

Wyznaczanie wytrzymałości na rozciąganie betonu i skał metodą "brazylijską" w konfrontacji z zastosowanym kryterium zniszczenia materiału

Jakub Gontarz¹, Jerzy Podgórski²

^{1,2} Katedra Mechaniki Budowli, Wydział Budownictwa i Architektury, Politechnika Lubelska, e-mail: ¹j.gontarz@pollub.pl, ²j.podgorski@pollub.pl

Streszczenie: W pracy przedstawiono analizy tzw. brazylijskiej próby ściskania walca dwoma liniowymi, równoważącymi się obciążeniami, przyłożonymi wzdłuż tworzących, pod kątem możliwości prawidłowego wyznaczenia wytrzymałości na rozciąganie. Analizy te zawierają precyzyjnie wyznaczone pola naprężeń, bez osobliwości w miejscu przyłożenia siły, wyznaczenie naprężenia krytycznego w świetle klasycznych oraz współczesnych kryteriów zniszczenia materiału kruchego oraz wyznaczenie położenia punktu, w którym prawdopodobnie zostanie zainicjowana szczelina niszcząca próbkę.

Słowa kluczowe: test „brazylijski”, mechanika betonu, mechanika skał, kryteria zniszczenia, wyteżenie materiału

1. Wstęp

W pracy przedstawiono studia nad metodą pośredniego wyznaczania wytrzymałości na rozciąganie materiałów kruchych takich jak beton i skały. Najczęściej tego typu badanie wykonuje się tzw. metodą „brazylijską”, przez ściśnięcie walca na pobocznicę dwoma liniowymi równoważącymi się obciążeniami. Prostota tego testu i wygoda użycia rdzeni odwiertów jako próbek laboratoryjnych, uczyniły „metodę brazylijską” dominującą próbą wyznaczania wytrzymałości na rozciąganie skał naturalnych i betonu. Wytrzymałość materiału w tej próbie wyznacza się zwykle biorąc maksymalne naprężenie rozciągające, osiągnięte w momencie zniszczenia, jako miarę tej cechy materiału. Naprężenie to najczęściej wyznacza się na podstawie rozważania płaskiego zadania teorii sprężystości dla tarczy kołowej w płaskim stanie naprężenia, ściskanej dwoma równoważącymi się siłami działającymi wzdłuż średnicy, co daje: $f_t = \frac{2P_{\max}}{\pi dh}$, gdzie P_{\max} jest siłą niszczącą próbkę,

d – średnicą a h – wysokością badanego walca.

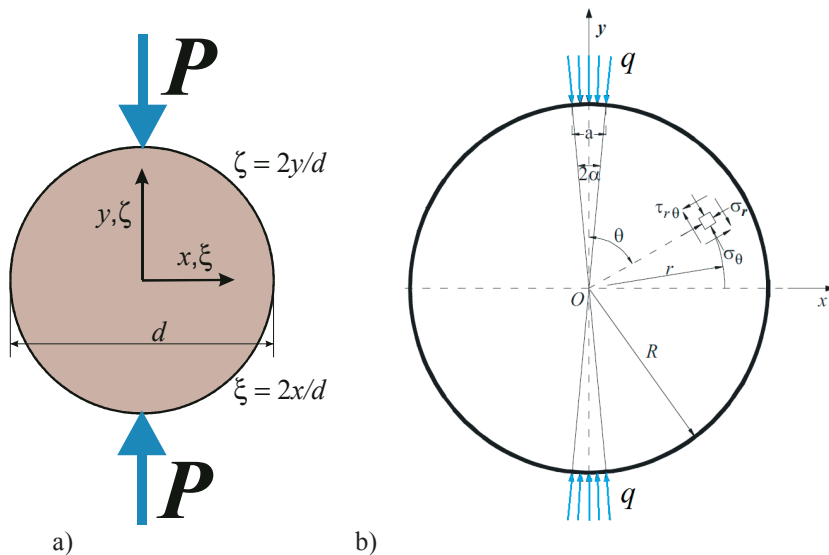
Wyznaczona w ten sposób wytrzymałość na rozciąganie wykazuje wartości niższe niż wyznaczana w bezpośredniej próbie rozciągania. Powodem tego są nadmierne uproszczenia w wyznaczeniu pola naprężeń oraz zaniedbanie wpływu naprężeń ściskających, które mają znaczący wpływ na wyteżenie materiału.

Problem określenia wytrzymałości materiału i modułów sprężystości na podstawie wyników pomiarów wykonywanych w czasie próby brazylijskiej jest w dalszym ciągu interesującym tematem badań, co można zaobserwować w wielu pracach ukazujących się w czasopiśmie naukowych poświęconym zagadnieniom mechaniki skał oraz betonu [1, 2, 3].

Autorzy prezentowanej pracy podjęli próbę dokładniejszego wyznaczenia wytrzymałości na rozciąganie przy wykorzystaniu testu brazylijskiego analizując wyteżenie materiału na podstawie współczesnych oraz klasycznych warunków zniszczenia stosowanych w przypadku betonu jak i skał naturalnych. Przeanalizowano warunki Lamé-Rankine'a, Coulomba-Mohra, Druckera-Pragera, Ottosena-Podgórskiego.

2. Pole naprężeń

Wyznaczenie wartości naprężeń w tarczy kołowej ściskanej wzdłuż średnicy (Rys.1a) jest zagadnieniem klasycznym, rozwiązaniem w końcu XIX wieku przez Flamanda i Hertza [4].



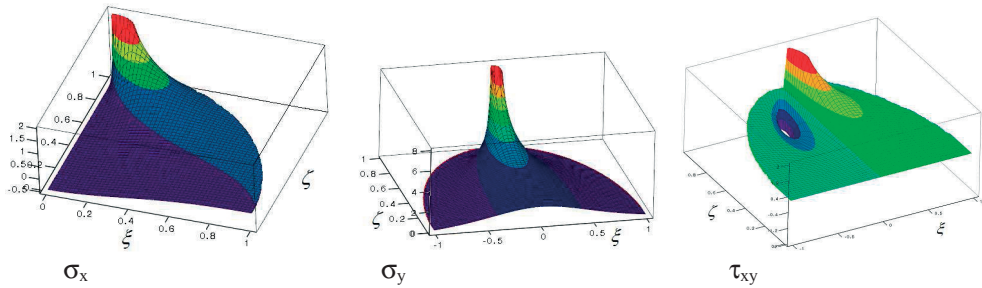
Rys. 1. Zagadnienie ściskania tarczy kołowej – „próba brazylijska”, a) obciążenie siłą skupioną, b) obciążenie rozłożone wg Hondrosa

Równania składowych tensora naprężenia w kartezjańskim układzie współrzędnych wyrazić można następująco [4, 5]:

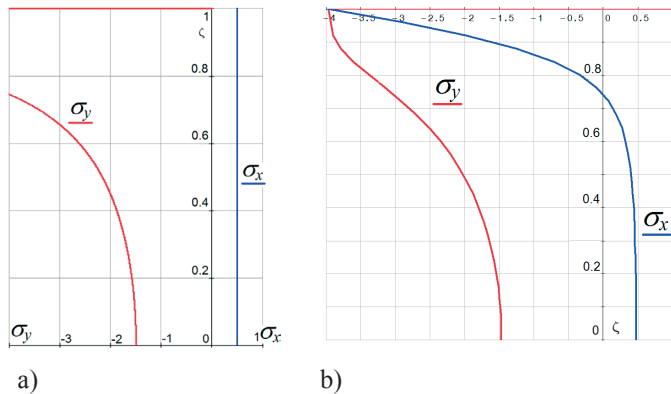
$$\begin{aligned}
 \sigma_x &= \frac{-2P}{\pi d h} \left[\frac{(1-\zeta)\zeta^2}{\left((1-\zeta)^2 + \xi^2\right)^2} + \frac{(1+\zeta)\zeta^2}{\left((1+\zeta)^2 + \xi^2\right)^2} - \frac{1}{2} \right] \\
 \sigma_y &= \frac{-2P}{\pi d h} \left[\frac{(1-\zeta)^3}{\left((1-\zeta)^2 + \xi^2\right)^2} + \frac{(1+\zeta)^3}{\left((1+\zeta)^2 + \xi^2\right)^2} - \frac{1}{2} \right] \\
 \tau_{xy} &= \frac{-2P}{\pi d h} \left[\frac{(1-\zeta)^2 \xi}{\left((1-\zeta)^2 + \xi^2\right)^2} + \frac{(1+\zeta)^2 \xi}{\left((1+\zeta)^2 + \xi^2\right)^2} \right]
 \end{aligned} \tag{1}$$

Na Rys. 2 przedstawiono mapy pól naprężeń w obszarach odpowiadających $\frac{1}{4}$ ściskanego walca - w przypadku wykresu σ_x , połowie walca w przypadku naprężeń ściskających σ_y i stycznych τ_{xy} .

Jak widać, w środku przekroju ($\xi=0, \zeta=0$) naprężenia ściskające σ_y są co do wartości bezwzględnej 3 razy większe od naprężeń rozciągających σ_x , ($\sigma_y/\sigma_x = -3$). W punkcie przyłożenia siły skupionej występują osobliwości obu pól naprężeń gdyż $\sigma_y \rightarrow -\infty, \sigma_x \rightarrow \infty$. Wykresy tych naprężeń w przekroju $x = 0$ przedstawione zostały na Rys. 3a.



Rys. 2. Rozkład naprężeń w tarczy kołowej ściskanej siłami skupionymi

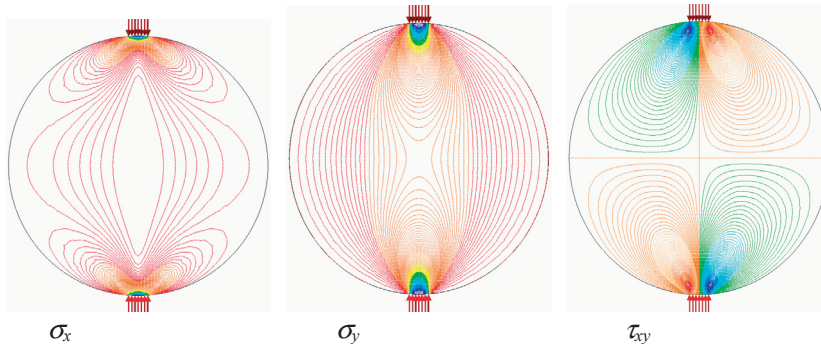


Rys. 3. Wykresy naprężeń σ_x i σ_y w przekroju $x = 0$, a) dla obciążenia skupionego, b) obciążenia rozłożonego

W rzeczywistym zadaniu obciążenia walca, osobliwości pól naprężeń nie występują, gdyż zawsze mamy do czynienia z przyłożeniem ciśnienia na małym obszarze poboczniczy (Rys. 3b). Pole naprężeń w tym przypadku wyznaczone zostało przez Hondrosa [1, 6] w postaci szeregu:

$$\begin{aligned} \sigma_r &= -\frac{2q}{\pi} \left\{ \alpha + \sum_{n=1}^{\infty} \left[1 - \left(1 - \frac{1}{n} \right) \left(\frac{r}{R} \right)^2 \right] \left(\frac{r}{R} \right)^{2n-2} \sin 2n\alpha \cos 2n\theta \right\} \\ \sigma_\theta &= -\frac{2q}{\pi} \left\{ \alpha - \sum_{n=1}^{\infty} \left[1 - \left(1 + \frac{1}{n} \right) \left(\frac{r}{R} \right)^2 \right] \left(\frac{r}{R} \right)^{2n-2} \sin 2n\alpha \cos 2n\theta \right\} \\ \tau_{r\theta} &= -\frac{2q}{\pi} \left\{ \sum_{n=1}^{\infty} \left[1 - \left(\frac{r}{R} \right)^2 \right] \left(\frac{r}{R} \right)^{2n-2} \sin 2n\alpha \sin 2n\theta \right\} \end{aligned} \quad (2)$$

Rysunek 4 przedstawia izolinie pola naprężeń a Rys. 3b wykres naprężeń σ_x i σ_y w przekroju $x=0$ tarczy kołowej obciążonej ciśnieniem p , analogiczny do przedstawionego na Rys. 3a wykresu naprężeń wywołanych działaniem siły skupionej. Widoczny jest tu brak osobliwości w punkcie przyłożenia obciążenia. W przypadku małej szerokości „ a ” pasma obciążonego ciśnieniem, rozkład naprężeń w okolicach środka tarczy nie odbiega znacznie od pokazanego na rys. 3a rozkładu σ_x i σ_y .



Rys. 4. Izolinie składowych tensora naprężenia w przypadku obciążenia ciągłego

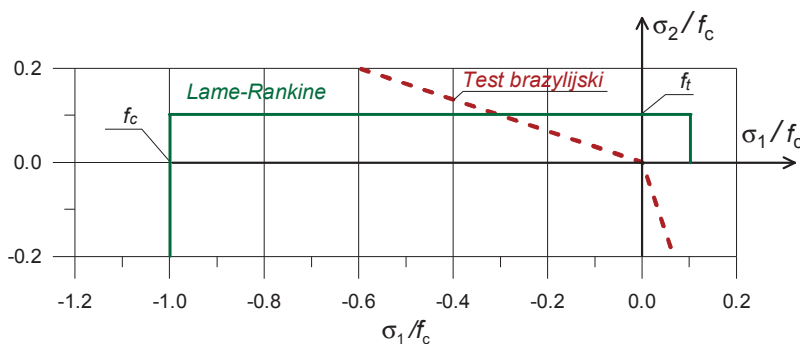
3. Kryteria zniszczenia materiału

3.1. Kryterium Lamé-Rankina

Lamé i Rankine przyjęli założenie, że o zniszczeniu materiału decyduje przekroczenie wytrzymałości przez największe naprężenie główne:

$$f_c \leq \sigma_1 \leq f_t, \quad f_c \leq \sigma_2 \leq f_t \quad (3)$$

Obwiednię graniczną tego warunku w obszarze „ściskanie-rozciąganie” przedstawiono na rys.5



Rys. 5. Obwiednia warunku Lamé-Rankina

3.2. Kryterium Coulomba-Mohra

Zgodnie z tą hipotezą o zniszczeniu decyduje maksymalne naprężenie styczne, które przekracza wartość kohezji powiększoną o siły tarcia:

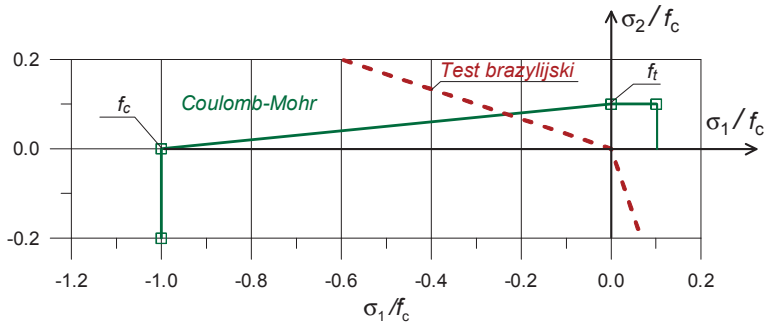
$$\tau_{\max} \leq c - \sigma_n \operatorname{tg} \varphi, \quad (4)$$

gdzie σ_n jest naprężeniem normalnym do płaszczyzny τ_{\max} , c oznacza kohezję a φ jest

kątem tarcia wewnętrznego. Wartości parametrów c i $\operatorname{tg}\phi$ wyznaczyć można na podstawie znanych wartości wytrzymałości na ściskanie $-f_c$ i rozciąganie $-f_t$.

$$c = \frac{f_c}{2(\eta+1)}, \operatorname{tg}\phi = \frac{\eta-1}{2(\eta+1)}, \eta = f_c/f_t.$$

Obwiednię graniczną warunku Coulomba-Mohra w obszarze $\sigma_1 \leq 0, \sigma_2 \geq 0$ przedstawiono na rys. 6.



Rys. 6. Obwiednia warunku Coulomba-Mohra

3.3. Kryterium Druckera-Pragera

Warunek Druckera-Pragera [7] opiera się na analogicznej do kryterium Coulomba-Mohra zależności wyrażonej w postaci niezmienników w płaszczyźnie oktaedrycznej:

$$\tau_o \leq c - b \sigma_o, \quad (5)$$

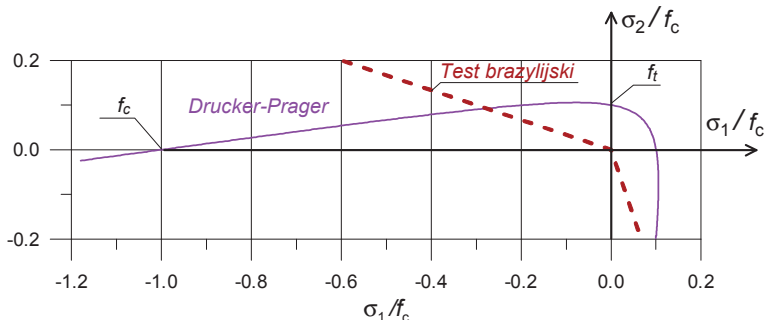
w równaniu tym $\sigma_o = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3$ jest średnim naprężeniem normalnym,

$\tau_o = \sqrt{\frac{2J_2}{3}}$ jest oktaedrycznym naprężeniem stycznym, J_2 oznacza 2-gi niezmiennik

dewiatora naprężenia, c i b są stałymi, które można wyznaczyć na podstawie znanych wartości wytrzymałości na ściskanie $-f_c$ i rozciąganie $-f_t$:

$$c = f_c \frac{2\sqrt{2}}{3(\eta+1)}, b = \sqrt{2} \frac{\eta-1}{\eta+1}, \eta = f_c/f_t.$$

Obwiednię graniczną warunku Druckera-Pragera w obszarze $\sigma_1 \leq 0, \sigma_2 \geq 0$ przedstawiono na rys. 7.



Rys. 7. Obwiednia warunku Druckera-Pragera

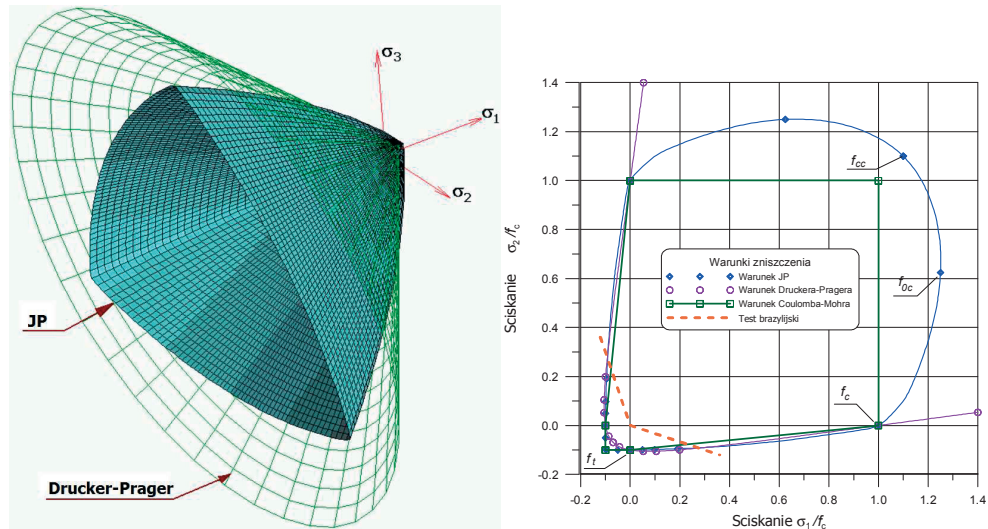
3.4. Kryterium Ottosena-Podgórskiego (JP)

Warunek Ottosena-Podgórskiego [7, 8] został zaproponowany w formie wyrażającej zależność trzech alternatywnych zmienników tensora naprężenia:

$$\sigma_0 - C_0 + C_1 P(J) \tau_0 + C_2 \tau_0^2 = 0, \quad (6)$$

gdzie $P(J)$ jest funkcją opisującą przekrój powierzchni granicznej płaszczyzną dewiatorową $\sigma_0 = \text{const}$. Ottosen [9, 10] zaproponował przyjęcie tej funkcji w postaci: $P(J) = \cos\left(\frac{1}{3} \arccos \alpha J\right)$, analogicznej do funkcji generowanych przez warunki Ladego i Matsuoki [7]. Modyfikacja tej funkcji przez Podgórskiego [7, 8] pozwoliła lepiej dopasować obwiednię powierzchni granicznej do danych doświadczalnych dla betonu i jednocześnie uogólniła warunek tak aby obejmował on klasyczne warunki Tresca'i i Coulomba-Mohra: $P(J) = \cos\left(\frac{1}{3} \arccos(\alpha J) - \beta\right)$. W równaniu (6) oznaczono:

$\sigma_0 = \frac{1}{3} I_1$, $\tau_0 = \sqrt{\frac{2}{3} J_2}$, I_1 – oznacza pierwszy niezmiennik tensora naprężenia, J_2, J_3 – niezmienniki dewiatora naprężenia, $\alpha, \beta, C_0, C_1, C_2$ – są stałymi zależnymi od materiału. Proponowaną metodę wyznaczania tych stałych opisano we wcześniejszych pracach [9, 11]. Powierzchnię graniczną warunku Podgórskiego oraz obwiednię w płaskim stanie naprężenia przedstawiono na rys. 8.



Rys. 8. Powierzchnia graniczna warunku J. Podgórskiego i jej przekrój płaszczyzną płaskiego stanu naprężenia $\sigma_3=0$

3.5. Wyznaczenie wytrzymałości na rozciąganie

Porównując rzędną punktu przecięcia ścieżki obciążenia w teście brazylijskim ($\sigma_1 = \kappa \sigma_2$) z obwiednią warunku zniszczenia materiału (Rys. 5, 6, 7, 8) widzimy, że tylko w przypadku najprostszego kryterium Lamé-Rankina możemy maksymalne naprężenie rozciągające otrzymywane w próbie brazylijskiej $\sigma_{\max} = \frac{2P_{\max}}{\pi d h}$, uznać za wytrzymałość na

rozciąganie $f_t = \sigma_{\max}$, w pozostałych przypadkach mamy zawsze $f_t > \sigma_{\max}$, czyli $\rho = \frac{\sigma_{\max}}{f_t} < 1$.

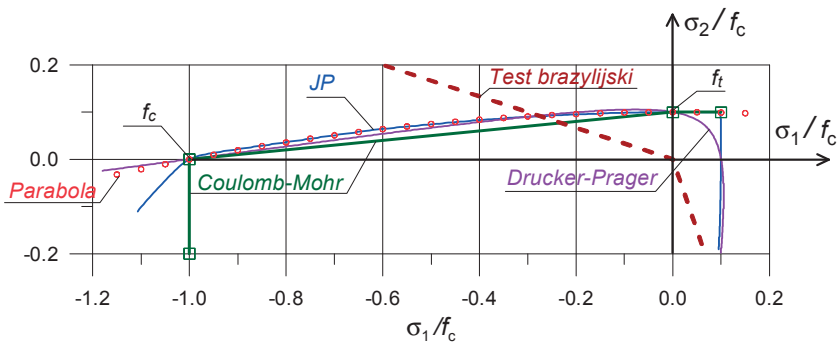
Dla obciążenia tarczy kołowej siłą skupioną na środku tarczy otrzymamy rozkład naprężeń, który daje $\sigma_1 = \sigma_y$, $\sigma_2 = \sigma_x$, $\kappa = \left| \frac{\sigma_1}{\sigma_2} \right| = 3$. W przypadku obciążenia rozłożonego wartość współczynnika κ różni się niewiele od 3,0. Poszukując punktu przecięcia prostych $\sigma_2 = \frac{-\sigma_1}{\kappa}$ i $\sigma_2 = 1 + \frac{\sigma_1}{\eta}$ otrzymamy dla kryterium Coulomba-Mohra:

$$\rho = \frac{\sigma_{\max}}{f_t} = \frac{1}{1 + \gamma}, \text{ gdzie } \gamma = \frac{\kappa}{\eta}. \quad (7)$$

Zakładając $\kappa = 3,0$ i $\eta = 10$ otrzymujemy: $f_t = (1 + \gamma)\sigma_{\max} = 1,3\sigma_{\max}$, a więc wytrzymałość na rozciąganie dla materiałów podlegających kryterium zniszczenia Coulomba-Mohra powinna być o 30% wyższa od maksymalnego naprężenia rozciągającego występującego w próbie brazylijskiej.

W przypadku innych kryteriów otrzymanie tak prostego związku między σ_{\max} i f_t jak w równaniu (7) nie będzie możliwe, ale obserwując (Rys. 9) niewielkie różnice w położeniu obwiedni opisanych warunkami Druckera-Pragera i JP a parabolą o równaniu

$\frac{\sigma_2}{f_t} = 1 - \left(\frac{\sigma_1}{f_c} \right)^2$ można z dostateczną dokładnością założyć, że punkt przecięcia paraboli z ścieżką obciążenia w teście brazylijskim daje poszukiwaną wartość σ_{\max} .



Rys. 9. Obwiednia warunków JP, Druckera-Pragera i Coulomba-Mohra na płaszczyźnie $\sigma_1 - \sigma_2$

Naprężenie niszczące otrzymamy wtedy za pomocą prostego związku: $\sigma_{\max} = \rho f$, gdzie:

$$\rho = \frac{\sqrt{1 + 4\gamma^2} - 1}{2\gamma^2}, \quad \gamma = \frac{\kappa}{\eta}. \quad (8)$$

Biorąc znowu $\kappa = 3,0$ i $\eta = 10$ otrzymujemy $\rho = 0,92328$, a dokładne obliczenia dla warunku Druckera-Pragera dają wartość $\rho = 0,92332$, więc odbiegającą mniej niż $4 \cdot 10^{-5}$ od otrzymanej z równania (8). Wytrzymałość na rozciąganie obliczona przy użyciu warunków

JP i Druckera-Pragera będzie, zatem ok. 8% wyższa od wartości σ_{\max} , czyli $f_t = \frac{\sigma_{\max}}{\rho} \approx 1,083 \sigma_{\max}$.

4. Powstawanie szczeliny niszczącej

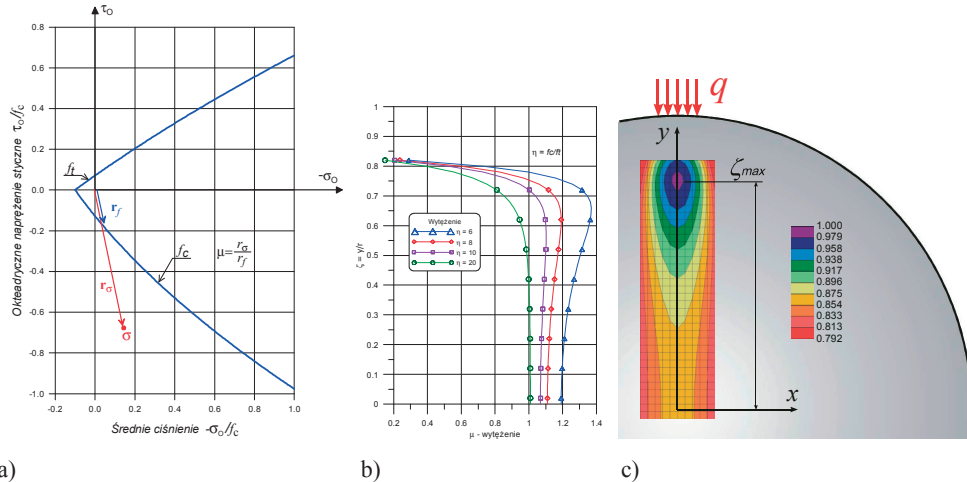
4.1. Kryterium inicjacji szczeliny

Jako kryterium inicjacji szczeliny, która rozpoczyna proces zniszczenia materiału przyjęto osiągnięcie wyężenia, które odpowiada punktowi w przestrzeni naprężeń znajdującemu się na powierzchni granicznej opisanej równaniem (4), (5) lub (6) w zależności od przyjętego warunku zniszczenia. Założono, że obciążenie próbki rośnie monotonicznie a proces zniszczenia rozpoczyna się w punkcie, w którym wyężenie osiąga wartość największą.

Wyężenie (μ) materiału definiuje się jako stosunek modułów wektorów \mathbf{r}_σ i \mathbf{r}_f :

$$\mu = \frac{|\mathbf{r}_\sigma|}{|\mathbf{r}_f|} = \frac{r_\sigma}{r_f}, \quad (9)$$

gdzie \mathbf{r}_σ jest wektorem wskazującym punkt (w przestrzeni naprężeń) odpowiadający stanowi naprężenia w analizowanym miejscu próbki, a \mathbf{r}_f jest wektorem wskazującym punkt na powierzchni granicznej, który jednocześnie należy do ścieżki obciążenia monotonicznego (rys. 10).



Rys. 10. Definicja współczynnika wyężenia μ , a) na tle przekroju powierzchni granicznej JP , b) wartości tego współczynnika na osi próbki ściskanej obciążeniem rozłożonym w zależności od stosunku wytrzymałości η , c) mapa współczynnika wyężenia μ wg. kryterium JP , wyznaczona na podstawie analizy numerycznej MES.

4.2. Lokalizacja miejsca inicjacji szczeliny

Wyężenie materiału próbki wyznaczone zgodnie z równaniem (9), po przyjęciu pola naprężeń opisanego równaniami Hondrosa (2), w punktach leżących na osi $x = 0$ przedstawione zostało na rys. 10b. Zastosowano tu paraboliczną aproksymację warunków Druckera-Pragera i Ottosena-Podgórskiego, wyznaczając krzywe wyężenia przy różnych stosunkach

$\eta = f_c/f_t$. Widoczne tu jest przesunięcie punktu maksymalnego wyężenia od środka próbki, co jest widoczne przy dużych wartościach η , do obciążonego brzegu przy niższych od 15 wartościach η . Położenie tego punktu określone bezwymiarową współrzędną ζ_{\max} , dla różnych hipotez wyężeniowych, przy ustalonym $\eta = 10$ przedstawione zostały w Tabeli 1. Dodatkowo podano także wartości współczynników $\kappa = \sigma_1/\sigma_2$ i ρ wyznaczonego zgodnie z równaniem (8).

Tabela 1. Porównanie wyężen w zależności od kryterium zniszczenia, przy $\eta = 10$

Kryterium zniszczenia	Siła skupiona			Obciążenie rozłożone		
	ζ_{\max}	$\kappa = \sigma_1/\sigma_2$	ρ	ζ_{\max}	$\kappa = \sigma_1/\sigma_2$	ρ
Coulomb-Mohr	0	3	0,769	0,593	5,167	0,659
Drucker-Prager	0	3	0,923	0,566	4,885	0,834
Ottosen-Podgórski	0	3	0,923	0,566	4,885	0,834
Obwiednia paraboliczna	0	3	0,923	0,566	4,885	0,834
Lame-Rankine, Norma 12390-6	0	3	1,0	0	3,112	1,0

5. Podsumowanie i wnioski

W pracy przedstawiono studia nad metodą pośredniego wyznaczania wytrzymałości na rozciąganie materiałów kruchych tzw. metodą „brazylijską”, przez ścisnięcie walca na pobocznicy dwoma liniowymi równoważącymi się obciążeniami. Wytrzymałość materiału w tej próbie wyznacza się zwykle biorąc maksymalne naprężenie rozciągające, osiągnięte w momencie zniszczenia. Takie oszacowania przyjmowane są zwykle w normach i standardach badań laboratoryjnych [12, 13, 14]. Jak pokazano naprężenie to jest istotnie niższe od naprężenia niszczącego próbkę w jednokierunkowym stanie czystego rozciągania. Różnice te oszacować można na podstawie przyjętego warunku zniszczenia w złożonym stanie naprężenia. Jak można sądzić, na podstawie wyników analiz wyężenia, różnica ta wynosi ok. 8%, przy założeniu warunków Druckera-Pragera i Ottosena-Podgórskiego, a może dochodzić do 30% przy założeniu warunku Coulomba-Mohra.

Ciekawym zagadnieniem jest też lokalizacja miejsca, w który inicjuje się szczelina niszcząca próbkę. Jak pokazano na wykresach wyężenia materiału, miejsce maksymalnego wyężenia zależy od stosunku $\eta = f_c/f_t$. Przy $\eta < 17$ punkt inicjacji zniszczenia przesuwają się w kierunku obciążonego brzegu próbki, przy $\eta \geq 17$ punkt maksymalnego wyężenia znajduje się w środku próbki.

Tabela 2. Położenie punktu maksymalnego wyężenia w zależności od stosunku wytrzymałości $\eta = f_c/f_t$

η	5	7	10	13	15	16	17	20
ζ_{\max}	0,668	0,638	0,566	0,439	0,293	0,170	0,0	0,0

Literatura

- 1 Ye Jianhong, F. Q. Wu, J. Z. Sun, Estimation of the tensile elastic modulus using Brazilian disc by applying diametrically opposed concentrated loads. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 46 (2009) 568–576.
- 2 Nihal Aréoglu, Z. Canan Girgin, and Ergin Aréoglu, Evaluation of Ratio between Splitting Tensile Strength and Compressive Strength for Concretes up to 120 MPa and its Application in Strength Criterion. *ACI Materials Journal*, V. 103, No. 1, January-February 2006, 18–24.
- 3 C. S. Chen and S. C. Hsu, Measurement of Indirect Tensile Strength of Anisotropic Rocks by the Ring Test. *Rock Mech. Rock Engng.* (2001) 34 (4), 293–321.
- 4 S. Timoshenko, J. N. Goodier, *Teoria Sprężystości*. Arkady, Warszawa 1962.

- 5 N. I. Mushelishvili, *Nekotorye Osnovnye Zadachi Matematicheskoy Teorii Uprugosti*. Nauka, Moskwa 1949.
- 6 G. Hondros, The evaluation of Poisson's ratio and the modulus of materials of a low tensile resistance by the Brazilian (indirect tensile) test with particular reference to concrete. *Aust. J. Appl. Sci.* 1959, 10, 243-268.
- 7 J. Podgórski, Limit state condition and the dissipation function for isotropic materials. *Archives of Mechanics*, 36(1984)3, 323-342.
- 8 J. Podgórski, General Failure Criterion for Isotropic Media. *Journal of Engineering Mechanics ASCE*, 111(1985)2, 188-201.
- 9 J. Podgórski, Limit state condition and the dissipation function for isotropic materials. *Archives of Mechanics*, 36(1984)3, 323-342.
- 10 N. S. Ottosen, A Failure Criterion for Concrete. *Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE*, Vol. 103, No. EM4, Aug., 1977, pp. 527-535.
- 11 J. Podgórski, Criterion for angle prediction for the crack in materials with random structure. *Mechanics and Control* vol 30, No 4 (2011), 229-233.
- 12 Norma PN-EN 12390-6:2011, *Badania betonu -- Część 6: Wytrzymałość na rozciąganie przy rozłupywaniu próbek do badań*
- 13 Test method T222. Indirect tensile strength of rock drill core ('Brazil' or splitting test). OCTOBER 2012, New South Wales Roads and Maritime Services, Australia
- 14 Standard Test Method for splitting Tensile Strength of Intact Rock Core Specimens, ASTM Standards, USA

Determination of tensile strength of concrete and rocks by using the Brazilian test in the confrontation with the failure criteria

Jakub Gontarz¹, Jerzy Podgórski²

^{1,2} Department of Structural Mechanics, Faculty of Civil Engineering and Architecture, Lublin University of Technology, e-mail: ¹j.gontarz@pollub.pl, ²j.podgorski@pollub.pl

Abstract: The paper presents the analysis of the Brazilian compression tests considering the possibilities of determining the proper tensile strength. These analyses include the precise designation of the stress field without singularity at the point of application of force, the evaluation of critical stress in the light of classical and contemporary failure criteria for a brittle material, and determination of the position of the point where the destructive crack is expected to be initiated in the sample.

Keywords: Brazilian test, mechanics of concrete, rock mechanics, failure criteria, material effort coefficient