ZESZYTY NAUKOWE POLITECHNIKI ŚLĄSKIEJ 1969
Seria: GÓRNICTWO z. 37 Nr kol. 246

MIROSŁAW CHUDEK, KAZIMIERZ RUŁKA,
ANDRZEJ WOJTUSIAK, M. BABRAL

NIEKTÓRE PROBLEMY PROJEKTOWANIA PREFABRYKOWANEJ OBUDOWY WYROBISK KORYTARZOWYCH I KOMOROWYCH

Streszczenie. Z uwagi na coraz szersze wprowadzanie prefabrykacji do obudowy wyrobisk korytarzowych i komorowych zachodzi konieczność wyboru odpowiednich metod do jej projektowania.
Dla ułatwienia projektantom trafnego wyboru metod projektowania w artykule po przedstawieniu podstawowych hipotez z przedmiotowego zakresu podano konkretne propozycje odnośnie:

- doboru kształtu obudowy,
- określania wielkości ciśnień i obciążenia,
- sposobów obliczania sił wewnętrznych w obudowie.

Całość zakończono wytycznymi wymiarowania prefabrykowanej obudowy pierścieniowej opartej na siatkobetonie.

1. Wprowadzenie

Trudne warunki geologiczno-górnicze jakie spotykamy w nowych okręgach górniczych (Rybnicki Okręg Węglowy, Dolnośląski Okręg Miedzionośny) oraz zwiększanie się głębokości wybierania pokładów zmuszają budownictwo górnicze do stałych poszukiwań nowych najodpowiedniejszych rozwiązań w zakresie obudowy wyrobisk korytarzowych i komorowych. Stosowana powszechnie obudowa ŁP w wielu przypadkach nie znajduje uzasadnienia techniczno-ekonomicznego.

Dąży się do stosowania różnego typu obudów w zależności od rodzaju wyrobiska, czasu jego trwania i przewidywanych ciśnień wreszcie posiadanej bazy materiałowej.

Poszukiwania prowadzone od szeregu lat przez Katedrę Budownictwa Podziemnego Kopalń Pol. Śl. i Zakład Badań i Doświadczeń Budownictwa Górniczego - Mysłowice obejmują takie kierunki jak:

- obudowa kotwiowa,
- obudowa z betonu monolitycznego wykonywana w deskowaniach przestawnych czy przesuwnych metodą tradycyjną,
- obudowa stalowo-betonowa wykonywana metodą natrysku,
- obudowa prefabrykowana na bazie dużych jednostek pozwalających na zmechanizowanie procesu wznoszenia.

W niniejszym artykule pragniemy zająć się tym ostatnim rodzajem obudowy, a w szczególności omówić niektóre problemy z jakimi spotykamy się przy jej projektowaniu.

Prefabrykowaną obudowę można podzielić w zależności od kształtu na: kołową, trapezową, poligonową i łukową, przy czym może być ona wykonywana jako ciągła z elementów płytkowych lub odrzwiami z elementów belkowych.

Krajowy przemysł górniczy dysponuje w chwili obecnej niewielkim asortymentem prefabrykatów ograniczających się do okładzin górniczych, żelbetowych stojaków rurowych, ścieków i pokładów. Jest to oczywiście niewiele przy deficycie stali i drewna, a równocześnie przekonywujących walorach techniczno-ekonomicznych obudowy prefabrykowanej.

Dla wyrównania tych zaległości celowym wydaje się podjęcie szerokich prac studialno-projektowych, które mogą doprowadzić do opracowania racjonalnej dla naszych warunków obudów prefabrykowanych.

I tak problemami prefabrykacji obudowy wyrobisk korytarzowych i komorowych zajęto się równolegle w Katedrze Bud. Podz. Kopalń Wydz. Górn. Pol. Śl. i w kilku przedsiębiorstwach podległych Zjednoczeniu Budownictwa Górniczego.

Wychodząc naprzeciw ogólnemu zapotrzebowaniu, dla ułatwienia projektantom trafnego wyboru najwłaściwszych metod projektowania i najkorzystniejszych dla danych warunków schematów statycznych, autorzy w ramach niniejszego artykułu zebrali i przeanalizowali te które zdaniem ich mogą znaleźć zastosowanie przy projektowaniu prefabrykowanej obudowy wyrobisk korytarzowych i komorowych.

Na kształt wyrobiska przy stosowaniu obudowy prefabrykowanej rzutują prócz wszystkich zasadniczych czynników, również warunki pracy obudowy, łatwość jej wykonania i montażu. Każdy prefabrykat charakteryzuje się pewnymi wymiarami gabarytowymi i ciężarem. Kształt wyrobiska musi zapewniać możliwość odpowiedniego podziału obudowy na poszczególne elementy prefabrykowane o wymiarach dogodnych w transporcie pionowym i poziomym.

Ciężar elementu decyduje o przyjęciu sposobu montażu i zastosowaniu odpowiedniego sprzętu.

Obudowa prefabrykowana pracuje w warunkach odmiennych od monolitycznych obudów betonowych. Jedną z podstawowych różnic w pracy obudowy prefabrykowanej i monolitycznej jest problem jej współpracy z górotworem. Obudowa betonowa monolityczna szczelnie przylega do górotworu, co wydatnie poprawia warunki jej pracy i powoduje natychmiastowe powstanie w miejscu nacisku obudowy na górotwór odporu biernego. Odpór bierny zmniejsza wielkości sił wewnętrznych w obudowie. Obudowa prefabrykowana pracuje pod tym względem w trudniejszych warunkach - natychmiastowe powstanie odporów biernych zależy tu od rodzaju i dokładności wykonania (szczelności) wykładki.

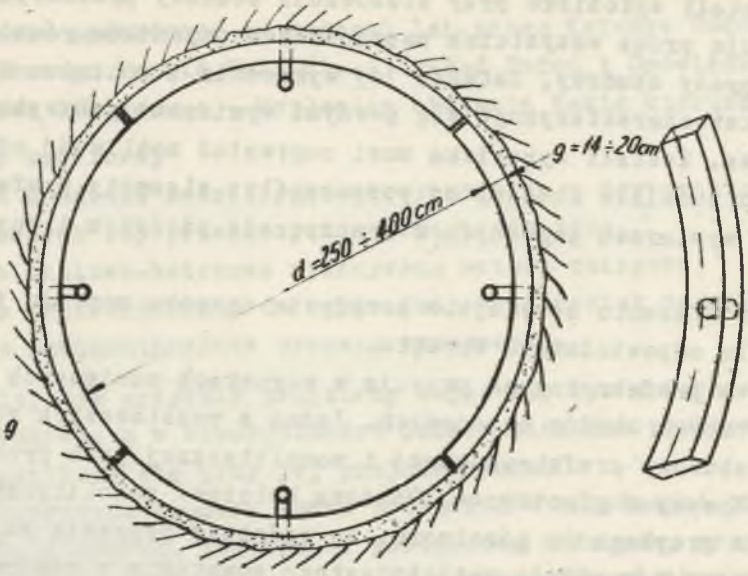
Kształt obudowy winien jej zapewnić możliwie najlepsze warunki pracy w realnych do uzyskania warunkach współpracy z górotworem. Obudowę prefabrykowaną żelbetową (panelową) stosuje się ostatnio dość często w CSRS w chodnikach prowadzonych na znacznych głębokościach (ponad 1000 m).

Przyjęta w CSRS obudowa (rys. 1) miała kształt kolisty, co z uwagi na występowanie znacznych ciśnień bocznych oraz napotykanie na ciśnienia spągowe było jak najbardziej uzasadnione.

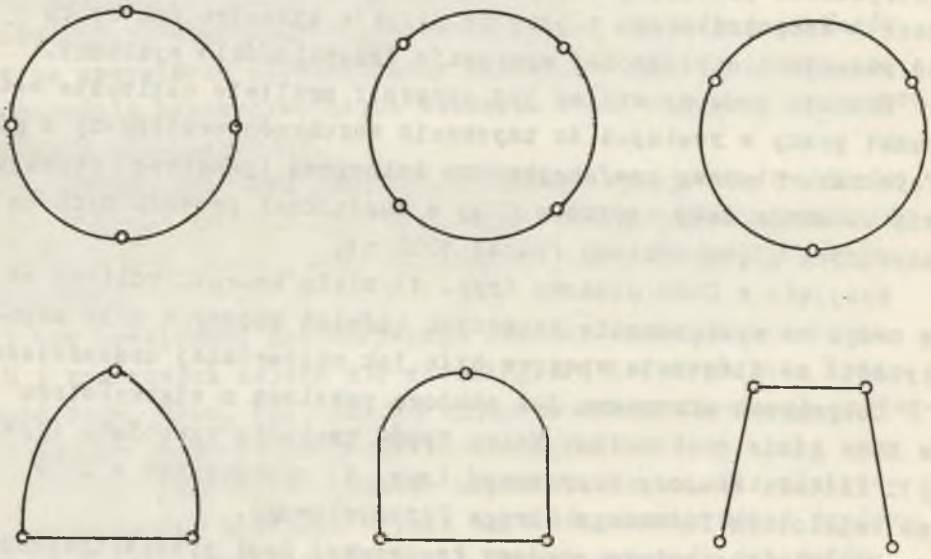
Dotychczas stosowano już obudowę panelową z siatkobetonu w ZSRR gdzie zastosowano kilka typów kształtu wyrobiska (rys. 2). Kształt obudowy trapezowej (rys. 3) zastosowano w ZSRR na kopalniach Tułskiego Okręgu Przemysłowego.

Niewątpliwą zaletą obudowy trapezowej jest prostolinijność elementów składowych.

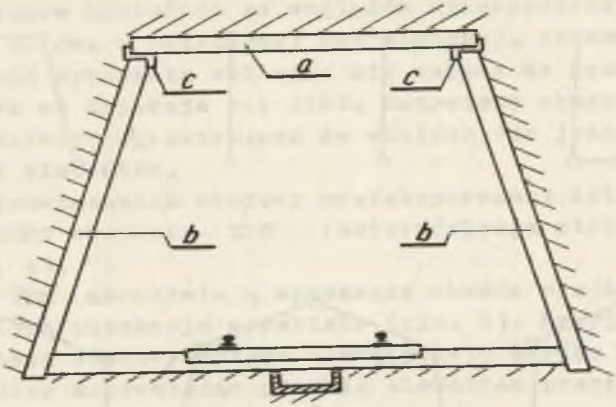
Prostota kształtu elementu rzutuje na łatwość jego wykonania.



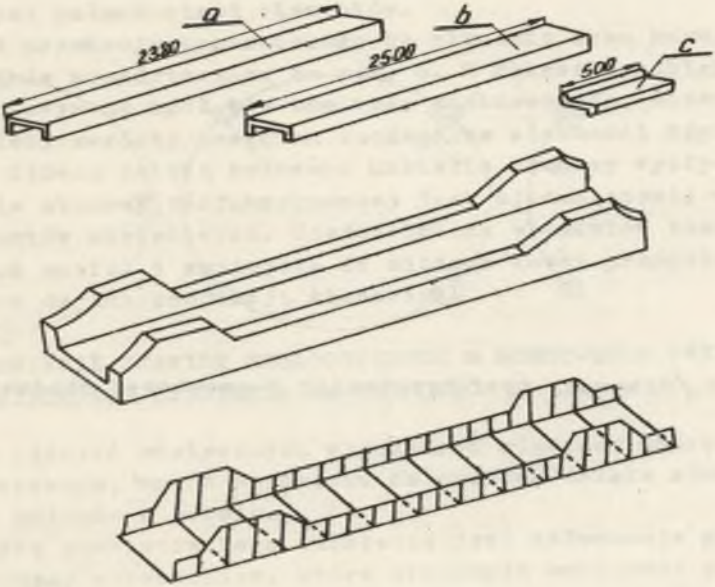
Rys. 1. Okrągła obudowa "panelowa" stosowana w CSRS



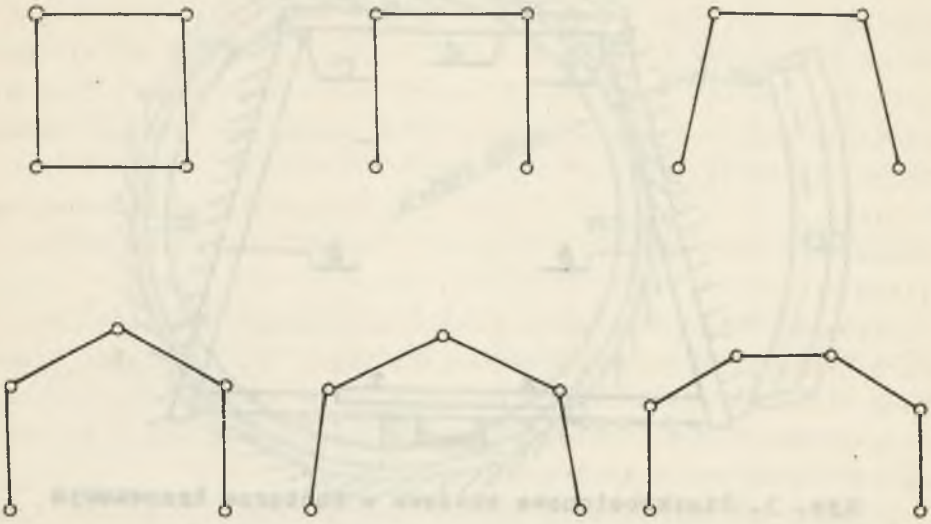
Rys. 2. Schematy statyczne siatkobetonowych obudów "panelowych" stosowanych w ZSRR



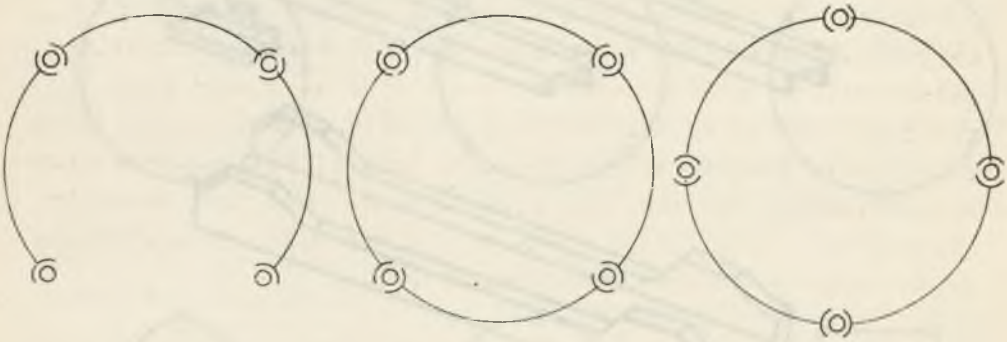
Rys. 3. Siatkobetonowa obudowa o konturze trapezowym



Rys. 4. Żelbetowy prefabrykowany element YPII dla obudowy wyrobisk korytarzowych



Rys. 5. Schematy obudowy wyrobisk korytarzowych wykonanej z elementów YPII



Rys. 6. Schematy prefabrykowanej segmentowej obudowy kołowej

Najwłaściwszym kształtem ze względów wytrzymałościowych wydaje się być elipsa o wydłużonej osi pionowej, ze względu jednak na trudność wykonania skłaniać się należy do przekroju kolistego, przez co uzyskuje się stałą krzywiznę obudowy i co za tym idzie możliwość ograniczenia do minimum (do jednego) ilości różnych typów elementów.

Ciekawym rozwiązaniem obudowy prefabrykowanej żelbetowej są stosowane w ZSRR elementy YPП (uniwersalnoje riebristoje plity) (rys. 4).

Elementy YPП umożliwiają wykonanie obudów o różnym kształcie i gabarytach przekroju wyrobiska (rys. 5). Przyjęcie przegubów w narożach obudowy wpływa niewątpliwie bardzo korzystnie na pracę obudowy zapewniając płaskim elementom pracę w warunkach bliskich osiowemu ściskaniu.

Z rozwiązań ostatecznej obudowy z prefabrykatów żelbetowych na uwagę zasługuje kołowa obudowa segmentowa zastosowana również w ZSRR i podobnie jak obudowa z płyt YPП upodatniona przegubowymi połączeniami elementów.

Podział przekroju poprzecznego na elementy oraz rozmieszczenie przegubów przedstawiono na rys. 6. W Polsce wyrobiska o obrysie kołowym na ogół nie znalazły zastosowania, niemniej jednak należy zwrócić uwagę na szczególne własności tego kształtu. Główną zaletą kołowego kształtu obudowy wypływającą z przyjęcia obudowy prefabrykowanej jest ujednolicenie wszystkich elementów montażowych. Ujednolicenie elementów znacznie ułatwia ich montaż i zmniejsza do minimum koszt przygotowania potrzebnych do ich produkcji stanowisk.

2. UWZGLEDNIENIE ZJAWISK REOLOGICZNYCH W GÓROTWORZE PRZY OKREŚLANIU WIELKOŚCI CIŚNIENIA NA OBUDOWĘ

Oprócz ciśnień statycznych wywołanych ciężarem odprężonych części górotworu, wokół wyrobiska na obudowę działa również ciśnienie zmienne w czasie.

Przyczyną powstania tego ciśnienia jest deformacja górotworu naruszonego wyrobiskiem, które stworzyło możliwość przemieszczania cząstek skał w jego kierunku.

Wielkość tego ciśnienia zwanego ciśnieniem deformacyjnym, zależy od własności górotworu, głębokości prowadzenia wyrobiska, rodzaju obudowy oraz wielkości przedziału czasu między wykonaniem wyrobiska a ustawieniem obudowy.

Własności reologiczne górotworu przedstawiono przy pomocy całego szeregu modeli ośrodków uwzględniających takie cechy reologiczne materiałów jak sprężystość, lepkość i plastyczność. Poszczególne ośrodki odpowiadają zachowaniu się tylko pewnych rodzajów skał, nie są zatem rozwiązaniami uniwersalnymi mogącymi znaleźć zastosowanie w dowolnych warunkach górniczych.

Dla znaczniejszych głębokości przy założeniu przekroczenia przez naprężenie w sąsiedztwie wyrobiska granicy plastyczności skał, Sałustowicz [7] określił wpływ wielkości swobodnej deformacji górotworu (x') na wielkość ciśnienia na obudowę (p_o).

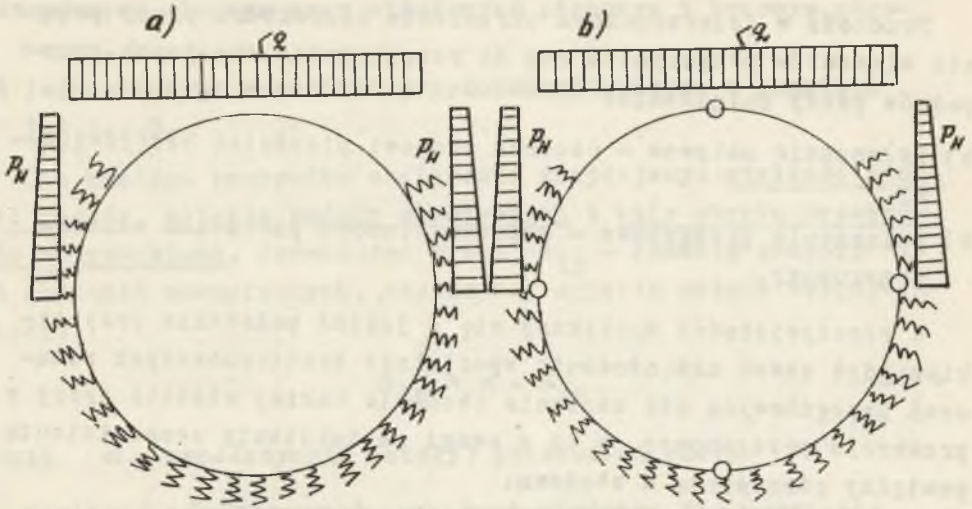
Z wykresu wynika, że jeżeli w wyrobisku nie będzie obudowy to górotwór będzie stopniowo ulegał odkształceniu aż do wielkości x_n przy jednoczesnym spadku wielkości p_o do zera.

Założenie w pewnym momencie obudowy spowoduje obciążenie jej wielkością p_o tym większą, im wcześniej ją ustawiono i im mniejsza jest jej podatność. Obydwa bowiem ostatnie parametry zmniejszają możliwość swobodnej deformacji górotworu.

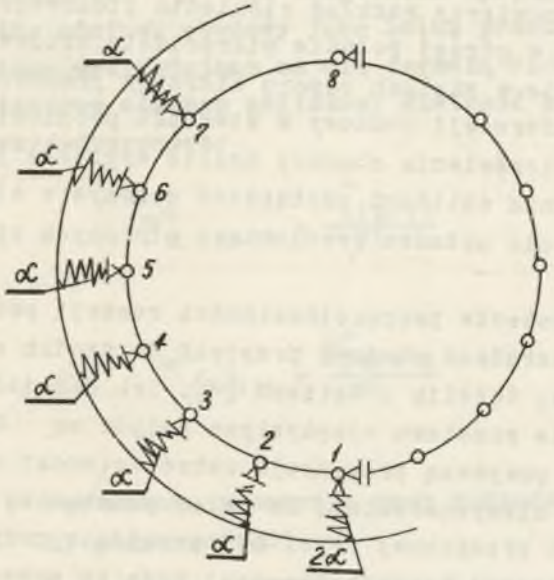
2.1. Obliczenie sił wewnętrznych w obudowie

Zastosowanie elementów zbrojonych do obudowy stwarza możliwość przeniesienia przez tą również naprężeń rozciągających, co rzutuje wyraźnie na przebieg jej obliczeń. W odróżnieniu do monolitycznych obudów wyrobisk korytarzowych linia ciśnienia nie koniecznie, musi przebiegać wewnątrz rdzenia przekroju. Stosowanie np. siatkobetonu z kolei umożliwia znaczenie pocienienie obudowy co jednak wpływa na konieczność uwzględnienia w obliczeniach ewentualnej utraty stateczności.

Powyższe warunki stawiają zatem odmienne wymagania projektowanej obudowie, której kształt winien jednocześnie uwzględniać trudności technologiczne wykonania elementów, ich transportu i montażu.



Rys. 7. Schematy statyczne obudowy kołowej
a - bezprzegubowej, b - czteroprzegubowej



Rys. 8. Układ podstawowy dla obliczenia obudowy kołowej przy liniowo sprężystym odporze biernym skał

Trudność w jednoznacznym określeniu charakteru pracy połączenia elementów przyczyniła się do rozpatrzenia skrajnych przypadków pracy połączenia:

a) połączenie sztywne - obudowa stanowi pierścień bezprzegubowy,

b) połączenie przegubowe - obudowa stanowi pierścień czteroprzegubowy.

W rzeczywistości spotykamy się z jakimś pośrednim przypadkiem gdyż nawet zastosowanie specjalnie skonstruowanych połączeń przegubowych nie zapewnia obudowie takiej właśnie pracy w przekroju przegubowym, a to z uwagi na istnienie uszczelnienia pomiędzy górotworem a obudową.
Schematy statyczne obudowy przedstawiono na rys. 7.

2.2. Obliczenie sił wewnętrznych w obudowie pierścieniowej bezprzegubowej w warunkach ciśnienia statycznego

Przyjmujemy równomierny rozkład ciśnienia pionowego oraz ciśnienia bocznego w górnej połowie pierścienia obudowy. Przyjmując powstawanie w skałach odporu biernego proporcjonalnego do wielkości deformacji obudowy w kierunku promieniowym, schemat statyczny pierścienia obudowy będzie wyglądał jak na rys. 8. Celem uproszczenia obliczeń zastąpiono sprężyste ciągłe podparcie pierścienia układem promieniowo ułożonych sprężystych podpór.

Powyższe założenie proporcjonalności reakcji podłoża do promieniowych odkształceń obudowy przyjęli do swoich rozważań Rosjanie Bobrow, Gorelik i Matieri [1]. Ich doświadczenia sugerują przyjęcie rozstawu sprężystych podpór co $\pi/8$. Przyjęty zgodnie z powyższą propozycją ustrój stanowi układ 8-krotnie statycznie niewyznaczalny. Za układ podstawowy najwygodniej przyjąć łańcuch przegubowy (rys. 8) sprężyście podparty w przegubach. Wielkościami hiperstatycznymi będą tu momenty zginające w miejscach założonych przegubów.

Tak przyjęty układ podstawowy prowadzi do najprostszych operacji rachunkowych. Wielkości sił wewnętrznych w obudowie wznaczamy rozwiązując układ podstawowy obciążony kolejno:

a) ciężarem własnym oraz ciśnieniem pionowym i bocznym górotworu,

b) jednostkowymi momentami przyłożonymi kolejno w punktach 1,2,3...8.

Dla każdego przypadku obciążenia znajdujemy: wielkość reakcji podpór, ugięcie podpór sprężystych i kąty obrotu przekrojów w przegubach. Oznaczając przez R_{ip} - reakcję podpory "i" od obciążeń zewnętrznych, znajdujemy ugięcia podpór sprężystych:

$$\Delta_{ip} = \alpha \cdot R_{ip} \tag{1}$$

gdzie α - współczynnik (stały) podatności skał.

Wielkość współczynnika α jest obojętna dla uzyskania ostatecznych sił odporu. Istotną jego cechą jest zmienność w zależności od kąta nachylenia rozważanej podpory do poziomu.

Z wystarczającą w praktyce dokładnością można przyjąć stałą wartość współczynnika α dla wszystkich sprężystych podpór. Traktując każdy odcinek obudowy jako belkę prostą, wolnopodpartą, obciążoną przypadającą na nią częścią ciśnienia górniczego oraz ciężarem własnym obliczamy wielkość kątów obrotu przekrojów przypodporowych:

$$\varphi^{o}_{i\,(i+1)} = \frac{T^{*}_{i(i+1)}}{EI}$$

oraz

$$\varphi^{o}_{(i+1)i} = \frac{T^{*}_{(i+1)i}}{EI}$$

gdzie:

$\varphi^{o}_{i(i+1)}$ - kąt obrotu przekroju przy podporze "i" od strony podpory "i+1"

$\varphi^{o}_{(i+1)i}$ - kąt obrotu przekroju przy podporze "i+1" od strony podpory "i"

podobnie

$T^{*}_{i(i+1)}$ i $T^{*}_{(i+1)i}$ – siły poprzeczne w przekrojach przypodporowych przęsła "i+1" od obciążenia jej wykresem momentów zginających (Metoda Mohra)

EI – sztywność obudowy.

Znając wielkość ugięć podpór sprężystych (Δ_{ip}) oraz kąty obrotu przekrojów przypodporowych od obciążenia poszczególnych przęseł obliczamy wielkości kątów obrotu w przegubach skutkiem obciążeń zewnętrznych:

$$\varphi^{p}_{i(i+1)} = \varphi^{o}_{i(i+1)} + \frac{\Delta_{ip} - \Delta_{(i+1)p}}{l_{i+1}} \tag{2}$$

Oznaczając przez R_{ik} – reakcję podpory "i" od przyłożonego jednostkowego momentu w punkcie "k" – ugięcie sprężystej podpory wyniesie:

$$\Delta_{ik} = \alpha \cdot R_{ik} \tag{3}$$

Kąty obrotu przekrojów przypodporowych będą równe:

$$\varphi^{k}_{i(i+1)} = \frac{\Delta_{ik} - \Delta_{(i+1)k}}{l_{i+1}} \tag{4}$$

W przypadku gdy i = k

$$\left.\begin{aligned}
\varphi^{k}_{k(k+1)} &= \frac{2\, l_{(k+1)}}{3\, EI} + \frac{\Delta_{kk} - \Delta_{(k+1)k}}{l_{(k+1)}} \\
\varphi^{k}_{k(k-1)} &= -\frac{2\, l_{k}}{3\, EI} + \frac{\Delta_{(k-1)k} - \Delta_{kk}}{l_{k}} \\
\varphi^{k}_{(k-1)k} &= \frac{l_{k}}{3\, EI} + \frac{\Delta_{(k-1)k} - \Delta_{kk}}{l_{k}} \\
\varphi^{k}_{(k+1)k} &= -\frac{l_{(k+1)}}{3\, EI} + \frac{\Delta_{kk} - \Delta_{(k+1)k}}{l_{(k+1)}}
\end{aligned}\right\} \tag{5}$$

Znając wielkości wszystkich kątów obrotu od poszczególnych schematów obciążeń układamy równania ciągłości obudowy w miejscach przyjętych przegubów:

$$\varphi_{i(i-1)} + \varphi_{i(i+1)} = 0 \qquad (6)$$

gdzie

$$\varphi_{i(i-1)} = \varphi^{p}_{i(i-1)} + \sum_{k=1}^{k=8} \varphi^{k}_{i(i-1)} \cdot x_k$$

$$\varphi_{i(i+1)} = \varphi^{p}_{i(i+1)} + \sum_{k=1}^{k=8} \varphi^{k}_{i(i+1)} \cdot x_k$$

Rozwiązaniem układu równań (6) są wielkości momentów zginających w obudowie w przekrojach 1,2...8.

Znajomość wartości wspomnianych momentów (x_k) wystarcza do wymiarowania obudowy.

Tok obliczeń sił wewnętrznych w obudowie przedstawiono na następującym przykładzie:

Przykład

Zaprojektować pierścieniową obudowę siatkobetonową wyrobiska poziomego dla znanych wielkości ciśnień górotworu przyjmując równomierny ich układ na szerokości wyrobiska.

Wg założenia obciążenie działa równomiernie po szerokości wyrobiska, a zatem możemy je odcinkowo rozłożyć na obciążenie równomierne prostopadłe do powierzchni zewnętrznej obudowy oraz na obciążenie styczne - równomierne rozłożone na powierzchni każdego odcinka.

Zgodnie z wcześniejszymi propozycjami dzielimy pierścień obudowy na 16 równych odcinków traktując każdy z nich za ustrój płaski. W miejscu styku sąsiednich odcinków zakładamy istnienie sprężystych podpór. Układ podstawowy stanowił będzie przegubowy pierścień na podporach sprężystych (rys. 8). Wykorzystując symetrię ustroju i obciążenia rozwiązujemy układ pod-

stawowy obciążony kolejno obciążeniem prostopadłym do powierzchni odcinków oraz obciążeniem stycznym rozłożonym na powierzchni odcinków.

Oznaczając przez q obciążenie pionowe na górnej połowie obwodu obudowy, rozłożone równomiernie po rzucie obudowy na płaszczyznę poziomą można wyrazić składowe obciążenie poszczególnych odcinków:

$$p_{78} = q \cdot \cos\frac{\pi}{8}, \qquad t_{78} = q \cdot \sin\frac{\pi}{8}$$

$$p_{67} = q \cdot \cos\frac{5}{16}, \qquad t_{67} = q \cdot \sin\frac{5}{16}\pi$$

$$p_{56} = q \cdot \cos\frac{7}{16}, \qquad t_{56} = q \cdot \sin\frac{7}{16}\pi$$

skutkiem sił p i t powstają w podporach reakcje:

$$H_8^q = \frac{1}{2.r.\sin\frac{\pi}{8}} \cdot q \cos\frac{\pi}{8} \cdot \frac{(2.r.\sin\frac{\pi}{8})^2}{2}$$

$$H_8^q = q \cdot r \cdot \cos\frac{\pi}{8}$$

$$R_7^q = \frac{1}{r.\sin\frac{\pi}{8}} \left[H_8^q (r - r.\sin\frac{\pi}{8}) - q \cdot \frac{(r.\cos\frac{\pi}{8})^2}{2} \right]$$

$$R_7^q = g \cdot r \cdot \operatorname{otg}\frac{\pi}{8} (1 - \sin\frac{\pi}{8} - \frac{\cos\frac{\pi}{8}}{2})$$

$$R_6^q = \frac{1}{r.\sin\frac{\pi}{8}} (H_8^q \cdot r - \frac{q.r^2}{2} - R_7^q \cdot r \cdot \sin\frac{\pi}{4})$$

$$R_5^q = \frac{1}{r.\sin\frac{\pi}{8}} (H_8^q \left[r + r.\sin\frac{\pi}{8}) - q.r(r - 2r.\sin\frac{\pi}{16}) - \right.$$

$$\left. - R_7^q\, r.\sin\frac{3}{8} - R_6^q \cdot r.\sin\frac{\pi}{4} \right]$$

$$H_1^q = H_8 + \frac{q \cdot r}{2} = g.r\ (\cos\frac{\pi}{8} + \frac{1}{2})$$

$$R_1^q = \frac{1}{r.\sin\frac{\pi}{8}} \cdot H_1^q \cdot 2 \cdot r \cdot \sin^2\frac{\pi}{16}$$

$$R_1^q = 2\ q\ r\ (\mathrm{ctg}\frac{\pi}{8} + \frac{1}{2\sin\frac{}{8}})\ \sin^2\frac{\pi}{16}$$

$$R_2^q = \frac{1}{r.\sin\frac{\pi}{8}} (H_1^q \cdot 2.r.\sin^2\frac{\pi}{8} - R_1^q \cdot r \cdot \sin\frac{\pi}{4}$$

$$R_3^q = \frac{1}{r.\sin\frac{\pi}{8}} (H_1^q \cdot 2.r.\sin^2\frac{3}{16}\pi - R_1^q.r.\sin\frac{3}{8}\pi -$$

$$- R_2^q \cdot r \cdot \sin\frac{\pi}{4})$$

$$R_4^q = \frac{1}{r.\sin\frac{\pi}{8}} (H_1^q.r - R_1^q.r - R_2^q.r.\sin\frac{3}{8}\pi - R_3^q.r.\sin\frac{\pi}{4})$$

Obciążenie układu podstawowego jednostkowymi momentami zginającymi w miejscach stosowanych przegubów:

Moment jednostkowy w p.1

$$H_{11} = \frac{1}{r}$$

$$R_{11} = \frac{1}{r.\sin\frac{\pi}{8}} (\frac{1}{r} \cdot 2 \cdot r \cdot \sin^2\frac{\pi}{16} - 1)$$

$$R_{11} = \frac{1}{r.\sin\frac{\pi}{8}} (2\sin^2\frac{\pi}{16} - 1) = -\frac{1}{r}\cos\frac{\pi}{8}$$

$$R_{21} = \frac{1}{r.\sin\frac{\pi}{8}}$$

$R_{31} = R_{41} = R_{51} = R_{61} = R_{71} = H_{81} = 0$

Moment jednostkowy w p. 2

$H_{12} = 0$

$$R_{12} = \frac{1}{r.\sin\frac{\pi}{8}}$$

$$R_{22} = -R_{12} \cdot \frac{r.\sin\frac{\pi}{4}}{r.\sin\frac{\pi}{8}} = -\frac{\sin\frac{\pi}{4}}{r.\sin^2\frac{\pi}{8}}$$

$$R_{32} = \frac{1}{r.\sin\frac{\pi}{8}}$$

$R_{42} = R_{52} = R_{62} = R_{72} = H_{82} = 0$

Moment jednostkowy w p. 3.

$$R_{23} = \frac{1}{r.\sin\frac{\pi}{8}}$$

$$R_{33} = -\frac{\sin\frac{\pi}{4}}{r.\sin^2\frac{\pi}{8}}$$

$$R_{43} = \frac{1}{r.\sin\frac{\pi}{8}}$$

$H_{13} = R_{13} = R_{53} = R_{63} = R_{73} = H_{83} = 0$

Moment jednostkowy w p. 4.

$$R_{34} = R_{54} = \frac{1}{\sin\frac{\pi}{8}}$$

$$R_{44} = -\frac{\sin\frac{\pi}{4}}{r.\sin^2\frac{\pi}{8}}$$

$$H_{14} = R_{14} = R_{24} = R_{64} = R_{74} = H_{81} = 0$$

Moment jednostkowy w p. 5

$$R_{45} = R_{65}\frac{1}{r.\sin\frac{\pi}{8}}$$

$$R_{55} = -\frac{\sin\frac{\pi}{8}}{r.\sin^2\frac{\pi}{8}}$$

$$H_{15} = R_{15} = R_{25} = R_{35} = R_{75} = H_{85} = 0$$

Moment jednostkowy w p. 6.

$$R_{56} = R_{76} = \frac{1}{r.\sin\frac{\pi}{8}}$$

$$R_{66} = -\frac{\sin\frac{\pi}{4}}{r.\sin^2\frac{\pi}{8}}$$

$$H_{16} = R_{16} = R_{26} = R_{46} = H_{86} = 0$$

Moment jednostkowy w p. 7

$$H_{87} = \frac{1}{2.r.\sin^2\frac{\pi}{8}}$$

$$H_{17} = H_{87} = \frac{1}{2.r.\sin^2\frac{\pi}{8}}$$

$$R_{17} = H_{17} = \frac{2.r.\sin^2\frac{\pi}{16}}{r.\sin\frac{\pi}{8}}$$

$$R_{17} = \frac{\sin^2 \frac{\pi}{16}}{r.\sin^3 \frac{\pi}{8}}$$

$$R_{27} = H_{17} \cdot \frac{2.r.\sin^2 \frac{\pi}{8}}{r.\sin \frac{\pi}{8}} - R_{17} \cdot \frac{r.\sin \frac{\pi}{4}}{r.\sin \frac{\pi}{8}}$$

$$R_{27} = \frac{1}{r.\sin \frac{\pi}{8}} - \frac{\sin \frac{\pi}{4} \sin^2 \frac{\pi}{16}}{r.\sin^4 \frac{\pi}{8}} = \frac{1}{2.r.\sin \frac{\pi}{8} \cos^2 \frac{\pi}{16}}$$

$$R_{37} = \frac{1}{r.\sin \frac{\pi}{8}} (H_{17}.2.r.\sin \frac{3}{16}\pi - R_{17}.r.\sin \frac{3}{8}\pi - R_{27}.r.\sin \frac{\pi}{4})$$

$$R_{37} = \frac{1}{r.\sin^3 \frac{\pi}{8}} ' \sin \frac{3}{16}\pi - \sin \frac{\pi}{8} \sin \frac{\pi}{4} - \sin^2 \frac{\pi}{16} \sin \frac{\pi}{4}$$

$$R_{47} = \frac{1}{r.\sin \frac{\pi}{8}} (H_{17}.2.r.\sin \frac{\pi}{4} - R_{17}.r.\sin \frac{\pi}{2} -$$

$$R_{27}.r.\sin \frac{3}{8}\pi - R_{37}.r.\sin \frac{\pi}{4})$$

$$R_{47} = \frac{1}{2r.\sin^4 \frac{\pi}{8}} (2\sin \frac{\pi}{4} \sin \frac{\pi}{8} + \cos^2 \frac{\pi}{8} - \cos \frac{\pi}{8} -$$

$$- 2.\sin \frac{\pi}{4} . \sin \frac{3}{16}\pi + \sin \frac{\pi}{8})$$

$$R_{77} = H_{87} \cdot \frac{2.r.\sin^2 \frac{3}{16}\pi}{r.\sin \frac{\pi}{8}} = \frac{\sin^2 \frac{3}{16}\pi}{r.\sin^3 \frac{\pi}{8}}$$

$$R_{67} = H_{87} \cdot \frac{2.r.\sin^2 \frac{\pi}{4}}{r.\sin \frac{\pi}{8}} - R_{77} \cdot \frac{r.\sin \frac{\pi}{4}}{r.\sin \frac{\pi}{8}}$$

$$R_{67} = \frac{\sin^2 \frac{\pi}{4}}{r.\sin^3 \frac{\pi}{8}} - \frac{\sin^2 \frac{3}{16}\pi \,.\, \sin \frac{\pi}{4}}{r.\sin^4 \frac{\pi}{8}}$$

$$R_{57} = H_{87} \cdot \frac{2.r.\sin \frac{5}{16}\pi}{r.\sin \frac{\pi}{8}} - R_{77} \cdot \frac{r.\sin \frac{3}{8}\pi}{r.\sin \frac{\pi}{8}} = R_{67} \cdot \frac{r.\sin \frac{\pi}{4}}{r.\sin \frac{\pi}{8}}$$

$$R_{57} = \frac{\sin^2 \frac{5}{16}\pi}{r.\sin^3 \frac{\pi}{8}} - \frac{\sin^2 \frac{3}{16}\pi \,.\, \sin \frac{3}{8}\pi}{r.\sin^4 \frac{\pi}{8}} - \frac{\sin^3 \frac{\pi}{4}}{r.\sin^4 \frac{\pi}{8}} +$$

$$+ \frac{\sin^2 \frac{3}{16}\pi \,.\, \sin^2 \frac{\pi}{4}}{r.\sin^5 \frac{\pi}{8}}$$

Obliczenie kątów obrotu przekrojów przypodporowych:

$$\varphi^p_{i(i+1)} \approx \varphi^o_{i(i+1)} + \frac{\Delta_{ip} - \Delta_{(i+1)p}}{l_{i+1}}$$

$$\varphi_{i(i+1)} = \frac{T^*_{i(i+1)}}{EI}$$

T^* – siły poprzeczne "wtórne"

Dla obciążenia (p) równomiernie rozłożonego na długości belki wolnopodpartej:

$$T^*_{i(i+1)} = - T_{(i+1)i} = \frac{pl^3}{24}$$

$$T^*_{12} = - T^*_{21} = 0$$

$$T^*_{23} = - T^*_{32} = 0$$

$$T^*_{34} = - T^*_{43} = 0$$

$$T^*_{45} = -T^*_{54} = 0$$

$$T^*_{56} = -T^*_{65} = \frac{p_{56} \cdot l^3_{56}}{24}$$

$$l_{56} = 2.r.\sin\frac{\pi}{16} \qquad p_{56} = q \cdot \cos\frac{7}{16}$$

$$T^*_{56} = -T^*_{65} = \frac{q.\cos\frac{7}{16}\pi \cdot \sin^3\frac{\pi}{16}}{3} \cdot r^3 = \frac{\sin^4\frac{\pi}{16}}{3} \cdot q \cdot r^3$$

$$T^*_{67} = -T^*_{76} = \frac{p_{67} \cdot l^3_{67}}{27}$$

$$l_{67} = 2 \cdot r \cdot \sin\frac{\pi}{16} \qquad p_{67} = q \cdot \cos\frac{5}{16}\pi$$

$$T^*_{67} = -T^*_{76} = \frac{q \cdot \cos\frac{5}{16}\pi \cdot \sin^3\frac{\pi}{16}}{3} \cdot r^3$$

$$T^*_{78} = -T^*_{87} = \frac{p_{78} \cdot l^3_{78}}{24}$$

$$l_{78} = 2.r.\sin\frac{\pi}{8} \qquad p_{78} = q \cdot \cos\frac{\pi}{8}$$

$$T^*_{78} = -T^*_{87} = \frac{q \cdot \cos\frac{\pi}{8} \cdot \sin^3\frac{\pi}{8}}{3} \cdot r^3 = \frac{\sin^2\frac{\pi}{8}}{3} q \cdot r^3$$

$$\varphi^p_{12} = \varphi^p_{21} \approx \frac{\Delta_{1p} - \Delta_{2p}}{l_{12}}$$

$$\Delta_{1p} = 2\alpha \cdot R^q_1 = 4\alpha r.q \left(\operatorname{ctg}\frac{\pi}{8} + \frac{1}{2\sin\frac{\pi}{8}}\right) \sin^2\frac{\pi}{16}$$

$$\Delta_{2p} = \alpha \cdot R^q_2 = \frac{\alpha}{\sin\frac{\pi}{8}} \left(H^q_1 \cdot 2\sin^2\frac{\pi}{8} - R^q_1 \cdot \sin\frac{\pi}{4}\right)$$

$$\varphi^{p}_{12} = \varphi^{p}_{21} \approx \frac{\alpha}{l_{12}} (2R^{q}_{1} - R^{q}_{2})$$

$$\varphi^{o}_{23} = \varphi^{o}_{32} \approx \frac{\Delta_{2p} - \Delta_{3p}}{l_{23}}$$

$$\Delta_{2p} = \alpha R^{q}_{2}; \qquad \Delta_{3p} = \alpha \cdot R^{q}_{3}$$

$$\varphi^{o}_{23} = \varphi^{o}_{32} \approx \frac{\alpha}{l_{23}} (R^{q}_{2} - R^{q}_{3})$$

Podobnie:

$$\varphi^{o}_{34} = \varphi^{o}_{43} \approx \frac{\alpha}{l_{34}} (R^{q}_{3} - R^{q}_{4})$$

$$\varphi^{o}_{45} = \varphi^{o}_{54} \approx \frac{\alpha}{l_{45}} (R^{q}_{4} - R^{q}_{5})$$

$$\varphi^{o}_{56} \quad \frac{T^{*}_{56}}{EI} \quad \frac{\Delta_{5p} - \Delta 6_{p}}{l_{56}} = \frac{T^{*}_{56}}{EI} + \frac{\alpha}{l_{56}} (R^{q}_{5} - R^{q}_{6})$$

$$\varphi^{o}_{65} \approx \frac{T^{*}_{56}}{EI} + \frac{\alpha}{l_{56}} (R^{q}_{5} - R^{q}_{6})$$

podobnie:

$$\varphi^{o}_{67} \approx \frac{T^{*}_{67}}{EI} + \frac{\alpha}{l_{67}} (R^{q}_{6} - R^{q}_{7})$$

$$\varphi^{o}_{76} \approx - \frac{T^{*}_{67}}{EI} + \frac{\alpha}{l_{67}} (R^{q}_{6} - R^{q}_{7})$$

$$\varphi^{o}_{78} \approx \frac{T^{*}_{78}}{EI} + \frac{\alpha}{2 l_{78}} \cdot R^{q}_{7}$$

$$\varphi^{o}_{87} \approx - \frac{T^{*}_{78}}{EI} + \frac{\alpha}{2 \cdot l_{78}} \cdot R^{q}_{7}$$

Podobnie znajdujemy wielkość kątów obrotu przekrojów przypodporowych od jednostkowych momentów - $\varphi^{k}_{i(i+1)}$ i $\varphi^{k}_{(i+1)i}$

Występującą w tych wyrażeniach wielkość współczynnika podatności podpory sprężystej α można za Dawydowem [3] przyjąć za równą $\alpha = \frac{1}{\alpha_{wykł:F}}$

gdzie $\alpha_{wykł}$ - współczynnik podatności wykładki wg Dawydowa ≈ 10 kG/cm^3

F - powierzchnia styku obudowy z górotworem zastąpiona sprężystą podporą

$$F = 100 \text{ cm} \cdot \frac{l_{i(i+1)} + l_{i(i-1)}}{2}$$

Znak $\approx$ występujący przy obliczaniu kątów obrotu wynika z nieprostopadłości cięciwy poszczególnych odcinków pierścienia do osi przyległych podpór. Z uwagi na nikłe deformacje promieniowe oraz proponowany podział w $\frac{\pi}{8}$ pierścienia obudowy, powstały skutkiem wspomnianego uproszczenia błąd nie ma w praktyce większego znaczenia. Dalsze obliczenia prowadzą do rozwiązania układu 8 równań [6] o ośmiu niewiadomych, co w dobie popularyzacji maszyn elektronicznych nie stwarza jakiegoś istotnego problemu.

Rozwiązaniem wspomnianego układu są wielkości momentów zginających w miejscach przyjętych przegubów.

Obudowę należy zwymiarować na maksymalny z uzyskanych w rozwiązaniu moment zginający.

2.3. Obliczenie sił wewnętrznych w obudowie pierścieniowej czteroprzegubowej w warunkach ciśnienia statycznego

Przy przyjęciu przegubowego połączenia elementów obudowy prefabrykowanej obliczenia przeprowadzamy na identycznym układzie podstawowym jak w przypadku obudowy bezprzegubowej (rys. 8). Z uwagi na istnienie w punktach 1,5 i 8 przegubów umożliwiających obroty sąsiednych przekroi, układ podstawowy obciążamy podobnie jak poprzednio kolejno obciążeniem zewnętrznym oraz jednostkowymi momentami ale jedynie w punktach 2,3,4 6 i 7.

Podobnie tylko dla tych punktów układamy równanie ciągłości obudowy [6].
Otrzymujemy w ten sposób układ 5 równań o niewiadomych będących wartościami momentów zginających w wymienionych punktach.

2.4. Obliczenie sił wewnętrznych w obudowie pierścieniowej w warunkach ciśnienia deformacyjnego

Jak wspomniano w punkcie 1.2 ciśnienie deformacyjne (dynamiczne) występuje przy prowadzeniu wyrobisk na znacznych głębokościach. Istnienie zmian stanu sprężystego na plastyczny w skałach skutkiem wydrążenia wyrobiska, potwierdziły obserwacje przeprowadzone na kopalniach Górnośląskiego Zagłębia Węglowego [2]. Identyczna konstrukcja obudowy zastosowana z powodzeniem na mniejszych głębokościach okazała się nieodpowiednia przy zejściu poniżej 600 m. Charakter zniszczeń zastosowanej obudowy stalowej ŁK potwierdza zanikanie ciśnienia deformacyjnego w miarę zaciskania wyrobiska. Bardzo często zauważono że mocno nawet powyginane łuki stoją i nie ulegają dalszym deformacjom. W takich przypadkach należy obudowę przeliczyć na ciśnienie deformacyjne – równomiernie rozłożone po obwodzie obudowy promieniowo skierowane do środka wyrobiska. Zgodnie z założeniami teorii sprężystości wokół otworu kołowego wykonanego w tarczy równomiernie obciążonej jednakowym ciśnieniem pionowym i bocznym, naprężenia obwodowe ulegają zwiększeniu wg wzoru:

$$\sigma_t = p\left(1 + \frac{a^2}{r^2}\right) \qquad (7)$$

gdzie:

σ_t – naprężenia obwodowe

p – ciśnienie wszechstronne

a – odległość badanego miejsca od środka otworu

r – promień otworu

Dla $a = r$, $+\sigma_t = 2p$

Ponieważ $p = \gamma_{śr} \cdot H$

gdzie:

$\gamma_{śr}$ - średni ciężar objętościowy skał

H - głębokość prowadzenia wyrobiska

to $\sigma_t = 2 \cdot \gamma_{śr} \cdot H$

Warunkiem uplastycznienia materiału jest wg hipotezy Coulomba przekroczenie przez największe naprężenie styczne σ_{max} wielkości τ_{pl}

$$\tau_{max} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \geq \tau_{pl} \qquad (8)$$

gdzie σ_1, σ_3 największe i najmniejsze naprężenia główne.

Hipotezę Coulomba można w układzie osi głównych zapisać:

$$\left.\begin{aligned} (\sigma_1 - \sigma_2) &= \sigma_{pl} \\ (\sigma_2 - \sigma_3) &= \sigma_{pl} \\ (\sigma_3 - \sigma_1) &= \sigma_{pl} \end{aligned}\right\} \qquad (9)$$

Przy $\sigma_3 = 0$

$$\sigma_1 - \sigma_2 = \sigma_{pl}$$

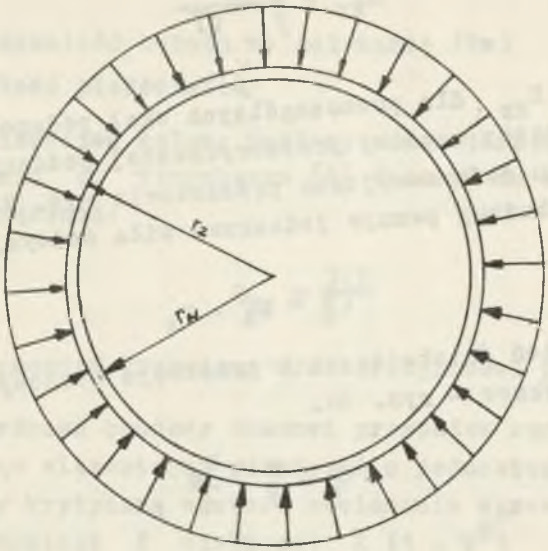
W naszym przypadku $\sigma_1 = \sigma_t$, $\sigma_2 = \sigma_r$

Dla $a = r$ $\sigma_r = 0$

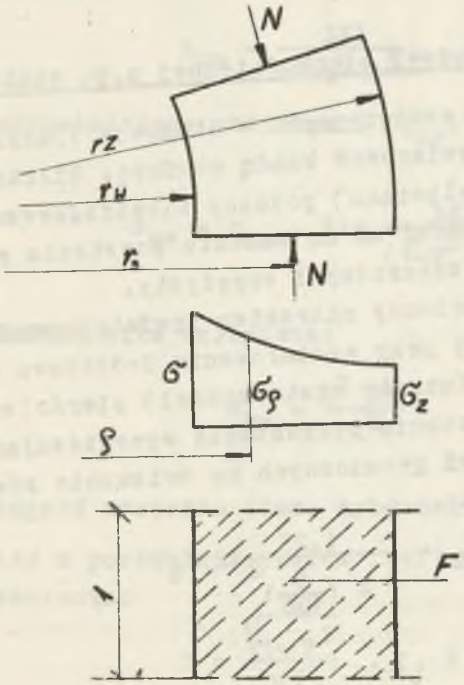
skąd $t =$ pl (10)

Przyjmując za Sałustowiczem $\sigma_{pl} = \frac{4k}{\sqrt{3}}$

gdzie 2k - granica plastyczności na ściskanie można określić krytyczną głębokość (H_{kr}) poniżej której w skałach wytworzy się dookoła wyrobiska strefa plastyczna:



Rys. 9. Schemat obciążenia obudowy kołowej w warunkach pełnego uplastycznienia skał



Rys. 10. Rozkład naprężeń ściskających w przekroju obudowy od siły osiowej N

$$\gamma_{śr} \cdot H_{kr} = \frac{4k}{\sqrt{3}} \tag{11}$$

skąd

$$H_{kr} = \frac{4k}{\gamma_{śr}\sqrt{3}}$$

Wartość H_{kr} dla poszczególnych skał podano w tablicy I. Schemat statyczny obudowy prefabrykowanej poddany wszechstronnemu ciśnieniu deformacyjnemu przedstawia rys. 9.
W przekroju obudowy panuje jednakowa siła ściskająca

$$N = p_o \cdot r_z \tag{12}$$

Rozkład naprężeń ściskających w przekroju obudowy wg Domkego przedstawia wykres - rys. 10.

$$\sigma_\varrho = \frac{N}{F} \cdot \frac{r_s}{\varrho} \tag{13}$$

gdzie:

F - powierzchnia przekroju poprzecznego
r_s - promień środka ciężkości przekroju obudowy.

2.5. Wymiarowanie obudowy cienkościennej n.p. siatkobetonowej

Znając wielkości sił wewnętrznych w obudowie (patrz pkt. 1.3) jesteśmy w stanie zwymiarować każdą obudowę. Siatkobeton (szczególny rodzaj żelbetonu) poddany mimośrodowemu względnie osiowemu ściskaniu możemy aż do momentu powstania rys traktować jako materiał jednorodny i sprężysty.

Z uwagi na cienkościenny charakter prefabrykowanej obudowy siatkobetonowej należy przy wymiarowaniu dodatkowo uwzględnić możliwość wyboczenia (utraty stateczności) pierścienia. Domke uwzględnił wpływ wyboczenia pierścienia wprowadzając zmniejszoną wielkość naprężeń granicznych na ściskanie równą dla pierścieni żelbetowych:

$$\sigma_k = \frac{1{,}25}{1 + \left(\frac{2}{100}\right)^2} \cdot \sigma_b \tag{14}$$

gdzie:

σ_b – wytrzymałość betonu na ściskanie (Rm)

λ – smukłość pierścienia

Rozważając pierścień kołowy poddany równomiernemu, promieniowemu obciążeniu q, Timoshenko [8] doszedł do krytycznej wartości obciążenia:

$$q_{kr} = \frac{3EI}{R^3} \tag{15}$$

gdzie: R – promień krzywizny środka ciężkości przekroju.

Ponieważ pierścień obudowy stanowi przypadek rury długiej, to rozpatrując elementarny pierścień o jednostkowej szerokości otrzymamy krytyczną wartość obciążenia wprowadzając do wzoru (15) zamiast E wielkość: $E(1-\nu^2)$

gdzie ν – współczynnik Poissona

wtedy

$$q_{kr} = \frac{3EI}{(1-\nu^2)R^3} \tag{16}$$

Siła osiowa odpowiadająca obciążeniu q_{kr}:

$$S_{kr} = q_{kr} \cdot R = \frac{3EI}{(1-\nu^2)R^2} \tag{17}$$

Ponieważ wg Eulera siła krytyczna:

$$S_{kr} = \frac{\pi^2 EI}{l^2} \tag{18}$$

gdzie l – długość swobodna (tzw. wyboczeniowa)

możemy określić z porównania wzorów (17) i (18) długość wyboczeniową pierścienia:

$$l = \frac{\sqrt{1-\nu^2}}{\sqrt{3}} \cdot \pi \cdot R \tag{19}$$

Smukłość pierścienia λ jest stosunkiem długości wyboczeniowej "l" do promienia bezwładności przekroju pierścienia "i".

$$\lambda = \frac{l}{i} = \frac{\sqrt{1-\nu^2}}{\sqrt{3}} \cdot \pi \cdot \frac{R}{i} \tag{20}$$

Podobną wartość smukłości pierścienia podaje za Domkem H. Link [5]:

$$\lambda = \frac{\pi}{\sqrt{3}} \cdot \frac{R}{i} = 1{,}813 \frac{R}{i} \tag{21}$$

Obliczoną wartość λ w przypadku gdy $\lambda > 50$ podstawiamy do wzoru (14).

Dla $\lambda \leqslant 50$ jest $\sigma_k = \sigma_b$

Zastosowanie siatkobetonu w miejsce betonu uwzględniamy poprzez podwyższenie wartości σ_b i wtedy do wzoru (14) podstawiamy wartości:

$$\sigma_b = Rm + \frac{\mu Q_{rs}}{100} \tag{22}$$

gdzie:

μ - procent zbrojenia przekroju siatki

Q_{rs} - granica plastyczności zbrojenia siatkowego.

W przyjętym przekroju obudowy należy sprawdzić ekstremalne wartości naprężeń: na ściskanie - σ_1, na rozciąganie - σ_2

$$\sigma_1 = \frac{N}{F} + \frac{M}{W} \leqslant \frac{\sigma_k}{s_1} \tag{23}$$

$$\sigma_2 = \frac{M}{W} - \frac{N}{F} \leqslant \frac{\sigma_r}{s_2}$$

gdzie:

N - siła osiowa w badanym przekroju

M - moment zginający w badanym przekroju

F - powierzchnia przekroju pierścienia

W - wskaźnik zginania przekroju pierścienia

s_1 - współczynnik bezpieczeństwa na ściskanie (s_1=3)

s_2 – współczynnik bezpieczeństwa na zarysowanie (w budownictwie – $s_2 = 1,3$)

σ_r – naprężenie graniczne rozciągające:

$$\sigma_r = R_r \cdot (1 + \frac{\mu \cdot n}{100}) \qquad (24)$$

gdzie:

R_r – wytrzymałość betonu na rozciąganie

n – stosunek modułów sprężystości stali i betonu

$$n = \frac{E_s}{E_b} \sim 10$$

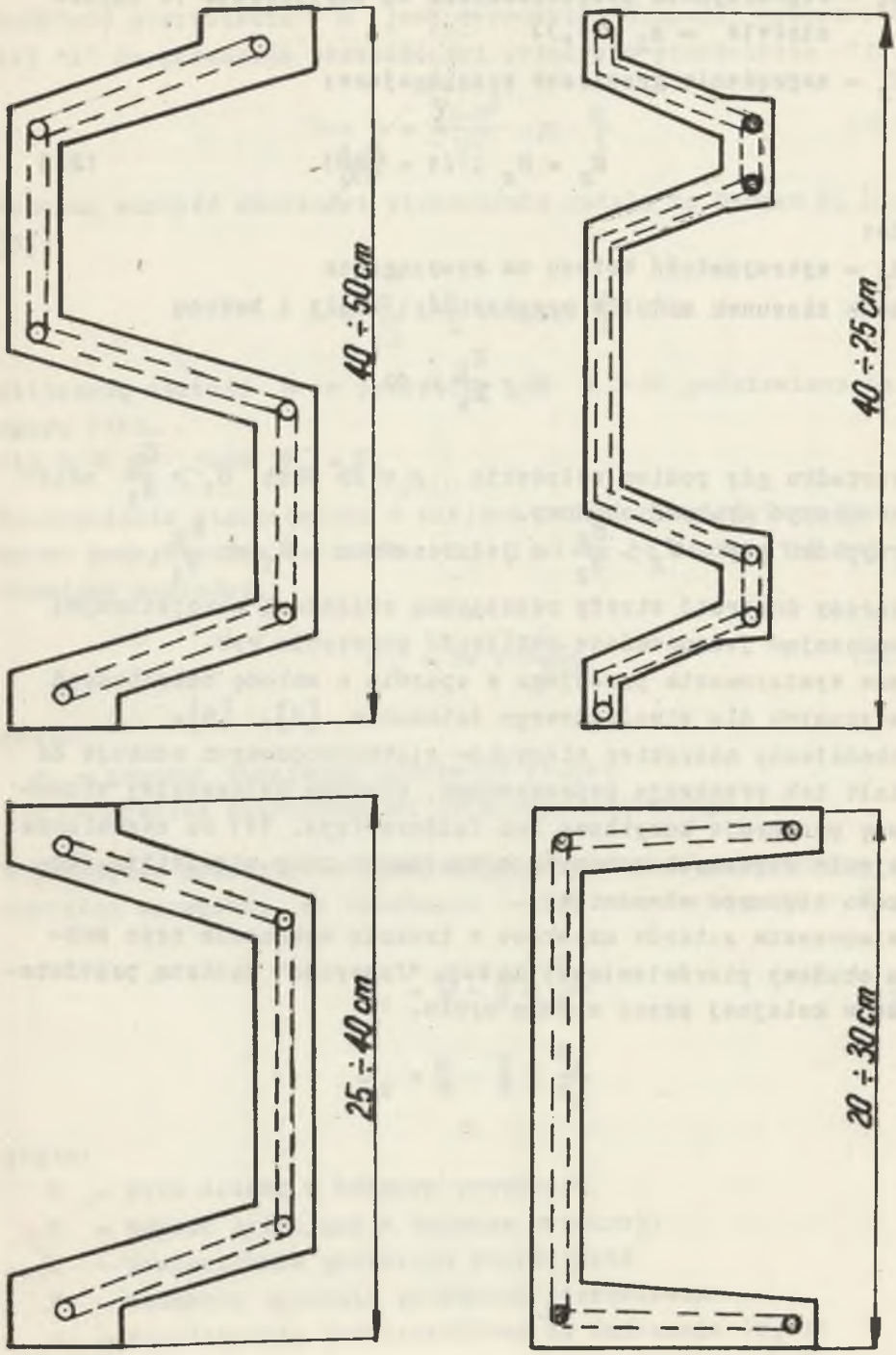
W przypadku gdy pomimo założenia $\mu = 2\%$ jest $\sigma_1 > \frac{\sigma_k}{s_1}$ należy zwiększyć grubość obudowy.

W przypadku gdy $\sigma_2 > \frac{\sigma_r}{s_2}$ a jednocześnie $\sigma_1 \ll \frac{\sigma_k}{s_1}$ wystarczy dozbroić strefę rozciąganą wkładkami zbrojeniowymi dopuszczając jednocześnie możliwość powstania rys.

Dalsze wymiarowanie przebiega w oparciu o metodę odkształceń plastycznych dla mimośrodowego ściskania [1], [6].

Cienkościenny charakter elementów siatkobetonowych rzutuje na kształt ich przekroju poprzecznego, dlatego najczęściej stosuje się przekroje korytkowe lub fałdowe (rys. 11) co zezwala na przejęcie większych momentów zginających przy niewielkim stosunkowo ciężarze elementów.

Doświadczenia autorów uzyskane w trakcie wykonania oraz montażu obudowy pierścieniowej na kop. "Jaworzno" zostaną przedstawione w kolejnej pracy z tego cyklu.



Rys. 11. Przekrój korytkowy ciankościennych elementów siatkobetonowych obudowy

Tablica I

Nazwa skały	Wytrzymałość na ściskanie R_o (kG/cm^2)	Kąt tarcia wewnętrznego	Głębokość krytyczna H_{kr} (m)
Łupki węglowe	100–400 / śr. 250	68°	230–930 / śr. 580
Iły węglowe	60	50°	140
Iły sapropelowe	100–500 / śr. 300	70°	230–1160 / śr. 700
Iły kaolinitowo-illitowe (łupki plastyczne)	50–160 / śr. 86	60°	115–370 / śr. 200
Iły kaolinitowo-serecytowo-kwarcowe (łupki ilasto piaszczyste)	150–300 / śr. 220	75°	350–700 / śr. 510
Iły kaolinitowo-chlorytowo-syderytowe (łupki żelaziste)	100–500 / śr. 345	78°	230–1160 / 800
Mułkowce normalne (łupki piaszczyste)	200–600 / śr. 450	80°	465–1390 / 1040
Mułkowce syderytowe	200–650 / 470	81°	465–1500 / 1090
Piaskowce miałkoziarniste	300–800 / 600	82°	700–1860 / 1390
Piaskowce średnioziarniste	200–700 / 480	81°	465–1620 / 1110
Piaskowce gruboziarniste	200–700 / 450	80°	465–1620 / 1040
Żwirowce (zlepieńce, konglomeraty)	100–600 / 350	70°	230–1390 / 810

od. tablicy I

Nazwa skały	Wytrzymałość na ściskanie R_c (kG/cm^2)	Kąt tarcia wewnętrznego	Głębokość krytyczna H_{kr} (m)
Margle wapienne	100-170 / 150	60°	230-390 / 350
Wapienie piaszczyste	400-580 / 490	81°	930-1340 / 1130
Węgiel miękki	100	45°	230
Węgiel twardy	210	60°	490

LITERATURA

[1] Chmielnicki L., Iwanow P. - Sbornyje żeliezobietonyje konstrukcii kriepi dlia kapitalnych gornych wyrabotok. Moskwa 1955.

[2] Cierpisz S., Swist E. - Obudowa głównych wyrobisk korytarzowych na dużych głębokościach. Projekty - Problemy nr 6/1966.

[3] Dawydow S. - Obliczanie i projektowanie konstrukcji podziemnych" MON Warszawa 1954.

[4] Kisiel J., Lysik B. - Zarys reologii gruntów - Arkady Warszawa 1966.

[5] Link H. - Entwicklung und gegenwärtiger Stand der Schachtausbauberechnung für lookeres, wasserführendes Gebirge - Gutehoffnungshütte Sterkrade Aktiengesellschaft.

[6] Orłow W., Janczur A., Babiczew N., Pietrow A., Ponomarienko A., Gudź A. - Prowiedienie i krieplienie gornych wyrabotok, Moskwa 1965.

[7] Sałustowicz A. - Zarys mechaniki górotworu - Arkady Warszawa 1966.

[8] Timoshenko S., Gere J. - Teoria stateczności sprężystej - Arkady Warszawa 1963.

[9] Chudek M. - Obudowa. Wydawnictwo Śląsk, Katowice 1968.

[10] Borecki M., Chudek M. - Mechanika górotworu skrypt uczelniany. Gliwice 1968.

[11] Chudek M. - Wpływ obciążenia na optymalny kształt wyrobisk korytarzowych. Przegląd Górniczy nr 4, 1968.

НЕКОТОРЫЕ ПРОБЛЕМЫ ПРОЕКТИРОВАНИЯ СБОРНОЙ КРЕПИ КОРИДОРНЫХ И КАМЕРНЫХ ВЫРАБОТОК

Р е з ю м е

В связи с растущем всё время расширением внедрения сборной крепи коридорных и камерных выработок возникает необходимость подбора соответствующих метод её проектирования. С целью облегчения проектантам точного и верного подбора метода проектирования в настоящей работе, после представления основных гипотез по этому вопросу указано конкретные предложения относительно:

1) подбора формы крепи
2) определения величины давлений и нагрузки
3) способов расчётов внутренних сил в крепи.

Работа заканчивается директивными наставлениями нанесения размеров сборной кольцевой крепи, опирающейся на сеткобетон.

S u m m a r y

The introduction of precasted elements in mine headings on a wide scale, requiures the selection of the right planning methods.
The article introduces into the basie theories regarding precasted concrete blocks. It facilitates the designer the selection of the right planning metods and gives some proposals regarding:

- selection of precasted elements
- determination of pressure and load
- calculation methods on internal forces.

The article concludes with measurements quide lines for a circle shaped wire mesh concrete lining.