

Radosław Jasiński^{1*}, Iwona Galman², Krzysztof Grzyb³

¹ Katedra Konstrukcji Budowlanych, Laboratorium Budownictwa, Politechnika Śląska

² Katedra Inżynierii Budowlanej, Politechnika Śląska

³ Katedra Konstrukcji Budowlanych, Politechnika Śląska

Określenie wytrzymałości na ściskanie muru wykonanego z autoklawizowanego betonu komórkowego z uwzględnieniem złożonego stanu naprężeń

Assessment of the compressive strength of masonry constructed from autoclaved aerated concrete considering complex stress conditions

STRESZCZENIE

Określanie wytrzymałości na ściskanie muru w warunkach in-situ jest niezbędne w pracach diagnostycznych do określania bezpieczeństwa konstrukcji. Najbardziej wiarygodną metodą są badania pobranych fragmentów ścian, ale ze względu na stopień uszkodzeń diagnozowanej konstrukcji są rzadko stosowane. Coraz częściej stosuje się metody nieniszczące, które wymagają odpowiedniej walidacji na pobranych z konstrukcji rdzeniach. Późniejsza aplikacja otrzymanych korelacji prędkość fali ultradźwiękowej – wytrzymałość na ściskanie $c_p - f_c$ powinna uwzględniać wpływ występującego w elementach murowych stanu naprężeń. W celu wyznaczenia skorygowanej prędkości fali ultradźwiękowej w elementach murowych wykorzystano efekt elastoakustyczny (AE), który bazuje na korelacji prędkości fali ultradźwiękowej z wartością i kierunkiem działających naprężeń. Wykorzystując badania AE i opracowane zależności wiążące wartość średnich naprężeń hydrostatycznych P z prędkościami podłużnej fali ultradźwiękowej c_p zaproponowano autorską metodę uwzględniania wpływu wyężenia konstrukcji murowej.

Słowa kluczowe: autoklawizowany beton komórkowy (ABK), wytrzymałość na ściskanie; metody nieniszczące (NDT); metoda ultradźwiękowa, efekt elastoakustyczny (AE)

1. Wstęp

Zastosowanie techniki ultradźwiękowej [1, 2, 3, 4] obejmuje zarówno spektroskopię, defektoskopię i diagnostykę jak również koagulację, dyspergowanie, kawitację sonoluminescencję oraz reakcję chemiczną. Ultradźwięki można wykorzystać również do rozkruszania, formowania ośrodków twardych, spajania, lutowania, mycia, ekstrakcji i suszenia substancji. Ważnym zastosowaniem technik ultradźwiękowych jest pomiar naprężeń w konstrukcjach metalowych. Podstawą ultradźwiękowych metod pomiaru naprężeń jest zjawisko elastoakustyczne (AE), bazujące na korelacji między prędkością rozchodzenia się fali akustycznej a występującym naprężeniem. W innych powszechnie stosowanych materiałach takich jak beton czy ceramika techniki ultradźwiękowe (non-destructive testing – NDT) stosuje się do wyznaczania czasu wiązania, zmian modułu

*Autor korespondencyjny.

E-mail: *radoslaw.jasinski@polsl.pl

ABSTRACT

Determining the compressive strength of masonry under in-situ conditions is essential in diagnostic investigations aimed at assessing structural safety. Although testing of extracted wall fragments is considered the most reliable method, it is rarely applied due to the extent of damage it causes. As a result, non-destructive methods are increasingly being employed; however, they require appropriate validation using cores taken from the structure. When applying the resulting correlations between ultrasonic wave velocity (c_p) and compressive strength (f_c), it is necessary to account for the influence of the stress state present in the masonry elements. To determine the corrected ultrasonic wave velocity in masonry under load, the acoustoelastic effect (AE) was utilised. This phenomenon is based on the relationship between ultrasonic wave velocity and both the magnitude and direction of acting stresses. Based on AE tests and developed correlations between the average hydrostatic stress (P) and longitudinal ultrasonic wave velocity (c_p), an original method was proposed to account for the effect of structural stress on masonry elements.

Keywords: autoclaved aerated concrete (AAC), compressive strength; non-

sprężystości, a przy zastosowaniu metod małoiniszcących tzw. minor-non destructive (MDT) badania ultradźwiękowe umożliwiają wyznaczenie wytrzymałości na ściskanie [5, 6]. W pracy [7] wykazano, że efekt elastoakustyczny (AE) [8] występuje także w autoklawizowanym betonie komórkowym (AAC). Wykonane analizy pozwoliły na określenie stanu naprężeń w murze wykonanym z elementów murowych z AAC. Natomiast w pracy [9], podano empiryczne zależności pozwalające określić zmiany średnich naprężeń hydrostatycznych P , a następnie naprężeń normalnych σ_1 i σ_3 występujących w ściskanym murze. Empiryczne zależności podane w pracach [7, 9] wykalibrowano w zależności od gęstości i wilgotności względnej ABK. Prowadząc diagnostykę in-situ murów z ABK, należy uwzględnić wpływ zmian prędkości propagacji podłużnej fali ultradźwiękowej wynikających z występowania efektu akustaelastycznego (AE).

Niniejsza praca stanowi praktyczną aplikację zjawiska AE do badań konstrukcji murowych zaprezentowanych we wcześniejszych publikacjach autora [10, 11, 7, 9]. Zasadniczym celem pracy było przybliżenie zjawiska AE występującego w ABK oraz konsekwencji wynikających z pominięcia efektu w ocenie wytrzymałości ABK na ściskanie. Zaproponowano procedurę służącą do obliczenia wpływu stanu naprężeń występującego w murze oraz wpływu gęstości i wilgotności. Podano istotne z praktycznego punktu widzenia zasady prowadzenia badań w istniejących konstrukcjach murowych.

2. Podstawy teoretyczne techniki AE

Występujący w materiale stan naprężeń może mieć wpływ na prędkość fali akustycznej ze względu na występujące niejednorodności oraz anizotropię. Takie zjawisko zostało po raz pierwszy omówione teoretycznie w pracy [12] i potwierdzone eksperymentalnie w badaniach [13, 14]. Wykazano, że istnienie statycznego naprężenia może zmienić prędkość fali akustycznej w ośrodku, a to zjawisko nazwano efektem elastoakustycznym (AE) [15, 16].

Efekt elastoakustyczny bazuje na występującej w ciałach stałych zależności prędkości rozchodzenia się fal poprzecznych od naprężenia, które zostały opublikowane w pracy [17]. Od tego czasu problematyka jest szeroko rozwijana [18, 19, 20]. Wpływ naprężenia na prędkość rozchodzenia się fal poprzecznych jest zależny od kierunku propagacji fali względem kierunku, naprężenia oraz od stanu polaryzacji fali (zmiana płaszczyzny polaryzacji fali jest analogiczna jak w przypadku fali świetlnej w zjawisku elastooptycznym). Mechanizm tego zjawiska opisuje się teoretycznie na podstawie nieliniowej teorii odkształceń ciał stałych [13]. Według, której uwzględnić należy stałe sprężystości wyższych rzędów (niż występujących w liniowej teorii sprężystości) odpowiedzialne za efekty nieliniowe. Prędkość rozchodzenia się fali w ciele naprężonym można wyrazić, jako sumę prędkości w stanie nienaprzężonym ($\sigma=0$) i jej zmianę (przyrost) spowodowaną obecnością naprężenia. Zmianę można wyrazić, jako zależną od naprężenia z uwzględnieniem stałych cech sprężystości drugiego i trzeciego rzędu.

Zgodnie z teorią nieskończonych deformacji sprężystych materiałów Murnaghana [21] relację naprężenie-odkształcenie należy określić za pomocą funkcji swobodnej energii W_s , która jest zdefiniowana jako [13, 22]:

$$W_s = \frac{1}{2}(\lambda + 2\mu)I_1^2 - 2\mu I_2 + \frac{1}{3}(l + 2m)I_1^3 - 2mI_1I_2 + nI_3, \quad (1)$$

gdzie:

λ, μ – stałe Lamégo,

l, m, n – stałe sprężystości drugiego i trzeciego rzędu Murnaghana,

I_1, I_2, I_3 – niezmienniki stanu odkształcenia.

Uwzględniając zasadę zachowania energii, prawo Hooke'a można wyrazić jako:

$$\rho \delta W_s = \sigma_{ij} \frac{\partial \delta u_i}{\partial u_j}, \quad (2)$$

gdzie δW i δu_i oznaczają skończone przyrosty funkcji energii swobodnej i pola przemieszczenia, ρ jest gęstością po odkształceniu (w ciele naprężonym). Połączenie równań (1) i (2) daje równanie akustyczno-sprężyste, które łączy obciążenie statyczne z prędkością fali sprężystej pod ciśnieniem hydrostatycznym P – rys. 1:

$$c_p^2 = \frac{\lambda + 2\mu}{\rho_0} - \frac{P}{\rho_0(3\lambda + 2\mu)}(6l + 4m + 7\lambda + 10\mu), \quad (3)$$

$$c_t^2 = \frac{\mu}{\rho_0} - \frac{P}{\rho_0(3\lambda + 2\mu)}(3m + 0,5n + 3\lambda + 6\mu), \quad (4)$$

gdzie: c_p i c_t oznaczają odpowiednio prędkość fali podłużnej i fali poprzecznej, a ρ_0 – gęstość ciała w stanie nienaprzężonym, $P = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)$ – średnie naprężenie hydrostatyczne.

Poziom hydrostatycznego naprężenia można, zatem określić na podstawie równania (2) mierząc prędkość fali podłużnej i poprzecznej. W przypadku jednoosiowego stanu naprężeń, w zależności od kierunku działania naprężenia, kwadraty prędkości fal przyjmują następujące postaci:

$$V_{11}^2 = c_{p0}^2 - \frac{\sigma_1}{3K_0\rho_0} \left[\frac{\lambda + \mu}{\mu} (4\lambda + 10\mu + 4m) + \lambda + 2l \right], \quad (5)$$

$$V_{13}^2 = c_{p0}^2 + \frac{\sigma_3}{3K_0\rho_0} \left[\frac{2\lambda}{\mu} (\lambda + 20\mu + m) - 2l \right], \quad (6)$$

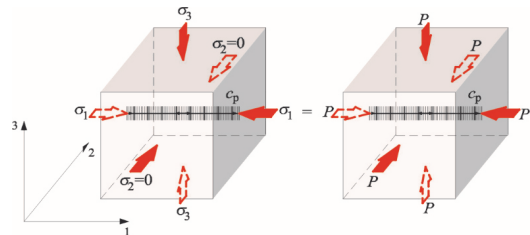
$$V_{31}^2 = c_{t0}^2 - \frac{\sigma_1}{3K_0\rho_0} \left[4\lambda + 4\mu + m + \frac{\lambda n}{4\mu} \right], \quad (7)$$

$$V_{33}^2 = c_{t0}^2 - \frac{\sigma_3}{3K_0\rho_0} \left[\lambda + 2\mu + m + \frac{\lambda n}{4\mu} \right], \quad (8)$$

$$V_{132}^2 = c_{t0}^2 + \frac{\sigma_2}{3K_0\rho_0} \left[2\lambda - m + \frac{n}{2} \frac{\lambda}{\mu} \right], \quad (9)$$

$$\text{gdzie: } K_0 = \frac{E}{3(1-2\nu)} = \frac{2\mu + 3\lambda}{3}, \quad c_{t0} = \sqrt{\frac{\mu}{\rho_0}}, \quad c_{p0} = \sqrt{\frac{\lambda + 2\mu}{\rho_0}}.$$

Znajomość prędkości fali ultradźwiękowej w obciążonym materiale oraz znajomość stałych sprężystości pierwszego (λ, μ) oraz drugiego i trzeciego rzędu (m, n, l) pozwalają na wyznaczenie naprężeń normalnych. O ile pomiar prędkości fal, za wyjątkiem próbek niewielkich wymiarów (duża czułość urządzeń rejestrujących) nie jest trudny, o tyle pozostaje problem wyznaczenia stałych materiałowych m, n i l .



Rys. 1. Identyfikacja prędkości fal ultradźwiękowych w materiale izotropowym w stanie hydrostatycznego ściskania

Fig. 1. Identification of ultrasonic wave velocity in an isotropic material under hydrostatic compression

Podstawy teoretyczne zjawiska AE są stosunkowo dobrze udokumentowane w literaturze istnieje również aparatura pozwalająca na wyznaczenie stałych sprężystości trzeciego rzędu l, m, n w przypadku metali i tworzyw sztucznych zgodnie z procedurami podanymi np. w pracach [23, 24, 25]. Do diagnozowania metodą NDT stanu naprężeń w konstrukcji wymagana jest znajomość kierunku działania obciążenia oraz określony gradient zmian prędkości fali podłużnej lub poprzecznej. Procedurę określania stałych sprężystości pierwszego rzędu (λ, μ) oraz drugiego i trzeciego rzędu (m, n, l) można znaleźć między innymi w pracach [23, 24, 26]. Zaproponowane procedury są łatwe do zastosowań w badaniach laboratoryjnych, następczą jednak sporo problemów w warunkach in-situ. Dlatego do praktycznych zastosowań korzystniej jest posługiwać się względnym przyrostem prędkości fali podłużnej [27] (znajomość współczynników Murnaghana nie jest niezbędne), którą można wyznaczyć z następującej zależności:

$$c_p^2 - c_{p0}^2 = -P \frac{(6l + 4m + 7\lambda + 10\mu)}{\rho_0(3\lambda + 2\mu)} \rightarrow \frac{c_p - c_{p0}}{c_{p0}} = P \delta_P. \quad (11)$$

$$\text{gdzie: } \delta_P = -\frac{(6l + 4m + 7\lambda + 10\mu)}{2(2\mu + 3\lambda)(\lambda + 2\mu)}$$

3. Badania własne efektu AE w złożonym stanie naprężeń

Przedmiotem badań były cztery partie elementów murowych o grubościach 180 mm i 240 mm o zróżnicowanych klasach gęstości: 400, 500, 600 i 700 [28], które były przedmiotem badań przedstawionych w pracy [7]. Z elementów murowych wycięto po 6 rdzeni o średnicy 59 mm i wysokości 120 mm, które posłużyły do wyznaczenia podstawowych właściwości badanego autoklawizowanego betonu komórkowego (AAC). Wszystkie pobrane rdzenie wysuszono w temperaturze $105 \pm 5^\circ\text{C}$ do stałej masy. Na próbkach rdzeniowych wyznaczono moduł sprężystości E oraz współczynnik Poissona ν . Uzyskane średnie parametry mechaniczne wszystkich zbadanych typów elementów murowych zestawiono w tablicy 1. Zestawione wyniki badań gęstości oraz wytrzymałości na ściskanie, wyznaczonej na próbkach $100 \times 100 \times 100$ mm, zaczerpnięto z pracy [10].

Do wyznaczenia korelacji między wartością średnich naprężeń hydrostatycznych P a prędkością fali ultradźwiękowej w stanie powietrzno-suchym wycięto 24 próbki prostopadłościennych o wymiarach $180 \times 180 \times 120$ mm. Wszystkie próbki suszono w temperaturze $105^\circ\text{C} \pm 5^\circ\text{C}$ do stałej masy przez co najmniej 36 godzin. Dzięki temu wyeliminowano wpływ wilgotności AAC powodującej wyraźną redukcję wytrzymałości na ściskanie i wytrzymałości na rozciąganie oraz zmianę prędkości propagacji fali ultradźwiękowej.

Tab. 1 Zestawienie podstawowych cech elementów murowych według pracy [7, 10]

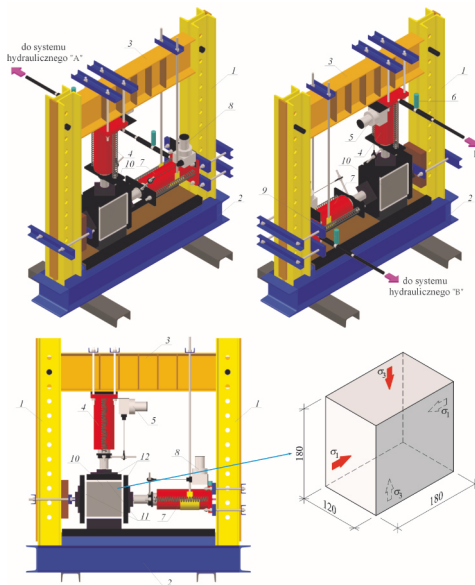
Tab. 1 Summary of the basic characteristics of masonry elements according to [7, 10]

Lp.	Nominalna klasa gęstości ρ_k kg/m ³ wg [7]	Zakres gęstości ABK kg/m ³ wg [7]	Średnia gęstość ρ_m kg/m ³ (C.O.V) wg [10]	Średni moduł sprężystości E , N/mm ² (C.O.V) wg [7]	Średni współczynnik Poissona ν , (C.O.V) wg [7]	Wytrzymałość na ściskanie AAC f_b , N/mm ² (C.O.V) wg [10]
1	400	375 – 446	397 (6%)	1516 (9,6%)	0,19 (7,9%)	2,88
2	500	462 – 532	492 (3%)	2039 (8,9%)	0,21 (8,7%)	3,59
3	600	562 – 619	599 (2%)	2886 (10,5%)	0,20 (8,5%)	5,05
4	700	655 – 725	674 (3%)	4778 (10,1%)	0,19 (9,2%)	8,11

Identycznie jak w badaniach [7], do określania prędkości fal ultradźwiękowych AAC wykorzystano metodę przepuszczania. Badania prędkości fali ultradźwiękowej na wyciętych z elementów murowych próbkach $180 \times 180 \times 120$ mm wykonano w specjalnie do tego celu przygotowanym stanowisku badawczym – rys. 2. Stanowisko do badań dwuosiowego ściskania składało się z dwóch pionowych słupów 1 wykonanych z zestawu ceowników][120 o długości 1000 mm połączonych u dołu rygłem 2 wykonanego z trzech dwuteowników I 140 i zwieńczonych u góry rygłem 3 wykonanym z dwuteownika I 200 długości 1000 mm i wzmocnionego żeberkami. Światło między ryglami i słupem wynosiło w pionie 820 mm, a w poziomie 810 mm. W pionowych słupach 1 oraz w ryglu 3 wykonano otwory w rozstawie co 75 mm służące do zmiany położenia rygla. Na górnym ryglu zamontowano w sposób przegubowo przesuwany siłownik hydrauliczny 4 o zakresie 500 kN na pobocznicy, którego zamontowano linkowy przetwornik przemieszczeń 5 typu SWH-1-B-FK-01 z enkoderem typu TRA50-SA1800WSC01 (TWK-ELEKTRONIK GmbH, Düsseldorf, Germany). Siłownik podłączono do agregatu hydraulicznego „A” (Zwick Roell Company Group, Ulm, Germany)) przewodami ciśnieniowymi do których zamontowano czujnik ciśnienia typu P30 (WIKA SE & Co. KG, Klingenberg, Germany) – 6 o zakresie 0-1000 bar i dokładności wskazań 1 bar. Na jednym pionowym słupie zamocowano w sposób przegubowo przesuwany siłownik hydrauliczny 7 o zakresie 500 kN. Na siłowniku zamontowano linkowy czujnik przemieszczeń 8 (typu SWH-1-B-FK-01 z enkoderem typu TRA50-SA1800WSC01) Siłownik podłączono do agregatu hydraulicznego „B” (Hydac International GmbH, Sulzbach/Saar, Germany) przewodami ciśnieniowymi na których zainstalowano czujnik ciśnienia P30 – 9. Model badawczy 10 umieszczano między teflonowymi podkładami 11, a stalowymi płytami 12 zaopatrzonymi w przeguby kulowe.

Zbudowane stanowisko było złożonym układem zaprojektowanym i wykonanym przez autorów [30] i chronione jest patentem RP [31]. Ze względu na wiele nieliniowości występujących w podzespołach układu konieczne było zastosowanie zaawansowanych algorytmów regulacji pozwalających na właściwe ich interakcje. Stanowisko działało z wysoką powtarzalnością dzięki zastosowaniu odpowiednich sprzężeń zwrotnych między następującymi elementami składowymi:

- układami hydraulicznymi: „A” (Zwick Roell Company Group, Ulm, Germany) i „B” (Hydac International GmbH, Sulzbach/Saar, Germany),
- układem elektrycznym,
- urządzeniami peryferyjnymi: przetwornikami ciśnienia typu P30 (WIKA SE & Co. KG, Klingenberg, Germany) linkowymi czujnikami przemieszczeń typu SWH-1-B-FK-01 z enkoderem typu TRA50-SA1800WSC01 (TWK-ELEKTRONIK GmbH, Düsseldorf, Germany), systemem cyfrowej korelacji obrazu ARAMIS 6M ((GOM GmbH, Braunschweig, Germany), urządzeniem do odczytu i rejestracji fal ultradźwiękowych PUNDITLAB+ (Proceq Europe, Schwerzenbach, Switzerland),
- interfejsem pomiarowo-sterującym,
- układem informatycznym: opracowanym przez autorów w systemie LABVIEW.



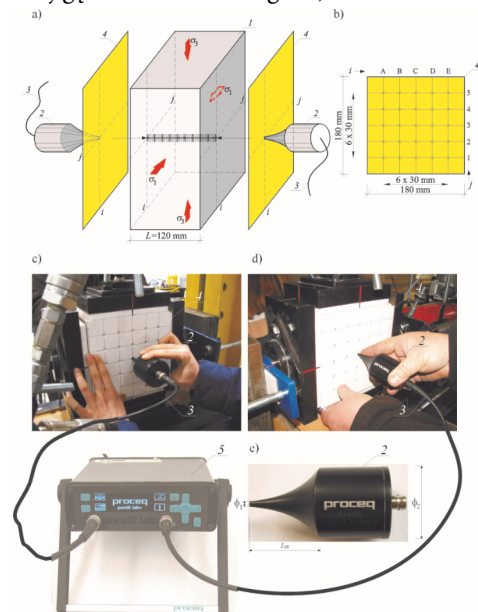
Rys. 2. Stanowisko do badań efektu akustoelastycznego w dwuosiowym stanie naprężenia (opis w tekście)

Fig. 2. Test stand for the acoustical effect under biaxial stress (description in text)

System informatyczny z wykorzystaniem układu hydraulicznego umożliwił generowanie identycznych pod względem wartości naprężeń σ_1 i σ_3 oraz odczyt przebiegu fali ultradźwiękowej z urządzenia PUNDITLAB+. System ARAMIS 6M służył do kontroli stanu odkształceń oraz obserwacji obrazów zarysowań poszczególnych próbek.

Do badań posłużyły próbki w stanie powietrzno suchym o wilgotności względnej wynoszących $w/w_{max} = 0\%$. W ramach każdej gęstości wykorzystano do badań, co najmniej 6 próbek, a sumarycznie przebadano 24 próbki (Rys. 3a,c,d). Do pomiaru prędkości fal ultradźwiękowych wykorzystano urządzenie PUNDIT LAB+ (Proceq SA, Schwerzenbach, Switzerland), które było zintegrowane z systemem informatycznym stanowiska badawczego. W celu wyeliminowania konieczności stosowania środka sprzęgającego i możliwości wykonania punktowych pomiarów, użyto głowic eksponencyjnych o długości

falowodu równej $L_w = 50$ mm, średnicy $\phi_1 = 4,2$ mm i $\phi_2 = 50$ mm i częstotliwości 54 kHz (Rys. 3e). Dokładność pomiaru czasu przejścia fali ultradźwiękowej wynosiła $\pm 0,1$ μ s. Każdą próbkę ustawiano między blachami stanowiska badawczego przez podkładkę z teflonu grubości 10 mm. W kierunku pionowym generowano naprężenia ściskające σ_3 . W kierunku poziomym, w którym generowano naprężenia normalne σ_1 na powierzchni boczne układano płyty teflonowe a następnie stalowe blachy, przez które generowano obciążenia. Następnie do czołowych powierzchni każdej próbki przykładano szablony pomiarowe (Rys. 3b) z otworami, w które ustawiano głowice pomiarowe i dokonywano pomiaru czasu przejścia fali metodą przepuszczania. Głowice przykładano do próbek pod kątem 90° , każdorazowo mierząc odległość między głowicami z dokładnością do 1 mm. Dzięki sterowaniu obciążeniem generowanym przez siłowniki hydrauliczne „A” i „B” zarówno w kierunku pionowym jak i poziomym istniała możliwość równomiernego przyrostu naprężeń. Odczytów prędkości fal ultradźwiękowych dokonywano co 5 kN (próbki nominalnej gęstości 400 i 500 kg/m³) oraz co 10 kN (próbki nominalnej gęstości 600 i 700 kg/m³).



Rys. 3. Pomiar prędkości fal ultradźwiękowych próbek dwuosioowo ściskanych:

- składowe stanu naprężeń oraz położenie szablony pomiarowego,
 - geometria szablony pomiarowego,
 - widok próbki w trakcie pomiarów,
 - widok głowicy eksponencyjnej,
 - 1 – badana próbka z ABK 180×180×120 mm, 2 – głowice eksponencyjne, 3 – przewody łączące głowice z urządzeniem rejestrującym, 4 – szablony pomiarowe, 5 – urządzenie rejestrujące PUNDITLAB+
- Fig. 3. Measurement of ultrasonic wave velocity in biaxially compressed samples: a) stress state components and measurement template position, b) measurement template geometry, c), d) view of the sample during measurement, e) view of the exponential probe; 1 – AAC sample tested, 180×180×120 mm, 2 – exponential probe, 3 – cables connecting the probes to the recording device, 4 – measurement template, 5 – PUNDITLAB+ recording device

W trakcie obciążania wszystkich modeli nie obserwowano uszkodzeń na powierzchniach czołowych elementów. Przy obciążeniach poprzedzających zniszczenie na powierzchni próbek pojawiły się widoczne zarysowania. Przy poziomach naprężeń ($0, \sim 0,25P_{max}, \sim 0,50P_{max}, \sim 0,75P_{max}, P_{max}$) dokonywano pomiarów czasu przejścia fali ultradźwiękowej metodą przepuszczania w 25 punktach każdej próbki.

W tablicy 2 przedstawiono wyniki pomiarów fali ultradźwiękowej odniesione do średniej, maksymalnej wartości naprężeń hydrostatycznych P_{max} . W tablicy podano również empiryczne wartości prędkości fali podłużnej obcp0 uzyskane bez udziału naprężeń ściskających oraz proporcje wartości średnich naprężeń hydrostatycznych P/P_{max} , przy których wykonano pomiary. Na wykresie

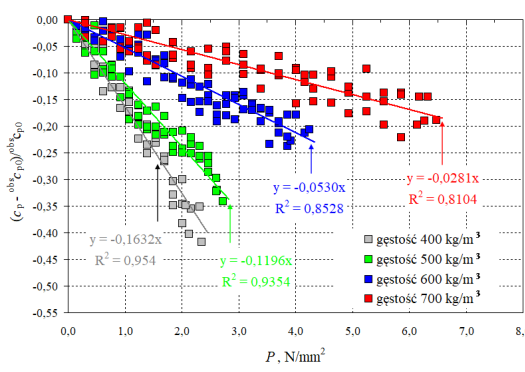
Rys. 4 zestawiono rezultaty wykonanych pomiarów prędkości fali ultradźwiękowej w postaci ilorazu $(c_p - {}^{obs}c_{p0}) / {}^{obs}c_{p0}$ wyrażającego względny przyrost prędkości ultradźwięków w funkcji naprężeń P .

Badania wykazały wpływ gęstości AAC na prędkości fal ultradźwiękowych, potwierdzając wyniki wcześniejszych badań [10]. Przy naprężeniach $P=0$, w próbkach wysuszonych do stałej masy wystąpił wzrost prędkości ultradźwięków proporcjonalnie do gęstości AAC. Prędkość obcp0 wzrosła z 1875 m/s w betonie nominalnej klasy 400 kg/m³ do 2225 m/s w AAC o nominalnej gęstości 700 kg/m³. Wzrost średnich naprężeń ściskających we wszystkich próbkach spowodował wyraźne obniżenie prędkości fal podłużnych. Przy stosunkowo małym wyężeniu, gdy $0 \leq P \leq 0,25P_{max}$

Tab. 2 Wyniki badań prędkości ultradźwięków w AAC przy różnych, średnich naprężeniach hydrostatycznych wyznaczone w środkowych punktach (B1-B3, C1-C3, D1-D3, E1-E3) każdej próbki

Tab. 2 Results of ultrasonic velocity measurements in AAC at various average hydrostatic stresses determined at the center points (B1-B3, C1-C3, D1-D3, E1-E3) of each sample according to [7, 10]

Lp.	Średnia gęstość ρ , (nominalna klasa gęstości) [kg/m ³]	Średnie naprężenia ściskające P [N/mm ²]	Średnie, względne naprężenia ściskające P/P_{max}	Średnia długość drogi L [mm]	Średni czas przejścia fali t [μ s]	Średnia prędkość ultradźwięku $c_p=L/t$ [m/s]	$(c_p - c_{p0}) / c_{p0}$	COV [%]
1	397 (400)	0	0	120,1	64,7	${}^{obs}c_{p0} = 1875$	0	1,7%
2		0,51	0,23		70,6	1704	-0,09	2,1%
3		1,13	0,52		76,5	1572	-0,16	1,4%
4		1,65	0,75		87,0	1387	-0,26	0,5%
5		2,19	1		105,2	1145	-0,39	2,3%
6	492 (500)	0	0	119,9	63,4	${}^{obs}c_{p0} = 1893$	0,00	2,1%
7		0,62	0,23		69,3	1732	-0,08	1,9%
8		1,34	0,51		78,3	1534	-0,19	1,6%
9		2,01	0,76		82,8	1451	-0,23	1,1%
10		2,65	1		93,4	1286	-0,32	1,7%
11	599 (600)	0	0	120,1	59,1	${}^{obs}c_{p0} = 2031$	0,00	1,9%
12		0,98	0,24		61,3	1960	-0,03	3,1%
13		2,01	0,50		66,7	1800	-0,11	2,7%
14		3,03	0,76		70,8	1695	-0,16	2,2%
15		4,01	1		75,6	1588	-0,22	2,4%
11	674 (700)	0	0	120,2	54,0	${}^{obs}c_{p0} = 2225$	0,00	2,1%
12		1,54	0,25		57,7	2083	-0,06	1,4%
13		3,19	0,51		59,1	2032	-0,09	1,8%
14		4,73	0,75		62,0	1936	-0,13	1,9%
15		6,30	1		66,8	1799	-0,19	3,1%



Rys. 4. Wyniki badań względnej zmiany prędkości podłużnej fali w funkcji naprężeń hydrostatycznych

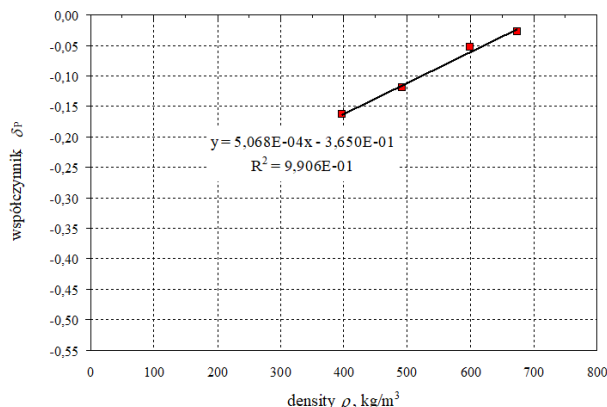
Fig. 4. Test results of the relative change in longitudinal wave velocity as a function of hydrostatic stress

prędkości ultradźwięków zmniejszyły się od 3%–9% do wartości $^{obs}c_{p0}$. Wzrost naprężeń hydrostatycznych do poziomu $0,25P_{max} \leq P \leq 0,50P_{max}$ wywołał spadek prędkości fal ultradźwiękowych w stosunku do wartości bazowej o 9%–16%. Przy większych względnych naprężeniach $0,50P_{max} \leq P \leq 0,75P_{max}$ zdecydowanie największy procentowy spadek prędkości propagacji fali ultradźwiękowej rzędu 23%–24% wystąpił w betonach o nominalnych gęstościach 400 i 500 kg/m³. W próbkach wykonanych z betonu o gęstości 600 i 700 kg/m³ otrzymano redukcję prędkości fal ultradźwiękowych o 13%–17%. Przy poziomie naprężeń poprzedzających zniszczenie, kiedy widoczne były zarysowania lokalne rozkruszenia w przedziale naprężeń $0,75P_{max} \leq P \leq \sim P_{max}$ nie zaobserwowano wyraźnej redukcji prędkości fal jak przy mniejszych obciążeniach hydrostatycznych. W betonach mniejszych gęstości redukcja prędkości wyniosła 32%–39%, natomiast w betonach o gęstości 600 i 700 kg/m³ redukcja wyniosła 19%–22%. Konkludując wykazano, że zaobserwowano niemal liniowy spadek względnej prędkości podłużnej fali ultradźwiękowej, bez względu na gęstość AAC. Redukcje prędkości były niemal 1,5–2,0 większe od redukcji uzyskanych w badaniach [7] w których badano próbki w jednoosiowym stanie naprężenia wywołując naprężenia σ_3 . Wywołując dwuosiowy stan naprężenia potwierdzono liniową korelację określającą redukcję prędkości fali ultradźwiękowej w funkcji średniego naprężenia hydrostatycznego. Tego typu zjawisko obserwowano w badaniach AAC [7] jak i w badaniach metali [24, 27]. Otrzymane współczynniki korelacji liniowej względnej prędkości fal ultradźwiękowych w funkcji średniego naprężenia hydrostatycznego przedstawione na Rys. 4 zestawiono w tablicy 3. Wykorzystując otrzymane wartości współczynników AE opracowano prostą regresji (11) ujmującą wartość współczynnika δP z gęstością AAC, które pokazano na Rys. 5. Wartości współczynnika określono przy wilgotności AAC wynoszącej $w = 0$.

Tab. 3. Wartości współczynników AE betonów poszczególnych gęstości

Tab. 3. Wartości współczynników AE betonów poszczególnych gęstości

Lp.	Średnia gęstość ρ , (nominalna klasa gęstość) [kg/m ³]	Współczynnik AE δ_p , [m ³ /kg]
1	397 (400)	-0,1632
2	492 (500)	-0,1196
3	599 (600)	-0,0530
4	674 (700)	-0,0281



Rys. 5. Wartości współczynnika δ_p w funkcji gęstości AAC

Fig. 5. Values of the δ_p coefficient as a function of AAC density

$$\delta_p = 5.068 \cdot 10^{-4} \rho - 3.65 \cdot 10^{-1}, R^2 = 0.991, \\ \text{gd}y \ 397 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \leq \rho \leq 674 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}. \quad (11)$$

W rzeczywistych konstrukcjach mur charakteryzuje się wilgotnością $w > 0$ i konieczne jest uwzględnienie wpływu tego czynnika. Uwzględniając wyniki badań własnych [10] oraz procedurę przedstawioną w [7] określono empiryczną zależność pozwalającą wyznaczyć prędkości fali UV w stanie powietrzno suchym c_p (przy $w=0$) według następującej postaci (Rys.6a):

$$\frac{c_{pw}}{c_p} = a \left(\frac{w}{w_{\max}} \right)^2 + b \left(\frac{w}{w_{\max}} \right) + 1 \rightarrow c_p = \frac{c_{pw}}{\left[a \left(\frac{w}{w_{\max}} \right)^2 + b \left(\frac{w}{w_{\max}} \right) + 1 \right]}, \quad (12)$$

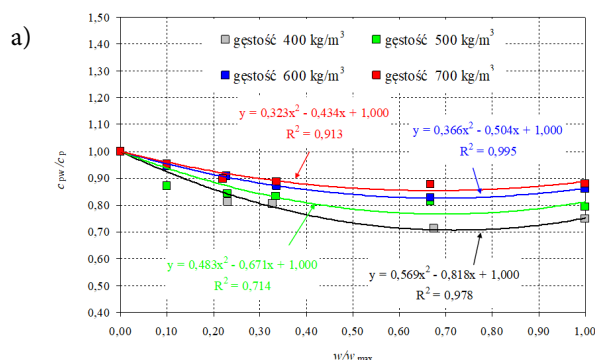
gdzie: c_{pw} – prędkość fali ultradźwiękowej w wilgotnym AAC w stanie nieobciążonym $P=0$,
 c_p – prędkość fali ultradźwiękowej w suchym ($w=0$) AAC w stanie nieobciążonym $P=0$,
 w – wilgotność względna AAC, $w_{\max}$ – maksymalna wilgotność względna AAC [10] obliczana z relacji:

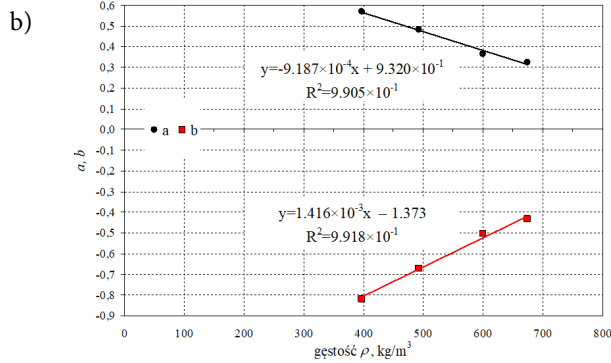
$$w_{\max} = -1.23 \frac{\rho}{1000} + 1.34, \text{ gd}y \ 397 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \leq \rho \leq 674 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}, \quad (13)$$

a, b – współczynniki empiryczne zależne od gęstości wynoszące (Rys.6b):

$$a = -9.187 \cdot 10^{-4} \rho + 0.932, \text{ gd}y \ 397 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \leq \rho \leq 674 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}, \quad (14)$$

$$b = 1.416 \cdot 10^{-3} \rho - 1.373, \text{ gd}y \ 397 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \leq \rho \leq 674 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}. \quad (15)$$





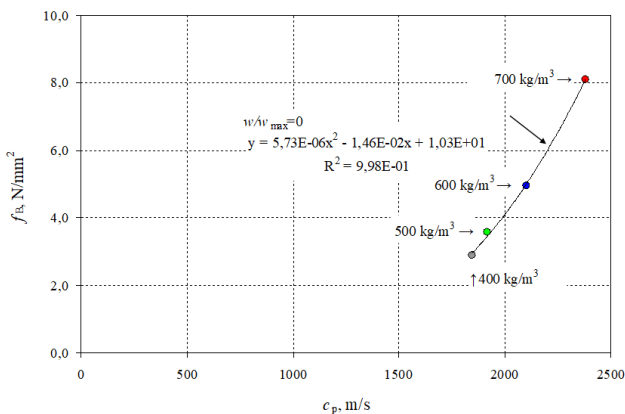
Rys. 6. Wyniki badań prędkości ultradźwięków w złożonym stanie naprężeń: a) względne zmiany prędkości fal ultradźwiękowych w funkcji względnej wilgotności, b) równania współczynników krzywych różnych wilgotności ABK f_{Bw}

Fig. 6. Test results of ultrasonic velocity in a complex stress state: a) relative changes in ultrasonic wave velocity as a function of relative humidity, b) equations of the coefficients of the curves of various AAC moisture contents f_{Bw}

4. Wyznaczanie wytrzymałości na ściskanie nieniszczącą metodą ultradźwiękową

Parametry podstawowych krzywych bazowych wiążących prędkość fali ultradźwiękowej z wytrzymałością na ścianie ABK w metodzie ultradźwiękowej wykonano na próbkach kostkowych $100 \times 100 \times 100$ mm [10]. Do badań posłużyły próbki nawilżane wodą do wilgotności względnych wynoszących $w/w_{max} = 100\%$, 67% , 33% , 23% i 10% oraz próbki wysuszone do stałej masy $w/w_{max} = 0\%$. Do badań wykorzystano również urządzenie PUNDIT LAB PLUS (Proceq SA, Schwerzenbach, Switzerland) z głowicami eksponencyjnymi o częstotliwości 54 kHz. Zastosowano metodę przepuszczania przy przeciwnym i osiowym położeniu głowic.

Na wstępie wyznaczono krzywą korelacyjną wiążącą prędkość fali ultradźwiękowej c_p w próbkach ABK w stanie powietrzno-suchym w funkcji uzyskanej wytrzymałości na ściskanie f_B – rys. 7.



Rys. 7. Wyniki badań prędkości ultradźwięków c_p z uwzględnieniem klas gęstości w stanie całkowicie suchym f_B

Fig. 7. Test results of ultrasonic velocity c_p , taking into account the density classes in the completely dry state, f_B

Wykazano, że betony o większych gęstościach i większych wytrzymałościach na ściskanie charakteryzowały się większymi prędkościami ultradźwięków. Operując wartościami średnimi uzyskanymi w ramach każdej nominalnej gęstości ABK opracowano metodą najmniejszych kwadratów zależność $c_p - f_B$ przy ($w/w_{max} = 0\%$) w postaci:

$$f_B = a_0(c_p)^2 + b_0c_p + c_0 \rightarrow f_B = 5,73 \cdot 10^{-6}(c_p)^2 + 1,46 \cdot 10^{-2}c_p + 10,3, \quad (16)$$

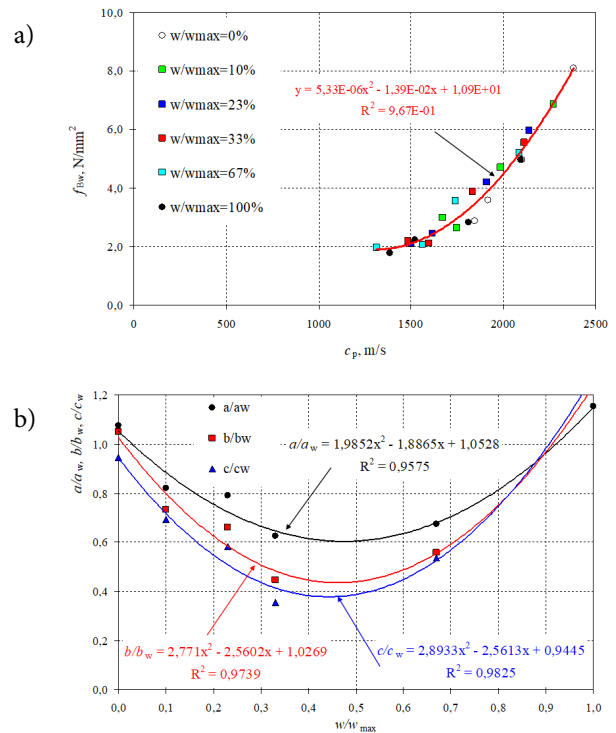
gdzie $1847 \frac{m}{s} < c_p \leq 2379 \frac{m}{s}$.

Do zastosowań praktycznych konieczne jest opracowanie wspólnej krzywej uwzględniającej zarówno zmienność gęstości ABK jak i wpływ wilgotności. W tym celu w pierwszej kolejności wyznaczono metodą najmniejszych kwadratów wspólną krzywą uwzględniającą wszystkie wilgotności w/w_{max} oraz gęstości – rys. 8a. Uzyskane równanie wspólnej krzywej miało postać:

$$f_{Bw} = a_w(c_p)^2 + b_wc_p + c_w \rightarrow f_{Bw} = 5,33 \cdot 10^{-6}(c_p)^2 - 1,39 \cdot 10^{-2}c_p + 10,9, \quad (17)$$

gdzie $1315 \frac{m}{s} < c_p \leq 2379 \frac{m}{s}$.

Następnie wyznaczono równania poszczególnych krzywych w zależności od gęstości ABK. Uzyskane wyniki zamieszczono w tablicy 4. Otrzymane wartości współczynników odniesiono do współczynników a_w , b_w i c_w wspólnej krzywej, a następnie naniesiono na wykresie rys. 8b.



Rys. 8. Wyniki badań prędkości ultradźwięków: a) wspólna krzywa $f_{Bw} - c_p$ wszystkich gęstości ABK i wszystkich wilgotności, b) równania współczynników krzywych różnych wilgotności ABK f_{Bw}

Fig. 8. Test results of ultrasonic velocity: a) common $f_{Bw} - c_p$ curve for all AAC densities and all moisture contents, b) equations of the coefficients of the curves of various moisture contents ABK f_{Bw}

Tab. 3. Zestawienie wartości współczynników oraz równań krzywych empirycznych

Tab. 3. Wartości współczynników AE betonów poszczególnych gęstości

w/w _{max}	Współczynnik krzywej			R ²	Równanie krzywej
	a	b	c		
0	5,73·10 ⁻⁶	-1,46·10 ⁻²	10,30	0,99	$f_{Bw} = 5,73 \cdot 10^{-6} (c_p)^2 - 1,46 \cdot 10^{-2} c_p + 10,3$
0,1	4,37·10 ⁻⁶	-1,02·10 ⁻²	7,56	0,97	$f_{Bw} = 4,37 \cdot 10^{-6} (c_p)^2 - 1,02 \cdot 10^{-2} c_p + 7,56$
0,23	4,22·10 ⁻⁶	-9,19·10 ⁻³	6,35	0,99	$f_{Bw} = 4,22 \cdot 10^{-6} (c_p)^2 - 9,19 \cdot 10^{-3} c_p + 6,35$
0,33	3,33·10 ⁻⁶	-6,21·10 ⁻³	3,88	0,98	$f_{Bw} = 3,33 \cdot 10^{-6} (c_p)^2 - 6,21 \cdot 10^{-3} c_p + 3,88$
0,67	3,59·10 ⁻⁶	-7,75·10 ⁻³	5,84	0,95	$f_{Bw} = 3,59 \cdot 10^{-6} (c_p)^2 - 7,75 \cdot 10^{-3} c_p + 5,84$
1	6,15·10 ⁻⁶	-1,72·10 ⁻²	13,90	0,98	$f_{Bw} = 6,15 \cdot 10^{-6} (c_p)^2 - 1,72 \cdot 10^{-2} c_p + 13,90$
Wspólna krzywa	$a_w = 5,33 \cdot 10^{-6}$	$b_w = -1,39 \cdot 10^{-2}$	$c_w = 10,90$	0,97	$f_{Bw} = 5,33 \cdot 10^{-6} (c_p)^2 - 1,39 \cdot 10^{-2} c_p + 10,9$

Stosując metodę najmniejszych kwadratów uzyskano następujące postacie krzywych empirycznych pozwalających na określenie współczynników zależności $f_{Bw} - c_p$ ABK o dowolnej wilgotności i gęstości w następującej postaci:

$$a = a_w \left[1,99 \left(\frac{w}{w_{max}} \right)^2 - 1,89 \frac{w}{w_{max}} + 1,05 \right], R^2 = 0,96, \quad (18)$$

$$b = b_w \left[2,77 \left(\frac{w}{w_{max}} \right)^2 - 2,56 \frac{w}{w_{max}} + 1,03 \right], R^2 = 0,97, \quad (19)$$

$$c = c_w \left[2,89 \left(\frac{w}{w_{max}} \right)^2 - 2,56 \frac{w}{w_{max}} + 0,94 \right], R^2 = 0,98, \quad (20)$$

gdzie: $a_w = 5,33 \cdot 10^{-6}$, $b_w = -1,39 \cdot 10^{-2}$, $c_w = 10,90$.

Obliczone współczynniki a , b i c należy wprowadzić do równania:

$$f_{Bw,c} = a(c_p)^2 + bc_p + c, \text{ gdy } 1315 \frac{m}{s} < c_p \leq 2379 \frac{m}{s}. \quad (21)$$

które określa ogólną postać krzywej bazowej stosowanej do ABK. W praktyce, badaniom ultradźwiękowym towarzyszyć muszą zawsze badania niszczące służące skalowaniu. W tym przypadku dalsze postępowanie może być analogiczne do zasad podanych w europejskiej normie EN 13791[32] stosowanej do betonu zwykłego.

5. Oszacowanie wytrzymałości na ściskanie AAC z uwzględnieniem efektu AE

Wykonując badania prędkości fal ultradźwiękowych w warunkach in-situ można się spodziewać występowania złożonego stanu naprężeń w elementach murowych o nieznaney wartości średniego naprężenia hydrostatycznego $P > 0$. Rezultatem pomiarów w danym punkcie będzie wilgotność ABK elementów murowych oraz prędkość fali ultradźwiękowej c_{pw} obarczona wpływem występowania naprężeń P . Ze względu na konieczność skalowania krzywej (21) zależności $f_{Bwc} - c_p$, z muru pobiera się próbki rdzeniowe, które po wysuszeniu do stałej masy bada się na ściskanie określając wytrzymałość f_c , a po przeskalowaniu na próbki sześciennie $100 \times 100 \times 100$ mm znormalizowaną wytrzymałość na ściskanie f_B . Następnie oblicza się współczynniki podstawowej krzywej bazowej danej próbki uwzględniając rzeczywistą wilgotność znormalizowanych próbek według zależności (18) – (20). Uzyskana zależność nie uwzględnia jednak występującego w konstrukcji stanu

naprężeń, ponieważ jak wynika z równania (10) ze wzrostem wartości naprężen P prędkość fali ultradźwiękowej maleje. Do wyznaczenia prędkości fali ultradźwiękowej c_{p0} konieczne jest zatem wykonanie badań prędkości fali ultradźwiękowej na pobranych z konstrukcji rdzeniach w stanie powietrzno-suchym $w = 0\%$. W następnej kolejności, w każdym badanym miejscu konstrukcji, w której wykonano badania in-situ i pobrano rdzenie można wyznaczyć średnie naprężenia hydrostatyczne P według równania:

$$P_{obs} = \frac{c_p - c_{p0}}{c_{p0} \delta_P}. \quad (22)$$

Występującą we wzorze (22) prędkość fali ultradźwiękowej c_p należy obliczyć według wzoru (12) ponieważ odnosi się do stanu przy $P = 0$ i rzeczywistej wilgotności w .

Znajomość średnich naprężeń P w ścianie pozwala już wyznaczyć skorygowaną prędkość fali z pominięciem efektu AE. Do tego celu wykorzystać należy z zależności (10), która po przekształceniu przyjmuje postać:

$$c_{p,AE} = c_p (1 + P_{obs} \delta_P). \quad (23)$$

Dalsza procedura jest identyczna jak w badaniach muru z pominięciem efektu AE. Na podstawie prędkości fali obliczonej z równania (23) oraz znanej wilgotności określa się równanie podstawowej krzywej bazowej uwzględniającej wpływ efektu AE w postaci:

$$f_{Bw,AE} = a(c_{p,AE})^2 + bc_{p,AE} + c, \text{ gdy } 1315 \frac{m}{s} < c_p \leq 2379 \frac{m}{s}. \quad (24)$$

gdzie: a , b i c – według równań (18) – (20).

W konsekwencji uwzględnienia efektu AE uzyskuje się większe wytrzymałości na ściskanie ABK, niż kiedy efekt jest pomijany. Kosztem zwiększenia wiarygodności wyników, można otrzymać rezultaty mniej korzystne z punktu widzenia bezpieczeństwa konstrukcji. Otrzymana podstawowa krzywa bazowa powinna podlegać skalowaniu. W poradniku [33] zaproponowano dwa warianty wyznaczania związków empirycznych. Wariant 1 – dokładny bazuje na propozycji podanej w aktualnej normie [32]. Procedura polega na opracowaniu zależności korelacyjnych do wybranej populacji wyników z tą różnicą, że w miejsce prostej najmniejszych kwadratów można stosować parabolę drugiego stopnia. W przypadku badań ABK, w którym wytrzymałość na ściskanie zależy nie tylko od gęstości, ale także od wilgotności metoda nie powinna być stosowana. Zasadne jest stosowanie wariantu 2 – przybliżonego, na który zezwala norma [32], kiedy dokładne skalowanie nie jest możliwe. Procedura polega na wykorzystaniu istniejących zależności korelacyjnych z dostosowaniem (przesunięciem) krzywej do uzyskiwanych wyników badań in-situ.

Parametr przesunięcia podstawowej krzywej bazowej Δf proponowany w poradniku [33] przyjęto jako dolne oszacowanie przedziału ufności wartości średniej f według wzoru:

$$\Delta f_i = f_{Bw,is} - f_{Bw,c_p}, \quad (25)$$

gdzie:

$f_{Bw, is}$ – znormalizowana wytrzymałość ABK betonu na ściskanie określona na próbkach rdzeniowych pobranych w punktach pomiarowych konstrukcji,

$f_{Bw, cp}$ – znormalizowana wytrzymałość ABK obliczona z równania przyjętej podstawowej krzywej bazowej $f_{Bw, cp}$.

Średnią wartość różnic $\delta f_{m(n)}$ można obliczyć operując średnimi wartościami wytrzymałości na ściskanie, wyznaczonymi na próbkach odwiertach $f_{m(n), is}$ z podstawowej krzywej bazowej $f(R_{md(n)})$:

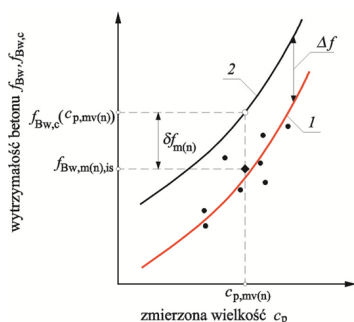
$$\delta f_{m(n)} = f_{Bw, c}(c_{p, mv(n)}) - f_{Bw, m(n), is}, \quad (26)$$

w której:

$f_{Bw, m(n), is}$ – średnia wytrzymałość ABK określona na próbkach odwiertach,

$f_{Bw, c}(c_{p, mv(n)})$ – wytrzymałość na ściskanie ABK obliczona z podstawowej krzywej bazowej $f_{Bw} - c_p$.

Zasadę korygowania podstawowej krzywej bazowej przedstawiono na Rys. 9.



Rys. 9. Korygowanie podstawowej krzywej bazowej: 1 – skorygowana krzywa bazowa, 2 – podstawowa krzywa bazowa

Fig. 9. Correcting the basic base curve: 1 – corrected base curve, 2 – basic base curve

Następnie wyznacza się parametr przesunięcia podstawowej krzywej bazowej z zależności:

$$\Delta f = \delta f_{m(n)} - ks, \quad (27)$$

gdzie:

s – odchylenie standardowe różnic, równie:

$$s = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (\delta f_i - \delta f_{m(n)})^2}, \quad (28)$$

k – współczynnik zależny od liczby par wyników użytych do skalowania krzywej oraz statystyki rozkładu t-Studenta, obliczany ze wzoru:

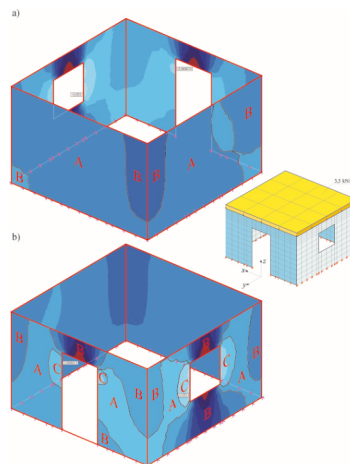
$$k = t_{p, \alpha, n-2} \sqrt{\frac{n-1}{n(n-2)}}. \quad (29)$$

W celu zobrazowania metodyki postępowania w dalszej części przedstawiono przykład liczbowy służący do wyznaczania wpływu efektu AE na uzyskiwane wyniki badań.

6. Zasady prowadzenia badań ścian murowych z uwzględnienie efektu AE

Występowanie efektu AE może istotnie wpływać na wartości wyznaczonych prędkości fal ultradźwiękowych, a w związku z tym także na oszacowanie wytrzymałości na ściskanie. Dotyczy to w szczególności miejsc, w których po wyskalowaniu podstawowej krzywej bazowej wykonano wyłącznie badania nieniszczące. Na podstawie przedstawionej w pkt. 5 procedury badawczej istnieje dodatkowo możliwość wyznaczenia średnich naprężeń hydrostatycznych P ze wzoru (22), co przy uwzględnieniu płaskiego stanu naprężeń (PSN) w jakim znajduje się ściana pozwala wyeliminować składową naprężeń prostopadłą do płaszczyzny ściany $\sigma_2 = 0$. W konsekwencji można obliczyć sumę naprężeń pionowych (σ_3) oraz poziomych (σ_1) w ścianie. Takie postępowanie jest dozwolone w stosunkowo prostych przypadkach wytrzymałościowych, w których stan naprężeń w ścianie nie jest zaburzony np. warunkami brzegowymi lub obecnością otworów. W celu zobrazowania zróżnicowania stanu naprężeń, na Rys. 10 pokazano mapy głównych naprężeń minimalnych modelu MES jednokondygnacyjnego budynku z charakterystycznym obciążeniem użytkowym stropu o wartości 3,5 kN/m². Obliczenia wskazują na znaczne zaburzenia stanu naprężeń w obszarach nadproży oraz pasów pod okiennych. Widoczne są również obszary wyraźnych zmian naprężeń wzdłuż pionowych krawędzi otworów (miejscu oparc nadproży) oraz w obszarach połączeń ścian. Na rysunku 11 przedstawiono uogólnienie podziału ścian o różnej konstrukcji na strefy prowadzenia badań z wykorzystaniem efektu AE.

Wstępna analiza MES lub analiza inżynierska pasm ściennych lub nadproży jest niezmiernie cenna w diagnostyce konstrukcji i pozwala sformułować kierunki dalszego postępowania.

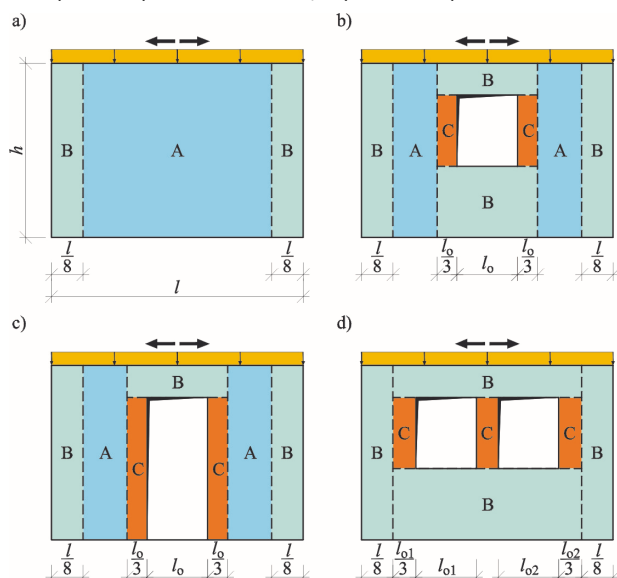


Rys. 10. Lokalizacja obszarów zalecanych i niezalecanych do realizacji pomiarów ultradźwiękowych z uwzględnieniem efektu AE oznaczone na mapach głównych naprężeń minimalnych modelu przykładowego budynku: a) ściany bez otworów, b) ściany z otworami

Fig. 10. Location of recommended and non-recommended areas for ultrasonic measurements taking into account the AE effect, marked on the principal minimum stress maps of the sample building model: a) walls without openings, b) walls with openings

Uwzględniając wpływy zjawiska AE na zmiany prędkości fal ultradźwiękowych oraz zmiany stanu naprężeń w ścianach bez otworów jak i z otworami, przy prowadzeniu prac diagnostycznych muru z wykorzystaniem techniki ultradźwiękowej z uwzględnieniem efektu AE, zaleca się:

- pobierać próbki rdzeniowe w obszarach w których osłabienie przekroju nie wpłynie na bezpieczeństwo konstrukcji – obszar A na Rys. 10a,b,
- wykonywać pomiary w obszarach w których nie występują koncentracje naprężeń głównych – obszar typu A na Rys. 10a,b. Koncentracje naprężeń głównych tego typu mogą występować w strefach przypodporowych i narożnych. W ścianach z otworami najbardziej jednorodny stan naprężeń występuje w obrębie filarków międzyotworowych oraz nadprożach i pasach podokiennych,
- uniknąć miejsc pobierania próbek rdzeniowych w przykrawędziowych strefach połączeń ścian oraz w miejscach występujących widocznych uszkodzeń; obszar typu B na Rys. 10a,b,
- uniknąć miejsc pobrania próbek w obszarach w których osłabienie może wpłynąć na bezpieczeństwo konstrukcji – obszar typu C na Rys. 10b. Do takich obszarów należą przede wszystkim miejsca oparcia nadproży oraz środkowe strefy smukłych filarków międzyotworowych.



Rys. 6. Podział na zalecane i niezalecane obszary realizacji pomiarów ultradźwiękowych z uwzględnieniem efektu AE: a) ściana bez otworów, b) ściana z pojedynczym otworem okiennym, c) ściana z pojedynczym otworem drzwiowym, d) ściana z dwoma otworami okiennymi

Fig. 6. Division into recommended and non-recommended areas for ultrasonic measurements taking into account the AE effect: a) wall without openings, b) wall with a single window opening, c) wall with a single door opening, d) wall with two window openings

7. Przykład prowadzenia badań oraz skalowania podstawowej krzywej bazowej

Z nieotynkowanej, zawilgoconej ściany budynku wykonanej z elementów murowych z ABK pobrano 9 rdzeni wiertnicą o nominalnej średnicy 65 mm (obszary typu A – poza miejscami koncentracji naprężeń). W każdym miejscu,

w którym pobierano rdzenie wykonano pomiar wilgotności w metodą elektrooporową, pomiar prędkości podłużnej fali ultradźwiękowej c_p głowicami stożkowymi częstotliwości 54 kHz. Następnie próbki docięto do długości odpowiadającej w przybliżeniu wysokości i wysuszono do stałej masy, zważono i otrzymano gęstość ρ w stanie powietrzno-suchym. Po usunięciu wszystkich niezwiązanych ziaren kruszywa próbki zbadano na ściskanie odczytując wytrzymałość f_c . Do wyznaczenia wytrzymałości na ściskanie w stanie zawilgoconym f_{Bw} skorzystano z procedury zamieszczonej w publikacji [10]. W pierwszej kolejności obliczono wytrzymałość na ściskanie próbek normowych $100 \times 100 \times 100$ mm w stanie powietrzno-suchym f_B a następnie poszukiwaną wytrzymałość f_{Bw} z uwzględnieniem wilgotności materiału. Wyniki badań zawarto w tablicy 5.

Tab. 5 Wyniki badań niszczących próbek pobranych z konstrukcji

Tab. 5 Results of destructive testing of samples taken from the structure

Lp.	d, [mm]	h, [mm]	f_c [N/mm ²]	w, %	ρ_s [kg/m ³]	f_{Bw} [N/mm ²] [10]	w_{max} [%] (13)	f_{Bw} [N/mm ²] [10]
1	65	65	4,20	10%	552	3,99	66%	3,40
2	66	64	4,80	9%	598	4,51	60%	3,85
3	64	64	3,90	7%	597	3,67	61%	3,24
4	65	65	4,20	2%	566	3,98	64%	3,83
5	67	63	4,60	4%	563	4,33	65%	4,07
6	65	65	4,80	23%	617	4,51	58%	2,81
7	65	64	4,80	12%	556	4,53	66%	3,74
8	64	65	4,80	7%	598	4,56	60%	4,03
9	65	64	4,80	11%	574	4,51	63%	3,72
$f_{Bw,av} = 3,63 \text{ N/mm}^2$								

W każdym punkcie przed pobraniem rdzeni wykonano, co najmniej trzy pomiary prędkości podłużnej fali ultradźwiękowej aż do chwili ustabilizowania się odczytu czasu przejścia. Następnie wyznaczono prędkość fali c_p . Uwzględniając podstawową krzywą bazową wiążącą prędkość ultradźwięku z wilgotnością obliczono współczynniki a , b i c a następnie wyznaczono poszukiwaną wytrzymałość f_{Bw} . Wyniki pomiarów zamieszczono w tablicy 6.

Tab. 6 Wyniki badań nieniszczących metodą ultradźwiękową

Tab. 6 Results of non-destructive testing using ultrasonic method

Lp.	c_p [m/s]	a (18)	b (19)	c (20)	$f_{Bw,so}$ [N/mm ²] (21)	$\delta f_{(n)} = f_{Bw} - f_{Bw,C}$ [N/mm ²] (26)
1	2046	4,31E-06	-9,79E-03	6,72	4,73	-1,34
2	1993	4,31E-06	-9,81E-03	6,74	4,33	-0,48
3	1899	4,53E-06	-1,06E-02	7,33	3,60	-0,35
4	1903	5,23E-06	-1,30E-02	9,23	3,39	0,44
5	1796	5,01E-06	-1,23E-02	8,64	2,79	1,29
6	1781	3,28E-06	-6,31E-03	4,16	3,35	-0,53
7	1783	4,12E-06	-9,14E-03	6,23	3,03	0,71
8	1902	4,55E-06	-1,06E-02	7,37	3,61	0,42
9	1995	4,12E-06	-9,13E-03	6,22	4,40	-0,68
1900	4,39E-06	-1,01E-02	6,96	$f_{Bw,av} = 3,69 \text{ N/mm}^2$		$\delta f_{(n)} = -0,06$
Odchylenie standardowe próby (28):					$s = 0,82$	

Stosując procedurę zawartą w poradniku [13] bazującym na projekcie normy [3] (znowelizowanej normy [2]), w każdym punkcie pomiarowym obliczono różnicę wytrzymałości ABK na ściskanie uzyskaną z badań próbek odwiertów (tablica 5) a wyznaczonymi z podstawowych krzywych regresji (tablica 6). Następnie obliczono wartość średnią różnic $\delta_{f(n)}$ z n pomiarów. Na podstawie podstawowych krzywych bazowych obliczono parametr

przesunięcia podstawowej krzywej bazowej:

$$\Delta f = \delta_{m(n)} - t_{p,\alpha,n-2} \sqrt{\frac{n-1}{n(n-2)}} s = -0,06 - 1,41 \cdot \sqrt{\frac{9-1}{9(9-2)}} 0,82 = -0,47 \text{ N/mm}^2, \quad (30)$$

gdzie:

t_p – statystyka rozkładu t-Studenta, przyjęta przy liczbie stopni swobody $n - 2$ i założonym poziomie istotności α (prawdopodobieństwie p) określonym jako $\alpha/2 = 1 - p$.

Po uwzględnieniu parametrów przesunięcia skorygowana krzywa bazowa przyjęła postać:

Wykorzystując metodę MDT uzyskano na próbkach pobranych z konstrukcji wytrzymałość na ściskanie ABK

$$f_{Bw,c} = 4,39 \cdot 10^{-6} (c_p)^2 - 1,01 \cdot 10^{-2} c_p + 6,96 - \frac{0,47}{\Delta f}, \quad (31)$$

wynoszącą $f_{Bw,mv} = 3,63 \text{ N/mm}^2$, a wyznaczona na tej podstawie charakterystyczna wytrzymałość na ściskanie muru z ABK wyniosła $f_k = 0,75 \cdot 3,630,85 = 2,25 \text{ N/mm}^2$. Stosując nieniszczącą metodę badań według skorygowanej krzywej (31) otrzymano wytrzymałości na ściskanie równą:

$$f_{Bw} = 4,39 \cdot 10^{-6} (1900)^2 - 1,01 \cdot 10^{-2} (1900) + 6,96 - 0,47 = 3,22 \text{ N/mm}^2. \quad (32)$$

W celu wyznaczenia wpływu efektu AE na próbkach odwiertach wysuszonych do stałej masy wykonano pomiary prędkości fali c_{p0} , a następnie obliczono prędkość fali $c_{p,AE}$. Wyniki zestawiono w tablicy 7.

Tab. 7 Wyniki badań nieniszczących metodą ultradźwiękową wykorzystane do uwzględnienia wpływu efektu AE

Tab. 7 Results of non-destructive testing using ultrasonic methods used to take into account the influence of the AE effect

Lp.	c_{p0} [m/s]	a (14)	b (15)	c_p [m/s]	δ (11)	P_{obs} [N/mm ²] (22)	$c_{p,AE}$ [m/s] (23)	$f_{Bw,AE}$ [N/mm ²] (24)	$\delta f_{m(n)} = f_{Bw} - f_{Bw,AE}$ [N/mm ²] (26)
1	1990	0,43	-0,59	1969	-0,085	0,125	2024	4,56	-1,17
2	1730	0,38	-0,53	1923	0,303	0,369	2216	6,19	-2,34
3	1720	0,38	-0,53	1846	0,303	0,241	2038	4,60	-1,36
4	1710	0,41	-0,57	1885	0,287	0,356	2097	4,92	-1,09
5	1550	0,41	-0,58	1768	0,285	0,493	2048	4,55	-0,48
6	1490	0,37	-0,50	1635	0,227	0,428	1954	4,38	-1,57
7	1591	0,42	-0,59	1704	0,585	0,121	1910	3,80	-0,06
8	1605	0,38	-0,53	1849	0,606	0,251	2192	5,92	-1,89
9	1710	0,40	-0,56	1909	0,578	0,201	2227	6,31	-2,60
	1677	0,40	-0,55	1832	0,343	0,287	2078	$f_{Bw,AE,mv} = 5,03 \text{ N/mm}^2$	$\delta f_{m(n)} = -1,40$
Odchylenie standardowe próby (28):									$s = 0,82$

Postępując analogicznie jak wcześniej obliczono wartość średnią różnic $\delta_{f_{m(n)}}$ z n pomiarów oraz parametr przesunięcia podstawowej krzywej bazowej:

$$\Delta f = \delta_{m(n)} - t_{p,\alpha,n-2} \sqrt{\frac{n-1}{n(n-2)}} s = -1,40 - 1,41 \cdot \sqrt{\frac{9-1}{9(9-2)}} 0,82 = -1,81 \text{ N/mm}^2, \quad (33)$$

Po uwzględnieniu parametrów przesunięcia skorygowane krzywe bazowe przyjęły postać:

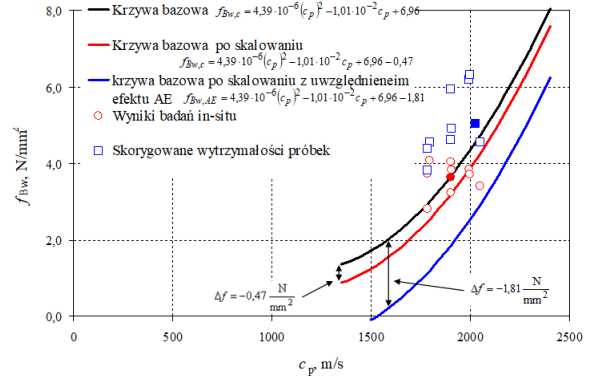
$$f_{Bw,AE} = 4,39 \cdot 10^{-6} (c_p)^2 - 1,01 \cdot 10^{-2} c_p + 6,96 - \frac{1,81}{\Delta f}, \quad (34)$$

Stosując nieniszczącą metodę badań według skorygowanej krzywej (34) z uwzględnieniem efektu AE otrzymano wytrzymałości na ściskanie równą:

$$f_{Bw,AE} = 4,39 \cdot 10^{-6} (2078)^2 - 1,01 \cdot 10^{-2} (2078) + 6,96 - 1,81 = 3,21 \text{ N/mm}^2, \quad (35)$$

a wytrzymałość charakterystyczna wynosiła $f_k = 0,75 \cdot 3,210,85 = 2,02 \text{ N/mm}^2$.

Procedurę skalowania krzywej bazowej pokazano na Rys. 12.



Rys. 12. Wyniki skalowania podstawowej krzywej bazowej w metodzie ultradźwiękowej z pominięciem i uwzględnieniem efektu AE

Fig. 12. Results of scaling the basic base curve in the ultrasonic method, ignoring and taking into account the AE effect

8. Podsumowanie

Artykuł stanowi kontynuację badań [10, 7, 9] nad zastosowaniem technik ultradźwiękowych (UPV), a szczególności metody elastoakustycznej (AE) do wykrywania w sposób nieniszczący (NDT) naprężeń w konstrukcji. Badano autoklawizowany beton komórkowy, charakteryzujący się dużą jednorodnością struktury i powtarzalnością parametrów wynikającą z przemysłowej produkcji materiału. Zaproponowano procedurę i metodykę wyznaczania wartości współczynnika elastoakustycznego δ_p wiążącego prędkość propagacji podłużnej fali ultradźwiękowej c_p ze średnimi naprężeniami hydrostatycznymi P . Do kalibracji użyto niestandardowych próbek prostopadłościennych $180 \times 180 \times 120 \text{ mm}$, które zbadano w autorskim stanowisku [30] umożliwiającym realizację dwuosiowego ściskania. Na podstawie badań AAC różnej gęstości, przy wykorzystaniu korelacji pokazanych w pracy [10] uwzględniono wpływ gęstości ρ oraz wilgotności względnej w . Rozważania umożliwiły na podanie zależności $\delta_{p(\rho)}$. Określone korelacje wykorzystano do określania wytrzymałości na ściskanie ABK z uwzględnieniem rzeczywistego stanu naprężeń. Podano procedurę skalowania podstawowej krzywej bazowej z pominięciem i uwzględnieniem stanu naprężeń w konstrukcji. Reasumując stwierdzono, że:

- potwierdzono, że metodą elastoakustyczną (EA) można stosować do wyznaczania średnich naprężeń hydrostatycznych w autoklawizowanym betonie komórkowym,
- otrzymano korelacje wiążące wartość współczynnika elastoakustycznego δ_p w funkcji gęstości i wilgotności w AAC,
- uwzględnienie efektu AE w procedurze skalowania podstawowej krzywej bazowej łączącej wytrzymałość na ściskanie z prędkością fali ultradźwiękowej daje

bezpieczne oszacowanie wytrzymałości,

- d) uwzględnienie efektu AE w procedurze wyznaczania wytrzymałości na ściskanie wymaga starannego wyboru obszarów pozbawionych zaburzeń stanu naprężeń wywołanych czynnikami natury geometrycznej oraz wynikających ze specyfiki konstrukcji murowej.

9. Literatura

- [1] Auld B.A.: *Acoustic Fields and Waves in Solid*. John Wiley and Sons. New York. London. Sydney. Toronto. 1973.
- [2] Bayer R.T., Letcher S.V.: *Physical ultrasonics*. Academic Press. New York. London. 1969.
- [3] Malhotra V.M., Carino N.J.: *Handbook on Nondestructive Testing of Concrete*; CRC Press: Boca Raton. FL. USA. 2003.
- [4] Huan H., Liu L., Mandelis A., Peng C., Chen X., Zhan J.: Mechanical Strength Evaluation of Elastic Materials by Multiphysical Nondestructive Methods: A Review. *Appl. Sci.* 2020. 10. 1588. <https://doi.org/10.3390/app10051588>.
- [5] Hola J., Schabowicz K.: State-of-the-art non-destructive methods for diagnostic testing of building structures—Anticipated development trends. *Arch. Civ. Mech. Eng.* 2010. 10. 5–18. [https://doi.org/10.1016/S1644-9665\(12\)60133-2](https://doi.org/10.1016/S1644-9665(12)60133-2).
- [6] Gorzelańczyk T.: Ocena metodami akustycznymi procesu niszczenia betonów samozagęszczalnych, Rozprawa doktorska, Politechnika Wrocławska, Wrocław 2007.
- [7] Jasiński R.: Identification of Stress States in Compressed Masonry Walls Using a Non-Destructive Technique (NDT). *Materials* 2020, 13, 2852. <https://doi.org/10.3390/ma13122852>.
- [8] Benson R.W., Raelson V.J.: *Acoustoelasticity*. Product Engineering 30 July 20 1959. 56–59.
- [9] Jasiński R., Stebel K., Kielan P.: Use of the AE Effect to Determine the Stresses State in AAC Masonry Walls under Compression. *Materials*, Vol. 14, Issue 13, 2021, 3459; <https://doi.org/10.3390/ma14133459>.
- [10] Jasiński R., Drobiec, Ł.; Mazur, W. Validation of Selected Non-Destructive Methods for Determining the Compressive Strength of Masonry Units Made of Autoclaved Aerated Concrete. *Materials* 2019. 12. 389. <https://doi.org/10.3390/ma12030389>.
- [11] Jasiński R.: Determination of AAC masonry compressive strength by semi destructive method. *Nondestructive testing and diagnostics*. 2018. 3. 81 – 85. <https://doi.org/10.26628/wtr.v9i12.1023>.
- [12] Biot M.A.: The influence of initial stress on elastic waves. *J. Appl. Phys.* 11. 1940. 522–530. <https://doi.org/10.1063/1.1712807>.
- [13] Hugues D.S., Kelly J.L.: Second Order Elastic Deformation of Solids. *Physical Review*. 1953. 1145 – 1149. <https://doi.org/10.1103/PhysRev.92.1145>.
- [14] Bergman R.H., Shahbender R.A.: Effect of statically applied stresses on the velocity of propagation of ultrasonic waves. *J. Appl. Phys.* 29. 1958. 1736–1738. <https://doi.org/10.1063/1.1723035>.
- [15] Tokuoka T., Saito M.: Elastic wave propagations and acoustical birefringence in stressed crystals. *J. Acoust. Soc. Am.* 45. 1968. 1241–1246. <https://doi.org/10.1121/1.1911595>.
- [16] Husson D., Kino G.S.: A perturbation theory for acoustoelastic effects. *J. Appl. Phys.* 53. 1982. 7250–7258. <https://doi.org/10.1063/1.331623>.
- [17] Benson R.W., Raelson V.J.: *Acoustoelasticity*. Product Engineering 30 July 20 1959. 56–59.
- [18] Nikitina N.Ye., Ostrovsky L.A.: An ultrasonic method for measuring stresses in engineering materials. *Ultrasonics*. Volume 35. Issue 8. January 1998. 605 – 610. [https://doi.org/10.1016/S0041-624X\(97\)00154-6](https://doi.org/10.1016/S0041-624X(97)00154-6).
- [19] Dorf H. R., Busby H. R., Janssen M.: Ultrasonic stress measurements based on the generalized acoustic ratio technique. *International Journal of Solids and Structures*. Volume 33. Issue 8. March 1996, 1157 – 1174. [https://doi.org/10.1016/0020-7683\(95\)00069-0](https://doi.org/10.1016/0020-7683(95)00069-0).
- [20] Man C., Lu W.Y.: Towards an acoustoelastic theory for measurement of residual stress. *Journal of Elasticity*. 17. 1987. 159–182. <https://doi.org/10.1007/BF00043022>.
- [21] Murnaghan F.D.: *Finite deformation of an elastic solid*. Wiley. New York. 1951.
- [22] Murnaghan F.D.: Finite deformations of an elastic solid. *Am. J. Math.* 59. 1937. 235–260. doi:10.2307/2371405 <https://www.jstor.org/stable/2371405>.
- [23] Takahashi S., Motegi R.: Measurement of third-order elastic constants and applications to loaded structural materials. *Springer Plus* July 4. 2015. 325. <https://doi.org/10.1186/s40064-015-1019-2>.
- [24] Takahashi S.: Measurement of third-order elastic constants and stress dependent coefficients for steels. *Mechanics of Advanced Materials and Modern Processes*. 4:2. 2018. <https://doi.org/10.1186/s40759-018-0035-7>.
- [25] Egle D. M., Bray D.E.: Measurement of acoustoelastic and third-order elastic constants for rail steel. *Journal of the Acoustical Society of America*. 60 (3). 1976. 741–744. <http://doi.org/10.1121/1.381146>.
- [26] Takahashi S.: Stress measurement method and its apparatus. U.S. Patent No. 7299138. December 10. 2007).
- [27] Deputat J.: Properties and use of the elastoacoustic phenomenon to measure self-stress. Institute of Fundamental Technological Research Polish Academy of Sciences. Warsaw 1987.
- [28] EN 771-4:2011 Specification for masonry units - Part 4: Autoclaved aerated concrete masonry units.
- [29] Bartlett F. M., Macgregor J. G.: Effect of Moisture Condition on Concrete Core Strengths. 1993. *ACI Materials Journal* 91(3. May-June). 227 – 236.
- [30] Jasiński R., Stebel, K., Domin, J.: Application of the DIC Technique to Remote Control of the Hydraulic Load System. *Remote Sens.* 2020, 12, 3667. <https://doi.org/10.3390/rs12213667>.
- [31] Domin J., Jasiński R., Stebel K.: Sterowana maszyna wytrzymałościowa do testowania elementów i konstrukcji. Numer patentu 243055. Data udzielenia prawa: 27-03-2023.