

Możliwości pełnego wykorzystania właściwości betonu komórkowego

Possibilities for optimal use of properties of autoclaved aerated concrete

1. Wprowadzenie

Autoklawizowany beton komórkowy [ABK], jest materiałem budowlanym wyróżniającym się dużą izolacyjnością cieplną i stosunkowo niewielką wytrzymałością, dodatkowo zależną od wilgotności (1, 2). Te niewątpliwie niekorzystne właściwości wytrzymałościowe zostają w pewien sposób, zrównoważone gdy wykonane z ABK elementy murowe – bloczki zostaną połączone zaprawą, tworząc murowaną ścianę. W murze dominują zazwyczaj stany dwu lub trójosiowego ściskania, lub dwuosiowego ściskania z rozciąganiem. Sytuacja obliczeniowa, utożsamiana ze stanem jednoosiowego ściskania, w praktyce prawie nie występuje (3–6), a wykonane z ABK ściany, obciążone głównie pionowo lub ściany usztywniające przy akceptowalnej grubości, spełniają warunki stanów granicznych nośności i użyteczności. Za złożony stan naprężeń w ścianach murowanych odpowiada między innymi zróżnicowanie odkształcalności elementów murowych i zastosowanej zaprawy (6–8), sposób połączenia ze stropami oraz połączenie ze ścianami poprzecznymi. Odpowiednie rozwiązania materiałowe – dobór zaprawy, lub konstrukcyjne – wieńce, wiązanie elementów murowych, przyczyniają się do dobrego wykorzystania wytrzymałości betonu komórkowego. Niewłaściwe rozwiązania mogą natomiast prowadzić do powstania uciążliwych uszkodzeń, ograniczających komfort użytkowania, a nawet zmniejszających bezpieczeństwo konstrukcji. Mimo spełniania formalnych wymogów i stanów granicznych użyteczności ścian ściskanych i ścinanych, w budynkach występują także obszary koncentracji naprężeń (9, 10), w których należy ograniczyć szerokość rys. Koncentracje takie występują często w obszarach zmiany geometrii konstrukcji: w okolicy otworów okiennych i drzwiowych (11, 12), w miejscach zmiany grubości muru oraz w okolicy połączenia prostopadłych ścian (13, 14) i w ścianach obciążonych nierównomiernie (10). Znaczne koncentracje występują ponadto w strefach położonych pod strefą przyłożenia obciążeń skupionych (15) oraz w pewnych obszarach ścian poddanych ścinaniu (12, 16). Jeśli wytrzymałość muru będzie zapewniać brak nadmiernych uszkodzeń w strefach koncentracji naprężeń, to w innych obszarach ściany ta cecha nie będzie w pełni wykorzystana. Wtedy bez konieczności zmian grubości, bezpieczeństwo można zapewnić dokonując lokalnej

1. Introduction

Autoclaved aerated concrete (AAC) has high thermal insulation and relatively low compressive and tensile strength, which is also dependent on moisture content of concrete elements (1, 2). These undoubtedly unfavourable properties are somehow balanced when AAC masonry units - blocks are joint with mortar, forming the masonry wall. Biaxial or triaxial compression or biaxial compression and tension are prevailing in the walls. Calculation conditions, associated with uniaxial loading, are very seldom observed in practice (3-6) and walls made of AAC, usually compressed or stiffening walls, meet SLS and ULS conditions, at the acceptable thickness. The complex state of stresses in masonry walls is mainly caused by variations in deformation of masonry units and applied mortar (6-8), the method of connection with floors and cross walls. Relevant material solutions – selection of mortar, or technical solutions - tie beams, adhesion of masonry units, contribute to the satisfactory use of AAC strength. And inadequate solutions can result in troublesome defects which affect the comfortable use, and even reduce safety of the structure. Although formal requirements and ULS of sheared and compressed walls were met, the building had some areas of concentrated stresses (9, 10) where the cracks width should be reduced. Concentrated stress is often found in areas of changes in the structure geometry: near window or door openings (11, 12), in places of changes in wall thickness, near connections of perpendicular walls (13, 14), and in walls with uneven load distribution (10). Significant concentrations are also observed in areas below the zone of applied concentrated loads (15) and in certain areas of walls subjected to shear stress (12, 16). If the wall strength prevents damage in zones of stress concentrations, then this parameter will not be fully used in other areas of the wall. A local improvement in parameters of the wall, in the areas of concentration stresses, is an effective solution achieved by applying reinforcement (10, 17). The execution of masonry structures: adhesion, thickness and filling of joints, deviations from straightness, considerably affect strength, deformability and durability (9, 10, 18) of masonry structures. If constructional requirements are not satisfied due to faulty performance, actions specified in the design to optimise the structure are thwarted

Tablica 1/ Table 1

ZESTAWIENIE WSPÓŁCZYNNIKÓW ORAZ RÓWNAŃ KRZYWYCH EMPIRYCZNYCH (24, 25)

COMPARISON OF COEFFICIENTS AND EQUATIONS OF EMPIRICAL CURVES (24, 25)

Range of AAC densities Average density ρ , (nominal class of density/ Zakres gęstości, gęstość średnia, kg/m ³)	Curve coefficients/ Współczynnik krzywej		R	Additive factor/ Współczynnik addytywny Δb	Correction coefficient/ Współczynnik korekcyjny b_{kor}	Equation of curve/ Równanie krzywej b_{kor}	N	F_{exp} F_{α, f_1, f_2}
	A	B						
Od 375 do 446 397* , (400)	0.159	0.857	0.324	0.06	0.921	$\frac{f_c}{f_B} = 0,921 + \frac{0,159}{\frac{V}{100hd} + \frac{h}{d}}$	123	14,19 3,919
od 462 do 532, 492 , (500)	0.312	0.682	0.533	0.16	0.844	$\frac{f_c}{f_B} = 0,844 + \frac{0,312}{\frac{V}{100hd} + \frac{h}{d}}$	125	48,81 3,918
od 562 do 619, 599 , (600)	0.349	0.779	0.612	0.05	0.826	$\frac{f_c}{f_B} = 0,826 + \frac{0,349}{\frac{V}{100hd} + \frac{h}{d}}$	124	73,06 3,919
od 655 do 725, 674 , (700)	0.454	0.608	0.614	0.16	0.773	$\frac{f_c}{f_B} = 0,773 + \frac{0,454}{\frac{V}{100hd} + \frac{h}{d}}$	122	72,62 3,920
Common curve/ Wspólna krzywa	$a_w =$ 0.321	$b_w =$ 0.730	0.512	0.11	0.840	$\frac{f_c}{f_B} = 0,840 + \frac{0,321}{\frac{V}{100hd} + \frac{h}{d}}$	494	174,8 3,860

* Nominalna klasa gęstości

ingerencji w obszarach koncentracji naprężeń, przez zastosowanie zbrojenia (10, 17). Wykonawstwo konstrukcji murowych: wiązanie, grubość, a także wypełnienie spoin oraz odchyłki od prostoliniowości, mają duży wpływ na nośność, odkształcalność i trwałość konstrukcji murowych (9, 10, 18). Niespełnianie warunków konstrukcyjnych, spowodowane błędami wykonawczymi, niweczą zabiegi optymalizacji konstrukcji podejmowane w projekcie i mogą zmniejszyć bezpieczeństwo konstrukcji, przyczyniając się do powstania uszkodzeń muru. Pewną metodą lepszego wykorzystania właściwości materiału jest krępowanie konstrukcji murowych (19, 20–23). Skurcz betonu rygli i rdzeni, występujący ze znacznym opóźnieniem w stosunku do wykonania muru, wywołuje wstępne naprężenia ściskające i dzięki temu swobodna ściana poddana zostaje dwuosowemu ściskaniu. Korzyści ze skrupowania uwidaczniają się dzięki współpracy betonu i muru, nawet po zarysowaniu wywołanym doraźnymi obciążeniami. Skrupowanie zwiększa nośność oraz odporność ściany na zarysowania, a ponadto ogranicza rozwarcie rys.

W artykule zawarto podsumowanie pięcioletniego programu badań prowadzonego w Katedrze Konstrukcji Budowlanych Politechniki Śląskiej. Zbadano 76 ścian z ABK w skali naturalnej i w różnych stanach obciążenia, 194 próbek fragmentów ścian oraz blisko 1000 próbek materiałowych. W pracy omówiono wpływ wilgotności ABK, wpływ zastosowania różnych rodzajów zapraw na wytrzymałość muru, wpływ zastosowania różnego zbrojenia, techniki murowania, wypełniania spoin pionowych oraz wpływ skrupowania muru żelbetowymi rdzeniami i ryglami.

and can reduce the structure safety and cause the wall damage. Confined masonry structures seem to be a better proposal for using the material properties (19, 20–23). Shrinking of concrete in cores and spandrel beams, that were performed with a significant delay to the wall, cause compressive opening stress, and in result biaxial stress acts on the unsupported wall. Effects of restraint are shown by concrete coaction with the masonry, even after cracking developed by temporary loading. Confinement increases wall strength and resistance to cracks and additionally diminish the opening of the cracks.

This paper summarises the five-year research programme, conducted by the Department of Building Structures, Silesian University of Technology. Tests were performed under different stress states on 76 full-scale walls made of AAC, 194 large-size specimens and nearly 1000 material specimens. This paper also describes the effect of moisture content in AAC, different types of used mortars on the masonry strength, different types of reinforcement, different methods of bricklaying, filling of vertical joints, confinement of reinforced concrete wall with cores and spandrel beams.

2. The effects of moisture content on strength of walls made of AAC masonry units

The effect of moisture content on AAC strength was analysed for the purpose of diagnosing walls made of masonry units. That analysis involved results from testing 494 dry cylinders and cubs

2. Wpływ wilgotności na wytrzymałość elementów murów z ABK

Na potrzeby diagnostyki ścian wykonanych z elementów murów z ABK, przeprowadzono analizę wpływu wilgotności na wytrzymałość ABK, wykorzystując wyniki badań 494 próbek walcowych i kostek w stanie suchym i 127 próbek kostek, o różnej wilgotności. W pierwszym etapie analiz krzywą Neville'a, opracowaną na podstawie statystycznej teorii wytrzymałości materiałów Weibulla (24, 25), dostosowano do wyników badań próbek ABK nominalnych klas gęstości 400, 500, 600 i 700 (26, 27). Równania krzywych w zależności od gęstości ABK podano w tabelicy 1.

Do wykazania prawidłowości dopasowania krzywych posłużono się przybliżonym wariacyjnym testem korelacji, który można stosować do korelacji liniowej i nieliniowej (28). Dla każdej krzywej zawartej w tabelicy 1 wyznaczono wartość statystyczną ze wzoru:

$$F_{\text{exp}} = \frac{R^2}{(1-R^2)} \cdot \frac{f_2}{f_1} \text{ przy } f_2 = N-k-1 \text{ i } f_1 = k \text{ stopni swobody (} k=1 \text{), na}$$

założonym poziomie istotności $\alpha = 5\%$. Uzyskaną wartość statystyki porównano z wartościami krytycznymi odczytanymi w tablicach Fishera-Snedecora (F_{α, f_1, f_2}). Wyniki statystyki zawarto w tabelicy 4. Analizy wykazały, że korelacje były istotne, przy założonym poziomie istotności wynoszącej 5%, a więc zaproponowany model oparty na ogólnej zależności Neville'a był istotny statystycznie. Oprócz tego zastosowano statystykę opisową opartą na skali Guilforda (29), określającą stopień korelacji poszczególnych krzywych. Otrzymane wartości R w przypadku betonu o najmniejszej gęstości pozwalały oszacować stopień korelacji jako niski, a w pozostałych klasach gęstości $R > 0,5$ korelacje można przyjąć jako umiarkowane, a sam współczynnik korelacji jako rzeczywisty. Natomiast w przypadku wspólnej krzywej uzyskano wartość współczynnika wynoszącą $R = 0,512$, a więc otrzymano zależność umiarkowaną i rzeczywistą.

W miejsce wielu krzywych, do celów diagnostycznych zdecydowanie korzystniejsze jest operowanie taką krzywą, która pozwoli

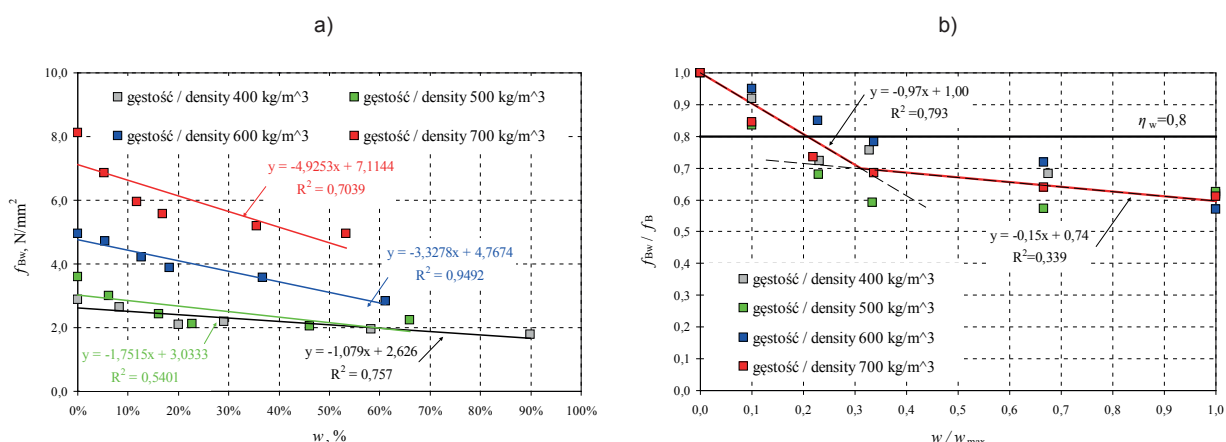
and 127 cubs specimens of different humidity. In the first stage of analyses the Neville curve, determined on the basis of Weibull's statistical theory of material strength (24, 25), was adjusted to test results for specimens prepared from AAC with nominal density classes 400, 500, 600 and 700 (26, 27). Equations for curves depending on AAC density are shown in Table 1.

To demonstrate the correct fit of the curves, the test of approximate variance correlation was applied. This approach is also adequate for linear and non-linear correlations (28). A statistical value was calculated for each curve from Table 1 using the formula:

$$F_{\text{exp}} = \frac{R^2}{(1-R^2)} \cdot \frac{f_2}{f_1} \text{ as } f_2 = N-k-1 \text{ and } f_1 = k \text{ degrees of freedom}$$

($k=1$), at the assumed statistical significance $\alpha = 5\%$. The obtained statistical value was compared to critical values from the Fisher-Snedecor's Tables (F_{α, f_1, f_2}). Statistics results are presented in Table 4. Performed analyses have shown that the correlations were significant at the assumed statistical significance equal to 5%, thus the proposed model, based on the general Neville's relation, was statistically significant. Besides, descriptive statistics based on the Guilford's scale (29) was applied. It describes the correlation degree of individual curves. For concrete with the lowest density, obtained R values were sufficient for evaluating the correlation degree as poor, and for other classes of density $R > 0.5$, correlations could be regarded as moderate and the value of correlation factor as real. For the common curve, the obtained coefficient was $R = 0.512$. Thus, the relationship was moderate and real.

Many curves, developed for specific density of AAC, were replaced with a curve which was more favourable for diagnostic purposes and could be used to determine the strength of AAC with any density and moisture content. The total number of 127 specimens $100 \times 100 \times 100$ m, divided into five six-element series, was tested to determine this curve. Strength tests were expected to be performed at the following levels of relative humidity: $w/w_{\text{max}} = 100\%$; 67%; 33%; 23%, 10%, and 0%. Two empirical lines were drawn on the basis of obtained results [Fig. 1] and used to determine



Rys. 1. Wyniki badań wytrzymałość ABK z uwzględnieniem wilgotności: a) wytrzymałość f_{Bw} w funkcji wilgotności w , b) względna wytrzymałość ABK f_{Bw} / f_B w funkcji w / w_{max} .

Fig. 1. Test results for AAC strength, taking into account moisture level: a) strength f_{Bw} as a function of moisture content w , b) relative strength of AAC f_{Bw} / f_B as a function w / w_{max}

wyznaczyć wytrzymałość ABK o różnej gęstości i wilgotności. W celu wyznaczenia takiej krzywej przeprowadzono badania 127 próbek 100×100×100 mm, podzielonych na pięć serii. Założono, że badania wytrzymałości będą prowadzone przy względnych wilgotnościach wynoszących: $w/w_{\max} = 100\%$; 67%; 33%; 23%, 10% i 0%. Na podstawie otrzymanych wyników badań [rysunek 1], wyznaczono dwie proste empiryczne umożliwiające określenie względnej wytrzymałości ABK w funkcji względnej wilgotności w postaci:

$$\frac{f_{Bw}}{f_B} = -0,96 \frac{w}{w_{\max}} + 1 \rightarrow f_{Bw} = f_B \left(-0,97 \frac{w}{w_{\max}} + 1 \right) \quad [1]$$

$$\text{gd}y \ 0 \leq \frac{w}{w_{\max}} \leq 0,31$$

$$\frac{f_{Bw}}{f_B} = -0,15 \frac{w}{w_{\max}} + 0,74 \rightarrow f_{Bw} = f_B \left(-0,15 \frac{w}{w_{\max}} + 0,74 \right) \quad [2]$$

$$\text{gd}y \ 0,31 < \frac{w}{w_{\max}} \leq 1,0$$

Do wykazania prawidłowości dopasowania prostych [rysunek 1b] posłużono się testem istotności korelacji liniowej (28). W przypadku prostej [1], której współczynnik korelacji liniowej Pearsona wynosił $\sqrt{0,793} = 0,891$ przy $N=16-2=14$ stopniach swobody, odczytano wartość krytyczną statystyki przy prawdopodobieństwie 99,9%, wynoszącą $r=0,742$. Z kolei w przypadku prostej wyrażonej równaniem [2] uzyskano wartość $\sqrt{0,339} = 0,582$ przy $N = 12-2 = 10$ stopniach swobody odczytano wartość krytyczną statystyki przy prawdopodobieństwie 95% wynoszącą $r=0,576$, a przy prawdopodobieństwie 98% równą $r=0,658$. Można stwierdzić, że przy wilgotnościach względnych $0 \leq w/w_{\max} \leq 0,31$ występuje korelacja liniowa z prawdopodobieństwem większym od 99,9%. Natomiast przy większych wilgotnościach względnych, gdy $0,31 < w/w_{\max} < 1,0$, występuje korelacja liniowa z prawdopodobieństwem większym od 95%, ale mniejszym od 99%. W podobny sposób analizowano cząstkowe wyniki pokazane na rysunku 1a. Przy minimalnej wartości współczynnika korelacji wynoszącym $\sqrt{0,504} = 0,735$, przy $N=6-2=4$ stopniach swobody, odczytano wartość statystyki przy prawdopodobieństwie 90% wynoszącą $r=0,729$, a przy prawdopodobieństwie 95% równą $r=0,811$. Upoważniło to do stwierdzenia, że między wytrzymałością wilgotnego ABK f_{Bw} a wilgotnością, występuje korelacja liniowa z prawdopodobieństwem większym od 90%, ale mniejszym od 95%. Uzyskana ze wzorów [1] i [2] wytrzymałość f_{Bw} uwzględnia wpływ zawilgocenia, a więc nie wymaga konwersji do średniej znormalizowanej wytrzymałości na ściskanie f_b , według normy PN-EN 772-1.

3. Wpływ zapraw

Badania wpływu zaprawy na właściwości murów z ABK przeprowadzono metodami normowymi, w dwóch podstawowych stanach obciążenia: ściskania i ścinania.

W przypadku ściskania wykonano badania próbek służących do określania wytrzymałości muru na ściskanie zgodnie z normą PN-

the relative strength of AAC as a function of relative humidity, in the following form:

$$\frac{f_{Bw}}{f_B} = -0,96 \frac{w}{w_{\max}} + 1 \rightarrow f_{Bw} = f_B \left(-0,97 \frac{w}{w_{\max}} + 1 \right) \quad [1]$$

$$\text{where } 0 \leq \frac{w}{w_{\max}} \leq 0,31$$

$$\frac{f_{Bw}}{f_B} = -0,15 \frac{w}{w_{\max}} + 0,74 \rightarrow f_{Bw} = f_B \left(-0,15 \frac{w}{w_{\max}} + 0,74 \right) \quad [2]$$

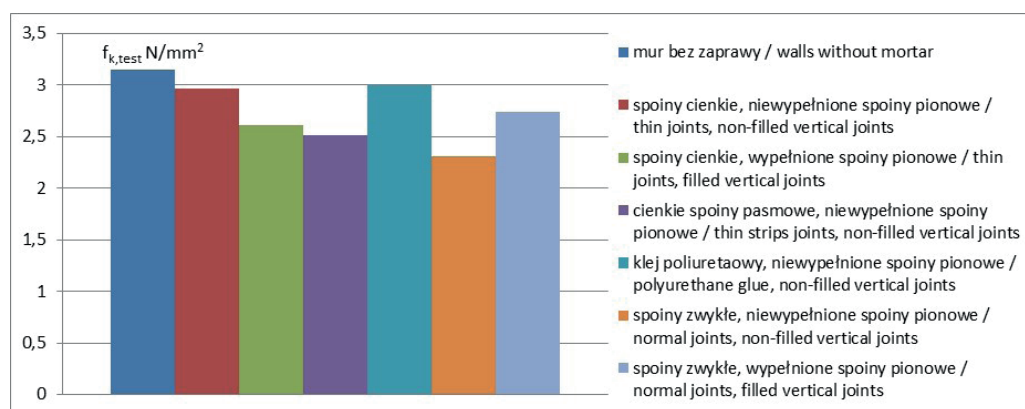
$$\text{where } 0,31 < \frac{w}{w_{\max}} \leq 1,0$$

To demonstrate the correct fitting of the straight lines [Fig. 1b], the test of linear correlation significance was used (28). For the straight line [1] with the Pearson's linear correlation and at degrees of freedom $N=16-2=14$, the critical value was $r=0,742$, at the probability level of 99.9%. For the line expressed with the equation (2), the value of $\sqrt{0,339} = 0,582$ at the degrees of freedom $N = 12-2 = 10$, the critical value was $r=0,576$ at the probability level of 95%, and $r=0,658$ at the probability level of 98%. It can be stated that at relative humidity $0 \leq w/w_{\max} \leq 0,31$ the linear correlation, with the probability level exceeding 99.9%, was found. And for higher values of relative humidity, when $0,31 < w/w_{\max} < 1,0$ the probability level for the linear correlation was within the range 95-99%. Partial results, shown in Fig. 1a, were analysed similarly. For the minimum value of the correlation factor equal $\sqrt{0,504} = 0,735$, at degrees of freedom $N = 6-2 = 4$, the statistical value was $r=0,729$ at the probability level of 90%, and $r=0,811$ at the probability level of 95%. Thus, it could be stated that between the strength of humid AAC f_{Bw} and humidity, the linear correlation with the probability level higher than 90% but lower than 95% is existing. Strength f_{Bw} calculated from equations (1) and (2) the effect of moisture content is taking account, so it did not require conversion to average normalised compressive strength f_b , according to the standard PN-EN 772-1.

3. The effect of mortars

The mortar effect on properties of AAC masonry was tested according to standards, under two loading states: shear and compression.

In the case of compression, tests were conducted on specimens used to determine the compressive strength of masonry according to the standard PN-EN 1052-1 [26 wall specimens]. Under shear state, the strength was determined according to standards: PN-EN 1052-3 on 36 specimens and ASTM E519-81 on 18 specimens (30, 31). The tests were conducted on models without mortar – blocks were put dry, with thin joints, with filled and unfilled joints, with M5 and M10 class of mortar, with thin band joints and unfilled vertical



Rys. 2. Średnia wytrzymałość próbek muru, z różnymi rodzajami spoin

Fig. 2. Comparison of average compressive strength of models according to the type of used mortar

-EN 1052-1 [26 próbek muru], natomiast w przypadku ścinania, wytrzymałość określono zgodnie z normami PN-EN 1052-3 [36 próbek muru] oraz ASTM E519-81 [18 próbek muru] (30, 31). Zbadano próbki bez zaprawy – bloczki układane na sucho, próbki ze spoinami cienkimi oraz wypełnionymi i niewypełnionymi spoinami pionowymi [zaprawa klasy M5 i M10], próbki ze spoinami pasmowymi cienkimi i niewypełnionymi spoinami pionowymi [M5], próbki ze spoinami grubości 10 mm oraz wypełnionymi i niewypełnionymi spoinami pionowymi [M5], a także próbki, w których elementy murowe połączono dwoma 40 mm pasmami kleju poliuretanowego. Wykazano, że rodzaj zaprawy ma znaczny wpływ na wytrzymałość muru na ściskanie i początkową wytrzymałość muru na ścinanie oraz na poziom naprężeń rysujących próbki. Stwierdzono ponadto, że zmiana rodzaju spoiny może powodować 20% różnicę w wytrzymałości muru na ściskanie i ponad dwukrotną różnicę w początkowej wytrzymałości muru na ścinanie (30, 31).

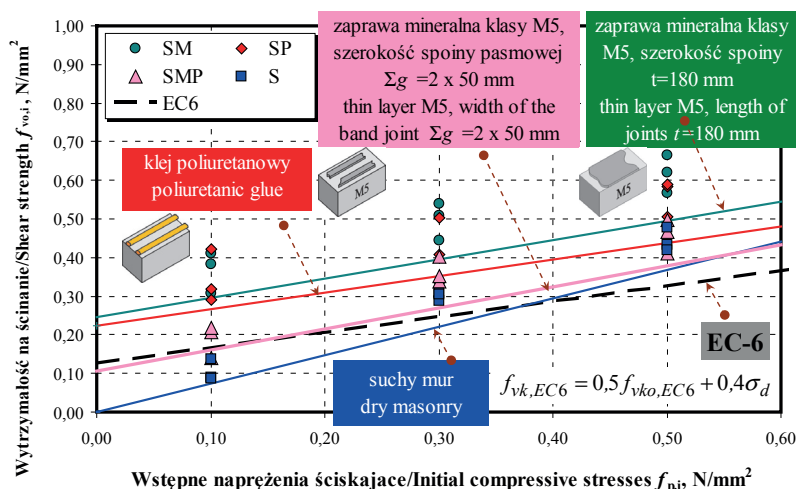
W przypadku murów ściskanych największą wytrzymałość na ściskanie wykazały mury suche – bez zaprawy oraz mury zespolone klejem poliuretanowym [rysunek 2]. Wytrzymałość na ściskanie murów ze spoinami cienkimi i z niewypełnionymi spoinami pionowymi, była o 14% większa od wytrzymałości podobnych murów z wypełnionymi spoinami pionowymi. Odwrotną tendencję stwierdzono natomiast w przypadku murów ze spoinami o grubości 10 mm, a różnica wyniosła 17%. W murach z wypełnionymi spoinami pionowymi nieznacznie większą wytrzymałość – 5%, stwierdzono w próbkach z zaprawą o grubości 10 mm. Natomiast w wypadku murów z niewypełnionymi spoinami czołowymi próbki wykonane na cienkiej zaprawie miały wytrzymałość o blisko 30% większą od murów wykonanych na zaprawie o grubości 10 mm. Rysy w badanych próbkach muru pojawiały się w przedziale 82÷91% ich wytrzymałości na ściskanie. Odkształcalność podłużna murów wykonanych na zaprawach mineralnych była nawet dwu lub trzykrotnie mniejsza od murów wykonanych bez zaprawy oraz na kleju poliuretanowym.

W badaniach próbek poddanych ścinaniu, wykonanych zgodnie z normą PN-EN 1052-3:2003, wykazano, że początkowa wytrzymałość muru na ścinanie, w przypadku murów wykonanych na zaprawie mineralnej, mieściły się w zakresie $f_{vo}=0,13\pm0,31$ N/mm².

joints [M5], with 10 mm thick joints and filled or unfilled vertical joints [M5], and with masonry units joined with two 40 mm stripes of polyurethane glue. A mortar type was found to significantly affect the compressive strength of the masonry, its initial shear strength, and values of cracking stress. It was also found that a change in binding type could modify compressive strength of the masonry by 20% and alter the shear strength by more than 50%, when compared to the initial shear resistant value (30, 31).

In the case of masonry in compression, the highest compressive strength was noticed in dry walls without mortar and polyurethane glue-combined walls [Fig. 2]. Compressive strength of walls with thin-layer and unfilled vertical joints was higher by 14% than the strength of similar walls with filled vertical joints. The reverse tendency was found in masonry with standard joints and the difference was equal to 17%. Taking into account the masonry with filled vertical joints, slightly higher strength – by 5% was found in specimens with 10 mm thick mortar. However, in masonry with unfilled head joints and thin-layer mortar were having by nearly 30% higher strength than the masonry with the mortar having the thickness of 10 mm. Cracks in the tested masonry specimens were appearing when stress reached the level of 82÷91% of the compressive strength. Longitudinal deformation of masonry with mineral mortar was even two or three times lower than in the case of masonry without mortar or with polyurethane glue.

Tests on the shear specimens, performed in accordance with PN-EN 1052-3: 2003, have revealed that values of initial strength of shear of wall with mineral mortar was within the range of $f_{vo}=0.13\pm0.31$ N/mm². In specimens joined with polyurethane glue, the initial shear strength was $f_{vo}=0.28$ N/mm². Filling of vertical joints in tests on diagonal shearing caused nearly a 50% increase in values of cracking and ultimate stresses. The test results for shear specimens with different types of mortar are presented in Fig. 3. A dry wall – without mortar, the highest shear strength has shown. However, because of low compressive strength, resulting only of compressive force participation, it should not be used without additional restraint of another structure. Walls tied together with polyurethane glue had satisfactory parameters, both under compression and shearing, however, considering nearly three



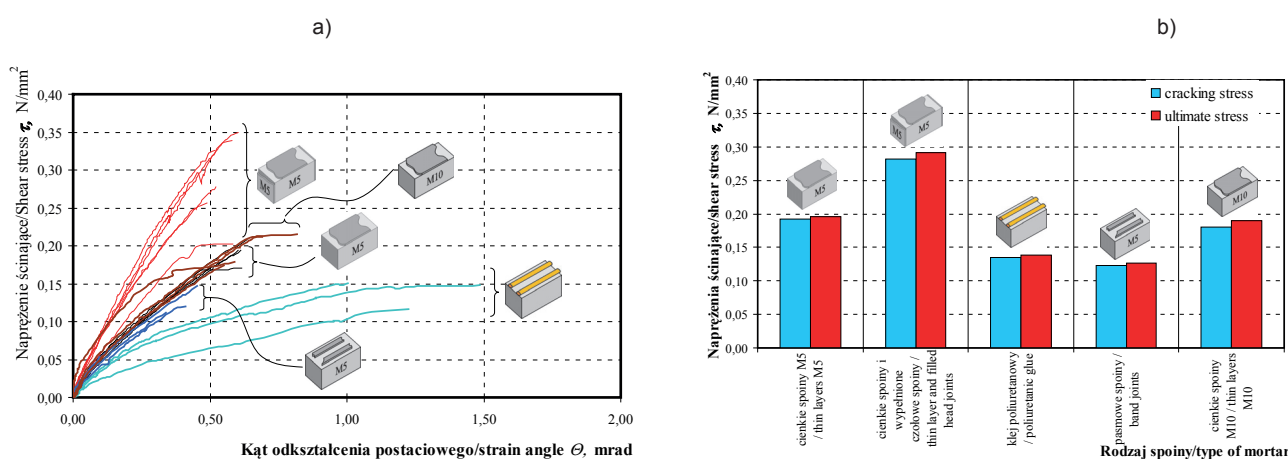
Rys. 3. Wyniki badań ścinanych próbek muru z różnymi rodzajami spoin

Fig. 3. Results for shearing models according to the type of used mortar

times higher deformation, the application of this type of constructions, particularly in combination with rigid reinforced concrete structures, should be taken into account. Regarding strength parameters, walls built on thin-layer joints seem to be the best choice, and joint filling should be recommended if the high shearing forces are applied.

Tests on walls under diagonal compression conducted in accordance with the USA standard ASTM E519-81 have shown, that all the specimens with thin-layer mineral mortars M5 and M10 were underwent brittle cracking destruction, even under slight deformations [Fig. 4a].

The statistical analysis of test results was made to compare whether obtained test results, for units with different types of joints, significantly differed at the



Rys. 4. Wyniki badań ścian ukośnie ściskanych: a) zależności: naprężenie ścinające-kąt odkształcenia postaciowego, b) porównanie naprężeń rysujących i niszczących

Fig. 4. Test results for walls subjected to diagonal compression: a) relationship stress-shear angle, b) compared values of cracking and ultimate stress

W próbkach zespolonych klejem poliuretanowym początkowa wytrzymałość na ścinanie wynosiła $f_{v0}=0,28$ N/mm². W badaniach ukośnego ścinania, zastosowanie wypełnienia spoin pionowych, spowodowało blisko 50% wzrost naprężeń rysujących oraz niszczących. Wyniki badań próbek ścinanych, z różnymi rodzajami zapraw, pokazano na rysunku 3. Mur suchy – bez zaprawy, wykazywał najlepszą wytrzymałość na ścinanie, lecz z uwagi na niewielką wytrzymałość na ściskanie, wynikającą jedynie z udziału sił ściskających, nie powinien być stosowany bez dodatkowego ograniczenia inną konstrukcją. Mury zespolone klejem poliuretanowym wykazały dobrą wytrzymałość, zarówno przy ściskaniu jak i przy ścinaniu, jednakże ze względu na trzykrotnie większą odkształcalność, należy rozważyć stosowanie takich konstrukcji, szczególnie przy połączeniu ze sztywnymi konstrukcjami żelbetowymi. Należy przyjąć, że z uwagi na wytrzymałość, najlepsze będą mury na cienkiej spoinie, a wypełnienie spoin należy zalecić w przypadku dużego udziału sił ścinających.

Wykonane badania murów ukośnie ściskanych według amerykańskiej normy ASTM E519-81 wykazały, że wszystkie próbki

significance level of 5% and unknown variances per each population (28). Statistically significant difference was found in each case, which justified qualitative and quantitative conclusions. When polyurethane glue was used, deformations were twice as great at failure, in comparison with the specimens with thin joints. In specimens, prepared with M5 mortar and thin joint, the tangent stress at cracking were on the average 47% lower than in test specimens, with filled front joint [Figure 4b]. In the specimens with the mineral band joint the shear stress at cracking was lower by 36% than those values in the sample with the mineral band joint. However, in specimens with polyurethane glue, values of tangent shear at cracking were lower by 30%, than in the specimens with the joint width equal to the wall width. The highest values of shear stress at failure have had the specimens with filled head joints. An over 50% increase of the shear stress was found when compared to the specimens without mortar in bed joints. The similar results were obtained for specimens with polyurethane glue and band joints. Those specimens were shown the ultimate stress lower by about 30% than stress values in specimens prepared with mineral mortars.

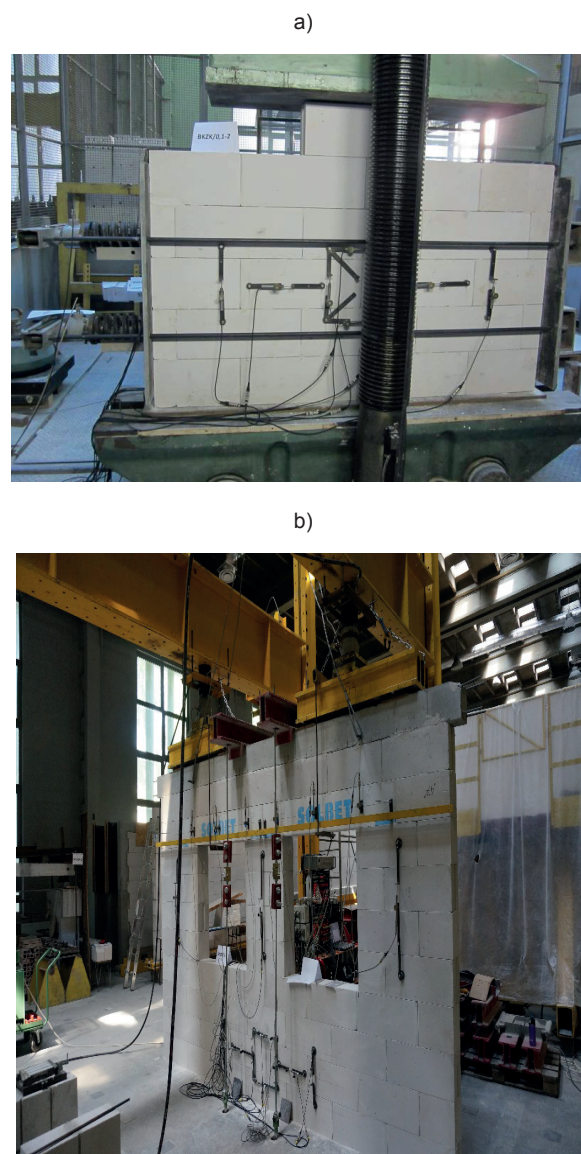
z cienkimi spoinami z mineralnej zaprawy klas M5 i M10 ulegały kruchemu zniszczeniu, już przy niewielkich odkształceniach postaciowych [rysunek 4a].

Przeprowadzono statystyczną analizę wyników badań, porównując czy uzyskane wyniki badań elementów z różnymi spoinami różnią się znacznie, przy poziomie istotności równym 5% i nieznanymi wariancjach w każdej populacji (28). W każdym przypadku wykazano statystycznie istotną różnicę, co uzasadniało sformułowanie wniosków jakościowych i ilościowych. W chwili zniszczenia próbek z klejem poliuretanowym, odkształcenia postaciowe były ponad dwukrotnie większe od odkształceń próbek z cienkimi spoinami. W próbkach wykonanych na zaprawie klasy M5, z ciekłą spoiną, naprężenia styczne w chwili zarysowania były średnio o 47% mniejsze niż w elementach próbnym, z wypełnioną spoiną czołową, [rysunek 4b]. W próbkach ze spoiną pasmową, naprężenia w chwili zarysowania były średnio o 36% mniejsze, niż uzyskane w badaniach z mineralną spoiną ciekłą. Natomiast w próbkach zespolonych klejem poliuretanowym wartości naprężeń stycznych, w chwili zarysowania, były średnio o 30% mniejsze od uzyskanych w próbkach ze spoiną o szerokości równej grubości muru. W chwili zniszczenia największe naprężenia ścinające miały próbki z wypełnionymi spoinami czołowymi. W stosunku do elementów próbnym, bez zaprawy w spoinach wspornych, uzyskano średnio ponad 50% wzrost naprężeń ścinających. Natomiast zastosowanie kleju poliuretanowego oraz spoin pasmowych dało zbliżone wyniki. Próbki te wykazały jednak około 30% mniejsze naprężenia niszczące, od naprężeń otrzymanych w przypadku próbek wykonanych na zaprawach mineralnych.

4. Wpływ zbrojenia

W murach ściskanych koncentracje naprężeń powstają najczęściej w strefie podokiennej, pod oparciem siły skupionej oraz w połączeniach ścian obciążonych nierównomiernie. Przeprowadzono badania 20 próbek muru, odwzorowujących strefę podokiennej [rysunek 5a], które następnie zweryfikowano w badaniach w skali naturalnej [rysunek 5b]. Badano próbki i ściany niezbrojone oraz ze zbrojeniem siatką bazaltową lub ze zbrojeniem stalowym w kształcie kratownicy, przeznaczonym do stosowania w spoinach wspornych muru (32). Zbrojenie stalowe zostało opatentowane, wchodzi w skład systemu oferowanego przez jednego z producentów i dlatego w dalszej części artykułu będzie nazywane zbrojeniem systemowym. Na podstawie wyników badań i przeprowadzonej analizy stwierdzono, że zastosowanie obu typów zbrojenia korzystnie wpływa na nośność i rysoodporność muru, wpływ ten jednak jest niewielki i wynosi tylko około 10%.

Większy wpływ zbrojenia stwierdzono w strefach oparcia siły skupionej [reakcja z nadprożą] oraz w połączeniu ścian nierównomiernie obciążonych. Badaniami objęto 6 ścian w skali rzeczywistej, o długości 4,68 m, z wykształconymi fragmentami ścian prostokątnych o długości 1,22 m [rysunek 6]. Podobnie jak w badaniach strefy podokiennej wykonano ściany niezbrojone, zbrojone siatką bazaltową i zbrojeniem systemowym. W etapie

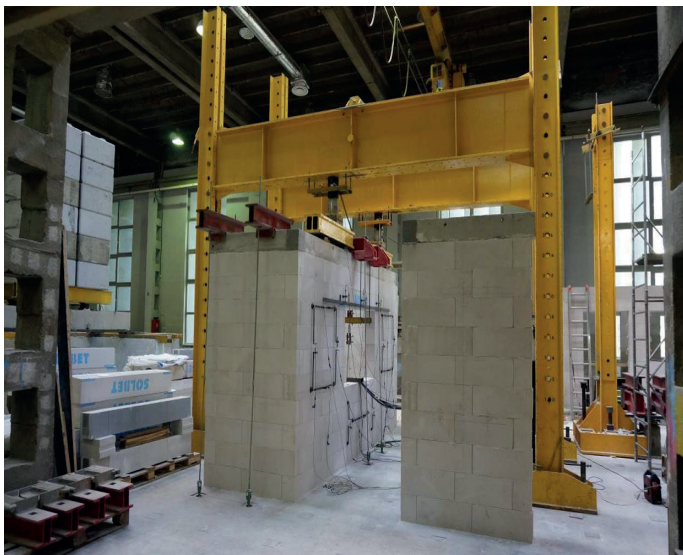


Rys. 5. Badania strefy podokiennej: a) próbka muru odwzorowująca strefę podokiennej, b) ściana w skali rzeczywistej, służąca do weryfikacji uzyskanych wyników badań próbek muru

Fig. 5. a) a model representing the spandrel area, b) a full-scale model for verifying the obtained results

4. Effect of reinforcement

Stress in compressed walls is usually concentrated in the spandrel area, under the concentrated load and in joints between non-uniformly loaded walls. Tests were conducted on 20 specimens representing the spandrel area [Fig. 5a], and obtained results were verified in tests on full-scale models [Fig. 5b]. Tests were conducted on specimens and walls without reinforcement and with basalt mesh or steel truss reinforcement used in joint of the support masonry (32). The steel reinforcement has been patented and it is an element of the system offered by a manufacturer. Thus, it will be called the brand reinforcement, further in this text. Test results and the analysis indicated that reinforcement had a positive impact on load-bearing capacity and crack resistance of the masonry, however this impact was not significant, only of the order of 10%.

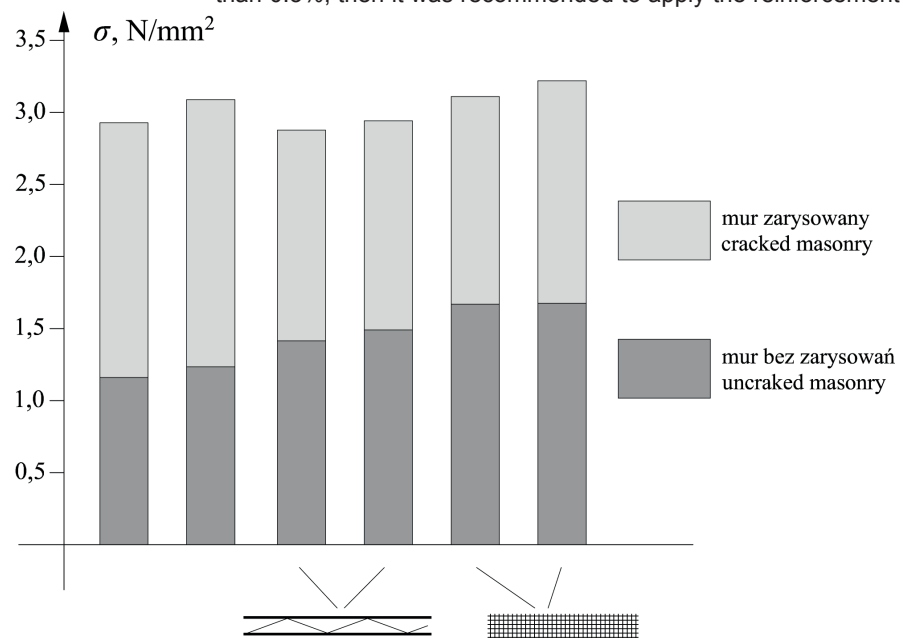


Rys. 6. Ściany przed badaniem.

Fig. 6. Specimens before tests.

pierwszym badań analizowano strefę wokół okna (33) i wykazano, że zastosowanie zbrojenia w murze wpływa na poziom naprężeń rysujących. Przy zastosowaniu zbrojenia siła rysująca była o 28% większa – wartość średnia z badań dwóch ścian, od siły wywołującej rysy, w badaniach ścian niezbrojonych. Zastosowanie siatki bazaltowej spowodowało wzrost siły rysującej o 49%. Stwierdzono ponadto, że zastosowanie zbrojenia nie ma dużego wpływu na nośność muru. Na rysunkach 7 i 8 pokazano wpływ zbrojenia na poziom naprężeń rysujących i niszczących mur, w strefie oparcia siły skupionej z nadproża. W ramach każdej serii podano uśrednione wyniki badań dwóch ścian.

W drugim etapie badano strefę połączenia ścian (34) i stwierdzono, że zastosowanie zbrojenia systemowego spowodowało wzrost naprężeń średnio o 77%, przy których występuje pierwsza rysa w strefie połączenia ścian prostopadłych. Zbrojenie to spowodowało jednak 9% spadek nośności, w porównaniu do nośności ścian bez zbrojenia. Zbrojenie siatką bazaltową było nieco mniej efektywne, przy tym jednak nie wiązało się ze spadkiem nośności. Zastosowanie tego zbrojenia spowodowało średnio 61% wzrost poziomu naprężeń rysujących oraz ponad 11% wzrost naprężeń niszczących. Na podstawie uzyskanych wyników sformułowano zalecenia dotyczące zasad stosowania zbrojenia w strefie połączenia ścian obciążonych nierównomiernie. Gdy przewidywana różnica odkształceń, wynikająca z nierównomiernych obciążeń lub właściwości muru na styku ścian, będzie większa niż 0,3%, należy wówczas w tym styku zastosować zbrojenie. Jeżeli jednak odkształcenia te przekroczą wartość 0,8%, to w połączeniu ścian należy zastosować dylatację, lub połączenie wykonać z elementu zdolnego do przejścia takiej różnicy odkształceń, na



Rys. 7. Naprężenia w strefie oparcia nadproża z podziałem na strefy niezarysowaną i zarysowaną

Fig. 7. A bar graph of stress values in bearings of the lintel with division into cracked and uncracked zones

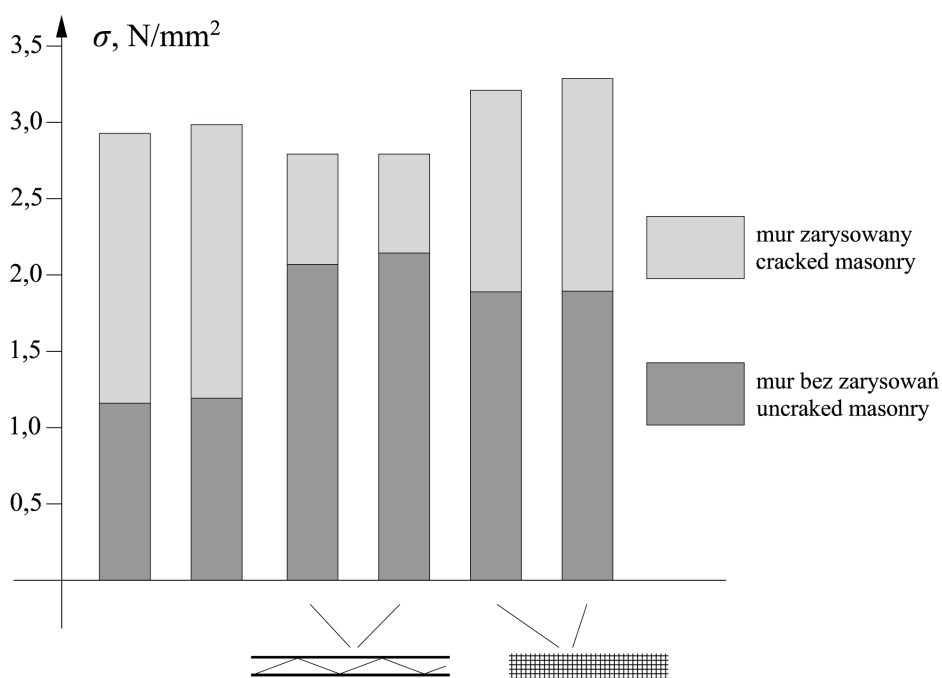
A more noticeable effect of reinforcement was found in bearing zones of concentrated force [intel response] and in joints between non-uniformly loaded walls. Tests included 6 full-scale walls of 4.68 m in length and 1.22 m fragments of perpendicular walls [Fig. 6]. Like during tests on the spandrel area, tested models of non-reinforced walls, basalt mesh reinforcement, as well as with brand reinforcement. In the first stage of tests, the area around the window was analysed (33) and it was shown that the application of reinforcement in the masonry have an impact on cracking stresses. For the reinforcement application, the cracking force was higher by 28% - mean value of two tested walls, than the cracks formation force, in the case of unreinforced walls. The use of basalt mesh caused a 49% increase in the cracking force. Moreover, reinforcement impact on the load capacity of the wall was found to be minor. In Figs. 7 and 8 the reinforcement effect on the level of cracking stresses and causing the destruction of wall, in the zone of the bearing concentrated force from the lintel. Averaged results from tests on two walls were presented in each series.

In the second stage, connection zone of walls was analysed (34) and it was found that the brand reinforcement application an increase of stress by 77% on average was causing, at which the first crack in the zone of the connection between perpendicular walls was appearing. However, this reinforcement caused a 9% drop in bearing capacity, when compared to the unreinforced model. The basalt mesh reinforcement was slightly less effective, however, it did not lead to the drop in bearing capacity. This reinforcement application caused an increase in cracking stress by 61% and an increase in failure stress by 11%. The obtained results were used in recommendations for reinforcement application in the connection zone between walls, under non-uniform loading. When the expected difference in deformations, resulting from uneven loads or the masonry properties at the contact surface of walls, will be higher than 0.3%, then it was recommended to apply the reinforcement

przykład przez rdzeń żelbetowy połączony z murem poprzez strzępia.

Oprócz badań ścian ściskanych, zbrojonych w spoinach wspornych, wykonano cykl badań ścian ścinanych poziomo (17). Wykonano i zbadano 4 ściany bez otworów i 18 ścian z otworami o różnych kształtach. Do zbrojenia ścian zastosowano systemowe zbrojenie oraz siatki tynkarskie z tworzywa sztucznego. Stopień zbrojenia w każdym przypadku był identyczny i wynosił 0,07%. Przykładową ścianę bez otworu pokazano na rysunku 9a, a na rysunku 9b pokazano ściany z otworami trzech rodzajów, oznaczonych umownie jako A, B i C. Okienne otwory w ścianach A i B miały identyczną wysokość, wynoszącą 0,98 m, a długość, wynoszącą odpowiednio: 1,48 m i 2,66 m. W ścianie C wykonano otwory drzwiowe o długości 1,03 m, i wysokości 1,90 m, oraz otwory okienne o długości 1,48 m i wysokości 0,98 m. Elementy badano przy różnych wartościach wstępnych naprężeń ściskających σ_c wynoszących 0,1 N/mm² oraz 1,0 N/mm², w przypadku ścian bez otworów i ściany A z wstępnym naprężeniem ściskającym 0,5 N/mm² – ściany z otworami B i C.

W ścianie bez otworów, ze zbrojeniem systemowym, ścinanej i dodatkowo obciążonej maksymalną siłą ściskającą [$\sigma_c = 1,0$ N/mm²], naprężenia rysujące i niszczące wzrosły odpowiednio o 83% i o 100%, w stosunku do ściany badanej przy naprężeniach ściskających, wynoszących 0,1 N/mm². W stosunku do elementów niezbrojonych wzrost naprężeń rysujących wystąpił tylko w ścianie obciążonej maksymalną siłą ściskającą, a wynosił 17%. W ścianie obciążonej minimalną siłą ściskającą [$\sigma_c = 0,1$ N/mm²], naprężenia rysujące były mniejsze o 3%. W chwili zniszczenia naprężenia ścinające w ścianie obciążonej minimalną siłą ściskającą [$\sigma_c = 0,1$ N/mm²], wynosiły 0,25 N/mm², natomiast naprężenia ścinające w ścianie obciążonej maksymalną siłą ściskającą – 1,0 N/mm². W zależności od początkowych wartości naprężeń ściskających, zwiększenie naprężeń, w odniesieniu do analogicznych elementów niezbrojonych, wynosiły odpowiednio 6% i 30%. W ścianach zbrojonych siatkami z tworzywa sztucznego wzrosty naprężeń rysujących, w odniesieniu do elementów niezbrojonych, wyniosły odpowiednio 5% i 13%. W chwili zniszczenia, wzrost naprężeń w odniesieniu do ścian niezbrojonych, stwierdzono tylko w ścianie obciążonej maksymalną siłą ściskającą [$\sigma_c = 1,0$ N/mm²] – był on równy 19%, natomiast w ścianie obciążonej minimalną siłą ściskającą [$\sigma_c = 0,1$ N/mm²] wzrost naprężeń nie wystąpił. Zwiększenie wartości wstępnych naprężeń ściskających σ_c powodowało również zwiększenie naprężeń rysujących i niszczących. Największy wzrost – rzędu 100% – wystąpił w chwili zniszczenia, natomiast naprężenia rysujące wzrosły o 65%.



Rys. 8. Naprężenia w połączeniach zbrojonych i niezbrojonych ścian prostopadłych, z podziałem na strefy niezarysowaną i zarysowaną.

Fig. 8. A bar graph of stress values at the connection between reinforced and unreinforced perpendicular walls with division into cracked and non-cracked zones.

at that contact surface. However, if difference exceeds 0.8%, then expansion joints should be applied in the connections between walls, or the connection should be made of an element capable of carrying such a difference in deformations, for example by the reinforced concrete core, connected with wall by toothings.

Not only compressed walls with reinforced bed joints were tested, but also horizontally sheared walls (17). Four walls without an opening and 18 walls with different shape openings were prepared and tested. Brand reinforcement and lathing meshes were used to reinforce these walls. In each case, reinforcement volume level was the same, equal to 0.07%. An exemplary wall without an opening is presented in Fig. 9a, and Fig. 9b shows walls with three types of openings, marked as A, B and C. Window openings in walls A and B had the same height of 0.98 m and the length was 1.48 m and 2.66 m, respectively. In the wall C door openings with the length of 1.03 m, and the height of 1.90 m were applied, and window openings with the length of 1.48 m and the height of 0.98 m. These units were tested under various initial compressive stress σ_c equal to 0.1 N/mm² and 1.0 N/mm², and in the case of walls without an opening and wall A at the initial compressive stress 0.5 N/mm² – walls B and C with openings.

In the truss-reinforced wall without openings, shared and additionally under maximum compression [$\sigma_c = 1,0$ N/mm²], cracking and ultimate stresses increased by 83% and 100%, respectively when compared to the wall tested at compressive stress of 0.1 N/mm². In relation to unreinforced elements, an increase in cracking stress was found only in the wall under maximum compression and was equal to 17%. In the wall under minimum compression [$\sigma_c = 0,1$ N/mm²], the cracking stress were lower by



Rys. 9. Elementy stosowane w badaniach ścian ścinanych poziomo: a) ściany bez otworów, b) ściany z otworami A, B i C

Fig. 9. Test elements used during tests on horizontally sheared walls: a) walls without openings, b) walls with opening with A-, B-, and C-type openings

Kąty deformacji postaciowej ścian ze zbrojeniem systemowym, w odniesieniu do elementów bez zbrojenia, były większe odpowiednio o 54% [$\sigma_c = 0,1 \text{ N/mm}^2$] i o 74% [$\sigma_c = 1,0 \text{ N/mm}^2$], a w chwili zarysowania wzrosły wartości kątów odkształcenia postaciowego wyniosły odpowiednio 27% i 33%. Przy wzroście wstępnych naprężeń ściskających wzrosły wartości kątów odkształcenia postaciowego i kątów deformacji postaciowej ścian ściskanych do wartości $1,0 \text{ N/mm}^2$ wyniosły odpowiednio 94% i 69%. Odczytane w chwili zarysowania i zniszczenia wartości kątów odkształcenia postaciowego, a także deformacji postaciowej ściany zbrojonej siatkami z tworzywa sztucznego, przy minimalnych wstępnych naprężeniach ściskających, były mniejsze o 18% od odkształceń w ścianie niezbrojonej. Z kolei w ścianie obciążonej maksymalną siłą ściskającą, wzrost wartości kąta deformacji postaciowej wyniósł 72%. Ważny okazał się wpływ

3%. At the shear stress in the wall under minimum compression [$0,25 \text{ N/mm}^2$] was $0,25 \text{ N/mm}^2$, whereas shear stress in the wall under the maximum compressive force – 1.0 N/mm^2 . In dependence of the initial values of compressive stresses the increase of stress in reference to similar unreinforced elements, was 6% and 30%, respectively. In the walls reinforced with plastic mesh, an increase in cracking stresses was 5% and 13%, respectively, with reference to analogical unreinforced elements. With reference to unreinforced elements, an increase in stress at failure was found only in the wall under maximum compression [$\sigma_c = 1.0 \text{ N/mm}^2$] and was equal to 19%, and in the wall under minimum compression [$\sigma_c = 0.1 \text{ N/mm}^2$], there was no increase in stress. An increase in values of the initial compressive stresses σ_c also caused an increase in values of cracking and ultimate stresses. The highest increase, of the order of 100%, was at failure, and values of cracking stress increased by 65%.

wstępnych naprężeń ściskających. W odniesieniu do elementów obciążonych minimalną siłą ściskającą zwiększenie kątów Θ_{cr} i Θ_u wyniosły odpowiednio 102% i 213%.

Podobnie jak w przypadku ścian bez otworów, także w ścianach z otworami stwierdzono duży wpływ wstępnych naprężeń ściskających. W przypadku ścian o małych naprężeniach ściskających, nie większych od 0,1 N/mm², wystąpił wzrost naprężeń rysujących w odniesieniu do naprężeń w ścianach bez zbrojenia – rysunek 10a. W ścianach z otworem A ze zbrojeniem systemowym wzrost naprężeń rysujących wyniósł 5% w stosunku do ścian bez zbrojenia. Podobnie było w przypadku ścian z otworami B i C, wówczas w przypadku zbrojenia systemowego wzrost naprężeń rysujących wyniósł odpowiednio 5% i 56%. Przy zbrojeniu siatkami z tworzywa sztucznego wzrost naprężeń rysujących w ścianie z otworem A wyniósł 7%, w stosunku do ścian bez zbrojenia. W ścianie z otworem B naprężenia spadły o 9%, natomiast w ścianie z otworem C wzrost wyniósł 36%. W chwili zniszczenia we wszystkich ścianach stwierdzono wzrosty niszczących naprężeń ścinających. W ścianach z otworem A wzrosty naprężeń wyniosły 16% [zbrojenie systemowe] i 9% [siatki z tworzywa sztucznego]. Z kolei w ścianach z otworem B w przypadku zbrojenia systemowego wzrost nośności wyniósł 35%, a przy zbrojeniu siatkami z tworzywa sztucznego – 25%. W ścianach z otworem C zwiększenie naprężeń rysujących było także duże i w przypadku zbrojenia systemowego wyniosło 19%, a przy zbrojeniu siatkami z tworzywa sztucznego – 22%. W przypadku maksymalnych naprężeń ściskających, towarzyszących ścinaniu, z wyjątkiem ściany z otworem A zbrojonej siatkami z tworzywa sztucznego, stwierdzono zwiększenie naprężeń rysujących w stosunku do ścian bez zbrojenia [rysunek 10b]. W przypadku ściany z otworem A ze zbrojeniem systemowym wzrost naprężeń wyniósł 14% w stosunku do muru bez zbrojenia. W ścianie z otworem A zbrojonej siatką, naprężenia rysujące były o 16% mniejsze niż w ścianach bez zbrojenia. W ścianach z otworem B wzrost nośności wyniósł 6% w przypadku zbrojenia systemowego i 10% przy zbrojeniu siatkami z tworzywa sztucznego. Z kolei w ścianach z otworem C wzrost wartości naprężeń rysujących był równy 43% w przypadku zbrojenia systemowego, a gdy stosowano siatki z tworzywa sztucznego wzrost naprężeń był największy i wyniósł 104%. W chwili zniszczenia w ścianach z otworem typu A przy zbrojeniu systemowym i siatkami z tworzywa sztucznego wzrosty naprężeń niszczących wyniosły odpowiednio 5% i 2%. Z kolei w ścianach z otworem B, tylko w przypadku zbrojenia siatkami z tworzywa sztucznego, uzyskano 5% wzrost nośności. Zbrojenie systemowe dawało o 7% mniejsze naprężenia niszczące, niż w przypadku naprężeń w ścianie bez zbrojenia. W ścianach z otworem C wzrost naprężeń niszczących był największy. W przypadku zbrojenia systemowego wystąpił wzrost naprężeń wynoszący 18%, a przy zbrojeniu siatkami z tworzywa sztucznego – 59%.

Zastosowane zbrojenie miało duży wpływ na odkształcenia i deformacje postaciowe ścian. W przypadku minimalnych wstępnych naprężeniach ściskających, wynoszących 0,1 N/mm², odkształcenia postaciowe w chwili zarysowania i zniszczenia ścian

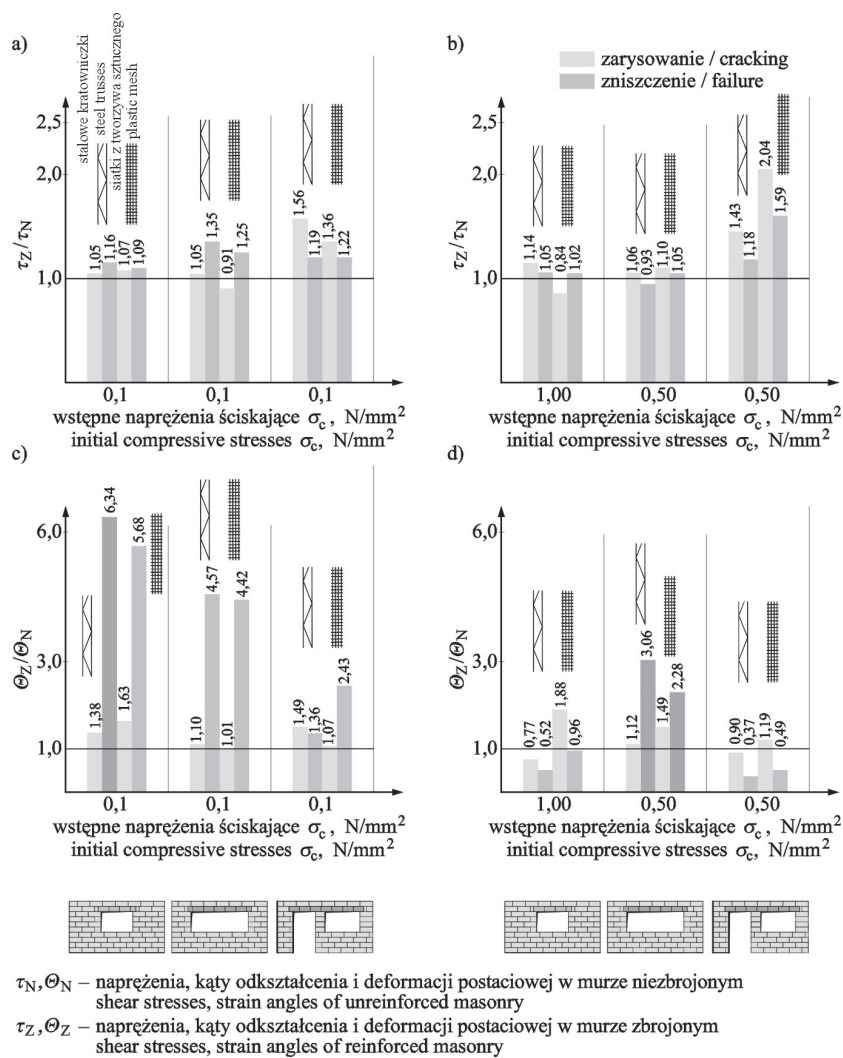
Considering walls with brand reinforcement, angles of shear deformation corresponding to ultimate stresses, were wider by 54% [$\sigma_c = 0.1$ N/mm²] and 74% [$\sigma_c = 1.0$ N/mm²] with reference to unreinforced elements and at the time of cracking the angle values of deformation, achieved 27% and 33%. An increase of initial compressive stresses was accompanied by increasing shear strain and deformation angles in walls compressed to 0.5 N/mm², and those values were 94% and 69%, respectively. Angles of shear strain and deformation read at the time of cracking and failure in the wall reinforced with plastic mesh under minimum initial compressive stresses were lower by 18% compared to the deformations in the unreinforced wall. Shear angle of deformation was increased to 72% in the wall under maximum compressive stress. The initial compressive stress appeared to have the most significant effect. Regarding elements under minimum compressive stress, an increase of Θ_{cr} and Θ_u angles was found to be of 102% and 213%, respectively.

Like in walls without openings, a key impact of initial compressive stress was noticed in the case of walls with openings during main tests. In walls compressed to the minimum value of 0.1 N/mm², the values of cracking stress was increasing in comparison with the stress values in unreinforced walls [Fig. 10a]. In the walls with A opening and truss reinforcement the cracking stresses were increased by 5%, in comparison to the walls without reinforcement. A similar situation was found in the walls with B and C openings; then in the case of truss reinforcement the cracking stresses were increased by 5% and 56%, respectively. For plastic grid reinforcement, cracking stresses were increasing by 7% in the wall with A opening, decreased by 9% in the wall with B opening, however, increased by 36% in the wall with C opening. At failure, the increase of values at ultimate shear stresses, in all walls were found. In the walls with A opening, the stresses were increasing by 16% [brand reinforcement] and 9% [plastic grid reinforcement]. In walls with B opening, in the case of steel truss reinforcement the resistance was increasing by 35%, and in the case of plastic grid reinforcement by 25%. Higher values of cracking stress were also significant in the walls with C opening and in the case of brand reinforcement they increased by 19% and by 22% in the case of plastic grid reinforcement. Cracking stress increased in walls under maximum compressive stress at shearing, in comparison to the walls without reinforcement [Fig. 10b], except for the wall with A opening and with plastic grid reinforcement. In the case of the wall with A opening and the truss reinforcement the cracking stresses increased by 14%, in comparison to the wall without reinforcement. In the wall with A opening and the plastic grid reinforcement the cracking stresses were by 16% lower in comparison to unreinforced walls. In the case of walls with B opening the resistance increased by 6%, when steel truss reinforcement was used and by 10% for plastic grid reinforcement. In the case of walls with C opening, an increase in cracking stress was 43% for steel truss reinforcement, and the highest increase of 104% was found for plastic grid reinforcement. In walls with A opening, ultimate stress values at failure was increasing by 5% for brand reinforcement and by 2% for plastic grid reinforcement. For walls with B opening and with

zbrojonych, były wyraźnie większe od uzyskanych w ścianach niezbrojonych, badanych w identycznych warunkach. W ścianie z otworem A, obciążonej minimalną siłą ściskającą [$\sigma_c = 0,1 \text{ N/mm}^2$] ze zbrojeniem systemowym, kąt odkształcenia postaciowego w chwili zarysowania był większy o 38% od kąta odkształcenia postaciowego uzyskanego w ścianie bez zbrojenia. Natomiast w przypadku siatek z tworzywa sztucznego, odkształcenia postaciowe były większe o 63% od odkształceń w ścianie bez zbrojenia. W chwili zniszczenia deformacje postaciowe były wielokrotnie większe niż w ścianach bez zbrojenia. Największy przyrost deformacji – wynoszący 606% – wystąpił, gdy zastosowano zbrojenie systemowe, a w przypadku siatek z tworzywa sztucznego, wzrost deformacji wyniósł około 568% [rysunek 10c]. W ścianie z otworem B, ze zbrojeniem systemowym, kąty odkształcenia postaciowego w chwili zarysowania były o 10% większe od odkształceń otrzymanych w ścianie bez zbrojenia. Natomiast zastosowanie siatki z tworzywa sztucznego, zmniejszyło wzrost odkształceń do niemal niezauważalnych. Podobnie jak w ścianach z otworem A, w chwili zniszczenia także w ścianach z otworem B deformacje postaciowe Θ_u w ścianie ze zbrojeniem systemowym wzrosły o 357%, a w ścianie z siatkami z tworzywa sztucznego, wzrost deformacji postaciowych był większy o 342%. W ścianie z otworem C, ze zbrojeniem systemowym, w chwili zarysowania odkształcenia postaciowe były większe o 49% od odkształceń ścian niezbrojonych. Natomiast stosowanie siatek z tworzywa sztucznego, towarzyszył wzrost odkształceń postaciowych o 7%. W chwili zniszczenia deformacje postaciowe były większe o 36%, gdy zastosowano zbrojenie systemowe, a w przypadku siatek z tworzywa sztucznego, wzrost deformacji był największy – rzędu 143%. Przy maksymalnych wstępnych naprężeniach ściskających [rysunek 10d] wyniki były bardziej zróżnicowane. Tylko w ścianach z otworem B stwierdzono wzrost odkształceń i deformacji. W pozostałych ścianach z otworami A i C stwierdzono sporadyczne wzrosty deformacji. W pozostałych przypadkach odkształcenia i deformacje okazały się mniejsze od uzyskanych w ścianach niezbrojonych.

5. Wpływ techniki murowania w przypadku murów zbrojonych

W tradycyjnie wykonywanych murach właściwe otulenie zbrojenia zaprawą o spoinach grubości $8\text{mm} < t_m < 15\text{mm}$, nie nastręcza większego problemu. Stosując metodę jednostronnego otulenia, zaprawę nakłada się na powierzchniach wspornych elementów murowych dolnej warstwy, a następnie osadza się zbrojenie, na głębokości zapewniającej odpowiednie otulenie. Na warstwę



Rys. 10. Porównanie właściwości ścian zbrojonych i niezbrojonych: a) naprężenia rysujące τ_{cr} i niszczące τ_u w ścianach obciążonych minimalną siłą ściskającą [$\sigma_c = 0,1 \text{ N/mm}^2$], b) naprężenia τ_{cr} i τ_u w ścianach obciążonych maksymalną siłą ściskającą [$\sigma_c = 1,0 \text{ N/mm}^2$], c) kąty odkształcenia Θ_{cr} i deformacji postaciowej Θ_u w ścianach ściskanych minimalnie, d) kąty Θ_{cr} i Θ_u w ścianach ściskanych maksymalnie

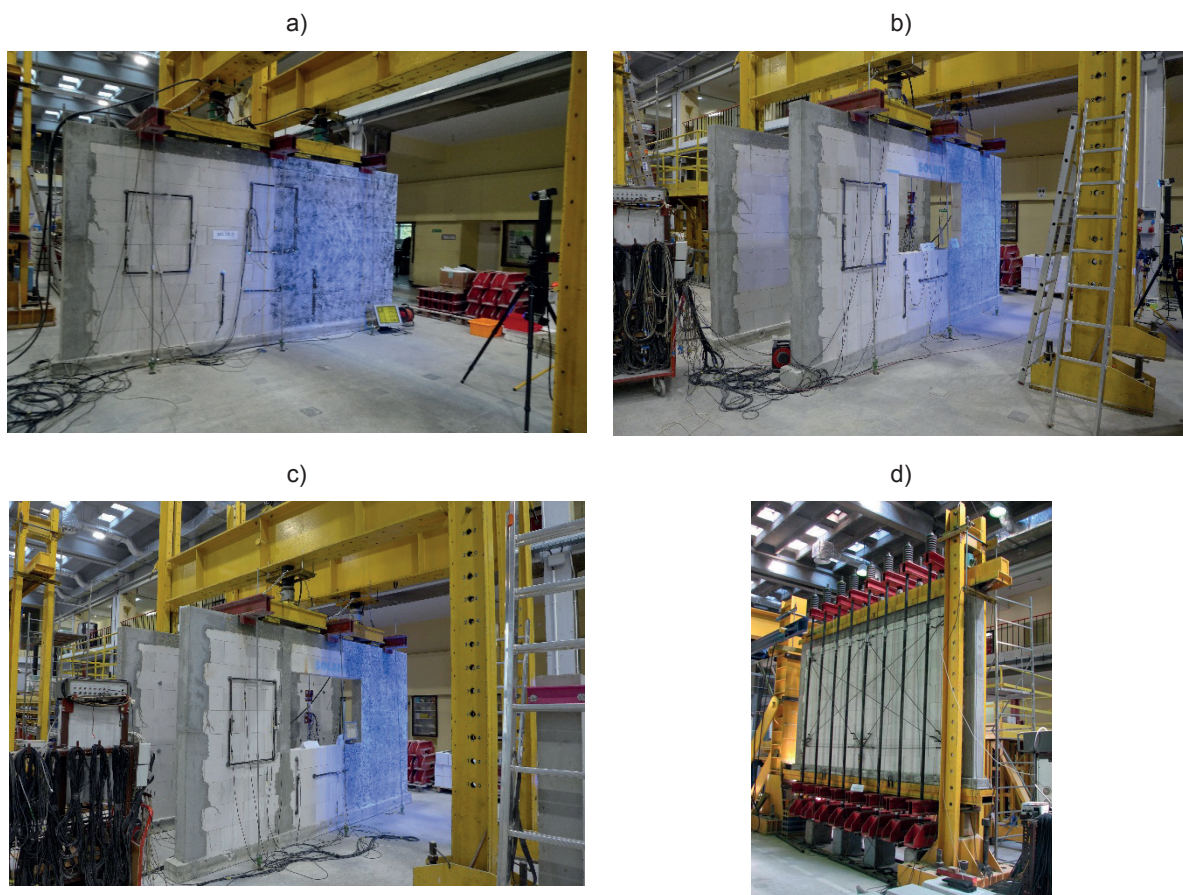
Fig. 10. Compared parameters for reinforced and unreinforced walls: a) cracking stress τ_{cr} and ultimate stress τ_u in walls under minimum compression [$\sigma_c = 0,1 \text{ N/mm}^2$], b) stress τ_{cr} and τ_u in walls under maximum compression [$\sigma_c = 1,0 \text{ N/mm}^2$], c) angles of shear strain Θ_{cr} and deformation Θ_u in walls under minimum compression, d) angles Θ_{cr} and Θ_u in walls under maximum compression

plastic grid reinforcement only, the resistance was increasing by 5%. And ultimate stress for steel truss reinforcement was lower by 7% than in case of unreinforced wall. For the walls with C opening the highest increase in ultimate stress was noted. In the case of brand reinforcement the stress was increasing by 18% and for plastic grid reinforcement, by 59%.

The applied reinforcement had a significant impact on the walls deformation and strains. In the case of minimal initial compressive stresses $\sigma_c = 0.1 \text{ N/mm}^2$, the shear strain values for reinforced walls at the time of cracking and failure were clearly higher than those of unreinforced walls, tested under the same conditions. In the wall with A opening and brand reinforcement under minimum compressive stress $\sigma_c = 0.1 \text{ N/mm}^2$, an angle of shear strain at cracking was narrower by 38% than in the unreinforced wall. Ho-

zaprawy układa się górną warstwę elementów murowych. Znacznie trudniejsze do wykonania jest zapewnienie właściwej otuliny w spoinach cienkich, o grubości $0,5\text{mm} < t_m < 3\text{mm}$. Przeprowadzono zatem badania zbrojonych próbek ściskanych, zgodnie z PN-EN 1052-1 i ścinanych zgodnie z ASTM E519-81, w których celowo zmieniano technologię otulania zbrojenia zaprawą tak, aby wybrać metodę najkorzystniejszą, a wykluczyć najniekorzystniejszą (35). W części próbek, zbrojenie osadzano identycznie jak w murach ze spoinami przeciętnej grubości, stosując metodę jednostronnego układania zaprawy. W następnej części próbek zastosowano metodę dwustronnego układania zaprawy, w której w pierwszej kolejności zaprawę наносzono na powierzchnie wsporne elementów murowych, dolnej warstwy. Na spoinę grubości 2 mm układano zbrojenie, a następnie na tak przygotowaną spoinę układano elementy murowe górnej warstwy, z naniesioną uprzednio zaprawą na dolne powierzchnie wsporne. Zastosowano stalowe zbrojenie systemowe i siatki z tworzywa sztucznego. Zawsze badano co najmniej 3 próbki. W próbkach ściskanych nie stwierdzono niekorzystnego wpływu metody układania zbrojenia w spoinie, na zachowanie się murów. Natomiast wpływ taki stwierdzono w badaniach murów ścinanych. Przy jednostronnym nakładaniu zaprawy stwierdzono, że zniszczenie przebiegało gwałtownie, wystąpiła utrata przyczepności między elementami murowymi a zaprawą spoin wspornych, a rysy w próbkach zbrojonych pojawiały się na poziomie $>90\%$ maksymalnych naprężeń ścinających. Przyjmując próbki niezbrojone jako podstawowe, przeprowadzano statystycz-

wever, the use of plastic mesh resulted in shear strain higher by 63% than in the unreinforced wall. Values of shear deformation in all walls were many times higher than in unreinforced walls. The highest increase in deformation, equal to 606%, occurred when brand reinforcement was applied and in the case of plastic mesh reinforcement an increase in deformation was in the order of 568% [Fig. 10c]. In the wall with B opening and brand reinforcement, the angles of shear strain were wider by 10% than in unreinforced walls. However, in the case of the plastic mesh application, an increase in shear deformation was slightly noticeable. Similarly, as in the walls with A opening, shear deformations Θ_u in the wall with B opening and the brand reinforcement increased at failure by 357%, and those values were higher by 342%, when those walls were reinforced with plastic grid. In the wall with C opening and the brand reinforcement, the shear strains were higher by 49% at the moment of cracking, in comparison to the unreinforced walls. When plastic grid was applied, the values of shear deformation was increased by 7%. The values of shear strain at failure were higher by 36% when the brand reinforcement was employed and the highest increase of about 143% was measured for plastic grid reinforcement. The results were more differentiated at maximum initial compressive stresses [Fig. 10d]. An increase in strain and deformation was only observed in walls with B opening. In walls with A and C openings, occasional increases in deformations were found. And in the other cases, strain and deformation were lower than those observed in unreinforced walls.



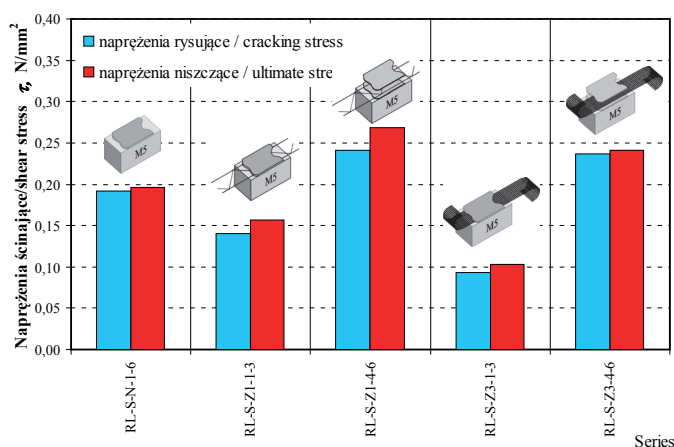
Rys. 12. Ściany skrzepowane: a) ściskana ściana bez otworu, skrzepowana obwodowo, b) ściskana ściana z otworem, skrzepowana obwodowo, c) ściskana ściana z otworem, skrzepowana obwodowo i wewnątrz, d) ścinana poziomo ściana skrzepowana obwodowo

Fig. 12. Confined walls a) peripherally confined wall in compression, without an opening, b) peripherally confined wall in compression, with an opening, c) peripherally and internally confined wall in compression, with an opening, d) peripherally confined wall subjected to horizontal shearing

na analizę wyników badań, porównując czy uzyskane wyniki badań elementów zbrojonych różnią się znacznie przy poziomie istotności równym 5%, zakładając nieznaną wartość wariancji w populacji (28). Porównywano także czy średnie wartości naprężeń, uzyskane w technologii jednostronnego i dwustronnego układania, różnią się znacznie. W każdym przypadku wykazano znaczną różnicę, co pozwoliło sformułować następujące wnioski. Wytrzymałość na ścinanie zbrojonych murów z jedną warstwą zaprawy była mniejsza niż murów niezbrojonych. Dopiero w przypadku dwustronnego nakładania zaprawy, uzyskano wzrost naprężeń rysujących i niszczących. Średni wzrost dla próbek ze zbrojeniem systemowym wynosił odpowiednio 26% i 37% względem próbek niezbrojonych oraz 70% i 71% względem próbek zbrojonych, z zaprawą nakładaną jednostronnie. W przypadku próbek zbrojonych siatkami z tworzywa sztucznego uzyskano wzrosty naprężeń rysujących i niszczących, na poziomie odpowiednio 23% i 24%, względem próbek niezbrojonych oraz 155% i 137% względem próbek zbrojonych, z zaprawą nakładaną jednostronnie. Uzyskane wyniki pokazano na rysunku 11.

6. Wpływ skrępowania

Przeprowadzono badania skrępowanych murów poddanych ścisaniu oraz ścinaniu, z jednoczesnym ścisaniem. Badania prowadzono na ścianach w skali naturalnej, o długości 4,43 m i wysokości 2,49 m. W wypadku ścian ścisanych zbadano 20 ścian – 2x5 serii po dwie ściany w serii bez otworu i z otworem, nieskrępowanych oraz skrępowanych obwodowo i wewnętrznie [rysunek 12]. Ściany wymurowano z cienkimi spoinami wspornymi, z wypełnionymi i niewypełnionymi spoinami pionowymi. Na podstawie uzyskanych wyników badań stwierdzono, że wypełnienie spoin nie wpływa na siły rysujące i niszczące ścian skrępowanych, a także nieskrępowanych. Stwierdzono, że skrępowanie nie miało wpływu na poziom sił rysujących ściany bez otworu, przy czym rysy w ścianach nieskrępowanych i skrępowanych powstawały przy podobnej sile. Skrępowanie miało jednak znaczny wpływ na rozwarcie rys. W ścianach skrępowanych, bez otworu, rysy miały



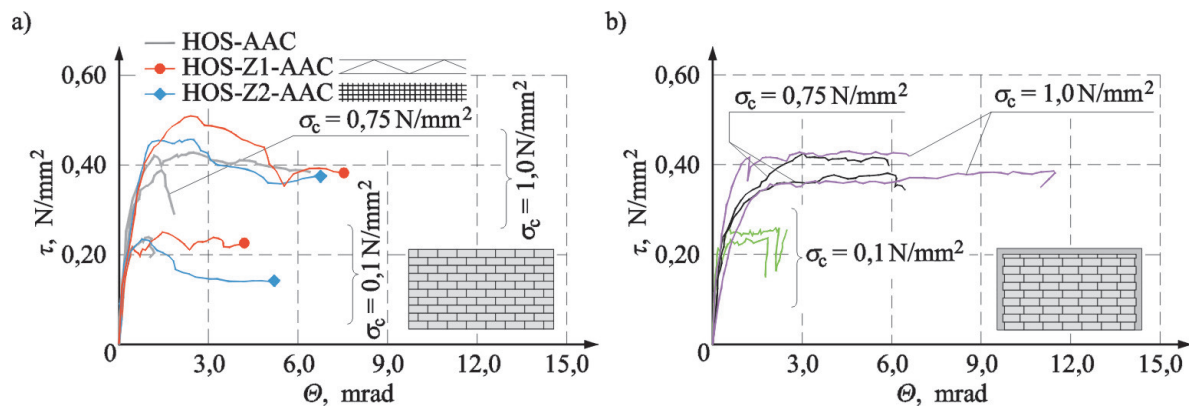
Rys. 11. Wyniki badań wpływu właściwego otulenia zbrojenia zaprawą

Fig. 11. Test results considering the effect of mortar cover of the reinforcement

5. The effect of brickwork technology in the case of reinforced masonry

In walls constructed in a traditional way, providing the proper reinforcement cover with mortar with a thickness of 8 mm $<t_m < 15$ mm no problems was creating. In one-side cover method, the mortar is applied on support surfaces of masonry units from the bottom layer, and then reinforcement is embedded, at the depth providing the adequate cover. On the mortar layer the top layer of masonry units is placed. Providing the adequate concrete cover is more difficult for thin joints, with the thickness of 0.5 mm $<t_m < 3$ mm. Thus, the tests on reinforced specimens in compression in accordance with PN-EN 1052-1 and of shearing in accordance with ASTM E519-81, were performed, using different technologies of covering the reinforcement with mortar. It was done intentionally to choose the most optimal method and eliminate the least advantageous one (35). In some specimens, the reinforcement was embedded like in walls with the standard thickness joints, using the one-side method of mortar application. In another part of experiments the mortar on the both sides of specimens was applied. At first, the mortar was applied on support surfaces of masonry units, from the bottom layer. The reinforcement was placed on the joint having a thickness of 2 mm, and then the masonry units of the top layer with mortar already present on their bottom support surfaces, were placed on the mortar. The employed reinforcement was steel brand and plastic grid. Tests were always conducted on at least three specimens.

No adverse effect of the applied reinforcement placing was found on the behaviour of compressed walls. However, such an impact was observed in shear walls examination. In the case of one-side application of the mortar, failure was rapid, bond strength loss between masonry units and mortar in bed joints was found, and cracks in reinforced models were developed $>90\%$ of the maximum shear stresses. Assuming unreinforced specimens as standard ones, the statistical analysis of test results was performed, to verify whether results for reinforced units significantly differed at the significance level of 5%, regarding the unknown variance per a population (28). It was also compared whether average values of stress during one-side and both-sides application of mortar are considerably differing. A significant difference was identified in each case, which was the base for drawing the following conclusions. Strength on shearing of reinforced masonry with a single-layer mortar was lower than of the unreinforced walls. An increase in cracking and ultimate stress values was found in the case of double-sides application of the mortar. In specimens with truss reinforcement, those values increased by 26% and 37%, respectively, in comparison to the unreinforced samples; and by 70% and 71% in comparison to the specimens with single-sided mortar. In the case of specimens with plastic grid reinforcement, those values increased by 23% and 24%, respectively, when compared to unreinforced models and by 155% and 137% in comparison to the specimens, with single-sided mortar. Test results are shown in Fig. 11.



Rys. 13. Zależności: naprężenie ścinające τ kąt odkształcenia postaciowego Θ : a) ściany niezbrojone i zbrojone, b) ściany skrupowane

Fig. 13. Relationship shear stress τ and shear angle Θ : a) reinforced and unreinforced walls, b) confined walls

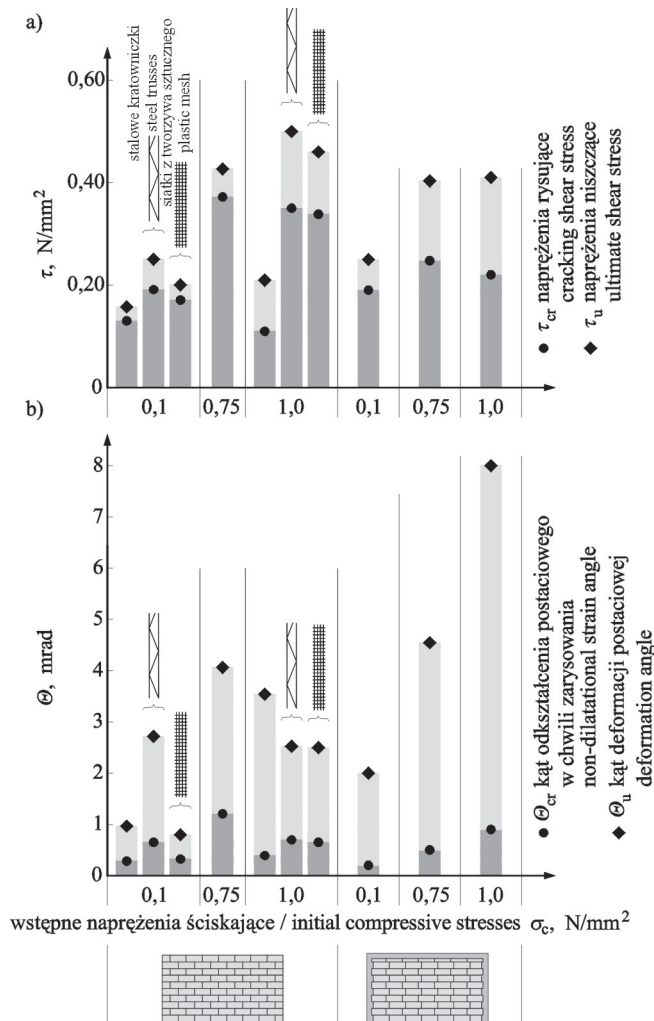
maksymalne rozwarście 0,5 mm, a w ścianach bez skrupowania występowały pęknięcia o szerokości 10 mm. Skrupowanie ścian miało ponadto duży wpływ na poziom sił niszczących ściany. W przypadku ścian z niewypełnionymi spoinami czołowymi, skrupowanie spowodowało wzrost nośności średnio o ponad 34%, a w przypadku ścian z wypełnionymi spoinami o ponad 43% (36).

6. Effect of walls confinement

Tests were performed on confined walls subjected to shear or shear with compression. These tests were conducted on natural-scale walls of 4.43 m in length and 2.49 m in height. Considering walls in compression, tests covered 20 walls – 2x5 series of two walls, with and without an opening, unconfined or confined peripherally and internally [Fig. 12]. An analysis included walls with thin joints, either with filled or unfilled perpend joints. The obtained results have shown that the filling of joints had no impact on cracking and failures forces, applied to confined and unconfined models. Confinement was found to have no effect on values of cracking forces in walls without an opening, cracking of confined and unconfined specimens took place under the similar force. However, confinement affected the width of cracks. In confined models without an opening, the maximum width of cracks was 0.5 mm, and in unconfined models cracks had the width of 10 mm. Moreover, confinement of walls had a considerable impact on the value of forces causing failure of walls. For walls with unfilled head joints, confinement caused an increase in their load capacity by more than 34% on average, and for walls with filled head joints, by more than 43% (36).

In the case of circular confinement of the walls with opening [Fig. 12b], in opposite to walls without opening [Fig. 12a] no great influence of confinement on the load capacity of walls was found. The application of additional confinement elements near the opening [Fig. 12c] the increase of the cracking level by 60% and ultimate forces by 30% were causing (37). Therefore the tests were confirmed that the core location near the openings, with the surface higher than 1.5 m², required by the standard PN-EN 1996-1-1, is justified.

Tests were also performed on confined walls without the opening, subjected to horizontal shearing [22, 23] – Fig. 12d. Walls were tested under different values of initial compressive stress $\sigma_c = 0.1 \text{ N/mm}^2, 0.75 \text{ N/mm}^2, \text{ and } 1.0 \text{ N/mm}^2$. The obtained relationship stress τ – deformation Θ , for unreinforced, reinforced and confined walls was presented in Fig. 13 to compare the effect of wall confinement. In confined walls and initially compressed to the force of 0.1 N/mm² [Fig. 13b], considerably lower deformations after cracking were found, particularly after achieving the maximum



Rys. 14. Porównanie wielkości ścinających naprężeń rysujących i niszczących ścinanych poziomo ścian niezbrojonych, zbrojonych oraz skrupowanych

Fig. 14. Comparison of cracking and ultimate shear stresses for reinforced, unreinforced and confined walls subjected to horizontal shears.

W przypadku skrupowania obwodowego w ścianach z otworami [rysunek 12b], w przeciwieństwie do ścian pełnych [rysunek 12a], nie stwierdzono znacznego wpływu skrupowania na nośność ścian. Zastosowanie dodatkowych elementów krepujących przy otworze [rys. 12c] spowodowało natomiast wzrost poziomu sił rysujących o 60% i sił niszczących o 30% (37). Badania potwierdziły zatem, że wymagane normą PN-EN 1996-1-1 sytuowanie rdzeni przy otworach o powierzchni większej od 1,5 m² jest uzasadnione.

Wykonano także badania ścian skrupowanych poddanych poziomemu ścinaniu, bez otworów (22, 23) – rysunek 12d. Ściany badano przy różnych wartościach wstępnych naprężeń ściskających σ_c , wynoszących 0,1 N/mm², 0,75 N/mm² i 1,0 N/mm². W celu porównania wpływu skrupowania na rysunku 13 przedstawiono uzyskane zależności naprężenie τ odkształcenie Θ , niezbrojonych, zbrojonych oraz skrupowanych ścian. W ścianach skrupowanych i wstępnie ściskanych do wartości siły 0,1 N/mm² [rysunek 13b] stwierdzono znacznie mniejsze deformacje postaciowe po zarysowaniu, a szczególnie po osiągnięciu maksymalnych naprężeń. Deformacje były większe od deformacji ścian niezbrojonych, ale mniejsze od ścian ze zbrojeniem systemowym, lub zbrojonych siatkami z tworzywa sztucznego. Zupełnie inną tendencję wykazano w ścianach ściskanych do wartości 0,75 N/mm² i 1,0 N/mm². Ściany po zarysowaniu i po osiągnięciu największych naprężeń miały największe deformacje. Ponadto w ścianach skrupowanych nie stwierdzono tak wyraźnej fazy osłabienia, czyli wzrostu deformacji, przy jednoczesnym spadku naprężeń ścinających.

Na rysunku 14 zestawiono uzyskane wyniki analizowanych właściwości wszystkich zbadanych serii elementów. W ramach każdej serii podano uśrednione wyniki badań dwóch ścian. W przypadku ścian skrupowanych i dla najmniejszych wstępnych naprężeń ściskających, naprężenia rysujące były niemal identyczne, jak w ścianach bez zbrojenia. Z kolei w ścianach ściskanych do wartości 0,75 N/mm², naprężenia rysujące były średnio o ponad 30% mniejsze, niż w elementach bez zbrojenia. Tylko w ścianach poddanych maksymalnym naprężeniom ścinającym, stwierdzono wzrost naprężeń rysujących, średnio o około 6%. Bardzo zbliżone naprężenia występowały w chwili zniszczenia. W ścianach przy poziomie naprężeń ściskających 0,1 i 1,0 N/mm² średni wzrost naprężeń wyniósł odpowiednio 7% i 6%, w ścianach ściskanych do 0,75 N/mm² stwierdzono 5% spadek naprężeń.

7. Podsumowanie

Badania laboratoryjne stanowią podstawowe źródło informacji o zachowaniu się konstrukcji oraz podstawę do dalszych analiz i weryfikacji metod obliczeniowych. W konstrukcjach murowych, w odróżnieniu od konstrukcji stalowych, lub żelbetowych, analizy numeryczne lub teoretyczne, wykonywane bez stosowanych badań weryfikacyjnych, nie mogą stanowić wiarygodnej predykcji ważnych parametrów i bezpieczeństwa konstrukcji. Przeprowadzony duży program badawczy posłużył głównie do lepszego poznania właściwości murów z autoklawizowanego betonu komórkowego oraz wpływu różnych czynników, które powinny być uwzględniane

stress values. Deformations were higher than in unreinforced walls, but lower when compared to the walls with brand, or plastic grid reinforcement. Walls subjected to compressive stress of 0.75 N/mm² and 1.0 N/mm² the quite opposite tendency were shown. The highest deformations were found in walls after cracking and subjected to maximum stress. Moreover, so clear phase of weakening, thus an increase in deformation, at the simultaneous drop in shear stress, was not found in confined walls.

Fig. 14 shows a comparison of obtained values of analysed parameters for all tested series of specimens. For confined walls there are presented averaged values obtained for two walls. For confined walls under minimum initial compressive stress, cracking stress was nearly the same as for unreinforced walls. In walls compressed to the value of 0.75 N/mm², cracking stress was lower by over 30% than in the case of unreinforced elements. An increase in values of cracking stress by about 6%, only in walls under maximum compression, was found. Very similar situation took place at the moment of failure. For walls compressed to the values of 0.1 and 1.0 N/mm², stress values increased by 7% and 6%, and for walls compressed to the value of 0.75 N/mm², stress values decreased by 5%.

7. Conclusions

Laboratory tests are the fundamental source of information concerning the behaviour of structures and the base for further analyses and verification of computational methods. In contrast to steel or reinforced concrete structures, numerical or theoretical analyses for masonry structures, performed without verification tests, cannot be regarded as the reliable prediction of important parameters of the structure and its safety. The extensive research programme was mainly used to learn details about properties of AAC masonry and the effect of various factors, which should be included or neglected at the design phase.

Moisture content of AAC was found to have a significant effect, arbitrary defined in standards. The type of used mortar and technology of reinforcement embedding in bed joints is also very important.

Results obtained for large and middle-size units indicated the significance of reinforcement, which is completely neglected in standards.

Further works will focus on employing the obtained results in analytical models of load-bearing capacity of compressed walls and shear stiffening walls, taking into account the best possible use of AAC. At first, recommendations of Eurocode PN-EN 1996-1-1 which allows for design methods based on tests to verify the proposed models.

lub pomijane, na etapie projektowym. Jak wykazano ważny okazał się wpływ wilgotności ABK, który w normach jest arbitralnie ustalony. Równie ważny jest wpływ rodzaju zaprawy oraz technologii układania zbrojenia, w spoinach wspornych. Wyniki uzyskiwane na elementach dużych i średnich wymiarów, wykazały wpływ zbrojenia, który w normach jest zupełnie pomijany. Dalsze prace pozwolą na wykorzystanie uzyskanych wyników do analitycznych modeli nośności ścian ściskanych i ścian usztywniających ścinanych, z uwzględnieniem możliwości najlepszego stosowania ABK. Na wstępie wykorzystane zostaną zalecenia Eurokodu PN-EN 1990, dopuszczającego zastosowanie metod projektowania, wspomaganego badaniami, w celu weryfikacji zaproponowanych modeli.

Literatura / References

1. G. Zapotoczna-Sytek, S. Balkovic, Autoklawizowany beton komórkowy. Technologia, właściwości, zastosowanie. Wydawnictwo naukowe PWN, Warszawa 2013.
2. T. Rybarczyk, Wilgotność elementów i konstrukcji z betonu komórkowego. Materiały Budowlane, 2, p. 26-27 (2019).
3. B. Lewicki, W. Kukulski, J. Pawlikowski, Ściany i słupy z betonu i muru obciążone mimośrodowo. PWN, Warszawa 1962.
4. A.W. Hendry, Reinforced and Prestressed Masonry. Longman Scientific & Technical, 1991.
5. S. Sahlin, Structural masonry. Prentice-Hall, New Jersey 1971.
6. Ł. Drobiec, R. Jasiński, A. Piekarczyk, Konstrukcje murowe według Eurokodu 6 i norm związanych. Tom 2. Wydawnictwo Naukowe PWN, Warszawa 2014.
7. H.K. Hilsdorf, Investigation in to the failure mechanism of brick masonry loaded in axial compression. Proceedings of the International Conference on Masonry Structural Systems, Austin, p. 34 (1967).
8. A.W. Page, A biaxial failure criterion for brick masonry In the tension-tension range. International Journal of Masonry Construction. 1, 1, p. 26 (1980).
9. P. Schubert, Mauerwerk. Risse vermeiden und instandsetzen. Fraunhofer IRB Verlag, Stuttgart 2004.
10. Ł. Drobiec, Przeciwdziałanie zarysowaniu ściskanych murów zbrojeniem spoin wspornych, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, seria monografie nr 452, Gliwice 2013.
11. R. Jasiński, Effects of Opening Shapes on Behaviour of Shear Walls Made of AAC Masonry Units. IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering 471 (2019).
12. R. Jasiński, Badania ścian usztywniających z otworami, wykonanych z ABK. Materiały Budowlane. 550, 6, p. 38, (2018).
13. I. Galman, R. Jasiński, Attempt to Describe the Mechanism of Work of Masonry Joints. IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering 471 (2019).
14. I. Galman, R. Jasiński, Tests of joints in AAC masonry walls. Architecture Civil Engineering Environment, 11, 4, p. 79 (2018).
15. S. Ali, A.W. Page, Cracking Analysis Of Solid Concrete Masonry Subjected To Concentrated Loads. ACI Structural Journal, 86, 4, p. 367 (1989).
16. R. Jasiński, Size effect of monotonically sheared masonry walls made of AAC masonry units. Ce/Papers, 2, 4, p. E12 (2018).
17. R. Jasiński, Badania i modelowanie murowych ścian usztywniających. Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, seria monografie nr 673, Gliwice 2017
18. Ł. Drobiec, R. Jasiński, A. Piekarczyk, Konstrukcje murowe według Eurokodu 6 i norm związanych. Tom I. Wydawnictwo Naukowe PWN, Warszawa 2013 (in polish).
19. W. Jäger, P. Schöps, Confined masonry - a chance to improve the load bearing capacity. Proceedings of the 5th International Conference on Autoclaved Aerated Concrete, Bydgoszcz, 14-17 September 2011, p. 225.
20. Ł. Drobiec, T. Rybarczyk, K. Grzyb: Mury skrępowane. Wyniki badań. Nowe metody projektowania. XXXIV Ogólnopolskie Warsztaty Pracy Projektanta Konstrukcji, Szczyrk, 5-8 marca 2019 r., t. II, p. 151
21. R. Jasiński, Comparisons of confined and different types of reinforcement on the behavior of masonry shear walls. Ce/Papers, 2, 4, p. 353 (2018).
22. R. Jasiński, T. Gąsiorowski, Morfologia zarysowań ścian skrępowanych ścinanych poziomo. Materiały Budowlane. 560, 4, p. 23 (2018).
23. R. Jasiński, T. Gąsiorowski, Zarysowanie i zniszczenie ścian skrępowanych ścinanych poziomo. Materiały Budowlane, 561, 5, (2019).
24. W. Weibull, A Statistical Theory of Strength of Materials. Ingvetenskaps Handl. 1939.
25. W. Weibull, A statistical distribution function of wide applicability. Journal of Applied Mechanics, 1951, 18, 1951, 293 – 297.
26. W. Mazur, Ł. Drobiec, R. Jasiński, Effects of specimen dimensions and shape on compressive strength of specific autoclaved aerated concrete. Ce/Papers, 2, 4, p. 541 (2018).
27. R. Jasiński, Ł. Drobiec, W. Mazur, Validation of selected non-destructive methods for determining the compressive strength of masonry units made of autoclaved aerated concrete. Materials, 12, 3, art. no. 389, p. 1 (2019).
28. W. Volk, Applied Statistics for Engineers. Literary Licensing, LLC, United States, 2013.
29. J.P. Guilford, Fundamental Statistics in Psychology and Education. McGraw-Hill, 1942.
30. Ł. Drobiec, R. Jasiński, T. Rybarczyk, The influence of the type of mortar on the compressive behaviour of walls made of Autoclaved Aerated Concrete (AAC). Brick and Block Masonry – Trends, Innovations and Challenges. Taylor & Francis Group, London 2016, p. 1531.
31. R. Jasiński, A. Piekarczyk, L. Misiewicz, Comparison research of kind of mortar influence and bed joints reinforcement on shear parameters of AAC masonry walls. Brick and Block Masonry – Trends, Innovations and Challenges. Taylor & Francis Group, London 2016, p. 1659.
32. Ł. Drobiec, Limitation of cracking in AAC masonry under the window zone. Mauerwerk 21, 5, p. 332 (2017).
33. Ł. Drobiec, Tests of AAC walls subjected to vertical loads - Part 1. Zone at the opening. Ce/Papers, 2, 4, p. 319 (2018).
34. Ł. Drobiec, Tests of AAC walls subjected to vertical loads - Part 2. Connection zone of perpendicular walls. Ce/Papers, 2, 4, p. 329 (2018).
35. R. Jasiński, Ł. Drobiec, Effects of Technology of Placing Different Types of Reinforcement in Bed Joints on Compressive and Shear Strength of AAC Masonry Walls. IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering 471 (2019).
36. Ł. Drobiec, T. Rybarczyk, Influence of reinforced concrete confining on the load-bearing capacity of the AAC walls. Ce/Papers, 2, 4, p. 409 (2018).
37. Ł. Drobiec, Badania skrępowanych murów z otworem poddanych obciążeniom pionowym. Inżynieria i Budownictwo, 5, p. 240 (2019).