

MIECZYŚLAW CZYŻEWSKI

Łódź

WSPÓŁCZYNNIKI TARCIA W CIERNYCH UKŁADACH WYCIĄGÓW PIONOWYCH

Wielkość pozornego współczynnika tarcia liny, pracującej w rowku wykonanym na tarczy ciernej, uzależniona jest od geometrycznych parametrów rowka, rozkładu docisków jednostkowych pomiędzy liną a rowkiem oraz od wartości rzeczywistego współczynnika tarcia pomiędzy materiałem liny i rowka. Prawo rozkładu umownych docisków jednostkowych pomiędzy liną a rowkiem określone zostało w oparciu o przeprowadzone badania zużycia rowków. Badania te wykazały, że rowek podcięty przybiera w czasie zużycia eliptyczny kształt zarysu ścian bocznych oraz umożliwiły wyznaczenie parametrów elips, określających profil zużytego rowka. W oparciu o nową hipotezę rozkładu docisków, wynikającą z ustalonego doświadczalnie przebiegu zużycia, wyprowadzone zostały zależności teoretyczne, służące do wyznaczania pozornych współczynników tarcia w normalnie stosowanych półokrągłych rowkach podciętych oraz w rowkach podciętych, posiadających eliptyczny kształt zarysu.

Badania doświadczalne pozornych współczynników tarcia przeprowadzone na stanowisku laboratoryjnym oraz w szybie doświadczalnym potwierdziły słuszność wyprowadzonych zależności teoretycznych oraz umożliwiły wyznaczenie najmniejszych wartości tych współczynników, miarodajne dla obliczania bezpiecznej wielkości sprzężenia ciernej liny z tarczą cierną.

Nowa metoda wyznaczania pozornych współczynników tarcia w rowkach podciętych dała możliwość dokonania właściwej interpretacji wyników badań obcych. Dla celów praktycznych obliczeń zaproponowano odpowiednie wzory uproszczone.

Ważniejsze oznaczenia:

a [mm]	— wielka półoś elipsy
b [mm]	— mała półoś elipsy
C	— współczynnik cierności
C_1	— współczynnik cierności dla półokrągłego rowka podciętego
C_2	— współczynnik cierności dla eliptycznego rowka podciętego
D [cm]	— średnica tarczy ciernej
d [mm—cm]	— średnica liny
e [mm]	— szerokość podcięcia rowka
M_1	— współczynnik docisku jednostkowego w półokrągłym rowku podciętym

M_2	— współczynnik docisku jednostkowego w eliptycznym rowku podciętym
$m = \frac{a}{b}$	— współczynnik spłaszczenia elipsy
$n = \frac{b}{d}$	— współczynnik szerokości rowka eliptycznego
$p_{\max}$ [kG/cm ²]	— max. docisk jednostkowy w rowku linowym
R [cm]	— promień tarczy ciernej
r [mm—cm]	— promień rowka linowego
S_1 [kG]	— siła w linie nośnej (większa)
S_2 [kG]	— siła w linie nośnej (mniejsza)
$s = \frac{e}{d}$	— współczynnik szerokości podcięcia eliptycznego rowka podciętego
$u = \frac{r}{d}$	— współczynnik kształtu rowka
v_p [mm/sek]	— prędkość poślizgu
w	— współczynnik docisku jednostkowego wg Hymansa i Hellborna
$z = \frac{b}{r}$	— współczynnik rozporu liny w rowku
α	— kąt podcięcia rowka podciętego odniesiony do środka nieodkształconej liny
α_0	— kąt podcięcia rowka podciętego odniesiony do środka koła wyznaczającego profil rowka
β	— kąt opasania tarczy ciernej przez linę nośną
γ	— kąt rozwarcia rowka klinowego
δ	— kąt wypełnienia rowka przez linę
μ	— pozorny współczynnik tarcia liny w rowku linowym
μ_0	— rzeczywisty współczynnik tarcia materiału liny i rowka
ϱ_1, ϱ_2 [cm]	— promienie elipsy

1. Wprowadzenie

Zapewnienie należytej wielkości sprzężenia ciernego, a więc zdolności przekazywania linom nośnym przez tarczę cierną wymaganych względami ruchowymi sił obwodowych, należy do podstawowych zagadnień w budowie wyciągów pionowych. Racjonalne ukształtowanie układu ciernego wymaga:

- określenia dla projektowanego wyciągu pionowego niezbędnej wartości sprzężenia ciernego,
- właściwego doboru kształtu rowka linowego zdolnego do przekazywania linie nośnej bez występowania poślizgu żądanej siły obwodowej,
- zapewnienia na powierzchni kontaktu liny z rowkiem docisków jednostkowych nie powodujących nadmiernego zużycia układu ciernego.

Wielkość wymaganego sprzężenia ciernego określana jest zwykle na podstawie następującego związku, opartego na znanej zależności Eulera.

$$(1) \quad (e^{\mu\beta})_{\text{wym}} \geq \psi \left(\frac{S_1}{S_2} \right)_{\text{stat.}}$$

Prawa strona nierówności (1) reprezentuje stosunek napięć w linach wyciągu z uwzględnieniem wpływów dynamicznych natomiast strona lewa przedstawia wymaganą wartość współczynnika udźwigu. Dla danego układu ciernego, w którym kąt β jest już zdefiniowany współczynnik udźwigu zależy tylko od wartości pozornego współczynnika tarcia μ . A zatem możliwość racjonalnego doboru kształtu rowka wiąże się ze znajomością wartości pozornych współczynników tarcia dla rozmaitych rowków linowych. W zakresie docisków jednostkowych pomiędzy liną a rowkiem przyjmuje się w budowie wyciągów pionowych wartości umowne, wynikające z założenia, że powierzchnia styku liny z rowkiem jest gładka. Dla uzyskania należytej trwałości elementów układu ciernego wymaga się sprawdzenia czy ujęte w powyższy sposób maksymalne dociski jednostkowe występujące na powierzchni kontaktu liny z rowkiem nie przekraczają wartości dopuszczalnych.

Zależności służące do obliczania pozornych współczynników tarcia rowków linowych oraz docisków jednostkowych wyprowadzone zostały przez F. Hymansa i A. V. Hellborna [1] oraz H. Donandta [2]. Odpowiednie wzory w postaci podanej przez powyższych autorów stały się powszechnie obowiązujące i są używane również i w krajowej praktyce dźwigowej [3, 4, 5].

W związku z aktualnie stosowaną metodą określania współczynnika udźwigu można wysunąć szereg wątpliwości wymagających wyjaśnienia, a mianowicie:

- na podstawie przeprowadzonych badań własnych stwierdzono, że podstawowe założenie o niedokształcalności liny pracującej w podciętym rowku linowym, warunkujące rozkład docisków przyjęty przez Hymansa i Hellborna nie znajduje potwierdzenia w wynikach doświadczeń. W związku z tym wielkość pozornego współczynnika tarcia musi być opisana innymi zależnościami niż to było dotychczas stosowane.
- Wartości rzeczywistych współczynników tarcia podawane przez różnych autorów nasuwają wątpliwości ze względu na znaczny rozrzut. Dla zobrazowania granic tego rozrzutu można przytoczyć wartość 0,084 zaleconą przez Hymansa i Hellborna oraz wartość 0,3 zaproponowaną przez W. A. Andriejewa [6].
- Szereg prac doświadczalnych nie wykazuje zgodności uzyskanych wyników. Np. w artykule L. A. Cikawego [7] podane wyniki pomiarów sprzężenia ciernego na podstawie których otrzymano pozorne współczynniki tarcia znacznie przewyższające wartości wyliczone przy użyciu wzorów Hymansa — Hellborna. Z kolei w badaniach przeprowadzonych we WNJJPT Masz-u [8] uzyskano wartości pozornych współczynników tarcia bardzo zbliżone do wartości jakie się otrzymuje przy zastosowaniu dotychczasowych zależności.
- W przepisach budowy i ruchu dźwigów zagadnienie sprzężenia ciernego nie jest potraktowane jednolicie. O ile np. w nieaktualnej obecnie normie PN/M 06500 [9] zamieszczone były wskazówki dotyczące obliczeniowego sprawdzenia współczynnika udźwigu, to w obecnie obowiązujących przepisach UDT z 1963 roku [10] nie żąda się takiego sprawdzenia, a mówi się jedynie o sposobie przeprowadzania próby sprzężenia ciernego, jakiej należy dokonywać przy kontroli technicznej wyciągu. Również w przepisach radzieckich [11] brak jest wskazań odnośnie sposobu obliczania współczynnika

udźwigu. Przepisy niemieckie [12] podają natomiast zalecenia odnośnie obliczeń współczynnika udźwigu w oparciu o wzory Hymansa — Hellborna i Donandta. Pominiecie w niektórych przepisach dźwigowych tak ważnego dla bezpiecznego użytkowania wyciągu zagadnienia jak obliczanie współczynnika udźwigu wynika, jak się wydaje, z braku przekonania odnośnie pewności obecnie stosowanych metod obliczeniowych.

W tym stanie rzeczy należy stwierdzić, że dotychczasowe rozeznanie w zakresie sprzężenia ciernego w wyciągach pionowych nie jest w pełni zadowalające. Niniejszy artykuł ma na celu przedstawienie niektórych wyników badań*) dotyczących teoretycznego i doświadczalnego wyznaczania wielkości pozornych współczynników tarcia w rowkach linowych.

Badania te dotyczyły w głównej mierze rowków półokrągłych z podcięciem, gdyż ten typ rowka jest szeroko w praktyce stosowany. Wybór takiego rowka jako głównego przedmiotu badań był podyktowany również tym, że drugi często stosowany rowek — klinowy jak wiadomo przechodzi w miarę zużycia do postaci rowka podciętego i musi być w związku z tym rozpatrywany jako rowek podcięty, którego kąt podcięcia zmniejsza się w miarę postępującego zużycia.

2. Podstawowe założenia

Wielkość pozornego współczynnika tarcia można przedstawić w postaci ogólnej jako

$$(2) \quad \mu = C\mu_0.$$

Parametr C uzależniony jest od rodzaju rowka linowego oraz od charakteru rozkładu docisków pomiędzy liną a rowkiem. Parametr ten obrazuje wielkość zwiększenia pozornego współczynnika tarcia w rowku linowym w stosunku do rzeczywistego współczynnika tarcia μ_0 jaki występuje pomiędzy materiałami liny i rowka. Jak widać z zależności (2) prawidłowe określenie pozornego współczynnika tarcia wymaga więc znajomości prawa rozkładu docisków oraz wartości rzeczywistego współczynnika tarcia.

2.1. Rozkład docisków w rowku linowym

Złożoność budowy liny dźwigowej sprawia, że określenie docisków pomiędzy liną, a rowkiem na drodze teoretycznej natrafia na duże trudności. Jak dotąd brak jest teoretycznego rozwiązania zadania kontaktowego w którym występowałyby warunki zbliżone do warunków współpracy liny w podciętych rowkach linowych. Niedostateczna jest też znajomość sprężystych własności liny, w szczególności w kierunku poprzecznym. W tym stanie rzeczy uznano, że najbardziej wiarygodne dane co do rzeczywistego rozkładu docisków w rowku linowym można uzyskać na drodze doświadczalnej. Badania w tym zakresie polegały na dokładnym określeniu kształtu zużytych rowków linowych. Na podstawie przeprowa-

*) Omówione badania przeprowadzono w ramach pracy doktorskiej autora pt. „Zagadnienia sprzężenia i zużycia w tarczach ciernych wyciągów pionowych” wykonanej w Katedrze Dźwignic Politechniki Łódzkiej.

dzonych badań stwierdzone zostało, że półokrągły rowek podcięty przybiera w trakcie zużycia eliptyczny kształt zarysu ścian bocznych.

Przy wyprowadzaniu zależności umożliwiających wyznaczenie wielkości współczynnika cierności C uczynione zostały następujące założenia:

1. Powierzchnia rowka, w którym pracuje lina jest nieodkształcalna.
2. Wielkość zużycia jest proporcjonalna do docisku jednostkowego.
3. Przekrój poprzeczny liny doznaje odkształceń przy pracy w rowku linowym.
4. Nieciągły rozkład docisków pomiędzy liną a rowkiem zastąpiony zostaje rozkładem ciągłym.

Założenie pierwsze przyjęte zostało z uwagi na to, że rowki linowe nacinane są w tarczach, wykonanych z materiałów charakteryzujących się wysokim modułem sprężystości jak np.: żeliwo lub staliwo. Wykładziny o dużej podatności nie są stosowane w tarczach ciernych wyciągów pionowych (w odróżnieniu np. od wyciągów kopalnianych zaopatrzonych w koła cierne typu Koepe, posiadające na obwodzie wykładzinę gumową lub skórzaną).

Założenie drugie jest zgodne z wynikami badań dotyczącymi zużycia metali [13, 14, 15]. Założenie to umożliwia przejście od wyznaczonej na drodze doświadczalnej wielkości zużycia rowka do wielkości docisku jednostkowego.

Założenie trzecie jest w zasadzie stwierdzeniem oczywistego faktu, gdyż lina charakteryzująca się znacznie większą podatnością niż materiał rowka w rzeczywistości doznaje odkształceń pod wpływem występujących obciążeń. Założenie to w powyższym sformułowaniu podano dla uwypuklenia, że w dotychczasowych opracowaniach przyjmowano, iż przekrój poprzeczny liny nie doznaje odkształceń przy pracy w podciętym rowku linowym co prowadziło do określonego prawa rozkładu docisków, stanowiącego podstawę do wyprowadzenia wzorów Hymansa — Hellborna.

Założenie więc zgodnie ze stanem faktycznym, że lina odkształca się w rowku linowym prowadzi do innego niż poprzednio rozkładu docisków i stanowi nowe podejście do zagadnienia warunków pracy liny w podciętym rowku linowym. Jak wspomniano wyżej



Rys. 1. Ślad przylegania liny przeciwzwitej w rowku półokrągłym a) lina nowa, b) lina zużyta

charakter rozkładu docisków w rowku podciętym określony został na podstawie przeprowadzonych badań co pozwala na wyznaczenie parametru C z większym przybliżeniem do rzeczywistych warunków pracy liny w rowku niż to miało miejsce w dotychczas stosowanych wzorach.

W odniesieniu do założenia czwartego należy stwierdzić, że w rzeczywistości dociski występujące pomiędzy liną a rowkiem przenoszone są za pośrednictwem tylko tych drutów zewnętrznej warstwy spletek, które stykają się ze ścianami rowka. Rysunek 1 przedstawia fotografię śladu przylegania do powierzchni rowka półokrągłego liny przeciwzwitej używanej w badaniach.

Przy nieużytej linie styk zachodzi na krótkich odcinkach drutów, przylegających do powierzchni rowka wzdłuż spiral, odpowiadających przebiegowi splotek. W miarę zużycia się liny ślad jej przylegania w rowku przybiera kształt zbliżony do spiralnych pasków przebiegających zgodnie z układem splotek w linie. Paski powierzchni kontaktowych skutkiem występowania poślizgu sprężystego przesuwają się podczas ruchu układu w coraz to inne miejsca powierzchni ścian bocznych wywołując określone zużycie. Obraz zużycia profilu rowka w przekroju promieniowym otrzymany w wyniku długotrwałego oddziaływania pasków kontaktowych będzie więc identyczny z takim jaki powstałby przy współpracy rowka z ciałem zachowującym się podobnie do liny, lecz mającym gładką powierzchnię zewnętrzną. Takie ujęcie umożliwia opisanie prawa rozkładu docisków za pomocą funkcji ciągłej i uzyskanie na tej drodze znacznych uproszczeń. Oczywiście zastąpienie rozkładu nieciągłego rozkładem ciągłym zmienia wielkość docisków jednostkowych, które będą znacznie mniejsze od rzeczywiście występujących. Dociski jednostkowe mają więc charakter umowny. We wszystkich dotychczas opracowaniach jak również w odpowiednich przepisach dźwigowych używa się umownych wielkości docisków jednostkowych oraz ich wartości dopuszczalnych.

2.2. Określenie rzeczywistego współczynnika tarcia

Przy pracy liny w rowku linowym mogą wystąpić w normalnych warunkach dwa rodzaje tarcia:

- tarcie suche, gdy na powierzchniach styku nie występuje smar, natomiast są one pokryte warstwami powierzchniowymi, najczęściej tlenkami metali.
- tarcie mieszane tzn. gdy w pewnych punktach styku występuje tarcie suche, a w innych tarcie graniczne. Przy tym pod pojęciem tarcia graniczne rozumie się tarcie zachodzące przy występowaniu warstewek smaru, rozdzielających obie powierzchnie, ale o tak małej grubości, że własności objętościowe smaru jeszcze się nie ujawniają (w przeciwieństwie do zjawisk zachodzących przy tarcia płynnym).

Liny wyciągów pionowych nie są w zasadzie smarowane w czasie eksploatacji. Istnienie jednak w linie rdzenia konopnego, przesyconego smarem powoduje, że smar jest częściowo wyciskany na powierzchnię na skutek odkształceń jakich doznaje lina przy przechodzeniu przez tarczę cierną i koła odchylające. Ponadto podczas konserwacji zabezpieczającej przed korozją dokonuje się okresowego oczyszczania i przetarcia zewnętrznych powierzchni lin przy pomocy czyściwa przesyconego olejem. Z tych względów pewne niewielkie ilości smaru pojawiają się zwykle na powierzchniach rowków co powoduje, że najczęściej mamy do czynienia z występowaniem tarcia mieszanego. Zgodnie z tym przy badaniach na stanowisku laboratoryjnym starano się utrzymać wyżej omówione warunki tarcia.

Literatura dotycząca zagadnień tarcia jest obecnie bardzo obszerna. Należy jednak stwierdzić, że większość opracowań obejmuje zagadnienia tarcia płynnego i hydrodynamicznej teorii smarowania. Prace z zakresu tarcia suchego i granicznego są mniej liczne, przy tym najwięcej uwagi poświęca się badaniom współczynników tarcia i zużycia próbek różnych metali przy wykorzystaniu specjalnych maszyn, służących do badania procesu tarcia.

Złożoność zjawisk towarzyszących pracy liny w rowku linowym zarówno od strony powstawania tarcia jak i od strony zachowania się liny w rowku sprawia, że przyjęcie jakiegoś uproszczonego modelu w celu zbadania współczynnika tarcia jest bardzo utrudnione. Poszukiwanie takiego modelu jest też niecelowe, gdyż jak wskazują badania przeprowadzone w dziedzinie tarcia nawet w przypadkach o wiele prostszych od rozpatrywanego nie jest możliwe bezpośrednie przenoszenie wyników badań uzyskanych na bardzo uproszczonych modelach (próbkach) do układu rzeczywistego, w którym występują jednocześnie wpływy wielu czynników. Z tych względów dla otrzymania wiarygodnych wyników w zakresie wartości współczynników tarcia zachodzi konieczność przeprowadzenia badań na rzeczywistym obiekcie, lub na obiekcie bardzo zbliżonym do rzeczywistego. W każdym przypadku modelowania zjawisk tarcia przy pracach badawczych musi być spełnione wymaganie, aby stanowisko badawcze stwarzało takie same warunki jakie występują w obiekcie rzeczywistym w odniesieniu do prędkości poślizgu, nacisków, powierzchni styku, temperatury powierzchni styku, oraz warunków otaczających. Jest rzeczą oczywistą, że sama trąca się para musi być reprezentowana przez elementy rzeczywiście występujące w realnym obiekcie zarówno pod względem materiału jak i budowy. Ponadto stan powierzchni oraz warunki smarowania powinny być takie same. Badania eksperymentalne przeprowadzono więc na stanowisku laboratoryjnym, w którym tarcza cierna z naciętym na obwodzie rowkiem linowym ślizgała się względem nieruchomej liny, co odpowiadało wyżej omówionym wymaganiom.

W rzeczywistej pracy wyciągu występują jeszcze inne zjawiska, które nie dawały się odtworzyć na stanowisku laboratoryjnym, a mianowicie:

- wpływy dynamiczne, spowodowane siłami bezwładności oraz drganiami mas kabiny i przeciwwagi zawieszonych na sprężystychciągach,
- zmienna prędkość poślizgu sprężystego liny względem tarczy czarnej.

Omówione wyżej okoliczności wskazują na konieczność przeprowadzenia badań uzupełniających także na rzeczywistym obiekcie. Z tego względu w ramach relacjonowanej pracy przeprowadzone były pomiary sprawdzające w szybie doświadczalnym w warunkach bardzo zbliżonych do rzeczywistej pracy wyciągu pionowego.

Przy tak ustawionych badaniach nie ma możliwości określenia w sposób bezpośredni wartości rzeczywistego współczynnika tarcia. Na podstawie przeprowadzonych pomiarów można wyznaczyć tylko wartość pozornego współczynnika tarcia wynikającą z zależności Eulera:

$$(3) \quad \mu = \frac{1}{\beta} \ln \frac{S_1}{S_2}.$$

Rzeczywisty zaś współczynnik tarcia liny i rowka można wyliczyć na podstawie związku (2)

$$(4) \quad \mu_0 = \mu/C,$$

przy czym znana być musi wielkość współczynnika cierności C dla badanego rowka.

Rzeczywiste współczynniki tarcia w świetle współczesnych rozpoznań są uzależnione od następujących zasadniczych wpływów:

- wpływ obciążenia
- wpływ temperatury
- wpływ prędkości poślizgu.

Uważa się obecnie, że współczynnik tarcia nie zależy od obciążenia w przypadku gdy w strefie kontaktu przeważa plastyczna deformacja występow nierówności stykających się powierzchni [15, 16]. W innych przypadkach współczynnik tarcia może zależeć od obciążenia. Jak wynika z obliczeń A. J. Kołczina [17] naprężenia kontaktowe na powierzchni rowka od nacisku poszczególnych drutów liny przekraczają granicę plastyczności. Ponadto w [18] podano wyniki szeregu badań nad współczynnikiem tarcia żeliwa i stali. Z badań tych wynika, że współczynnik tarcia tych materiałów zależy od obciążenia tylko przy bardzo małych naciskach, a następnie dla bardzo szerokiego zakresu nacisków jednostkowych zachowuje stałą wartość. Pozwala to na wprowadzenie uproszczenia polegającego na przyjęciu niezależności rzeczywistego współczynnika tarcia od występującego docisku jednostkowego. Założenie to zostało wykorzystane przy wprowadzeniu zależności dla pozornego współczynnika tarcia.

Zależność współczynnika tarcia od temperatury powierzchni styku trących się par jest znaczna w szczególności przy temperaturach przekraczających 100—200°. Z uwagi na to, że w normalnej eksploatacji wyciągu nie występuje w takim stopniu nagrzewanie się powierzchni styku liny i rowka wpływ temperatury nie był uwzględniony.

We wszystkich pracach dotyczących tarcia podkreśla się zależność współczynnika tarcia od prędkości poślizgu. Dla pary stal—żeliwo na ogół obserwuje się zjawisko zmniejszania się współczynnika tarcia wraz ze wzrostem prędkości poślizgu [19]. Z tego względu w przeprowadzonych badaniach stosowane były prędkości poślizgu odpowiadające prędkościom poślizgu sprężystego oraz prędkości zbliżone do spodziewanych przy wystąpieniu pełnego poślizgu lin względem tarczy ciernej.

3. Analiza teoretyczna rozkładu docisków jednostkowych i pozornego współczynnika tarcia w podciętym rowku linowym

3.1. Wyznaczenie max docisków jednostkowych i pozornego współczynnika tarcia w półokrągłym rowku podciętym

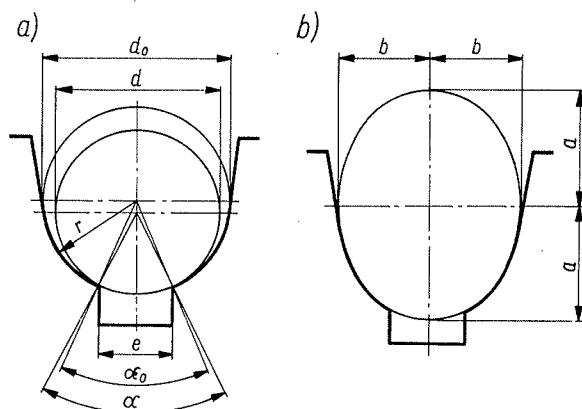
Kształt nieużytego półokrągłego rowka podciętego wyznaczony jest łukami koła o średnicy $d_0 = 2r$, stanowiącymi zarys ścian bocznych rowka, oraz szerokością podcięcia e .

Rysunek 2a przedstawia kształt zarysu takiego rowka w promieniowym przekroju przez wieniec tarczy ciernej.

Wielkość podcięcia rowka jest zwykle określona przy pomocy kąta podcięcia α , którego wierzchołek znajduje się w środku koła o średnicy d , obrazującego przekrój nieodkształconej liny w rowku linowym. W stosowanych w praktyce rowkach linowych promień rowka r jest na ogół większy od połowy średnicy nieodkształconej liny. Kształt rowka półokrągłego może być w tym zakresie scharakteryzowany za pomocą współczynnika kształtu $u = r/d \geq 0,5$. Z tego względu szerokość podcięcia e może być także określona przy pomocy kąta α_0 , którego wierzchołek znajduje się w środku koła o średnicy d_0 . Zachodzą przy tym następujące związki:

$$e = d \cdot \sin \frac{\alpha}{2} \quad \text{ i } \quad e = d_0 \cdot \sin \frac{\alpha_0}{2}.$$

Lina pracująca w podciętym rowku linowym ulega odkształceniu wskutek czego zużyty rowek linowy nie zachowuje pierwotnego kształtu. Jak wykazały badania półokrągły rowek podcięty po pewnym zużyciu przybiera kształt eliptyczny, przy tym wielka oś elipsy określającej kształt zarysu zużytego rowka przechodzi wzdłuż osi sy-



Rys. 2. Kształt rowka podciętego — a) rowek nowy, b) rowek zużyty

metrii rowka. Na rys. 2b pokazany jest kształt zużytego rowka podciętego. Odcinek $2a$ jest wielką osią elipsy, a odcinek $2b$ małą osią elipsy. Lina pracująca w takim rowku przyjmuje w części stykającej się z rowkiem eliptyczny kształt zarysu ścian bocznych rowka.

Wielkość spłaszczenia elipsy może być określona przy pomocy współczynnika $m = a/b > 1$. Bardzo istotną dla warunków pracy liny w rowku okazała się wielkość małej półosi elipsy b w stosunku do promienia r rowka nieużytego. Stosunek ten charakteryzuje stopień rozporu liny w rowku. Z tego względu wprowadzony został współczynnik rozporu liny w nieużytych rowkach linowych $z = b/r$.

W celu wyznaczenia docisków pomiędzy liną a rowkiem podciętym należy określić wielkość zużycia rowka.

Z uwagi na charakter zużycia rowka wystąpić mogą trzy przypadki pokazane na rys. 3, a mianowicie:

a) średnica liny jest tak dobrana do zastosowanego rowka, że odkształcona lina wypełnia rowek tak, że na poziomie osi $y - y$ dociski pomiędzy liną a rowkiem są równe zero, czyli $z = b/r = 1$.

Strefa styku liny z rowkiem na każdej ze ścian rowka zawarta jest w zakresie kąta od $\alpha_0/2$ do $\delta/2$ przy tym kąt $\delta/2 = 90^\circ$.

b) Zastosowana lina jest za „gruba” do danego rowka, wskutek czego lina „rozpiera się” w rowku linowym o czym świadczy występowanie pewnych docisków na poziomie osi $y - y$. W tym przypadku współczynnik rozporu liny w rowku jest większy od jedności, czyli $z = b/r > 1$.

Dociski pomiędzy liną a rowkiem, występujące w pewnym obszarze znajdującym się powyżej osi $y - y$ bardzo szybko spadają do zera. Z tego względu przyjęte zostało uproszczenie, że i w tym przypadku strefa występowania docisków nie wykracza poza zakres kąta $\delta = 180^\circ$.

c) Dobrana lina ma za małą średnicę do zastosowanego rowka wskutek czego odkształcona lina nie wypełnia w zupełności rowka. W tym przypadku mamy $z = b/r < 1$ oraz $\delta < 180^\circ$.

Dla określenia wielkości zużycia rowka przyjęty został na rysunku 3 prostokątny układ współrzędnych x, y przechodzący przez wspólny środek koła o promieniu r oraz elipsy o osiach $2a$ i $2b$, przy tym oś $x - x$ pokrywa się z wielką osią elipsy. Odcinek AB przedstawia wielkość zużycia rowka odmierzoną wzdłuż promienia poprowadzonego pod kątem ψ . Współrzędne punktów $A(x_1, y_1)$ oraz $B(x_2, y_2)$ muszą odpowiednio spełniać równania:

— elipsy o osiach $2a$ i $2b$

$$\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} = 1,$$

— koła o promieniu r

$$x^2 + y^2 = r^2,$$

— prostej zawierającej odcinek AB

$$y = cx, \quad \text{gdzie} \quad c = \operatorname{tg} \psi.$$

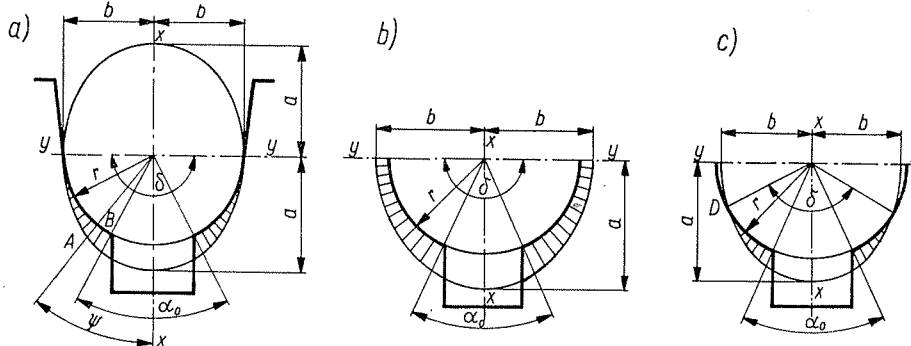
Wielkość zużycia wyznacza się za tym z zależności:

$$(5) \quad \delta_\psi = AB = \sqrt{(x_2 - x_1)^2 + (y_2 - y_1)^2} = \frac{\frac{a}{\cos \psi}}{\sqrt{1 + m^2 \operatorname{tg}^2 \psi}} - r.$$

Zgodnie z przyjętym założeniem, że wielkość docisku jest proporcjonalna do wielkości zużycia mamy:

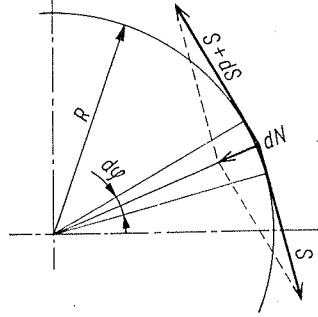
$$(6) \quad p_\psi = A \delta_\psi,$$

gdzie A jest współczynnikiem proporcjonalności. Wynika stąd, że rozkład docisków p_ψ jest identyczny z rozkładem zużycia δ_ψ , pokazanym na rysunku 3.



Rys. 3. Przebieg zużycia rowka podciętego

Współczynnik proporcjonalności można określić z warunku równowagi sił działających na elementarny łuk cięgna. Siły działające na elementarny łuk cięgna, znajdującego się na tarczy czarnej o promieniu R i ograniczonego dwoma przekrojami promieniowymi tworzącymi ze sobą kąt $d\varphi$ przedstawiono na rysunku 4.



Rys. 4. Siły działające na elementarny łuk cięgna

Rozpatrując odcinek cięgna o długości $Rd\varphi$ mamy:

$rd\varphi Rd\varphi$ — elementarną powierzchnię styku liny z rowkiem

$rd\varphi Rd\varphi p_\varphi$ — elementarną reakcję występującą na powierzchni styku, na której nacisk jednostkowy wynosi p_φ .

Suma rzutów elementarnych reakcji na oś pionową równa jest sile przyciskającej $dN \approx Sd\varphi$,

$$dN = 2 \int_{\frac{\alpha_0}{2}}^{\frac{\delta}{2}} p_\varphi \cos \varphi Rd\varphi r d\varphi = Sd\varphi,$$

$$\frac{2S}{Dd_0} = A \left[\int_{\frac{\alpha_0}{2}}^{\frac{\delta}{2}} \frac{ad\varphi}{\sqrt{1+m^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \varphi}} - \int_{\frac{\alpha_0}{2}}^{\frac{\delta}{2}} r \cos \varphi d\varphi \right].$$

Po rozwiązaniu całki

$$\int \frac{d\varphi}{\sqrt{1+m^2 \operatorname{tg}^2 \varphi}} = \frac{1}{\sqrt{m^2-1}} \ln (\sqrt{m^2-1} \sin \varphi + \sqrt{\cos^2 \varphi + m^2 \sin^2 \varphi}),$$

oraz po podstawieniu:

$$\frac{a}{r} = \frac{bm}{r} = zm \quad \text{ i } \quad u = \frac{r}{d} = \frac{d_0}{2d},$$

otrzymujemy:

$$A = \frac{S}{Dd} \cdot \frac{1}{ru \left| \frac{zm}{\sqrt{m^2-1}} \ln (\sqrt{m^2-1} \sin \varphi + \sqrt{\cos^2 \varphi + m^2 \sin^2 \varphi}) - \sin \varphi \right|_{\frac{\alpha_0}{2}}^{\frac{\delta}{2}}},$$

$$\delta_\varphi = \frac{a}{\sqrt{\cos^2 \varphi + m^2 \sin^2 \varphi}} - r = r \left(\frac{zm}{\sqrt{\cos^2 \varphi + m^2 \sin^2 \varphi}} - 1 \right).$$

Wstawiając powyższe zależności do wzoru (6) docisk w rowku podciętym wyrazi się następująco:

$$(7) \quad p_{\psi} = \frac{S}{D \cdot d} \cdot \frac{\frac{z \cdot m}{\sqrt{\cos^2 \psi + m^2 \sin^2 \psi}} - 1}{u \left| \frac{z \cdot m}{\sqrt{m^2 - 1}} \ln (\sqrt{m^2 - 1} \cdot \sin \psi + \sqrt{\cos^2 \psi + m^2 \sin^2 \psi}) - \sin \psi \right|_{\frac{\alpha_0}{2}}^{\frac{\delta}{2}}}.$$

Pozorny współczynnik tarcia μ można wyznaczyć z zależności $dT = \mu \cdot dN$ w której dT jest sumą sił tarcia powstających na powierzchniach styku elementarnego łuku liny z rowkiem, a dN jest siłą przyciskającą. Elementarną siłę tarcia określa iloczyn elementtarnej reakcji przez rzeczywisty współczynnik tarcia liny w rowku μ_0 . Zgodnie z tym mamy:

$$dT = 2 \int_{\frac{\alpha_0}{2}}^{\frac{\delta}{2}} \mu_0 p_{\psi} R d\varphi r d\psi = 2A\mu_0 \frac{D}{2} d\varphi \frac{d_0}{2} \int_{\frac{\alpha_0}{2}}^{\frac{\delta}{2}} \delta_{\psi} d\psi,$$

$$\mu dN = \mu S d\varphi$$

oraz

$$\mu = \mu_0 \frac{D}{2} \cdot \frac{d_0}{S} A \left[\int_{\frac{\alpha_0}{2}}^{\frac{\delta}{2}} \frac{a d\psi}{\sqrt{\cos^2 \psi + m^2 \sin^2 \psi}} - \int_{\frac{\alpha_0}{2}}^{\frac{\delta}{2}} r \cdot d\psi \right].$$

Pierwszą całkę można przekształcić przez podstawienie:

$$\psi = 90 - \varphi \quad \text{oraz} \quad k^2 = \frac{m^2 - 1}{m^2},$$

$$\int \frac{d\psi}{\sqrt{\cos^2 \psi + m^2 \sin^2 \psi}} = -\frac{1}{m} \int \frac{d\varphi}{\sqrt{1 - k^2 \sin^2 \varphi}}.$$

Otrzymana całka jest całką eliptyczną pierwszego rodzaju w trygonometrycznej postaci Legendre'a, którą przyjęto oznaczać

$$F(\varphi, \Theta) = \int_0^{\varphi} \frac{d\varphi}{\sqrt{1 - k^2 \sin^2 \varphi}},$$

gdzie argument φ traktowany jest jako kąt wyrażony w stopniach zaś moduł k jako sinus pewnego kąta, przy tym $k = \sin \Theta$.

W danym przypadku $k = \sqrt{\frac{m^2 - 1}{m^2}}$, a więc $0 < k < 1$.

Po podstawieniu wartości całki eliptycznej oraz przy uwzględnieniu $\frac{a}{r} = zm$ otrzymujemy:

$$\mu = \mu_0 \frac{D \cdot d_0}{2S} Ar \left[z \int_{90 - \frac{\delta}{2}}^{90 - \frac{\alpha_0}{2}} \frac{d\varphi}{\sqrt{1 - k^2 \sin^2 \varphi}} - \left| \psi \right|_{\frac{\alpha_0}{2}}^{\frac{\delta}{2}} \right].$$

Po uwzględnieniu wartości A wyrażenie dla pozornego współczynnika tarcia przybiera postać

$$(8) \quad \mu = \mu_0 \cdot \frac{z \cdot \left| F(\varphi, \Theta) \right|_{90 - \frac{\alpha_0}{2}}^{90 - \frac{\alpha_0}{2}} - \left| \varphi \right|_{\frac{\alpha_0}{2}}^{\frac{\delta}{2}}}{\left| \frac{zm}{\sqrt{m^2 - 1}} \ln (\sqrt{m^2 - 1} \sin \psi + \sqrt{\cos^2 \psi + m^2 \sin^2 \psi}) - \sin \psi \right|_{\frac{\alpha_0}{2}}^{\frac{\delta}{2}}}.$$

W związku (7) i (8) występują identyczne człony, które oznaczono symbolem A_0 (przy uwzględnieniu: $k = \sqrt{\frac{m^2 - 1}{m^2}}$),

$$(9) \quad A_0 = \left| \frac{z}{k} \ln (\sqrt{m^2 - 1} \cdot \sin \psi + \sqrt{\cos^2 \psi + m^2 \sin^2 \psi}) - \sin \psi \right|_{\frac{\alpha_0}{2}}^{\frac{\delta}{2}}.$$

Zgodnie z tym docisk jednostkowy w rowku podciętym określony został następującą zależnością wynikającą ze wzoru (7)

$$(10) \quad p_\psi = \frac{S}{Dd} \frac{\frac{zm}{\sqrt{\cos^2 \psi + m^2 \sin^2 \psi}} - 1}{uA_0}.$$

Maksymalny docisk występuje na krawędzi podcięcia dla której $\psi = \frac{\alpha_0}{2}$. Oznaczając we wzorze (10):

$$(11) \quad M_1 = \frac{\frac{zm}{\sqrt{\cos^2 \frac{\alpha_0}{2} + m^2 \sin^2 \frac{\alpha_0}{2}}} - 1}{uA_0}$$

sprowadzono wyrażenie na maksymalny docisk w półokrągłym rowku podciętym do postaci

$$(12) \quad p_{\max} = \frac{S_{\max}}{D \cdot d} M_1 \text{ [kG/cm}^2\text{]},$$

gdzie:

$S_{\max}$ [kG] — maksymalna siła w linie

D [cm] — średnica tarczy ciernej

d [cm] — średnica liny

M_1 — współczynnik docisku jednostkowego dla półokrągłego rowka podciętego.

Związek (8) określający pozorny współczynnik tarcia w półokrągłym rowku podciętym można sprowadzić do postaci:

$$(13) \quad \mu = C_1 \mu_0,$$

gdzie: μ_0 — rzeczywisty współczynnik tarcia liny w rowku

C_1 — współczynnik cierności dla półokrągłego rowka podciętego, określony zależnością

$$(14) \quad C_1 = \frac{z \left| F(\varphi, \Theta) \right|_{90 - \frac{\delta}{2}}^{90 - \frac{\alpha_0}{2}} - \psi \left| \right|_{90 - \frac{\alpha}{2}}^{90 - \frac{\delta}{2}}}{A_0}.$$

w którym A_0 określone jest związkiem (9), natomiast

$$\left| F(\varphi, \Theta) \right|_{90 - \frac{\delta}{2}}^{90 - \frac{\alpha_0}{2}} = \int_0^{90 - \frac{\alpha_0}{2}} \frac{d\varphi}{\sqrt{1 - k^2 \sin^2 \varphi}} - \int_0^{90 - \frac{\delta}{2}} \frac{d\varphi}{\sqrt{1 - k^2 \sin^2 \varphi}},$$

wyznacza się na podstawie tablic całek eliptycznych.

W przypadkach gdy $\frac{\delta}{2} = 90^\circ$ (przypadek a i b na rys. 3) wartość drugiej całki eliptycznej jest równa zero.

W przypadku kiedy $\frac{\delta}{2} < 90^\circ$ kąt ten może być określony z zależności:

$$(15) \quad \operatorname{tg} \frac{\delta}{2} = \frac{y_1}{x_1} = \sqrt{\frac{m^2 z^2 - 1}{m^2(1 - z^2)}},$$

w której x_1, y_1 są współrzędnymi punktu D przecięcia elipsy i koła (por. rys. 3c).

W celu określenia wartości współczynnika docisku jednostkowego M_1 (wg. wzoru 11) oraz współczynnika cierności C_1 (wg wzoru 14) dla półokrągłego rowka podciętego konieczna jest znajomość następujących parametrów:

a) parametry konstrukcyjne rowka podciętego

1. Współczynnik kształtu półokrągłego rowka podciętego

$$u = \frac{r}{d} = \frac{\text{promień rowka}}{\text{średnica liny}}.$$

2. Kąt podcięcia $\frac{\alpha_0}{2}$ określony związkiem

$$\sin \frac{\alpha_0}{2} = \frac{e}{d_0} = \frac{\text{szerokość podcięcia}}{\text{średnica koła o promieniu rowka } r}.$$

b) Parametry elipsy wyznaczającej przewidywany kształt zużytego rowka podciętego

1. Współczynnik spłaszczenia elipsy

$$m = \frac{a}{b} = \frac{\text{wielka półoś elipsy}}{\text{mała półoś elipsy}}.$$

2. Współczynnik rozporu liny w rowku linowym

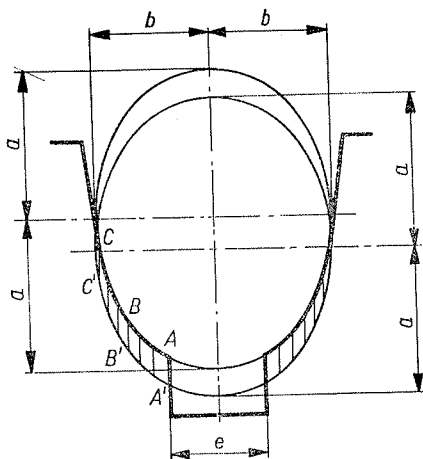
$$z = \frac{b}{r} = \frac{\text{mała półoś elipsy}}{\text{promień rowka}}.$$

Parametry konstrukcyjne rowka określone są za pomocą znanych wymiarów promienia nowego rowka, szerokości podcięcia oraz średnicy liny, która pracuje w danym rowku.

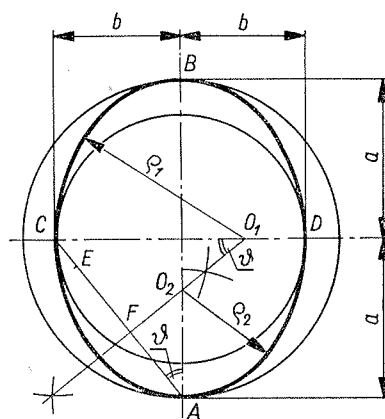
Parametry elipsy muszą być wyznaczone na podstawie badań zużycia rowków liny, przy tym dla celów obliczeniowych wystarcza znajomość odpowiednich stosunków pomiędzy długościami wielkiej i małej osi elipsy oraz promieniem niezżytego rowka.

3.2. Wyznaczenie max docisków jednostkowych i pozornego współczynnika tarcia w rowku o kształcie eliptycznym

Warunki pracy liny w zużytym rowku podciętym są odmienne niż w rowku nowym, którego zarys określony był łukami koła o promieniu r . Jak wykazują badania rowek podcięty, w którym po pewnym okresie pracy ustala się skutek zużycia eliptyczny kształt zarysu ścian bocznych zachowuje ten kształt przy dalszej eksploatacji. Zachowanie eliptycznego kształtu będzie miało miejsce również i w przypadku gdy zużyciu będzie podlegał rowek, któremu celowo nadano odpowiedni kształt eliptyczny. A zatem niezależnie od tego czy eliptyczny kształt rowka podciętego uzyskany zostanie wskutek zużycia rowka o pierwotnym półokrągłym zarysie ścian bocznych czy też taki sam kształt eliptyczny zostanie narzucony przez obróbkę rowka przy użyciu odpowiedniego noża kształtowego, przebieg zużytego rowka eliptycznego będzie taki jak pokazano na rys. 5.



Rys. 5. Przebieg zużycia eliptycznego rowka podciętego



Rys. 6. Konstrukcja elipsy

Jak widać z przedstawionego obrazu zużycia punkty A, B, C itd. leżące na powierzchniach ścian bocznych rowka eliptycznego doznają przy zużyciu rowka jednakowych przesunięć w kierunku promieniowym. Wynika z tego, że odcinki AA', BB', CC' itd. są sobie równe oraz, że kształt elipsy, określający zarys ścian rowka nie ulega zmianie.

Eliptyczny kształt rowka o szerokości podcięcia e i wymiarach osi elipsy $2a$ i $2b$, w którym pracuje lina o średnicy d charakteryzują następujące parametry:

$$s = \frac{e}{d}, \quad m = \frac{a}{b}, \quad n = \frac{b}{d}.$$

W dalszym wywodzie wprowadzone zostało uproszczenie polegające na tym, że elipsa określająca kształt rowka zbudowana została za pomocą promieni dwóch kół zgodnie ze znaną konstrukcją przybliżoną elipsy (rys. 6). Uproszczenie to umożliwiło wypro-

W punkcie A na krawędzi podcięcia występuje największy docisk $p_A = p_{\max}$. Zgodnie z tym docisk w dowolnym punkcie powierzchni roboczej rowka, wyznaczonym kątem ψ można określić w następujący sposób:

$$p_\psi = p_{\max} \frac{\cos \psi}{\cos \frac{\varepsilon}{2}},$$

zatem rozkład docisków w eliptycznym rowku podciętym wyznaczony jest kosinusoidą. Wartość maksymalnego docisku jednostkowego w eliptycznym rowku podciętym wyznacza się z warunku równowagi sił działających na elementarny odcinek cięgna, stosując podobne rozumowanie do tego, jakie zastosowano przy określeniu współczynnika proporcjonalności dla nowego rowka podciętego.

W rozpatrywanym przypadku elementarną reakcję występującą na powierzchni styku określa wyrażenie:

$$\varrho_1 d\psi R dp_\psi,$$

natomiast warunek, że suma rzutów reakcji ma oś pionową równa jest sile przyciskającej przedstawia się następująco:

$$dN = 2 \int_{\frac{\varepsilon}{2}}^{\frac{\delta}{2}} p_{\max} \varrho_1 R d\varphi \frac{\cos^2 \psi}{\cos \frac{\varepsilon}{2}} d\psi = S d\varphi,$$

ponieważ

$$\int_{\frac{\varepsilon}{2}}^{\frac{\delta}{2}} \cos^2 \psi d\psi = \frac{\delta - \varepsilon + \sin \delta - \sin \varepsilon}{4},$$

więc

$$dN = p_{\max} \varrho_1 D d\varphi \frac{\delta - \varepsilon + \sin \delta - \sin \varepsilon}{4 \cos \frac{\varepsilon}{2}}.$$

Uwzględniając, że $dN_{\max} = S_{\max} d\varphi$ otrzymujemy:

$$p_{\max} = \frac{4 \cos \frac{\varepsilon}{2}}{\delta - \varepsilon + \sin \delta - \sin \varepsilon} \frac{S_{\max}}{\varrho_1 D}.$$

W eliptycznym rowku podciętym $\delta = \pi$. Podstawiając ponadto ϱ_1 wg (16) otrzymujemy związek dla maksymalnego docisku jednostkowego w eliptycznym rowku podciętym:

$$(18) \quad p_{\max} = \frac{4 \cos \frac{\varepsilon}{2}}{(\pi - \varepsilon - \sin \varepsilon) k_1 n} \frac{S_{\max}}{D d}.$$

Pozorny współczynnik tarcia wyznaczony został na podstawie zależności

$$dT = 2 \int_{\frac{\varepsilon}{2}}^{\frac{\delta}{2}} \mu_0 p_{\max} \varrho_1 d\varphi \frac{\cos \psi d\psi}{\cos \frac{\varepsilon}{2}} = \mu dN,$$

$$\mu = \frac{4 \left(\sin \frac{\delta}{2} - \sin \frac{\varepsilon}{2} \right)}{\delta - \varepsilon + \sin \delta - \sin \varepsilon} \mu_0,$$

oraz przy $\delta = \pi$

$$(19) \quad \mu = \frac{4 \left(1 - \sin \frac{\varepsilon}{2} \right)}{\pi - \varepsilon - \sin \varepsilon} \mu_0.$$

Potrzebny do obliczania wartości (18) i (19) kąt ε można określić na podstawie rys. 7.

Punkt A o współrzędnych $x = h$ oraz $y = \frac{e}{2}$ leży na elipsie, zatem:

$$h = a \sqrt{1 - \frac{e^2}{4b^2}} = \frac{ad}{2b} \sqrt{4 \left(\frac{b}{a^2} \right)^2 - \left(\frac{e}{d} \right)^2} = \frac{dm}{2} \sqrt{4n^2 - s^2},$$

$$\cos \frac{\varepsilon}{2} = \frac{h}{\varrho_1} = \frac{m \sqrt{4n^2 - s^2}}{n \sqrt{m^2 + 1} (\sqrt{m^2 + 1} + m - 1)}.$$

Jak wynika z wyżej przytoczonych rozważań, dla przypadku pracy liny w eliptycznym rowku podciętym należy stosować następujące związki:

— dla wyznaczenia maksymalnego docisku jednostkowego, występującego na krawędzi podcięcia:

$$(20) \quad p_{\max} = \frac{S_{\max}}{Dd} \cdot M_2 \text{ [kG/cm}^2\text{]},$$

gdzie:

$S_{\max}$ [kG] — maksymalna siła w linie

D [cm] — średnica tarczy ciernej

d [cm] — średnica liny

M_2 — współczynnik docisku jednostkowego dla eliptycznego rowka podciętego, przy tym

$$(21) \quad M_2 = \frac{4 \cos \frac{\varepsilon}{2}}{(\pi - \varepsilon - \sin \varepsilon) k_1 n},$$

dla wyznaczenia pozornego współczynnika tarcia:

$$(22) \quad \mu = C_2 \mu_0,$$

gdzie: μ_0 — rzeczywisty współczynnik tarcia liny w rowku linowym

C_2 — współczynnik cierności dla eliptycznego rowka podciętego, przy tym

$$(23) \quad C_2 = \frac{4 \left(1 - \sin \frac{\varepsilon}{2} \right)}{\pi - \varepsilon - \sin \varepsilon}.$$

Wyznaczenie wartości współczynnika docisku jednostkowego M_2 (wg wzoru 21), oraz współczynnika cierności rowka C_2 (wg wzoru 23) staje się możliwe przy posiadaniu danych odnośnie wielkości następujących parametrów, określających kształt rowka eliptycznego.

1. Współczynnik szerokości podcięcia rowka

$$s = \frac{e}{d} = \frac{\text{szerokość podcięcia}}{\text{średnica liny}}$$

2. Współczynnik spłaszczenia elipsy

$$m = \frac{a}{b} = \frac{\text{wielka półś elipsy}}{\text{mała półś elipsy}}$$

3. Współczynnik szerokości rowka

$$n = \frac{b}{d} = \frac{\text{mała półś elipsy}}{\text{średnica liny}}$$

Współczynnik szerokości podcięcia rowka określa się na podstawie znanej szerokości podcięcia rowka, oraz średnicy liny, która z tym rowkiem pracuje. Parametry m i n wyznaczone być muszą na podstawie badań zużycia rowków podciętych przy czym i w tym przypadku dla celów obliczeniowych wystarcza określenie odpowiednich stosunków zachodzących pomiędzy wymiarami wielkiej i małej osi elipsy oraz średnicą liny.

4. Badania doświadczalne

Wykonane zostały następujące badania:

- kształtu zarysu zużytych rowków linowych
- sprężenia ciernego na stanowisku laboratoryjnym
- sprężenia ciernego w szybie doświadczalnym.

Zasadnicze badania przeprowadzone były na stanowisku laboratoryjnym (rys. 8), które zbudowano na zasadzie pomiaru sił w obu końcach liny pomiarowej (1) opasującej tarczę cierną (2), która ślizgała się względem liny. Siły w linie mierzone były przy pomocy dynamometrów pałkowych o wysokiej dokładności (3). Odpowiednio dobrany obciążnik (4) służył do wywołania niezbędnego naciągu liny pomiarowej.

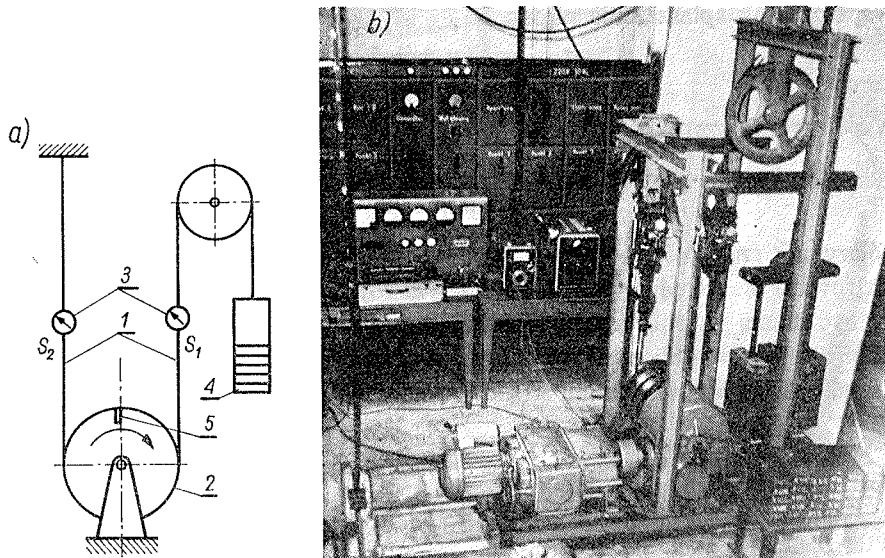
Przy przyjętym kierunku obrotów tarczy cierniej siła S_1 w linie po stronie nabiegającej uzależniona była od ciężaru obciążnika, natomiast siła S_2 po stronie zbiegającej była uzależniona od wielkości sił tarcia, powstających pomiędzy liną a tarczą cierną.

Tablica 1

Średnica tarczy cierniej w mm	Prędkość poślizgu mm/sek			
	V_1	V_2	V_3	V_4
400	0,134	1,16	6,7	58
520	0,174	1,50	8,7	75
650	0,218	1,88	10,9	94

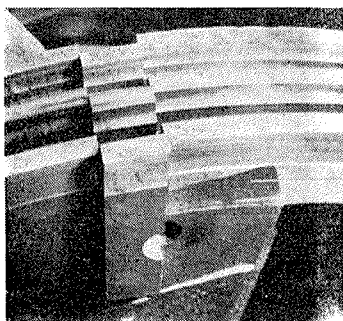
Układ napędowy stanowiska laboratoryjnego umożliwiał uzyskanie następujących względnych prędkości poślizgu liny i tarczy cierniej (tablica 1).

W typowych układach wyciągów pionowych w ruchu ustalonym przy prędkościach jazdy nie przekraczających 2,5 m/sek maksymalne wartości prędkości poślizgu sprężystego nie przekraczają 1,5 mm/sek. Prędkości poślizgu uzyskane na stanowisku laboratoryjnym pokrywały zatem wymagany obszar. Zakres prędkości poślizgu V_3 i V_4 pomyślany przy budowie stanowiska dla badania pełnego poślizgu lin, jak wykazały doświadczenia przeprowadzone w szybie, odpowiada warunkom występującym w wyciągach wolnobieżnych.



Rys. 8. Stanowisko laboratoryjne — a) schemat ideowy, b) widok ogólny

Do badań używano tarcz ciernych, wykonanych z żeliwa ŻL 22. Średnice tarcz zawierały się w granicach od 400 mm do 650 mm. Jako lina pomiarowa służyła stalowa lina dźwigowa $\varnothing 13$ mm, przeciwwzita, której przekrój składa się z 6-ciu skrętek po 37 drutów oraz rdzenia konopnego. W ten sposób zasadnicze elementy badanych układów ciernych odpowiadały najczęściej spotykanym w budowie wyciągów.

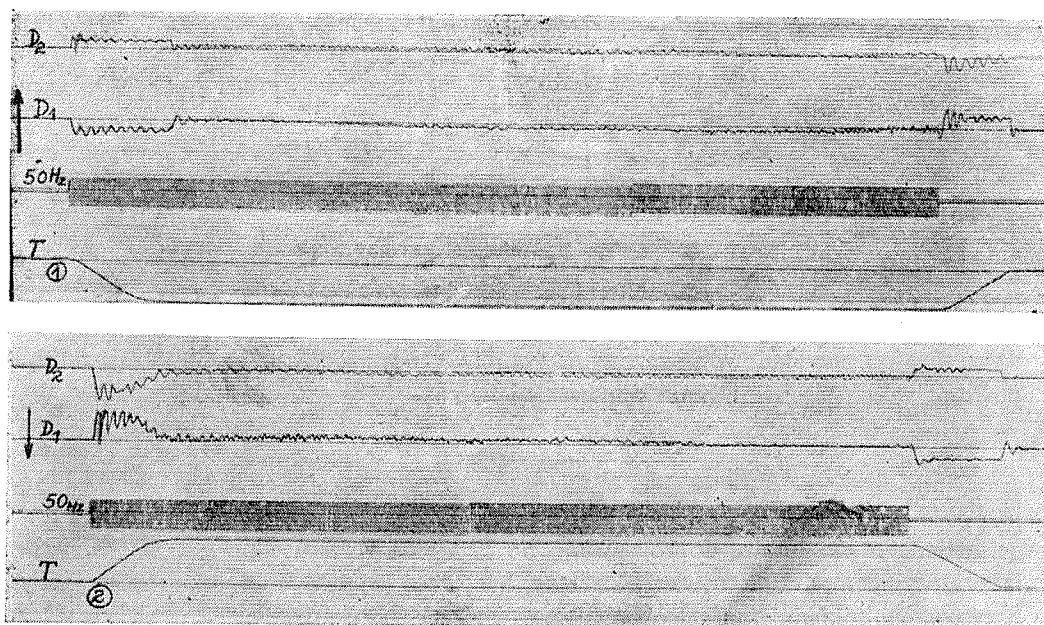


Rys. 9. Fragment wieńca tarczy cierniej

W celu dokładnego określenia kształtu badanych rowków tarcze cierne zaopatrzone były we wkładkę (5) wykonaną z tego samego materiału co tarcza cierna. Wkładka była

osadzona w odpowiednim wycięciu w wieńcu tarczy ciernej i wspólnie obrobiona. Wycięcie zostało tak usytuowane, że jedna płaszczyzna wkładki znajdowała się w promieniowej płaszczyźnie tarczy ciernej. Zarys kształtu rowka uzyskany w tej płaszczyźnie odpowiadał zatem zarysowi, który rozpatrywano w rozważaniach teoretycznych. Fragment wieńca tarczy ciernej z wkładką (częściowo wysuniętą) pokazano na rys. 9.

Pomiary sprawdzające wykonano w szybie doświadczalnym o wysokości ok. 10 m, w którym możliwe było odwzorowanie warunków zbliżonych do rzeczywistej pracy wyciągu pionowego przy prędkości jazdy 0,5 m/sek. Kabinę i przeciwwagę zastępowały odpowiednie obciążniki, które zawieszono na jednej linie celem uniknięcia wpływu nierównomierności rozkładu obciążeń na poszczególne liny jaki występuje w układach wieloliniowych. Obciążniki połączone były z liną za pośrednictwem dynamometrów tensometrycznych co umożliwiało rejestrację zmiany sił w linie przy użyciu aparatury f-my Kelvin & Hughes. Przykładowe przebiegi ruchowych nadwyżek sił w linie nośnej pokazano na rys. 10. Górny oscylogram (1) odpowiada ruchowi kabiny do góry natomiast dolny oscylogram (2) ruchowi kabiny w dół.



Rys. 10. Oscylogramy nadwyżek ruchowych sił w linie nośnej wyciągu doświadczalnego

Poszczególne wykresy oscylogramów przedstawiają:

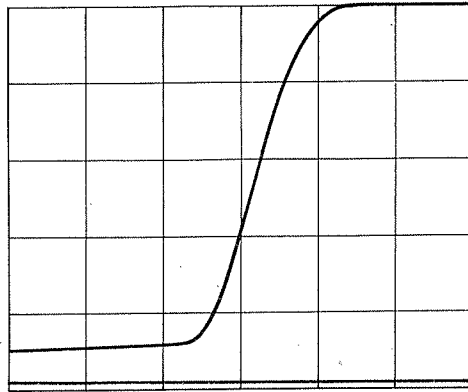
D_1 — nadwyżka siły w linie po stronie kabiny

D_2 — nadwyżka siły w linie po stronie przeciwwagi

H_z — podstawa czasu o częstotliwości 50 Hz

T — przebieg prędkości ruchu wyciągu przedstawiający wykres napięcia prądnicy tachometrycznej, sprzęgniętej z wałem silnika napędowego.

Celem wyznaczenia najmniejszych wartości pozornego współczynnika tarcia przy pełnym poślizgu liny względem tarczy cierniej określano najmniejszą wartość stosunku sił w linie $\frac{S_1}{S_2}$, występującą przy poślizgu. Przy tym siła w linie stanowiła sumę naciągu statycznego i nadwyżki dynamicznej z uwzględnieniem jej znaku. Układ doprowadzany był do poślizgu przez zmianę kąta opasania, ewentualnie zmianę ciężaru przeciwwagi. Kontrola wystąpienia poślizgu liny nośnej względem tarczy cierniej była dokonywana przy pomocy przyrządu rejestrującego przesunięcie liny nośnej względem pomocniczej liny, która przewijała się przez tarczę cierną bez występowania poślizgu. Fragment uzyskiwanych



Rys. 11. Fragment wykresu poślizgu liny względem tarczy cierniej

wykresów jest przykładowo pokazany na rys. 11. Przedstawiony wykres obrazuje przebieg poślizgu w okresie hamowania opuszczanej kabiny.

4.1. Pomiary kształtu zużytych rowków linowych

Badane rowki linowe doprowadzano do ustalonej wielkości zużycia na stanowisku laboratoryjnym. Kształt rowka określany był przez dopasowanie odpowiedniej elipsy narysowanej dokładnie na kalce technicznej w skali 10:1 do dziesięciokrotnie powiększonego zarysu na wkładce, przy czym zarys rowka uzyskiwano albo na matówce mikroskopu warsztatowego albo przy pomocy fotografii.

Zbadanie kształtu zużytych rowków linowych, wykonanych na tarczach ciernych normalnie użytkowanych wyciągów okazało się możliwe tylko w niewielkim zakresie. W tych przypadkach pomiary przeprowadzano inną metodą. Na tarczach ciernych zdemontowanych z pracujących wyciągów wykonywano odlewy rowków przy użyciu stopu Wooda. Odlewy te obrabiano w celu otrzymania przekroju promieniowego, fotografowano i sporządzano odbitki z 10-krotnym powiększeniem, które stanowiły podstawę dla określania kształtu zarysu rowka.

W najszerszym zakresie przeprowadzone zostały badania zużycia normalnych rowków podciętych, dla których stosunek $\frac{r}{d}$ promienia rowka do średnicy liny wynosił ok. 0,54.

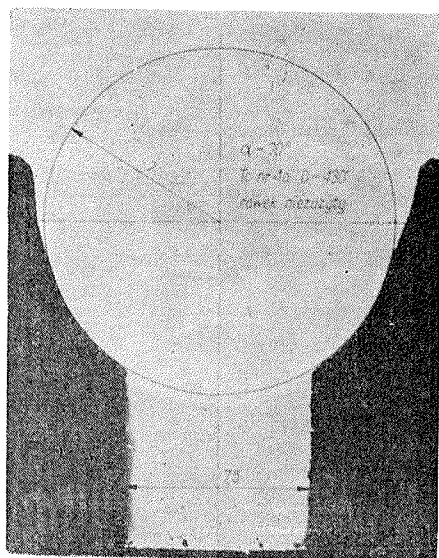
Zbadano też rowki podcięte, którym nadano kształt eliptyczny przez obróbkę odpowiednim nożem kształtowym. We wszystkich zbadanych przypadkach stwierdzono eliptyczny kształt zarysu zużytych rowków podciętych. Na rys. 12—15 przedstawiono przykładowo kolejne fazy zużycia rowka podciętego o kącie podcięcia $\alpha = 70^\circ$ poczynając od rowka nieużytego (rys. 12). Na fotografiach rowków zużytych wrysowano elipsy, którym odpowiadają kształty zarysów rowków. Na rys. 15 przedstawiającym III fazę zużycia wrysowano także kształty zarysów ścian rowka odpowiadające poprzednim fazom zużycia.

Na rys. 16 i 17 pokazano fotografie dwu zarysów rowków podciętych uzyskane z odlewów, wykonanych na tarczach ciernych, pochodzących ze zdemontowanych wyciągów pionowych. Do tych zarysów przystają elipsy mające następujące parametry:

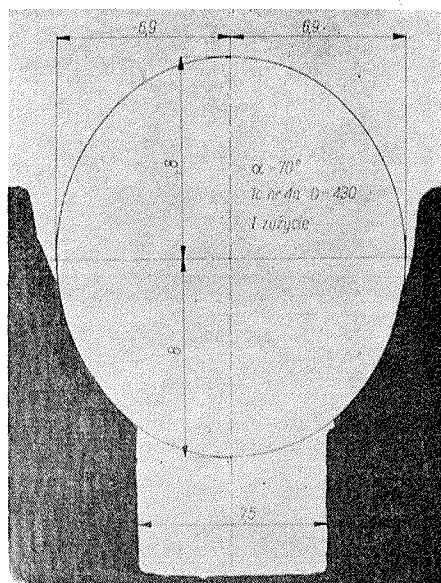
dla $T_c 10$, $a = 8$ mm, $b = 6,8$ mm

dla $T_c 13$, $a = 7,3$, $b = 6,1$ mm

Wyniki pomiarów kształtu zużytych rowków podciętych o wyjściowych kształtach półokrągłych i eliptycznych zestawiono w tablicy 2. Tablica ta zawiera dane określające kształt nieużytego rowka, numer badanej tarczy cierniej T_c , siłę w linie S_1 , przy której



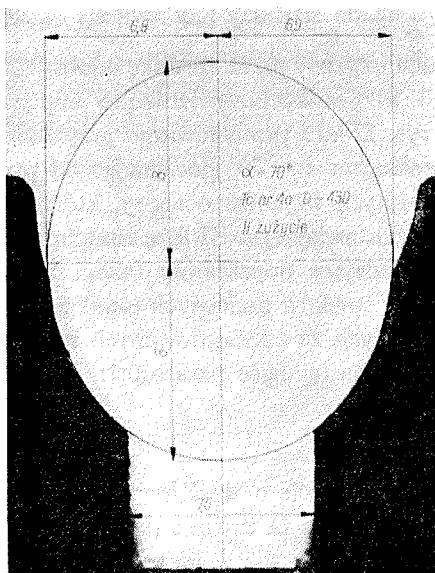
Rys. 12. Rowek podcięty $\alpha = 70^\circ$ $T_c 4a$ — stan: nieużyty.



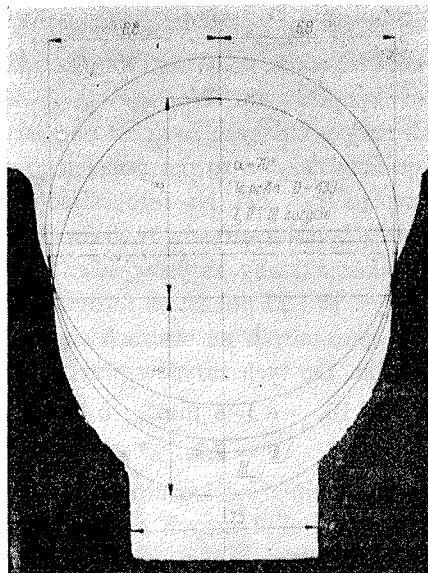
Rys. 13. Rowek podcięty $\alpha = 70^\circ$ $T_c 4a$ — I faza zużycia.

przeprowadzano zużycie oraz zmierzone wielkości półosi elipsy a i b , odpowiadające zużyciu rowka o wielkości h_1 odmierzanej wzdłuż krawędzi podcięcia. Na podstawie otrzymanych wyników pomiarów wyliczone zostały współczynniki spłaszczenia elips

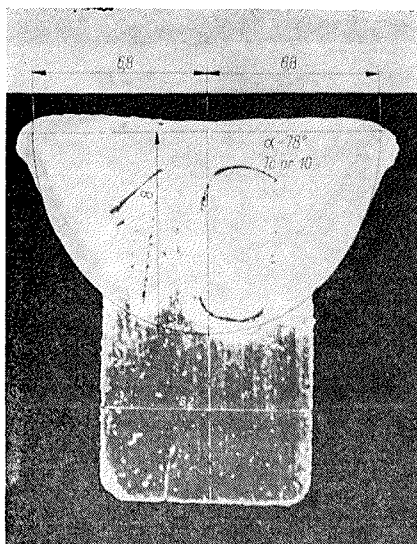
$m = \frac{b}{a}$ oraz współczynnik szerokości rowka eliptycznego $n = \frac{b}{d}$.



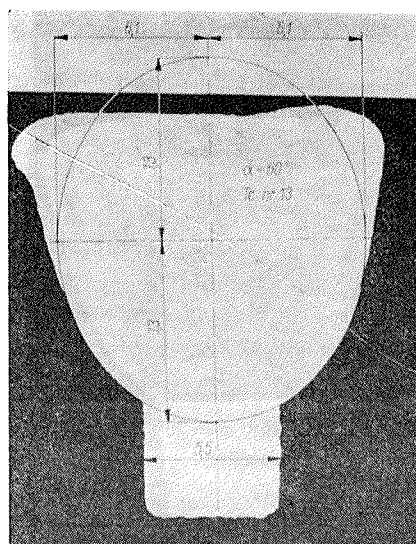
Rys. 14. Rowek podcięty $\alpha = 70^\circ$ Tc 4a — II faza zużycia.



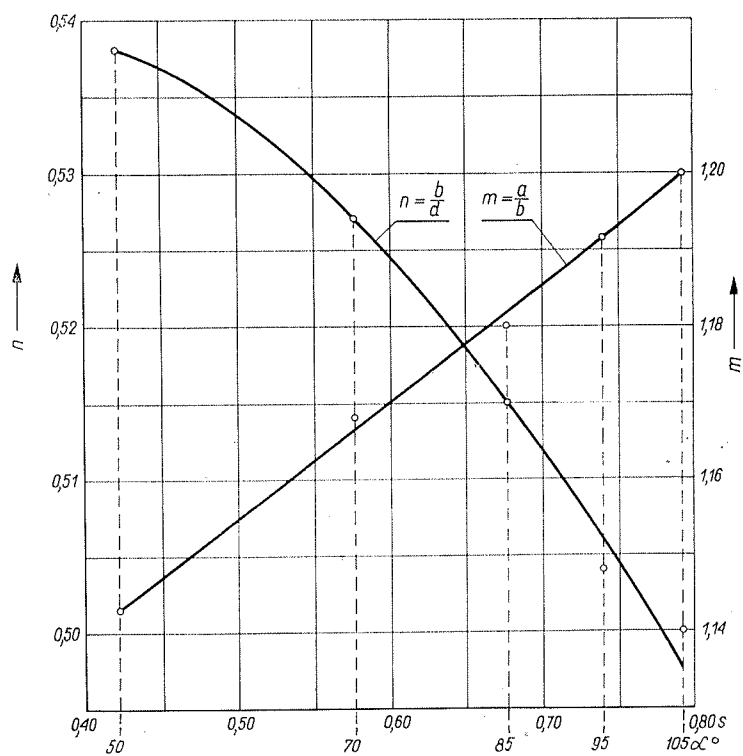
Rys. 15. Rowek podcięty $\alpha = 70^\circ$ Tc 4a — III faza zużycia.



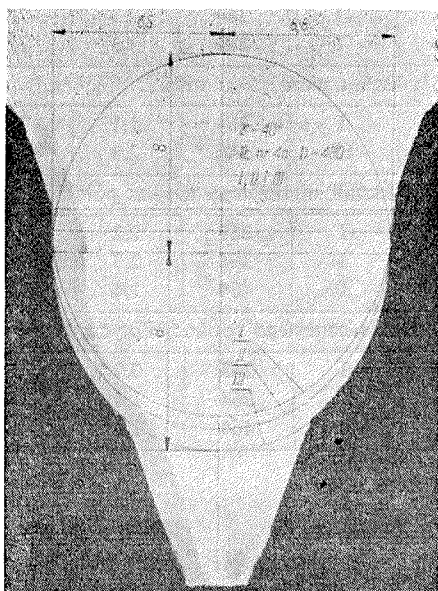
Rys. 16. Rowek podcięty $\alpha = 78^\circ$ Tc 10.



Rys. 17. Rowek podcięty $\alpha = 60^\circ$ Tc 13.



Rys. 18. Wartości współczynnika spłaszczenia elipsy „m” oraz współczynnika szerokości rowka „n” w zależności od współczynnika szerokości podcięcia $s = \frac{e}{d}$



Rys. 19. Rowek klinowy $\gamma = 40^\circ$ Tc 4a III faza zużycia

T a b l i c a 2
Wyniki pomiarów kształtu zużytych rowków podciętych

L.p.	Tc Nr	D mm	zużycie Nr	S ₁ kG	h ₁ mm	a mm	b mm	Uwaga
$\alpha = 50^\circ$; kształt nieużytego rowka: półokrągły $r = 7$								
1	2	420	I II	713 713	2 4	8,0 8,0	7,0 7,0	
$\alpha = 70^\circ$; kształt nieużytego rowka: półokrągły, $r = 7$								
2	4	440	I II III	515 515 515	0,5 2,8 3,8	8,0 8,0 8,0	7,05 6,9 6,9	3)
3	4a	430	I II III	315 315 465	1,2 1,6 3,5	8,0 8,0 8,0	6,9 6,9 6,8	
4	14	520	I II III IV	364 364 563 364	0,4 1,1 3,2 5,3	8,0 8,0 8,0 8,0	7,1 6,9 6,8 6,8	3)
5	4b	420	I II	735 735	1,5 4,0	8,0 7,65	6,7 6,5	1) 1)
$\alpha = 70^\circ$; kształt nieużytego rowka: eliptyczny, $a = 8$ $b = 6,8$								
6	4e	400	I	760	1,7	7,65	6,6	1)
$\alpha = 85^\circ$; kształt nieużytego rowka: półokrągły, $r = 7$								
7	15	485	I II I	364 364 263	1,0 2,3 1,3	7,9 7,9 7,9	6,7 6,7 6,7	
$\alpha = 95^\circ$; kształt nieużytego rowka: półokrągły, $r = 7$								
8	12	520	I II	364 364	1,1 2,3	7,8 7,8	6,6 6,5	
$\alpha = 105^\circ$; kształt nieużytego rowka: półokrągły, $r = 7$								
9	13	520	I I I	263 364,5 464	2,2 2,3 1,4	7,8 7,8 8,25	6,5 6,5 6,4	1), 2)
$\alpha = 105^\circ$; kształt nieużytego rowka: eliptyczny, $a = 8$, $b = 6,8$								
10	13	520	I I I	263 364 464	0,9 1,4 1,0	7,8 7,8 8,25	6,5 6,5 6,4	1), 2)

1. max. docisk jednostkowy ≥ 90 kG/cm²

2. wystąpiło zakleszczenie liny w rowku

3. wstępna faza zużycia

Przebiegi zużycia badanych rowków wykazały, że po określonym wstępnym zużyciu następował zwykle stan ustabilizowania się profilu zużytego rowka (niezmienność kształtu przystającej do rowka elipsy) przy czym profil ten nie był zależny od wielkości obciążenia liny, o ile nie przekraczało ono wartości dopuszczalnej stosowanej w budowie wyciągów.

Z powyższych względów dla określenia wartości współczynników m i n przyjmowano parametry elips odpowiadające stanowi ustabilizowania się profilu i pominięto pomiary odpowiadające stanowi niezakończonego zużycia wstępnego (pomiary te w tabl. 2 oznaczono indeksem 3). Odrzucono również i te pomiary, przy których docisk maksymalny

Tablica 3

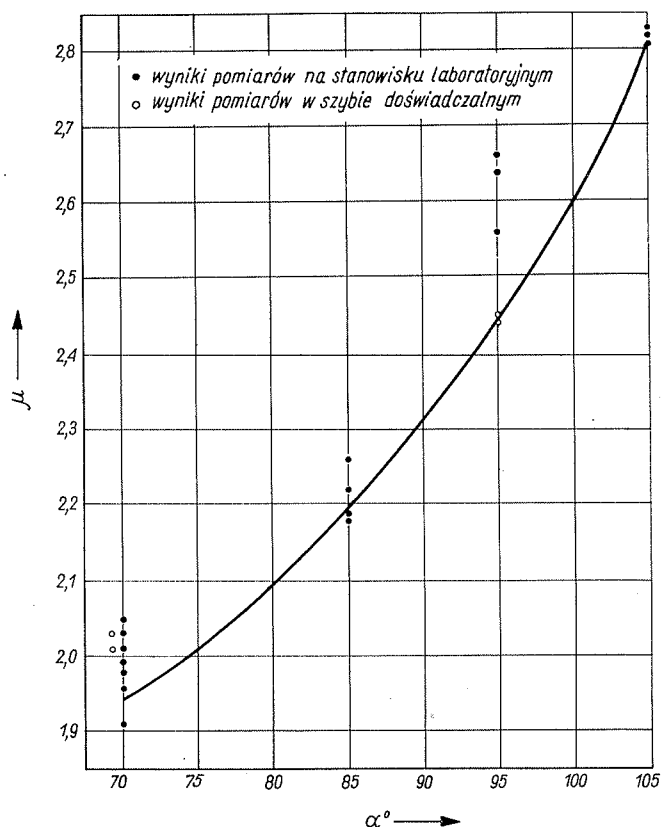
Wartości współczynników spłaszczenia elipsy $m = \frac{b}{a}$ oraz współczynników szerokości $n = \frac{b}{d}$ dla rowka eliptycznego

Kąt podcięcia α°	Szerokość podcięcia e	s e/d	a	b	m a/b	n b/d	Uwagi
	mm		mm	mm			
50°	5,5	0,423	8	7	1,143	0,538	
70°	7,5	0,577	8 8 8	6,9 6,8 6,85	1,160 1,176 1,168	0,531 0,523 0,527	Wartość średnia
85°	8,8	0,677	7,9	6,7	1,18	0,515	
95°	9,6	0,739	7,8 7,8 7,8	6,6 6,5 6,55	1,182 1,200 1,191	0,508 0,500 0,504	Wartość średnia
105°	10,3	0,792	7,8	6,5	1,20	0,500	

liny przekraczał na krawędzi podcięcia graniczną wartość 90 kG/cm². W niektórych przypadkach otrzymywano nieznaczne zmiany profilu rowka już po przekroczeniu niezbędnego zużycia wstępnego. W takich przypadkach dla określenia wartości parametrów m i n przyjmowano średnią wartość parametrów elips przystających do tych profili (zwykle średnia z dwu wartości skrajnych).

Wyliczone wartości współczynników m i n zestawione zostały w tablicy 3, na rys. 18 przedstawiono wykresy tych współczynników w funkcji współczynnika szerokości podcięcia $s = e/d$.

W odniesieniu do rowków klinowych stwierdzono, że rowki te także przybierają w czasie zużycia eliptyczny kształt zarysu ścian bocznych. Na rys. 19 pokazano przykładowo jeden z badanych rowków, na którym wrysowano elipsy odpowiadające kolejnym fazom zużycia.



Rys. 20. Pozorny współczynnik tarcia dla rowków eliptycznych przy $\mu_0 = 0,10$

- — wyniki pomiarów na stanowisku laboratoryjnym
- — wyniki pomiarów w szybie doświadczalnym

Przeprowadzone zostały ponadto badania zużycia rowków półokrągłych bez podcięcia, dla których stosunek r/d wynosił ok. 0,54. Przy tak wykonanych rowkach nie stwierdzono zmiany półokrągłego kształtu zarysu ścian bocznych w czasie zużycia. Rowki półokrągłe wykonane z mniejszym stosunkiem r/d wykazały po pewnym zużyciu tendencję do powiększenia wymiarów przy zachowaniu kształtu półokrągłego przy tym w ustabilizowanym stanie zużycia promień rowka zbliżał się do wielkości $r = 0,54 d$.

4.2. Pomiary sprężenia ciernego

Wyniki wykonanych pomiarów służyły do wyznaczenia stosunku sił w linie, opasującej tarczę cierną, występującego przy poślizgu liny względem tarczy. Znajomość wielkości tego stosunku umożliwiła wyliczenie pozornego współczynnika tarcia zgodnie ze związkiem (3). Wszystkie wykonane badania wykonywano wielokrotnie celem wyznaczenia

najmniejszych wartości pozornych współczynników tarcia dla odpowiednich typów rowków linowych. Z uwagi na to, że wyznaczone współczynniki tarcia mają służyć dla określenia wartości bezpiecznych stosunków napięć w rzeczywistych układach wyciągów pionowych uznano, że jedynie najmniejsze wartości współczynników tarcia są miarodajne dla dokonania porównań z przeprowadzonymi rozważaniami teoretycznymi. Warunki przeprowadzonych badań obejmowały przypadki przewidywane w praktyce w zakresie obciążeń oraz prędkości poślizgu. Wyniki pomiarów przeprowadzonych dla warunków które w praktyce nie występują nie były brane pod uwagę przy dokonywaniu porównań. Najmniejsze

Tablica 4

Wartość pozornych współczynników tarcia μ dla rowków eliptycznych.

Na podstawie pomiarów na stanowisku laboratoryjnym.

α	a	b	D	S_1	μ	
	mm	mm	mm	kG	V_3	V_4
70	8,0	6,8	400	963	0,201	0,199
70	8,0	6,8	520	364	0,221	0,198
				565	0,214	0,203
				565	0,213	0,196
				663	0,203	0,198
70	8,0	6,9	400	364	0,196	0,191
				565	0,201	0,196
				565	0,227	0,199
				763	0,198	0,196
85	7,9	6,7	520	464	0,226	0,219
				464	0,236	0,226
				663	0,226	0,218
				663	0,236	0,222
95	7,8	6,6	485	263	0,288	0,256
				263	0,283	0,266
				364	0,283	0,266
				464	0,264	0,256
105	7,8	6,5	520	464	0,271	0,264
				263	0,288	0,281
				263	0,283	0,283
				364	0,295	0,282
				364	0,283	0,283
				464	0,282	0,282

wartości pozornych współczynników tarcia uzyskane w poszczególnych seriach pomiarowych zebrane zostały w tablicach 4, 5 i 6. Wyniki otrzymane na stanowisku laboratoryjnym odnoszą się do odpowiednich prędkości poślizgu $V_1 \div V_4$ uzależnionych od przełożenia mechanizmu napędowego stanowiska oraz średnicy badanej tarczy ciernej.

Na podstawie pomiarów na stanowisku laboratoryjnym

Uwagi: 1) Pomiary przy b. obfitym smarowaniu olejem masz.
2) " " " " towotem
3) Pomiary przerwano z powodu wystąpienia bardzo intensywnego zużycia rowka

Tablica 6
Wyniki pomiarów pozornych współczynników tarcia wykonanych w szybie doświadczalnym

α	β	S_1	S_2	μ	Droga poślizgu	Uwagi
		kG	kG		mm	
Rowki półokrągłe podcięte $r = 7$ mm						
70	145	636	426	0,158	84	1)
	145	643	430	0,159	3	
	130	636	438	0,165	19	
	130	630	437	0,161	41	
	130	635	437	0,164	30	
	110	609	439	0,170	—	
95	140	488	297	0,203	83	
	140	496	301	0,204	22	
	130	485	311	0,196	70	
	115	484	320	0,206	78	
	100	479	338	0,198	76	
	100	478	339	0,197	76	
Rowki eliptyczne podcięte						
70	145	615	368	0,203	120	2)
70	100	639	450	0,201	108	2)
95	130	470	270	0,244	—	1), 3)
95	125	466	273	0,245	—	1), 3)

Uwagi:

1) Pomiar przy pełnym poślizgu lin względem tarczy czarnej

2) Parametry elipsy: $a = 8,0$ mm $b = 6,8$ mm

3) „ „ : $a = 7,8$ mm $b = 6,6$ mm

5. Podsumowanie wyników badań

Dla uzyskania możliwości porównywania wyników badań doświadczalnych z teoretycznymi przyjęto parametry przebadanych rowków eliptycznych wg danych otrzymanych dla ustabilizowanych stanów zużycia rowków (tabl. 3). Tak ukształtowane rowki dają największe prawdopodobieństwo uzyskania rozkładu docisków zgodnego z teoretycznie założonym.

Na wykresie (rys. 20) naniesiono krzywą wartości pozornego współczynnika tarcia w funkcji kąta podcięcia obliczoną wg wzoru (22) w założeniu, że rzeczywisty współczynnik tarcia między liną a rowkiem wynosi $\mu_0 = 0,10$. Omawiana krzywa teoretyczna została zbudowana w oparciu o parametry elipsy zgodne z danymi zawartymi w tabl. 3. W oparciu o dane wynikające z tablic 4 i 6 na wykresie naniesiono również punkty odpowiadające najmniejszym wartościom pozornych współczynników tarcia uzyskanych z pomiarów.

Porównanie danych doświadczalnych z przebiegiem teoretycznym wykazuje zadawalającą zgodność, a przyjęta do wzorów teoretycznych wartość $\mu_0 = 0,10$ może być uznana za całkowicie bezpieczną.

Przyjęcie nieco wyższej wartości rzeczywistego współczynnika tarcia μ_0 do wzorów teoretycznych dla rowka eliptycznego przesunęłoby krzywą do obszaru uśrednionych

punktów pomiarowych. Jednakże w rozpatrzonym przypadku z uwagi na postulat bezpieczeństwa muszą być przyjmowane najmniejsze wartości μ_0 . Można też zauważyć, że odchylenie dolnego punktu pomiarowego dla odciętej $\alpha = 70^\circ$ znajduje uzasadnienie w tym, że zastosowany w tym przypadku rowek posiadał wymiar małej półosi elipsy b nieco większy od wartości średniej uzyskanej przy badaniach zużycia.

Dla uzyskania wartości rzeczywistego współczynnika tarcia μ_0 między linią a rowkiem najbardziej zbliżonego do wartości istotnie występującej w układach ciernych przebadano rowek półokrągły bez podcięcia. Uzasadnieniem dla wyboru takiego rowka jest stwierdzenie w czasie badań, że rowek ten zachowuje profil półokrągły przy zużyciu. Zgodnie z tym można użyć dla takiego przypadku teoretycznych wzorów Hymansa i Hellborna i w oparciu o nie wyznaczyć μ_0 . Przeprowadzone badania wykazały, że najmniejsza wartość pozornego współczynnika tarcia dla normalnych rowków półokrągłych (przy $r/d = 0,54$) wynosi 0,13.

Zgodnie z zależnością Hymansa-Hellborna dla pozornego współczynnika tarcia rowków półokrągłych

$$(24) \quad \mu = \frac{4}{\pi} \mu_0$$

otrzymujemy wartość rzeczywistego współczynnika tarcia $\mu_0 = 0,102$. Również badania przeprowadzone przez L. Kleina [20] upoważniają do przyjęcia najmniejszej wartości $\mu_0 = 0,10$.

Powyższe wyniki pozwalają stwierdzić, że dane doświadczalne otrzymane z badania rowków eliptycznych potwierdzają w pełni poczynione założenia teoretyczne.

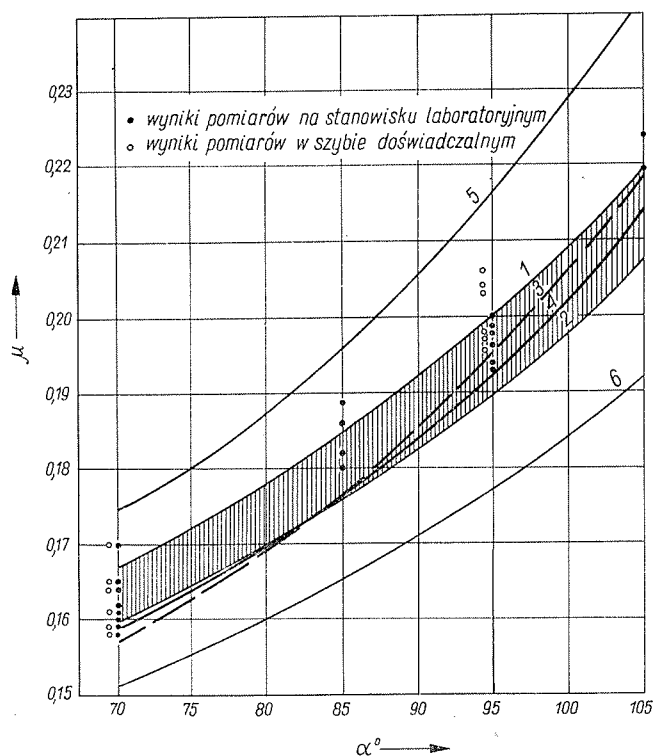
Zgodność wyników doświadczeń z rozważaniami teoretycznymi uzyskano także na podstawie badań normalnych rowków podciętych (bez wstępnego zużycia). Współczynniki kształtu badanych rowków przyjęto zgodnie z wartościami stosowanymi w budowie wyciągów. Dla użytej do badań liny $\varnothing 13$ współczynnik ten wynosił

$$u = r/d = 7/13 = 0,538.$$

W oparciu o przeprowadzone badania zużycia stwierdzono, że powiększenie się szerokości rowków o tym współczynniku kształtu zachodzi przy wstępnym zużyciu w granicach od 0,05 mm do 0,1 mm (por. tab. 2 uwaga 3). Zgodnie z tym do równań teoretycznych przy obliczaniu pozornego współczynnika tarcia rowków niezużytych przyjęto dwie wartości współczynników rozporu $z_1 = b/r = 7,05/7$ oraz $z_2 = 7,1/7$, a współczynniki spłaszczenia elips przyjęto zgodnie z danymi dotyczącymi wstępnego zużycia. Odpowiednie krzywe teoretycznych przebiegów $\mu = f(\alpha)$ wg zależności (13) przy $\mu_0 = 0,10$ naniesiono na wykresie rys. 21 (krzywe 1 i 2) i zaciemniono pole zawarte między nimi. Na wykresie tym naniesiono także punkty odpowiadające najmniejszym wartościom μ otrzymanym z poszczególnych serii pomiarowych (tab. 5 i 6). Jak wynika z wykresów uzyskane wielkości doświadczalne w przeważającej większości mieszczą się w obszarze ograniczonym krzywymi teoretycznymi.

Dla porównania naniesiono na omawianym wykresie krzywą 3, która przy założeniu $\mu_0 = 0,09$ przedstawia przebieg pozornego współczynnika tarcia wg znanej zależności Hymansa-Hellborna:

$$(25) \quad \mu = \frac{4(1 - \sin^2 \alpha)}{\pi - \alpha - \sin \alpha} \cdot \mu_0$$



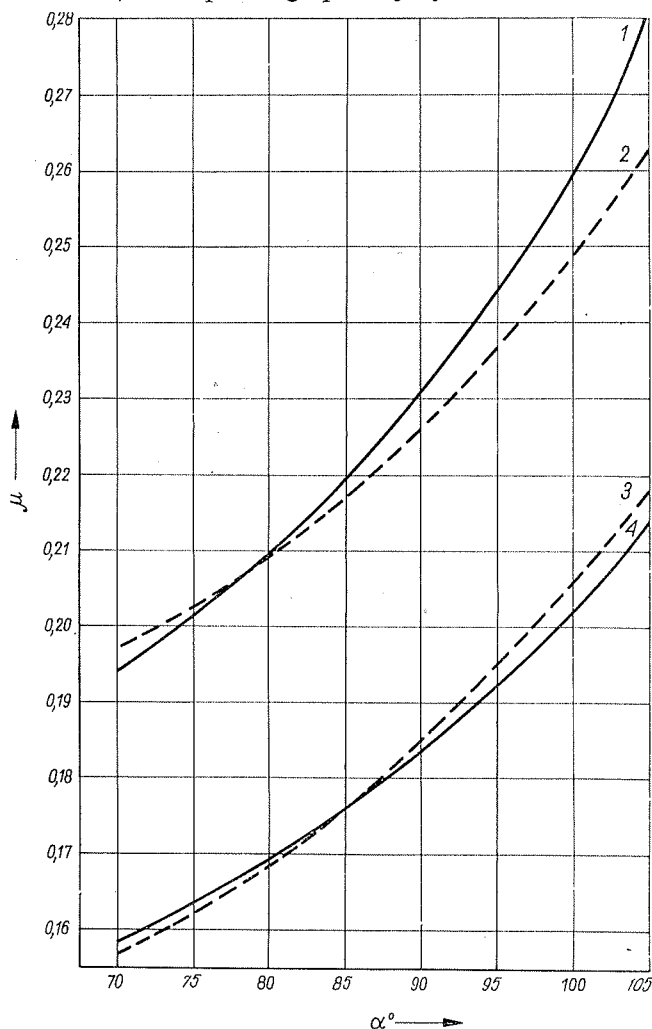
Rys. 21. Pozorny współczynnik tarcia dla normalnych rowków półokrągłych z podcięciem

- 1 — krzywa teoretyczna dla $z = \frac{7,1}{7,0}$ przy $\mu_0 = 0,10$
- 2 — „ „ dla $z = \frac{7,05}{7,0}$ przy $\mu_0 = 0,10$
- 3 — krzywa wg wzorów Hymansa—Hellborna przy $\mu_0 = 0,09$
- 4 — krzywa wg związku $\mu = \frac{1,3}{\cos^2 \alpha} \mu_0$ przy $\mu_0 = 0,10$
- 5 — krzywa wg wzorów Hymansa—Hellborna przy $\mu_0 = 0,10$
- 6 — krzywa teoretyczna dla $z = \frac{7,0}{7,0} = 1$ przy $\mu_0 = 0,10$

Jak widać krzywa $\mu = f(\alpha)$ wg Hymansa-Hellborna mieści się w obszarze wyników pomiarów jedynie przy założeniu $\mu_0 = 0,09$. Świadczy to o tym, że przyjęty przez Hymansa-Hellborna rozkład docisków prowadzi do zawyżonych wartości pozornego współczynnika tarcia w przypadku przyjęcia istotnie występującej w układach ciernych wartości $\mu_0 = 0,10$ dla stalowej liny przeciwzwitej pracującej w żeliwnej tarczy cierniej. Obrazuje to krzywa 5 odpowiadająca związkowi (25) przy $\mu_0 = 0,10$, która przebiega znacznie powyżej wyników doświadczalnych.

Analiza przebiegu krzywych teoretycznych wykreślonych w oparciu o nową hipotezę rozkładu docisków wskazuje na znaczną zależność pozornego współczynnika tarcia od

wielkości „rozporu” liny w rowku, wyrażającego się stosunkiem $z = b/r$. Dla praktycznie występujących przypadków zależność tę obrazują omówione już krzywe 1 i 2 na rys. 21. Dla uwypuklenia tej zależności wykreślono ponadto krzywą 6, odpowiadającą współczynnikowi rozporu $z = 1$, która przebiega poniżej wyników doświadczeń prowadzonych



Rys. 22. Porównanie przebiegów pozornych współczynników tarcia

- 1 — krzywa (22) dla rowków eliptycznych
- 2 — krzywa wg związku $\mu = \frac{0,16}{\cos^2 \alpha}$ (wg L. A. Cikawego)
- 3 — krzywa wg wzoru (25) Hymansa—Hellborna przy $\mu_0 = 0,09$
- 4 — krzywa wg związku $\mu = \frac{1,3}{\cos^2 \alpha} \cdot \mu_0$ przy $\mu_0 = 0,10$

przy normalnie występujących wielkościach rozporu. Omówione wyniki teoretyczne znalazły potwierdzenie w doświadczeniach wskazujących na zmniejszanie się pozornego współczynnika tarcia w przypadku zastosowania lin, które pod obciążeniem miały średnicę mniejszą niż średnica nominalna liny.

Zależności służące do wyznaczenia wartości pozornych współczynników tarcia w oparciu o zaproponowaną hipotezę rozkładu docisków okazały się dość złożone. Z tego względu celowe jest wprowadzenie uproszczonej zależności, odpowiadającej wynikom doświadczeń. Przeprowadzone próby wykazały, że dość dobrze odpowiada tym warunkom zależność wyrażona wzorem

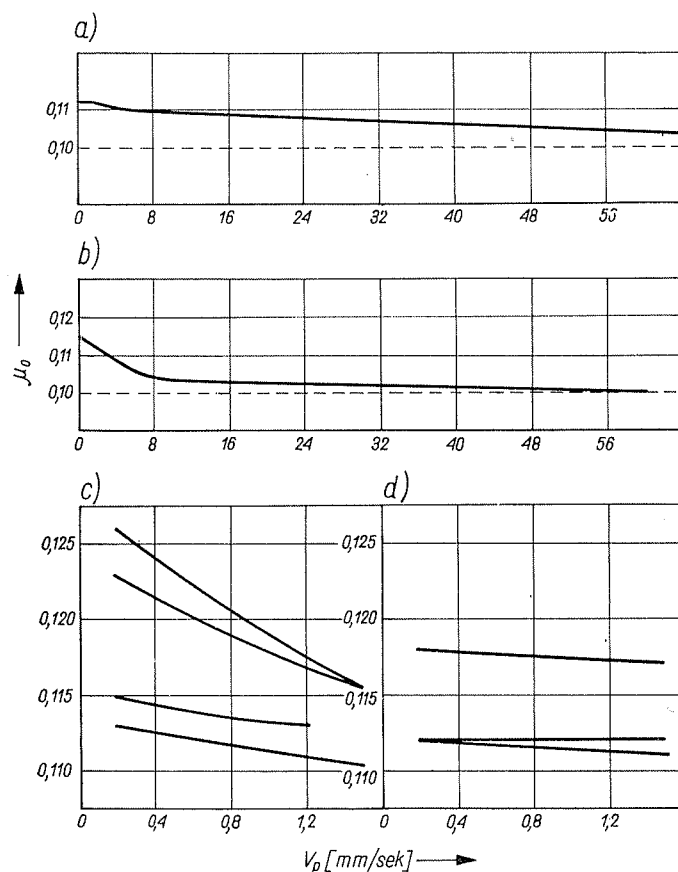
$$(26) \quad \mu = \frac{1,3}{\cos^2 \alpha} \cdot \mu_0$$

której wykres przy $\mu_0 = 0,10$ przedstawia krzywa 4.

Uzyskane wyniki badań własnych pozwalają w sposób przekonywujący wyjaśnić rozbieżności wyników obcych badań doświadczalnych jak np. L. A. Cikawego [7] oraz badań WNJJPT Masz [8].

Dla dokonania porównania naniesiono na rysunku 22 krzywe przebiegów pozornego współczynnika tarcia dla rowków podciętych odpowiadające:

1. zależności (22) dla rowków eliptycznych wg badań własnych
2. zależności $\mu = \frac{0,16}{\cos^2 \alpha}$ wg badań L. A. Cikawego



Rys. 23. Zależność rzeczywistego współczynnika tarcia od prędkości poślizgu

3. zależności (25) podanej przez Hymansa i Hellborna przy $\mu_0 = 0,09$, potwierdzonej przez WNJJPT Masz.

4. zaproponowanej zależności przybliżonej (26).

Krzywe 1 i 2 wykazują znaczną zgodność przebiegów, która może być wyjaśniona użyciem w badaniach Ciekawego rowków „ciasnych” o stosunku $r/d = 0,5$, powodującym powstawanie dość znacznego rozporu liny w rowku, pociągającego za sobą powiększenie się pozornego współczynnika tarcia. Wartości te jak widać są porównywalne z występującymi w rowkach eliptycznych.

Inne wartości pozornego współczynnika tarcia występują w normalnych rowkach podciętych o stosunku r/d bliskim, lecz nie przekraczającym wartości 0,54. Krzywe 3 i 4 dla normalnych rowków podciętych określone wzorem Hymansa i Hellborna (przy $\mu_0 = 0,09$) oraz własną zależnością uproszczoną również mają zbliżone przebiegi.

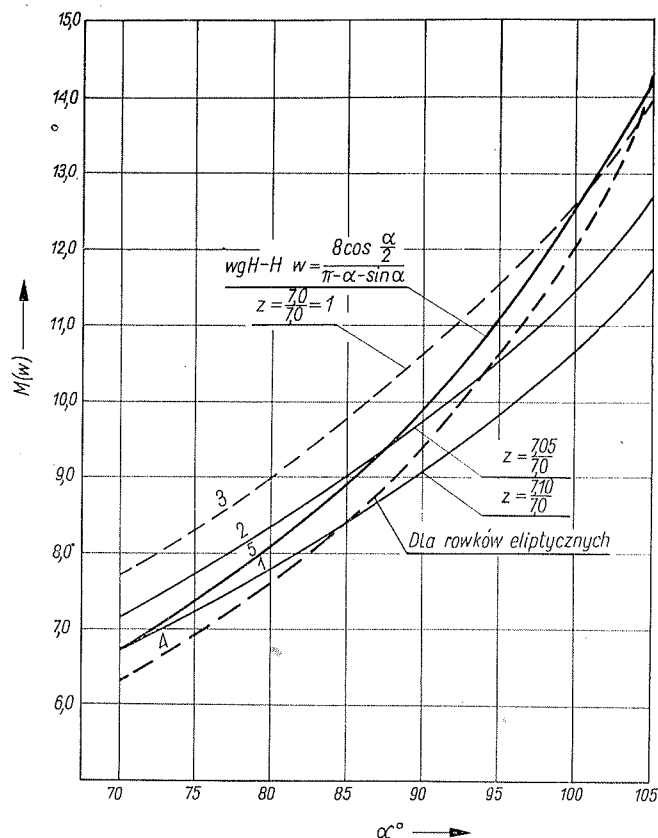
Jak widać porównywanie wyników badań doświadczalnych staje się możliwe tylko w obszarze albo rowków „ciasnych” albo rowków normalnych. Dla ciasnych rowków prostszą zależnością jest zależność podana przez L. A. Ciekawego. Dla rowków normalnych prostszą i bezpieczniejszą zależnością jest zaproponowana zależność uproszczona (26).

Przyjęta w dotychczasowych rozważaniach wartość rzeczywistego współczynnika tarcia odpowiada warunkom występowania pełnego poślizgu liny względem tarczy czarnej. Przeprowadzone na stanowisku laboratoryjnym badania półokrągłych rowków podciętych wykazały, że występujące przebiegi zmienności μ_0 w funkcji prędkości poślizgu mogą być przedstawione w sposób pokazany na rys. 23. Badania wykazały występowanie dwu charakterystycznych przebiegów (krzywe a i b). Jak widać oba przebiegi wykazują spadek wartości współczynnika tarcia wraz ze wzrostem prędkości poślizgu, przy czym μ_0 dąży do wartości równej 0,10. Uprawnia to do przyjęcia dla celów obliczeniowych w warunkach pełnego poślizgu lin stałej wartości $\mu_0 = 0,10$. Uzyskane przebiegi wartości współczynnika tarcia dla małych prędkości poślizgu pokazano w powiększeniu na rys. 23 e i d. Jak widać z tych wykresów rzeczywisty współczynnik tarcia pomiędzy materiałem liny i rowka nie osiągał wartości mniejszej niż 0,11 dla zakresów prędkości odpowiadających prędkości poślizgu sprężystego.

W odniesieniu do docisków jednostkowych występujących pomiędzy liną, a rowkiem wykonano porównanie wartości obliczeniowych dla współczynnika docisku jednostkowego. Na rys. 24 naniesiono wykresy współczynnika M_1 dla spotykanych w praktyce wielkości rozporu (krzywe 1 i 2) oraz dla rozporu $z = 1$ (krzywa 3), korzystając z wyprowadzonej zależności (11). Przy pomocy krzywej 4 zinterpretowano współczynnik M_2 dla rowków eliptycznych (wzór 21), natomiast krzywa 5 przedstawia przebieg współczynnika docisku jednostkowego wg znanego wzoru Hymansa-Hellborna:

$$(27) \quad W = \frac{8 \cos \alpha_2^2}{\pi - \alpha - \sin \alpha}.$$

Z przedstawionych wykresów widać, że dla przypadków występujących w praktyce (krzywe 1, 2 oraz 4) dostateczne przybliżenie daje prostsza zależność (27) zobrazowaną krzywą 5. W przypadku natomiast wystąpienia mniejszego rozporu ($z = 1$) np. przy niewłaściwie dobranej średnicy liny, współczynniki docisku stają się większe od normalnie występujących na co wskazuje przebieg krzywej 3. Z zagadnieniem docisków jednostkowych wiąże się sprawa możliwości zakleszczania się liny w rowku podciętym. W tym zakresie



Rys. 24. Współczynnik docisku jednostkowego dla rowków podciętych

stwierdzono, że przy kącie $\alpha = 105^\circ$ i dociskach zbliżonych do wartości 90 kG/cm^2 występuje zakleszczenie liny już po stosunkowo niewielkim zużyciu rowka. Wynik ten potwierdza proponowane w literaturze [21] zalecenie aby nie stosować kątów podcięcia większych niż 100° .

6. Wnioski

Przeprowadzone badania teoretyczne i doświadczalne wykazały, że rozkład docisków w rowku podciętym warunkujący aktualnie obowiązującą metodę obliczania pozornego współczynnika tarcia nie znalazł potwierdzenia. Uzyskane własne wyniki doświadczalne pozwoliły na postawienie nowej hipotezy rozkładu docisków w podciętych rowkach linowych w oparciu o którą możliwe jest dokonanie analizy wielkości pozornego współczynnika tarcia przy uwzględnieniu takich istotnych czynników jak kształt rowka, wielkość rozporu i wartość rzeczywistego współczynnika tarcia.

Dla celów praktycznego obliczenia wielkości sprzężenia ciernego można przyjąć następujące stwierdzenia:

1. Najmniejsza wartość istotnie występującego współczynnika tarcia stalowej liny przeciwzwiętej o budowie normalnej w rowku żeliwnej tarczy cierniej wynosi dla warunków

pełnego poślizgu lin $\mu_0 = 0,10$, natomiast w obszarze prędkości poślizgu sprężystego $\mu_0 = 0,11$.

2. Pozorny współczynnik tarcia dla normalnych rowków podciętych tzn. przy $r/d \leq 0,54$ może być obliczany w oparciu o uproszczoną zależność (26) — krzywa 4 na rys. 22.

3. Dla normalnych rowków półokrągłych może być stosowany wzór (26) przy podstawieniu $\alpha = 0$. Można też w tym przypadku pozostać przy dotychczasowej zależności (24) stosując $\mu_0 = 0,10$, dającej bezpieczniejszą wartość pozornego współczynnika tarcia.

4. Wartość pozornego współczynnika tarcia dla eliptycznych rowków podciętych powinna być wyznaczona ze związku (22). Z wystarczającą dla praktyki dokładnością można się też w tym przypadku posłużyć zależnością uproszczoną zinterpretowaną krzywą 2 przedstawioną na rys. 22.

5. Omówione wyżej zależności dla pozornych współczynników tarcia są słuszne przy właściwym doborze średnicy liny do zastosowanego rowka linowego. Na podstawie dotychczasowych badań można stwierdzić, że w przypadku istnienia ujemnej odchyłki od właściwego wymiaru nominalnego średnicy liny należy się liczyć z obniżeniem się wielkości pozornego współczynnika tarcia (por. krzywa 6 na rys. 21).

6. Wartości docisków jednostkowych w rowkach podciętych i półokrągłych mogą być wyznaczone w oparciu o dotychczasową zależność (27).

7. Z uwagi na niebezpieczeństwo zakleszczenia liny w rowku podciętym nie należy przekraczać dla kątów podcięcia wartości 100° .

Przedłożone opracowanie nie wyczerpuje w pełni wszystkich zagadnień dotyczących sprzężenia ciernego w tarczach ciernych wyciągów pionowych. Dalsze badania prowadzone będą w następujących kierunkach:

- sprawdzenie zachowania się rowka eliptycznego w warunkach długotrwałej pracy w rzeczywistym układzie wyciągu pionowego,
- przeprowadzenie analizy pozornych współczynników tarcia w zużytych rowkach klinowych w oparciu o rozkład docisków wynikający z przebiegu zużycia i sprawdzenie uzyskanych wyników badaniami doświadczalnymi,
- zbadanie współczynników tarcia i zużycia przy różnych konstrukcjach lin nośnych i materiałach tarcz ciernych,
- ustalenie wytycznych dla wyznaczenia wymaganej wielkości współczynnika udźwigu przy uwzględnieniu wszystkich wpływów dynamicznych, występujących przy pracy wyciągów szybkobieżnych.

Praca wpłynęła do Redakcji w kwietniu 1965 r

LITERATURA

- [1] F. Hymans, A. V. Hellborn: Der neuzeitliche Aufzug mit Treibscheibenantrieb 1927, Berlin.
- [2] H. Donandt: Über die Berechnung von Treibscheiben im Aufzugbau. Dissertation. 1927, Berlin.
- [3] A. Piątkiewicz, H. Urbanowicz: Elektryczne wyciągi pionowe 1958. Warszawa.
- [4] A. Piątkiewicz: Obliczanie mechanizmów dźwignic. Rozdz. III w poradniku technicznym Mechanik t. IV cz. III. 1957, Warszawa.
- [5] S. Król: Elementy dźwignic. Rozdz. IV w poradniku technicznym Mechanik t. IV cz. III. 1957, Warszawa.