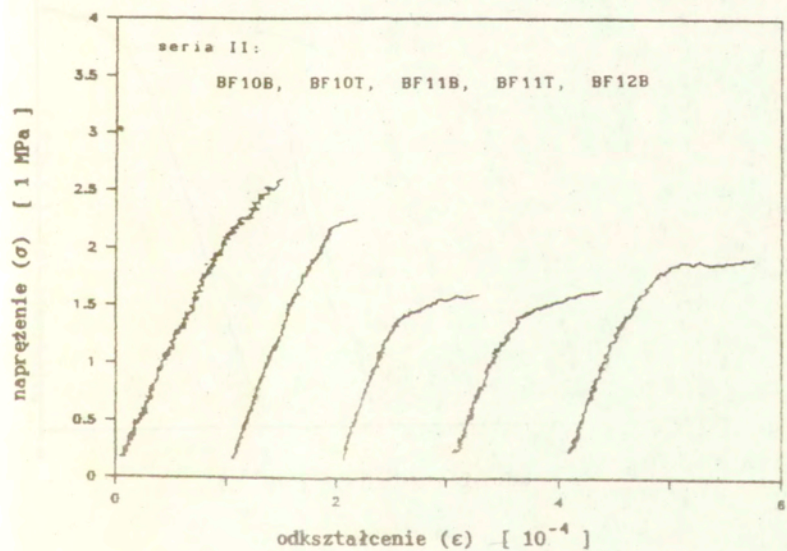
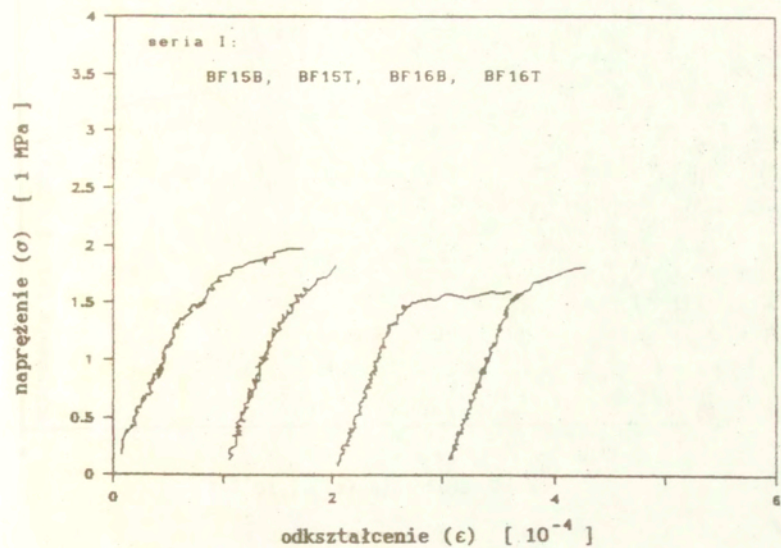


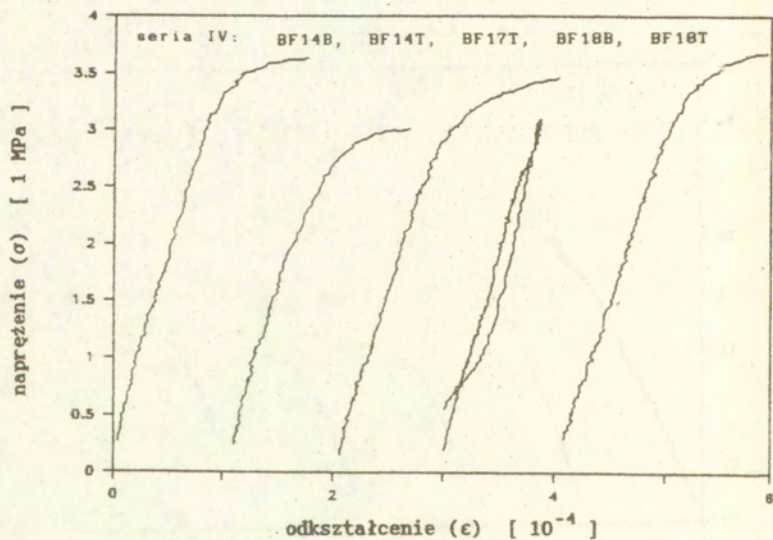
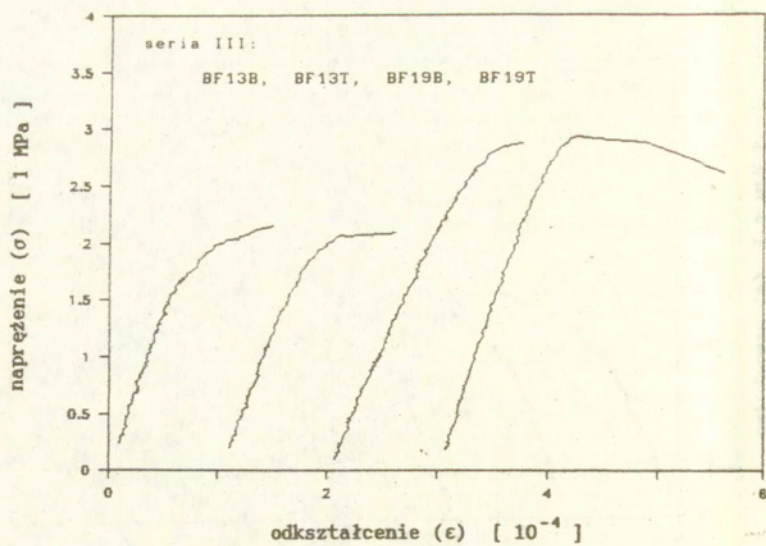


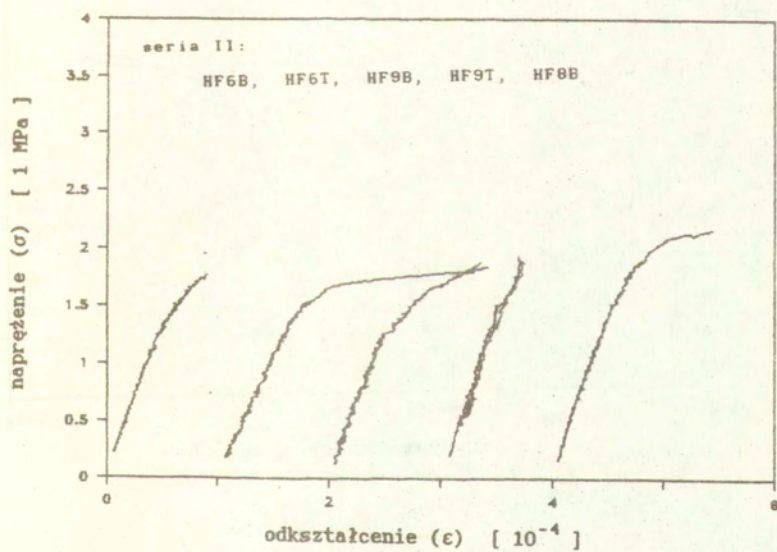
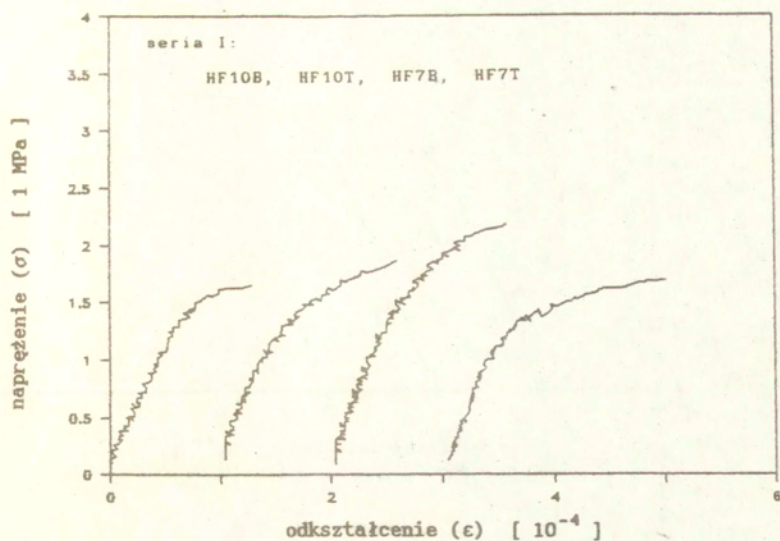


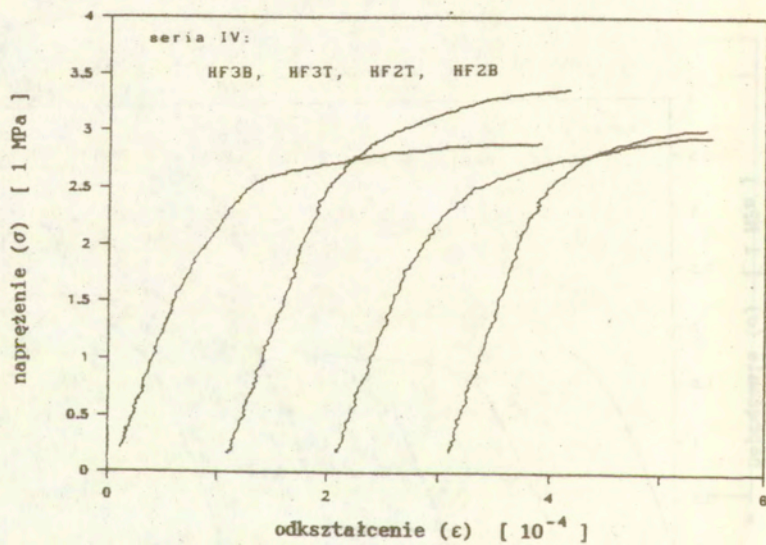
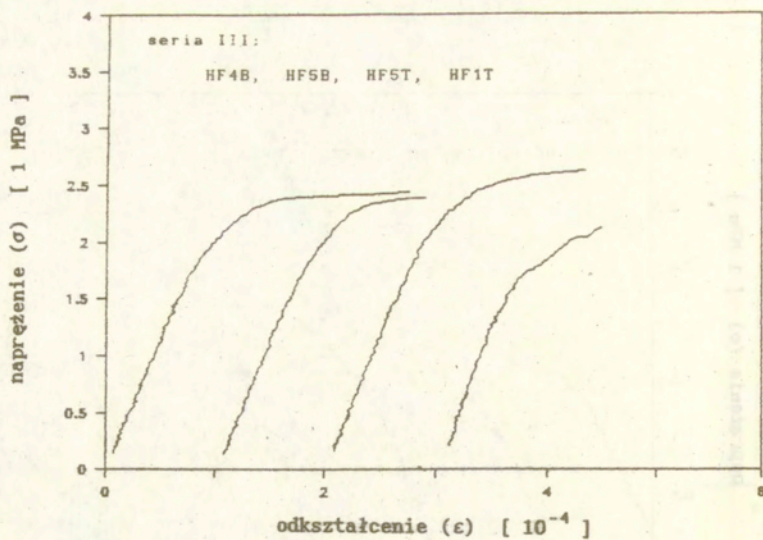










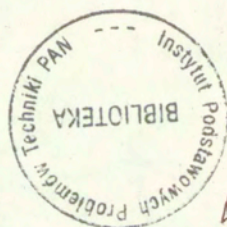


$G_{0.6}$		wsp.	błąd std.	T	poz. istot.			
	BF:	A_1	171,138	35,926	4,7636	0,0004	$(r^2 = 0,938)$	
		A_2	28,327	8,877	3,1911	0,0071		
	HF:	A_1	339,295	90,568	3,7463	0,0022	$(r^2 = 0,893)$	
		A_2	58,399	24,691	2,3652	0,0330		
		BF:	A_3	227,234	17,328	13,1137	0,0000	$(r^2 = 0,961)$
			A_4	0,000185	0,000038	4,8318	0,0003	
		HF:	A_3	436,785	30,306	14,4125	0,0000	$(r^2 = 0,964)$
			A_4	0,000778	0,000117	6,6747	0,0000	
$G_{1.2}$			wsp.	błąd std.	T	poz. istot.		
		BF:	A_1	398,462	41,310	9,6456	0,0000	$(r^2 = 0,972)$
			A_2	21,291	9,935	2,1430	0,0577	
		HF:	A_1	541,178	146,521	3,6935	0,0035	$(r^2 = 0,897)$
		A_2	105,669	42,080	2,5111	0,0289		
		BF:	A_3	435,790	29,292	14,8776	0,0000	$(r^2 = 0,972)$
			A_4	0,000117	0,000056	2,0985	0,0622	
		HF:	A_3	707,296	71,589	9,8800	0,0000	$(r^2 = 0,940)$
			A_4	0,001078	0,000249	4,3267	0,0012	

Jednostki współczynników A_1 , A_2 , A_3 i A_4 wynikają z jednostek stosowanych do określenia pozostałych wielkości. Wielkość oznaczona r^2 to współczynnik korelacji, który - jak łatwo zauważyć - w każdym przypadku jest zbliżony lub przekracza wartość 0,9. Podane w osobnej kolumnie wielkości oznaczone poziomem istotności oznaczają wynik testowania hipotezy zerowej: $|T| > T_{n,\alpha}$ (n - liczebność próby, α - poziom istotności = 0,05). Tylko w dwóch z ośmiu przedstawionych przypadków poziom istotności nieznacznie przekracza założone prawdopodobieństwo α . W pozostałych przypadkach hipoteza zerowa jest odrzucona na poziomie ufności 0,95.

WYKAZ WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ	5
1. WSTĘP	7
1.1 Przedmiot rozprawy	7
1.2 Geneza rozprawy	7
1.3 Teza rozprawy	9
1.4 Cel i zakres rozprawy	9
2. STRUKTURA KOMPOZYTÓW O MATRYCACH CEMENTOWYCH	10
2.1 Metody obserwacji i poziomy analizy struktury	10
2.2 Właściwości strukturalne kompozytów	12
2.3 Uwagi dotyczące opisu struktury kompozytów z matrycą cementową	19
3. FENOMENOLOGICZNE I STRUKTURALNE ASPEKTY PĘKANIA KOMPOZYTÓW Z MATRYCĄ CEMENTOWĄ W POLU NAPRĘŻEŃ ROZCIĄGAJĄCYCH	21
3.1 Właściwości mechaniczne pod obciążeniami statycznymi	21
3.2 Metody badań efektów prędkości obciążenia	28
3.3 Wpływ prędkości obciążenia na wytrzymałość i odkształcalność kompozytów nieuzbrojonych	31
3.4 Wpływ prędkości obciążenia na wytrzymałość i odkształcalność fibrobetonów	38
3.5 Uwagi o strukturalnych uwarunkowaniach wrażliwości na prędkość obciążenia	46
4. OPIS BADAŃ DOŚWIADCZALNYCH	49
4.1 Cel i zakres badań	49
4.2 Rodzaje kompozytów	50
4.3 Przygotowanie próbek	54
4.4 Program obciążania	57
4.5 Urządzenia pomiarowe i rejestrujące	58
5. WYNIKI BADAŃ	64
5.1 Wyniki oznaczenia gęstości pozornej, gęstości i porowatości	64
5.2 Wyniki pomiarów odkształcalności i wytrzymałości na rozciąganie	68
5.2.1 Seria I - $\dot{\sigma} = 0,002$ MPa/s	69
5.2.2 Seria II - $\dot{\sigma} = 1$ MPa/s	74
5.2.3 Seria III - $\dot{\sigma} = 50$ MPa/s	80
5.2.4 Seria IV - $\dot{\sigma} = 850$ MPa/s	86

5.3 Wyniki obserwacji przełomów próbek	92
5.3.1 Kompozyty HF i BF	92
5.3.2 Kompozyty PM	95
5.3.3 Kompozyty CE	99
5.4 Uwagi o dokładności pomiarów	102
6. ANALIZA WYNIKÓW BADAŃ	108
6.1 Wytrzymałość na rozciąganie	108
6.2 Odształcalność graniczna i kształt zależności naprężenie-odkształcenie	119
6.3 Energia zniszczenia kompozytów z uzbrojeniem włóknistym	128
7. MODELOWA INTERPRETACJA DYNAMICZNEGO ZNISZCZENIA KOMPOZYTÓW Z MATRYCĄ CEMENTOWĄ	139
7.1 Zakres analizy	139
7.2 Sposoby modelowania	139
7.3 Propozycja modelu	142
7.4 Dyskusja wyników i wnioski	147
8. PODSUMOWANIE I WNIOSKI	153
WYKAZ PUBLIKACJI CYTOWANYCH W TEKŚCIE	158
ZAŁĄCZNIKI	169



56755