

# **Jamistość w stanie luźnym – główny parametr doboru uziarnienia kruszywa do betonów samozagęszczalnych**

LOOSE BULK DENSITY – THE MAIN PARAMETER OF AGGREGATE SELECTION FOR SCC

## **Streszczenie**

W artykule przedstawiono wnioski z szerokiej analizy metod projektowania składu kruszywa do BSZ, z których wynika, że ocena jamistości w stanie luźnym może stanowić jeden z głównych sposobów doboru składu kruszywa do BSZ. Dodatkowo na korzyść tego podejścia przemawia fakt, iż jest to bardzo łatwa do uzyskania metodą laboratoryjną wielkość. W drugiej części artykułu przedstawiono wyniki badań potwierdzające słuszność przedstawionej wyżej tezy. Program badawczy objął bardzo szeroki zakres jamistości w stanie luźnym i zagęszczonym na kruszywie otoczkowym oraz nieco węższy na kruszywie łamanym (tylko stan luźny).

## **Abstract**

The article presents conclusions of the broad analysis of aggregate proportioning for SCC. It appeared that loose bulk density can be treated as one of basic parameters for aggregate design methods dedicated for SCC. Additionally, the favour of this approach is the simplicity of laboratory obtaining of this parameter. In the second half of the article the results of a broad research program showing the validation of this thesis are presented. The research program covered wide range of loose and compacted density on rounded aggregate and loose density solo on crushed one.

## 1. Metodyka projektowania BSZ – waga prawidłowego doboru kruszywa.

W okresie ostatnich 3-4 lat nastąpił bardzo szybki rozwój metodyki projektowania betonów samozagęszczalnych. Tylko w materiałach konferencyjnych [1, 2] oraz w monografii [3] znaleźć można ich kilkanaście. Metody te różnią się od siebie bardzo znacząco. Niektóre z nich są metodami czysto empirycznymi, podającymi na przykład, jak w kilku krokach z receptury betonu tradycyjnego uzyskać recepturę BSZ. Z drugiej strony istnieją metody, których autorzy twierdzą, że za ich pomocą da się uzyskać BSZ metodą właściwie czysto analityczną (zakładając wstępne wykonanie pewnej procedury skalującej), np. [4]. Wadą tego typu metod jest konieczność wykonania bardzo kłopotliwych obliczeń wykorzystujących kłopotliwe technicznie do uzyskania parametry poszczególnych składników. W tej konkretnej metodzie są to m.in. ich parametry reologiczne, w tym wyznaczana doświadczalnie charakterystyka zastosowanego superplastyfikatora w postaci funkcji  $4^{\circ}$ . Pośrodku tej skali znajduje się cała gama metod pozwalających w dość prosty sposób wyznaczyć wstępnie ilości poszczególnych składników, a następnie dokonać korekty metodą laboratoryjną. Niektóre ze starszych rozwiązań tego typu opisano np. w [3, 5]. Szczególnie interesująca w tym względzie wydaje się metoda Vana i Montgomery'ego, wyznaczająca (na podstawie znajomości uziarnienia kruszywa oraz podanych przez jej autorów nomogramów) maksymalne ilości kruszywa (ze względu na kryterium blokowania) oraz minimalne ilości spoiwa (kryterium płynności). Była to, historycznie rzecz ujmując, pierwsza metoda podkreślająca rolę wpływu składu ziarnowego kruszywa na samozagęszczalność mieszanki betonowej. Wcześniej bowiem rolę kruszywa zdecydowanie niedoceniano, czego najlepszym przykładem jest jedna z najstarszych metod projektowania BSZ zwana metodą japońską. Metoda ta jest chyba najczęściej wykorzystywana w praktyce, jako że opis znajduje się niemal we wszystkich publikacjach zajmujących się projektowaniem BSZ, np. [1-5]. W metodzie tej kruszywo jest traktowane właściwie jako „przeszkadacz” w uzyskaniu samozagęszczalności – podaje się tylko maksymalną zawartość kruszywa w mieszance nie zważając na jego skład ziarnowy, co prowadzi często do przeszacowania ilości koniecznego spoiwa. Autor osobiście spotkał się z tym zagadnieniem wielokrotnie, poczynając od swoich pierwszych prób uzyskania mieszanek tego typu [5]. Opisywane w tej pracy mieszanki zaprojektowano metodą japońską sprawdzając równocześnie kryteria Vana. Okazało się po pierwsze, że nie wszystkie mieszanki były samozagęszczalne, a po drugie, że metoda Vana jest dokładniejsza, ale nie można o niej powiedzieć, że jest dokładna. Zaobserwowano bowiem różnice w ilości spoiwa (rzeczywista/ teoretyczna) sięgające  $20 \text{ dm}^3/\text{m}^3$ . Oznacza to, że prawidłowy dobór kruszywa do BSZ stanowi jeden z najważniejszych czynników kształtujących skład mieszanki BSZ. W tym celu wykonano bardzo szeroki program badawczy, którego część wyników zostanie przedstawiona w rozdz. 3 niniejszego artykułu. W celu wyselekcjonowania parametrów kruszywa, które należy sprawdzić pod kątem ich przydatności do wykorzystania jako kryterium doboru kruszywa do BSZ przeprowadzono szeroką analizę metod projektowania BSZ. Główne wnioski z tej analizy zostaną przedstawione w rozdz. 2.

## 2. Sposoby projektowania stosu okruskowego do BSZ i ich ocena

W świetle danych literaturowych [1-3, 6, 7] metody doboru kruszywa do BSZ można podzielić na cztery grupy:

- 1) Założenie objętościowej ilości kruszywa, która nie powinna doprowadzić do zablokowania przepływu mieszanki pomiędzy prętami zbrojeniowymi (passing ability). Do grupy tej zaliczyć można wymienione wyżej metodę Vana [5] oraz Serdana-DeLarrarda (tzw. metoda francuska) [4]. W metodach takich wartości graniczne podaje się w postaci nomogramów o ustalonych doświadczalnie wartościach (metoda Vana) lub/i za pomocą bardzo skomplikowanych funkcji matematycznych, bazujących często na trudnych do uzyskania danych (metoda francuska).  
Podejście to jest bardzo ciekawe metodologicznie, ma jednak wadę w postaci konieczności odpowiedniego wyskalowania (np. nomogramów), czego przykład podano w rozdz. 1. W efekcie metody tego typu jakościowo dość dobrze opisują trend zmian, ale ilościowo nie zawsze można na nich polegać. Zapewne właśnie dlatego doniesienia dotyczące stosowania metod Vana i francuskiej w praktyce badawczej są stosunkowo rzadkie. Jedynym wyjątkiem jest tutaj metoda japońska, która jest, sądząc po ilości doniesień literaturowych, chyba najczęściej wykorzystywaną metodą projektowania. Dzieje się tak dlatego, że podaje ona na ilość kruszywa jedynie ograniczenie górne i to często ze (zbyt) dużym zapasem [2, 7].
- 2) Wyznaczenie założonej grubości otulenia na ziarnach kruszywa, ale bez podania przepisu na skład kruszywa. Do metod takich zaliczyć można np. opisaną w [5] metodę Oha *et. al.* zwaną także metodą  $t_{wz}$ , oraz opisaną w [1] metodę Markovica i Valravena.  
Podejście to również jest bardzo zgrabne jeżeli chodzi o kryterium jakościowe, lecz teoria do tych metod bazuje na budowaniu otoczki na kulach i zastosowaniu odpowiedniego poprawkowego współczynnika kształtu, którego wyznaczenie dla konkretnego kruszywa bywa trudne i jest z samej swojej natury nieco arbitralne.
- 3) Założenie, że kruszywo w BSZ nie znajduje się w stanie zagęszczonym, lecz pośrednim pomiędzy luźnym a zagęszczonym. Wyznacza się w takiej sytuacji wartość współczynnika upakowania ziaren będącego ilorazem szacunkowego stanu zagęszczenia kruszywa w BSZ oraz kruszywa w stanie luźnym. Jedną z bardziej popularnych metod, które można zakwalifikować do tej grupy jest metoda chińska Hu *et. al.* [6] wraz z jej modyfikacjami, np. [7]. Ponadto autorowi udało się znaleźć jedno doniesienie w [2] o próbach optymalizacji składu kruszywa w oparciu o stan całkowicie luźny.  
Podejście to opiera się na oczywistym spostrzeżeniu, że formowanie BSZ prowadzi się bez mechanicznego zagęszczania, które może spowodować znaczące zmniejszenie jamistości kruszywa w stanie luźnym w mieszance po ułożeniu w formie. Mieszanka musi być szczelna w momencie ustania przepływu. Po tej chwili mogą w niej przemieszczać się jedynie pęcherzyki powietrza. Wadą tej grupy metod jest założenie, że wartość współczynnika przepęchnienia jest stała. W praktyce często nie da się uzyskać takiego stałego współczynnika. Np. podany w [7] współczynnik jest przyjęty bardziej jako hipoteza niż teza (za mało wyników).
- 4) Założenie krzywej optymalnej i próba jej osiągnięcia. Pewne elementy tej metody zawarte są np. w metodzie Brouversa i Radixa [7]. Podejście to z kolei jest bardzo niewygodne, gdyż wymaga znajomości trudnych do osiągnięcia parametrów materiałowych (krzywe uziarnienia pyłów i cementu), a ponadto często nie udaje się w praktyce nawet zbliżyć do krzywej idealnej ze względu na brak możliwości dokładnej kontroli ilości

frakcji pylastych i piasku (dostępne są tylko materiały wielofrakcyjne). Z tego względu trudno jest zweryfikować hipotezy stawiane przez autorów takich metod o najlepszym upakowywaniu się ziaren w stosie, gdy ich proporcje są zbliżone do konkretnej krzywej teoretycznej. Nawet Brouwers i Radix przyjmują w swojej pracy, że dostatecznym przybliżeniem krzywej teoretycznej jest zapewnienie maksymalnej gęstości nasypowej w stanie zagęszczonym dla wynikowego stosu okruszowego kruszywa plus pyłów, czyli zastosowanie normalnej procedury iteracyjnego doboru kruszywa i dodanie takiej ilości pyłów, aby wynikowa krzywa uziarnienia była możliwie „gładka”.

Wszystkie z opisywanych metod mają wspólną wadę związaną z koniecznością wyskalowania bardzo różnych parametrów (nomogramów, współczynników równań), z wykorzystaniem nie zawsze łatwych do uzyskania danych. Jedyna metoda, która nie wykorzystuje tego typu rozwiązań to metoda japońska, ale jej wadą z kolei jest zbyt duży zapas bezpieczeństwa z punktu widzenia kryterium blokowania. Biorąc to pod uwagę do badań wyselekcjonowano metodę 3, gdyż bazuje ona na najłatwiejszych do uzyskania danych, opiera się ona na bardzo prostych przesłankach, a przy tym istnieje stosunkowo niewiele doniesień dotyczących jej zastosowania w praktyce. Dodatkowo postanowiono również zweryfikować przyjęte w [7] opisywane wyżej założenie, że krzywą Funka-Dingera da się „aproksymować” z wykorzystaniem metody iteracyjnego doboru kruszywa.

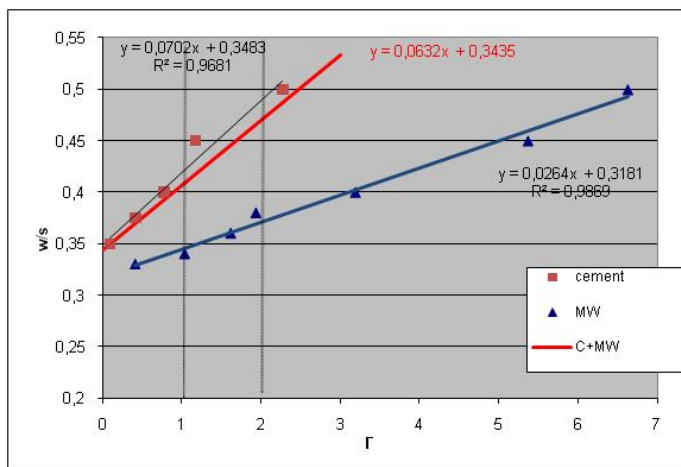
### 3. Badania własne

W ramach badań własnych przeprowadzono bardzo szeroki program badawczy mający na celu weryfikację podanego w pracach [6, 7] współczynnika zagęszczenia kruszywa odniesionego do stanu luźnego, który autorzy tych publikacji określili na poziomie 1,12-1,18 przy wartości ilorazu  $\rho_n^z / \rho_n^1$  na poziomie 1,22-1,30, a więc bardzo wysokim. Ponadto w [2] można znaleźć jedno doniesienie o wykorzystaniu do projektowania kruszywa metody iteracyjnej dla stanu luźnego. W tym celu wyselekcjonowano dwa zestawy kruszyw, jeden oparty o frakcjonowane kruszywo otczakowe, a drugi o łamane bazaltowe. W pierwszym zestawie frakcje drobne komponowano w oparciu o dwa piaski (gruby i drobny), a w drugim – o jeden. Zestaw otczakowy komponowano tak, aby uzyskać najlepsze dopasowanie do krzywych o różnych wartościach wykładnika potęgi w równaniu Funka-Dingera (1), oraz określone wielkości sumy odchyłeń kwadratowych od niej (tj. minimalna, 200 oraz 300 jednostek przy  $q = 0.25, 0.30, 0.35$  oraz  $0.40$ , jako że autorzy metody zalecają  $q = 0.30 \div 0.37$ ). Następnie w drugim etapie dołożono jeszcze dodatkowe mieszanki kruszywowe tak, aby jak najbardziej zróżnicować wartości  $\rho_n^z$  oraz  $\rho_n^1$ , oraz sprawdzić także mieszanki o  $\rho_n^z$  i  $\rho_n^1$ .

$$P(d) = \frac{d^q - d_{min}^q}{d_{max}^q - d_{min}^q} \quad (1)$$

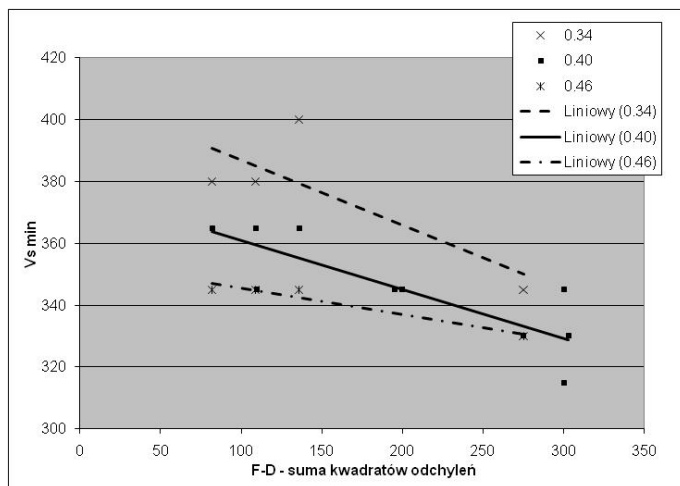
Spoivo do betonów tej serii zostało dobrane tak, aby uzyskać jak najlepsze parametry reologiczne i jakościowe. Badania wstępne spoiwa prowadzono metodą japońską (tj. metodą  $\beta_p$ ) [3, 7]. Po kilku próbach zdecydowano się na cement CEM II/B-S 32.5R z dodatkiem mączki wapiennej w ilości 20% wagowych. Ilość superplastyfikatora była dobierana z warunku granicy sedymentacji spoiwa przy założonym w/s, które z kolei zostało dobrane z warunku  $\Gamma = 0, 1$  i  $2$  na wykresie  $\beta_p$ , zgodnie z sugestiami zawartymi

w [7] (rys. 1). W efekcie uzyskano trzy wartości  $w/s = 0.34, 0.40$  i  $0.46$ , którym odpowiadały zawartości superplastyfikatora odpowiednio: 2.3, 1.8 oraz 1.3% masy spoiwa. Kruszywa o odchyleniach 200 i 300 jednostek oraz o  $\rho_n^z$  i  $\rho_n^1$  badano tylko przy  $w/s = 0.40$ .



Rys. 1. Dobór spoiwa metodą  $\beta_p$  – seria na kruszywie otoczkowym

Jako główny parametr weryfikujący przydatność danej kompozycji kruszywowej do zastosowania w BSZ przyjęto minimalną ilość spoiwa, która przy założonym składzie spoiwa gwarantuje uzyskanie samozagęszczalności ( $V_{s, \min}$ ). Takie sformułowanie warunku granicznego wynika zarówno z licznych doniesień literaturowych [1-3, 5, 7] jak i oczywiście aspektu ekonomicznego. Dla każdego zestawu materiałowego wykonywano mieszanki o różnej stopniowo zwiększającej się ilości spoiwa (objętościowo) i sprawdzano,



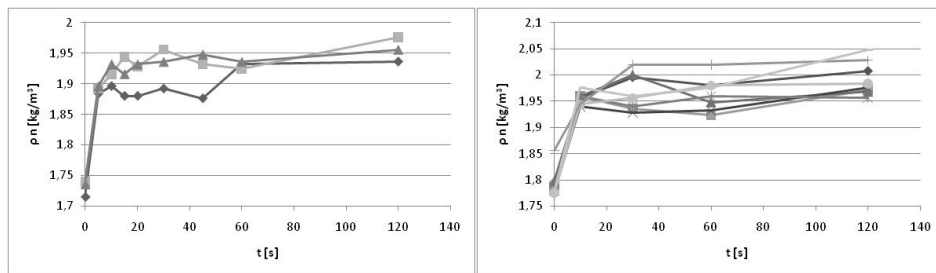
Rys. 2. Dopasowanie uziarnienia kruszywa do krzywej Funka-Dingera (1) vs. minimalna ilość spoiwa niezbędna do uzyskania samozagęszczalności ( $V_{s, \min}$ ) – seria na kruszywie otoczkowym

przy jakiej jego ilości uzyskiwano granicę samozagęszczalności, którą w tym przypadku przyjęto jako  $D_0 = 600$  mm,  $t_{500} = 10$  s. Na rys. 2 przedstawiono wyniki badań uzyskane przy wykorzystaniu krzywej Funka-Dingera (1) przy założeniu  $d_{\min} = 0.063$  mm. Jak widać uzyskano zależność odwrotną od oczekiwanej, tzn. przy zwiększaniu się sumy odchyżeń kwadratowych krzywej przesiewu od założonej krzywej idealnej uzyskano niższe wartości  $V_{s \min}$ . Oznacza to, że krzywa F-D nie jest w tym przypadku adekwatna.

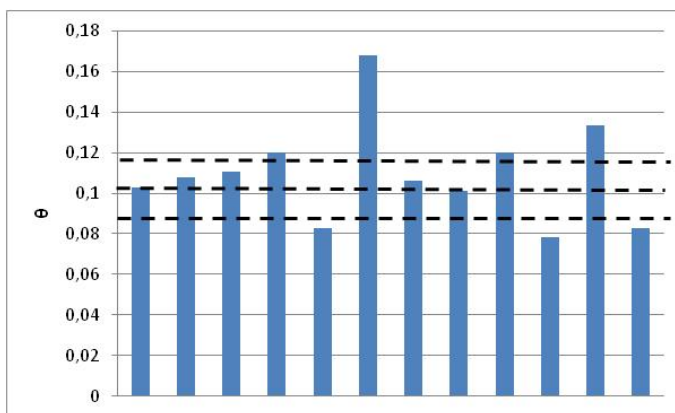
Na rys. 3. pokazano wykres zmian gęstości w czasie zagęszczania dla przebadanych 12 kompozycji kruszywowych. Każdy punkt pomiarowy jest średnią z dwóch prób. Okazuje się, że badane kruszywa najbardziej zagęszczają się w czasie pierwszych 5 s. wibracji. Świadczy to o tym, że kruszywo w mieszance betonowej może znajdować się w stanie nieco bardziej zagęszczonym niż luźny, ale na pewno nie da się w opisywanym przypadku przyjąć stałej wartości współczynnika zagęszczenia, co pokazano na rys. 4. Linia przerywaną zaznaczono wartość średnią współczynnika zagęszczenia zdefiniowanego jako

$$\theta = \Delta\rho/\rho_n^1 \quad (2)$$

oraz wartości  $\bar{\theta} \pm \sigma$ . Jak widać, w zaznaczonym przedziale mieści się jedynie 5 z 12 uzyskanych wyników. Z tego względu w ciągu dalszym przyjęto jako punkt odniesienia jamistość w stanie luźnym i dla porównania – w stanie zagęszczonym.

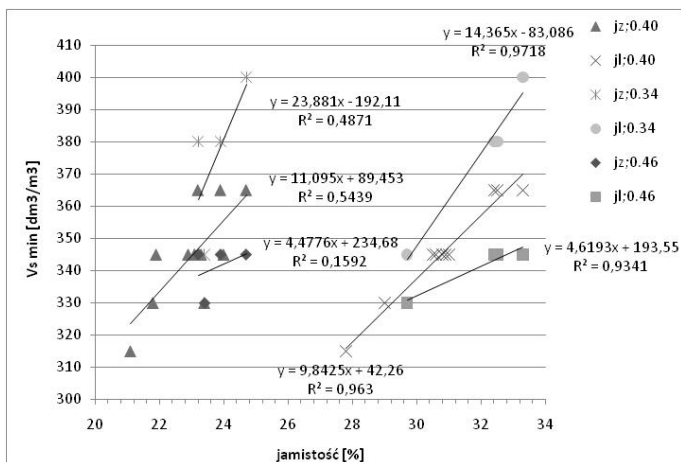


Rys. 3. Zmiana gęstości nasypowej kruszyw w czasie zagęszczania (kruszywo otczakowe)



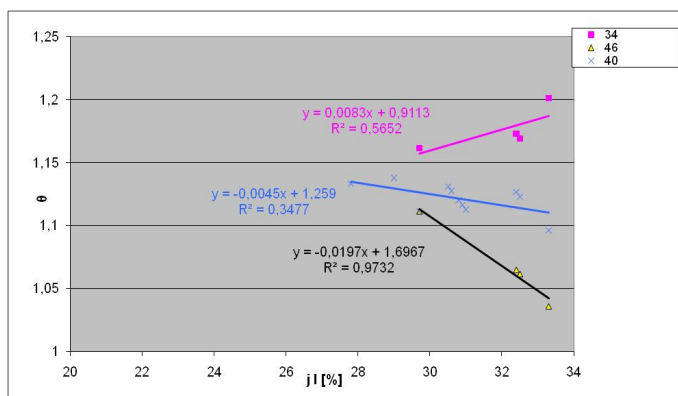
Rys. 4. Współczynnik zagęszczenia kruszywa po 10 s wibracji (kruszywo otczakowe)

Na rys. 5 pokazano wykresy wiążące  $V_{s\min}$  z obydwoma rozpatrywanymi parametrami ( $\rho_{n^z}$ ,  $\rho_n^l$ ). Wykresy te ilustrują dwa ważne zjawiska. Po pierwsze – dopasowanie dla jamistości w stanie luźnym jest zdecydowanie lepsze, a po drugie – wartość wskaźnika w/s jest nie do pominięcia. Jawi się on jako drugi parametr, od którego zależy wartość  $V_{s\min}$ . W przypadku rozdzielenia serii badawczej na poszczególne w/s współczynnik dopasowania  $R^2$  dla  $\rho_n^l$  we wszystkich przypadkach przekracza 0.9.



Rys. 5. Zależność pomiedzy gęstością w stanie luźnym i zagęszczonym i  $V_{s\min}$ . Seria na kru-szywie otoczkowym

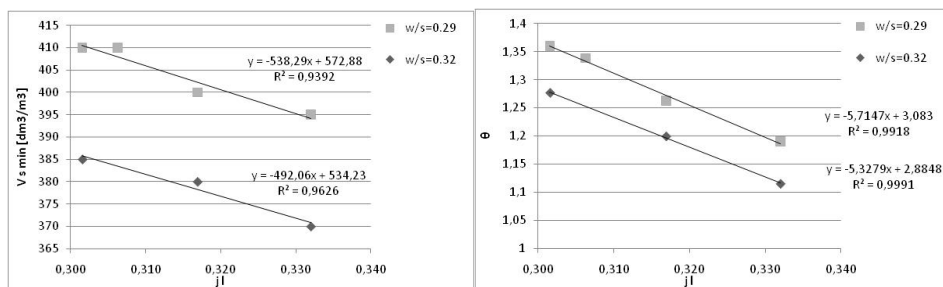
W następnej kolejności dokonano sprawdzenia, czy da się ustalić stałą wartość współczynnika przepelnienia jam dla stanu luźnego (2). Wyniki tej analizy pokazano na rys. 6. Jak widać, tylko w przypadku w/s = 0.4 udało się uzyskać niską wartość  $R^2$  przy niedużych rozrzutach wyników, co świadczy o możliwości uśrednienia uzyskanej wartości. W przypadku w/s = 0.34 i 0.46 takich możliwości nie ma. Tak więc także i w tym przypadku wartość wskaźnika w/s odgrywa rolę znaczącą.



Rys. 6. Wartość współczynnika  $\theta$  (2) w funkcji jamistości w stanie luźnym kru-szywa (seria na kru-szywie otoczkowym)



Dla porównania, podobną operację jak na rys. 5 i 6 przeprowadzono dla drugiej serii badawczej na kruszywie łamanym. Do badań użyto w tym przypadku tylko czterech zestawów kruszyw i dwóch wartości  $w/s$  (0.29 i 0.32). Niskie wartości  $w/s$  (poziom  $\Gamma = -1$  i 0) wynikły z faktu, iż użyto kruszywa bazaltowego, które jest ciężkie ( $\rho=3,1$ ) – w efekcie przy wyższych wartościach  $w/s$  dochodzi do jego sedymentacji w mieszance. Z tego względu spoiwo skomponowano w tym przypadku z cementu CEM I 42,5R z dodatkiem 17,5% popiołu lotnego oraz 12,5% mączki bazaltowej (w stosunku do masy cementu) jako stabilizatorów sedymentacji. Sposób doboru spoiwa wykonano metodą analogiczną jak dla serii pierwszej. Ze względu na łatwość sedymentacji kruszywa granicę samozagęszczalności w tym przypadku ustalono na poziomie  $D_0 = 530$  mm i  $t_{500} = 12,5$  s. Wyniki badań przedstawiono na rys. 7. Generalnie uzyskano dość podobne zależności jak na kruszywie otoczkowym. Jedyna różnica pomiędzy badanymi rodzajami kruszyw to zmiana kierunku trendu w przypadku  $V_{s\ min}$ . Na kruszywie otoczkowym był on dodatni, a na łamanym – ujemny. Oprócz tego zaobserwowano przesunięcie na kruszywie łamanym wartości  $V_{s\ min}$  oraz  $\theta$  ku wartościom wyższym. Jest to wszystko oczywiście spowodowane ostrokrawędzistością ziaren kruszywa.



Rys. 7. Zależność pomiędzy gęstością w stanie luźnym i  $V_{s\ min}$  (po lewej) oraz współczynnikiem przepelnienia  $\theta$  (po prawej) dla serii na kruszywie łamanym

## 4. Podsumowanie i wnioski

- 1) W świetle przeprowadzonych badań głównym parametrem po stronie kruszywa, od którego zależy ilość spoiwa niezbędna do uzyskania samozagęszczalności ( $V_{s\ min}$ ) jest jego jamistość w stanie luźnym ( $\rho_n^l$ ). Niezależnie od rodzaju kruszywa (otoczkowe / łamane)  $V_{s\ min}$  zmniejsza się wraz ze spadkiem jamistości. Okazało się, że wskaźnik dopasowania  $R^2$  pomiędzy  $V_{s\ min}$  a powszechnie wykorzystywaną w projektowaniu składu betonów wielkością  $\rho_n^z$  na kruszywie otoczkowym jest około dwukrotnie niższy. Zastosowanie krzywej optymalnej również nie przyniosło zadowalających rezultatów: uzyskano trend odwrotny do oczekiwanego, tj. przy zwiększaniu się sumy odchyłań kwadratowych krzywej przesiewu od założonej krzywej idealnej uzyskano niższe wartości  $V_{s\ min}$ .
- 2) Drugim czynnikiem, od którego zależy  $V_{s\ min}$  jest wartość wskaźnika  $w/s$ . W zależności od wartości tego parametru wielkość zmian zmiennej zależnej przy tej samej zmianie jamistości w stanie luźnym może być zmodyfikowana nawet dwukrotnie.



- 3) Wartość współczynnika przepelnienia liczonego w stosunku do stanu luźnego upakowania ziaren kruszywa w mieszance BSZ również silnie zależy od obydwu wyżej wymienionych parametrów. Przy zmianie wartości  $w/s$  z 0.34 na 0.46 trend zmian zależności  $\rho_n^1 - \theta$  na kruszywie otoczkowym uległ odwróceniu.
- 4) Przedstawione wyniki badań wskazują, że obiecującym sposobem projektowania mieszanek BSZ może być wykorzystanie metody przepelnienia w stosunku do stanu luźnego. Na ich podstawie należy jednak stwierdzić, że sugerowana przez niektórych autorów stała wartość tego współczynnika nie ma umocowania w faktach.
- 5) Wszystkie ww. wnioski skłaniają autora do konkluzji, że betony samozagęszczalne charakteryzują się inną strukturą wewnętrzną niż tradycyjne betony wibrowane, tj. układ ziaren kruszywa w mieszance jest dużo bliższy stanowi luźnemu niż zagęszczonemu. W konsekwencji wszystkie obliczenia składów takich mieszanek należy prowadzić w stosunku do stanu luźnego zamiast do przyjmowanego a priori w wielu metodach stanu zagęszczonego.

## **Literatura**

- [1] Self-Compacting Concrete 2003. Proceedings of the 3<sup>rd</sup> Int. RILEM Symp., RILEM Publications S.A.R.L. PRO33.
- [2] Self-Compacting Concrete 2007. Proceedings of the 5<sup>th</sup> Int. RILEM Symp., RILEM Publications S.A.R.L. PRO54.
- [3] De Shutter G., Bartos P. J. M, Domone P., Gibbs J.: Self-Compacting Concrete. Whitless Publishing 2008.
- [4] Serdan T., de Larrard F.: Optimization of SCC thanks to Packing Model. 1<sup>st</sup> Int. RILEM Symp. on SCC, Stockholm, Sep. 13-14 1999, ed. RILEM Publ. S.A.R.L., pp. 321-332.
- [5] Urban M.: Metody projektowania betonów samozagęszczalnych. III sympozjum Nauk. – Techn. „Reologia w Technologii Betonu”, Gliwice czerwiec 2001, wyd. Górażdże Cement, s. 61-71.
- [6] Su N., Hsu K.-H., Chai H.-W.: A simple mix design method for SCC. *Cem. & Concr. Res.* V.31 (2001), p.1799-1807.
- [7] Brouwers H. J. H., Radix H. J.: SCC: Theoretical and experimental study. *Cem. & Concr. Res.* V.35 (2005) p. 2116-2136.