

Wpłynęło 06.03.2013 r.
Zrecenzowano 09.04.2013 r.
Zaakceptowano 24.06.2013 r.

A – koncepcja
B – zestawienie danych
C – analizy statystyczne
D – interpretacja wyników
E – przygotowanie maszynopisu
F – przegląd literatury

Głębokość pracy bron talerzowych w aspekcie parametrów i powierzchni (nośnej i nacisku) ich talerzy

Zbigniew KOGUT^{ABCDEF}

*Institut Technologiczno-Przyrodniczy w Falentach, Mazowiecki Ośrodek
Badawczy w Kłudzienku*

Streszczenie

Sformułowano i zweryfikowano, w programie MathCAD, algorytm obliczeniowy do określania poziomych i pionowych składowych powierzchni nośnej A_b i nacisku A_p obrotowych elementów o sferycznym zarysie powierzchni (np. talerzy bron). Uzupełniono definicje i poprawiono równania na powierzchnię nośną i nacisku w płaszczyźnie poziomej, stycznej do powierzchni gleby. Algorytm wykorzystano do analizowania wpływu – na wartości składowych powierzchni nośnej i nacisku – parametrów konstrukcji talerzy obecnie produkowanych bron talerzowych, w aspekcie głębokości ich pracy i granicznych wartości parametrów regulacji. Stwierdzono, że składowe powierzchni nośnej talerzy w przypadku głębokości pracy $h = 50$ mm przyjmują wartości bliskie zeru, co oznacza, że dla elastycznie zawieszonych talerzy, podczas płytkiej uprawy, nie występuje kopiowanie, ograniczające ich zagłębianie, oraz ugniatanie bruzdy zewnętrzną (tylną) powierzchnią talerzy. Wraz ze wzrostem głębokości, zwiększają się wartości składowych powierzchni A_b i gdy $h = 100$ mm wynoszą maksymalnie: 3000 mm^2 – pozioma i 1200 mm^2 – pionowa. Te największe wartości występują dla mniejszych kątów natarcia i promieni krzywizny oraz większych kątów pochylenia i średnic talerzy. W przypadku głębokości pracy $h = 50$ mm wartości składowej poziomej wynoszą $1600\text{--}7300 \text{ mm}^2$, natomiast pionowej, dla większości konstrukcji, tj. pochylonych talerzy o większej średnicy – są mniejsze o 50% (nie przekraczają 4400 mm^2). Po zwiększeniu głębokości pracy o 100% (do $h = 100$ mm) następuje zwiększenie składowej poziomej o 140–155% i składowej pionowej o 175%. Dla talerzy o mniejszej średnicy, ustawionych pionowo, proporcje tych wartości są odwrotne (szczególnie w warunkach większej głębokości pracy): składowa pionowa jest większa nawet o 90% od poziomej.

Słowa kluczowe: brony talerzowe, głębokość pracy, analiza teoretyczna, parametry konstrukcyjne



Wstęp

Specyfiką procesu pracy większości aktualnie produkowanych bron talerzowych jest płytkie podcinanie gleby wraz z materią roślinną i przemieszczanie jej przez talerze ustawione obwodową płaszczyzną czołową przestrzennie pod dwoma kątami – natarcia i pochylenia [KOGUT 2011a; 2012; TALARCZYK 2004]. Kątem natarcia nazywamy kąt ustawienia płaszczyzny czołowej talerza względem kierunku przemieszczania się brony, a kątem pochylenia – kąt ustawienia tej płaszczyzny względem pionowej prostopadłej do powierzchni gleby. W praktyce są stosowane różne wartości tych kątów, często z możliwością regulowania przez użytkownika, w zależności od występujących warunków pracy bron. Różne są też średnice i wklęsłości talerzy.

Standardem w konstrukcji współczesnych bron talerzowych staje się też niezależne mocowanie poszczególnych talerzy do ramy nośnej [KOGUT i in. 2011; TALARCZYK 2004]. Są one łożyskowane bądź to na wydłużonych ramionach sprężyn mocowanych drugim końcem sztywno do ramy, bądź też na sztywnych ramionach dociskanych sprężyną lub gumowym amortyzatorem. Takie niezależne sprężyste mocowanie uprawowych elementów roboczych umożliwia kopiowanie nierówności powierzchni gleby i omijanie kamieni. Powoduje też, że dla różnych wartości parametrów konstrukcji talerzy powstają różne warunki ich oddziaływania na glebę.

Z analizy literatury [ABO EL EES i in. 1986; BERNACKI 1981; GACH i in. 1991; O'DOHERTY i in. 1996; SINEOKOV i in. 1977] wynika, że proces pracy współczesnych bron talerzowych można uogólnić do zasad uprawy gleby biernymi obrotowymi elementami roboczymi o sferycznym zarysie powierzchni, a więc także takimi, jak pługi talerzowe i spulchniacze obrotowe. Podstawy teoretyczne takich zasad, dla obrotowych elementów sferycznych pracujących w ustawieniu pionowym, sformułowali ABO EL EES i WILLS [1986]. Uzupełnili je następnie, dla obrotowych elementów przechylonych w stosunku do powierzchni gleby, i rozwinęli O'DOHERTY i in. [1996]. Wynika z nich, że na warunki pracy talerzowych zespołów roboczych wpływają obszary ich kulistych powierzchni, będących w kontakcie z glebą. Obszar kontaktu z glebą zewnętrznej powierzchni kulistej (tylnej) decyduje o wartości powierzchni nośnej A_b , m.in. stabilizującej utrzymanie zadanej głębokości roboczej i kształtującej ugniatanie gleby poniżej uprawianej warstwy. Obszar kontaktu z glebą przedniej (wewnętrznej) powierzchni kulistej talerzy decyduje natomiast o wartości powierzchni nacisku A_p , określającej m.in. obszar cięcia gleby podczas samodzielnej pracy pojedynczego talerza i kształt jej powierzchni nieuprawionej. W przytoczonych publikacjach powierzchnie te (nośna A_b i nacisku A_p) zdefiniowano w dwóch płaszczyznach – pionowej, normalnej do kierunku ruchu brony, oraz poziomej, stycznej do powierzchni gleby. Sformułowano także ich złożone zależności z charakterystycznymi parametrami konstrukcyjnymi talerzowego zespołu roboczego.

Zależności te, odnoszące się do składowych poziomych tych powierzchni, w postaci publikowanej przez O'DOHERTA i in. [1996], budzą wątpliwości i zastrzeżenia – równania opisujące A_{bx} i A_{px} nie wynikają z definicji i przekształceń obliczenio-

wych oraz nie potwierdzają charakteru zmian prezentowanych przykładowo wyników, a ilustracja interpretacji geometrycznej nie jest tożsama z interpretacją ABO EL EESA i WILLISA [1986]. Niewłaściwa jest też ilustracja graficzna występowania głębokości krytycznej. Ponadto wyniki analizy odnoszą się do zakresu wartości parametrów konstrukcyjnych charakterystycznych dla pługów talerzowych – kątów pochylenia α od 15 do 25 deg i natarcia β od 35 do 55 deg oraz średnicy talerzy $2r$ od 610 do 630 mm i ich wklęsłości $k = 50\text{--}85$ mm. W przypadku bron talerzowych wartości większości tych parametrów są wyraźnie mniejsze (tab. 1).

Celem pracy było określenie wartości poziomych i pionowych składowych powierzchni nośnej i nacisku, wraz z wartościami granicznymi parametrów regulacyjnych, dla współczesnych bron talerzowych, na przykładzie rozwiązań stosowanych w badaniach [KOGUT 2011b]. Aby zrealizować tak postawiony cel, konieczne było także sformułowanie algorytmu obliczeniowego do określania składowych wyżej wymienionych powierzchni, zawierającego poprawione (w stosunku do O'DOGHERTY' A i in. [1996]) zależności, opisujące składowe poziome powierzchni nośnej A_{bx} i nacisku A_{px} obrotowych elementów roboczych o sferycznym zarysie powierzchni.

Stosowane w pracy równania wykorzystywano do obliczeń i graficznej ilustracji zależności z użyciem angielskiej wersji programu matematycznego MathCAD. Z tej wersji też bezpośrednio edytowano je do niniejszej publikacji, dlatego zapis funkcji trygonometrycznych oraz poleceń programowania występuje w notacji angielskiej i zachowuje reguły tego programu. Zastosowanie w pracy takiego oprogramowania pozwoliło na bieżącą – w trakcie wyprowadzania równań – weryfikację symulacyjną poprawności wyprowadzonych zależności i zakresów dopuszczalnych wartości poszczególnych parametrów konstrukcyjnych, tworzących ich dziedzinę, a szczególnie:

- sprawdzano zgodność składowych jednostek miar wielkości wchodzących do równań z jednostką wynikową miary danego równania;
- monitorowano graficznie i weryfikowano logicznie zmiany wartości wynikowej w funkcji wartości poszczególnych parametrów, wchodzących w skład tego równania.

Zależności teoretyczne

Praca O'DOGHERTY' A i in. [1996] jest kontynuacją badań ABO EL EESA i WILLISA [1986], uwzględniającą dodatkowo występowanie kąta pochylenia α talerzy do powierzchni gleby. Do określenia obszarów kulistych powierzchni talerza, będących w kontakcie z glebą, wprowadzono następujące pojęcia granicznych wartości parametrów nastawianych przez użytkownika:

- krytyczny kąt natarcia β_c , gdy kierunek ruchu postępowego talerza jest styczny, przy powierzchni gleby, do jego tylnej powierzchni kulistej na krawędzi ostrza i zanika kontakt gleby z zewnętrzną powierzchnią talerza – dla tej i większych wartości kąta β składowe powierzchni nośnej, zarówno pozioma, jak i pionowa, są zerowe; w konsekwencji brak jest reakcji tej powierzchni, stabilizującej utrzymanie zadanej głębokości pracy i ugniatającej glebę w bruzdzie;

Tabela 1. Zestawienie parametrów konstrukcyjnych i analitycznych talerzy bron z badań polowych [KOGUT 2011b]

Table 1. Summary of design and analytic parameters for harrow discs based on field tests [KOGUT 2011b]

| Oznaczenie w badaniach Notation used in tests | A1 | A2 | A3 | A4 | A5 | A6 | A7 | B1 |
|--|------------|--------------------------------|-------------------------------|------------|----------|------------|------------|---------------------------------|
| 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 | 9 |
| Liczba rzędów i talerzy Number of rows and discs | 2 x 11 | 2 x 12 | 2 x [4x4] | 2 x 12 | 2 x 12 | 2 x 12 | 2 x 12 | 4 x 7 |
| Średnica talerzy $2r$ [mm]: Disc diameter $2r$ [mm]: – środkowych central – skrajnych extreme | 560 460 | 510 – | 450 390 | 510 455 | 560 – | 510 460 | 560 – | 560 460 |
| Podziałka talerzy d w rzędzie [mm] Graduation of discs d in a row [mm] | 250 | 250 | 190 | 240–270 | 235 | 250 | 250 | 230 |
| Kąty ustawienia talerzy [°]: Angles of discs positioning [°]: – natarcia β attack β – nachylenia α inclination α | 22 1 | 12–24 (20 ¹) 12 | 10–24 (16 ¹) 0 | 20 12 | 22 12 | 20 12 | 12 10 | 12–24 (17,5 ¹) 0 |
| Wklęsnięcie talerzy k [mm]: Concavity of discs k [mm]: – środkowych central – skrajnych extreme | 60 45 | 50 – | 40 20 | 54 40 | 64 – | 54 40 | 35 – | 60 40 |
| Promień kulistości R [mm]: Radius of spherity R [mm]: – środkowych central – skrajnych extreme | 683 610 | 675 – | 653 961 | 629 667 | 645 – | 629 681 | 1 138 – | 683 681 |
| Krytyczny kąt pochylenia α_c talerzy [°] dla $h = 50$ mm Critical angle of discs inclination α_c [°] for $h = 50$ mm – środkowych central – skrajnych extreme | 66 68 | 68 – | 70 78 | 66 70 | 64 – | 66 70 | 76 – | 66 70 |

cd. tabeli 1.

| 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 | 9 |
|--|--------|-----------------------------|----------------------------|--------|--------|--------|--------|-----------------------------|
| Krytyczny kąt natarcia β_C talerzy [°] dla $h = 50$ mm: Critical angle of attack β_C of discs [°] for $h = 50$ mm: – środkowych central – skrajnych extreme | 15 | 15 | 13 | 17 | 17 | 16 | 9 | 14 |
| | 14 | – | 8 | 14 | – | 14 | – | 13 |
| | ----- | | | | | | | |
| | 19 | 19 | 17 | 21 | 22 | 21 | 12 | 19 |
| | 19 | – | 10 | 18 | – | 18 | – | 17 |
| | ----- | | | | | | | |
| Krytyczna głębokość pracy h_C [mm]: Critical working depth h_C [mm]: – środkowych central – skrajnych extreme | 156 | 29–255 (111 ¹⁾) | 28–225 (85 ¹⁾) | 83 | 101 | 85 | 111 | 36–243 (81 ¹⁾) |
| | 201 | – | 185 | 154 | – | 176 | – | 49–230 (120 ¹⁾) |
| Powierzchnia nacisku A_{px} [mm ²]: Surface of pressure A_{px} [mm ²]: for $h = 50$ mm – środkowych central – skrajnych extreme | 4 518 | 6 367 | 3 044 | 7 012 | 7 323 | 6 745 | 4 563 | 4 300 |
| | 3 609 | – | 1 565 | 5 707 | – | 5 473 | – | 3 021 |
| | ----- | | | | | | | |
| | 10 890 | 15 620 | 6 992 | 17 120 | 18 000 | 16 460 | 11 580 | 10 310 |
| | 8 380 | – | 3 478 | 13 890 | – | 13 330 | – | 6 981 |
| | ----- | | | | | | | |
| Powierzchnia nacisku A_{py} [mm ²] dla $h = 50$ mm: Surface of pressure A_{py} [mm ²] for $h = 50$ mm: – środkowych central – skrajnych extreme | 4 065 | 3 569 | 2 663 | 3 575 | 4 101 | 3 569 | 2 273 | 4 414 |
| | 3 662 | – | 2 465 | 3 364 | – | 3 377 | – | 3 975 |
| | ----- | | | | | | | |
| | 11 170 | 9 762 | 7 254 | 9 779 | 11 260 | 9 762 | 6 238 | 12 120 |
| | 9 985 | – | 6 671 | 9 158 | – | 9 201 | – | 10 840 |
| | ----- | | | | | | | |

¹⁾ Wartości stosowane w badaniach. ¹⁾ Values used in tests.

Źródło: wyniki własne. Source: own study.

- krytyczny kąt pochylenia α_C , gdy płaszczyzna równoległa do powierzchni gleby jest styczna do tylnej powierzchni kulistej przy krawędzi ostrza w najniższym punkcie obwodu talerza, wyznaczającym maksymalną chwilową głębokość roboczą h ;
- krytyczna głębokość pracy h_C , będąca maksymalną (tj. w najniższym punkcie obwodu talerza) głębokością przy krytycznym kącie natarcia β_C talerza; na tej głębokości tylna powierzchnia talerza nie ma kontaktu z glebą – składowe powierzchni nośnej są zerowe.

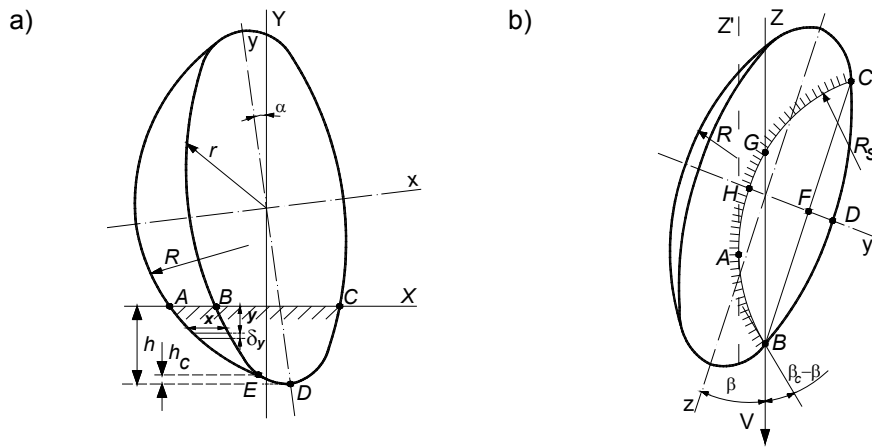
Wartość składowej pionowej powierzchni nacisku A_{py} w cytowanej pracy określono za pomocą zależności, opisującej pionowy rzut $BCDE$ fragmentu odcinka koła (wyznaczającego krawędź powierzchni wklęsłej talerza, zagłębionej w glebie) na płaszczyznę pionową, prostopadłą do kierunku przemieszczania się zespołu roboczego (rys. 1a, 2).

Wartość pionowej powierzchni nośnej A_{by} w tej płaszczyźnie (zawartej między punktami ABE) określono za pomocą całki oznaczonej, w której funkcją podcałkową jest długość x łuku otrzymanego z przecięcia rzutowanego fragmentu zewnętrznej (wypukłej) powierzchni talerza z powierzchnią gleby. Długość tę uzależniono od głębokości y zagłębienia krawędzi talerza w glebie. Tak więc składową A_{by} powierzchni nośnej określono w granicach całkowania, wynikających z zakresu zmienności tej głębokości: od wartości minimalnej, zdefiniowanej jako krytyczna głębokość h_c , do maksymalnej wartości głębokości pracy h talerza w procesie uprawy gleby. Ta maksymalna wartość h występuje w najniższym punkcie obwodu talerza. Krytyczna głębokość h_c powinna być odniesiona do najniższego punktu obwodu krawędzi talerza, tj do głębokości h (rys. 1a), a nie do powierzchni gleby, jak przedstawia O'DOHERTY i in. [1996]. Tak też ilustrują tę krytyczną głębokość h_c ABO EL EES i WILLS [1986].

W płaszczyźnie poziomej wartości powierzchni, zarówno nacisku A_{px} , jak i nośnej A_{bx} , określono za pomocą zależności, opisujących odpowiednie fragmenty odcinka kołowego o promieniu R_S , powstałego z przecięcia sferycznej powierzchni talerza z powierzchnią gleby. Odpowiednie fragmenty odcinka kołowego są wyznaczone przez proste rzutujące, równoległe do kierunku przemieszczania się talerza w glebie.

Poprawioną w niniejszej pracy interpretację poziomych składowych powierzchni nośnej A_{bx} i nacisku A_{px} przedstawiono na rysunku 1. Różnice polegają na odmiennym sprecyzowaniu definicji obliczanych obszarów.

Wartość powierzchni nośnej A_{bx} dotyczy jedynie połowy pola odcinka kołowego $ABGH$ (rys. 1b), kształtującego nośność, tzn. tylko czołowego fragmentu pola odcinka AB , będącego w natarciu w procesie pracy rozpatrywanego sferycznego elementu roboczego (punkt A jest styczny do prostej wyznaczonej kierunkiem wektora prędkości V przemieszczania się talerza w glebie). Druga połowa pola odcinka (tj. AG), będąca w cieniu pierwszej, zachowuje się pasywnie w kształtowaniu nośności i nie powinna być uwzględniana w obliczaniu wartości A_{bx} .



Źródło: opracowanie własne na podstawie O'DOGHERTY'A i in. [1996].
Source: own elaboration based on O'DOGHERTY'A et al. [1996].

Rys. 1. Ilustracja procesu pracy w glebie biernych obrotowych elementów roboczych bron (o sferycznym zarysie): a – z przodu (w płaszczyźnie pionowej), b – z góry (w płaszczyźnie poziomej); A, B, ..., H – charakterystyczne punkty kontaktu talerza z glebą; h , h_c – głębokość pracy talerza bron: w najniższym punkcie obwodu krawędzi talerza i uzyskiwana przy krytycznym kącie natarcia, mm; r , R – promienie talerza: na skraju koła w płaszczyźnie obwodowej i tylnej powierzchni kulistej, mm; R_s – promień koła powstałego z przecięcia sferycznej powierzchni talerza z powierzchnią gleby, mm; V – prędkość robocza bron talerzowej, ms^{-1} ; x , y , z , X , Y , Z – współrzędne (poziome poprzeczne, pionowe i poziome wzdłużne) układu odniesienia związanego z talerzem bron i z glebą, mm; α , β – kąty ustawienia płaszczyzny obwodowej talerza (pochylenia i natarcia) względem zewnętrznego układu odniesienia wyznaczonego przez powierzchnię gleby i prędkość roboczą bron, rad

Fig. 1. Illustration of the working process of the passive rotary working elements (characterized by spherical outline) of a disc harrow in soil: a – front view (vertical plane), b – top view (horizontal plane); A, B, ..., H – characteristic point of contact of a disc with soil; h , h_c – working depth of a harrow disc: in the lowest point of a disc edge periphery and obtained at critical angle of attack, mm; r , R – disc radius: on the edge of circle within peripheral plane and rear spherical surface, mm; R_s – radius of a circle formed by the intersection of the spherical surface of the disc with the surface of the soil, mm; V – working speed of the disc harrow, ms^{-1} ; x , y , z , X , Y , Z – coordinates (horizontal lateral, vertical and horizontal longitudinal) of the reference system associated with a harrow disc and soil, mm; α , β – angles of positioning of a disc peripheral plane (attack and inclination) in relation to the external reference system defined by soil surface and working speed of a harrow, rad

Podobna idea interpretacji aktywnej powierzchni czołowej jest stosowana także w przypadku redlic symetrycznych tarczowych siewników uniwersalnych [KOGUT 2008; TICE, HENDRICK 1991]. Równanie na tak interpretowaną wartość A_{bx} składowej powierzchni nośnej wyprowadzono ze wzoru na pole odcinka kołowego

[ANDRZEJCZAK i in. 1996] o promieniu R_S [O'DOGHERTY i in. 1996] i mierze łukowej kąta środkowego, wynoszącej $2(\beta_C - \beta)$ oraz zamieszczono w uogólnionym zapisie (rys. 2).

Z kolei wartość składowej powierzchni nacisku A_{px} dla wartości kąta natarcia $\beta < \beta_C$ dotyczy tylko aktywnego fragmentu powierzchni $BAHGCD$, wynikającego z jej oddziaływania na płaszczyznę pionową, prostopadłą do kierunku przemieszczania się zespołu roboczego. Kierunek ten wyznacza wektor prędkości V . Aktywny fragment powierzchni jest równoważny obszarowi $BGCD$, który jest różnicą między sumą pól odcinków kołowych tworzących wklęsłość ($BAHGCF + BFCD$) a polem odcinka kołowego, kształtującego nośność ($ABGH$). Jedną ze składowych tej sumy, powierzchnia $BFCD$, jest określona wg O'DOGHERTY' A i in. [1996] wielkością A_C , jako pole odcinka kołowego (o promieniu r talerza i kącie środkowym $2r$) rzutowanego na poziomą powierzchnię gleby pod kątem pochylenia α talerza. Drugą ze składowych jest polem odcinka kołowego o promieniu R_S i kącie środkowym $2\beta_C$.

Równania zależności składowych powierzchni nośnej A_b i nacisku A_p od parametrów konstrukcji sferycznych elementów roboczych, łącznie z poprawionymi w niniejszej pracy, zamieszczono w uogólnionym zapisie programowania matematycznego MathCAD (rys. 2). W przypadku stosowania wartości kąta $\beta \geq \beta_C$, zgodnie ze stwierdzeniem O'DOGHERTY' A i in. [1996], $A_{bx} = 0$ i $A_{by} = 0$. W prezentowanym algorytmie ma to odzwierciedlenie w postaci alternatywnego wyboru wartości: albo zerowej dla $\beta \geq \beta_C$, albo obliczonej ze zdefiniowanych formuł matematycznych (dla $\beta < \beta_C$). Obliczone na ich podstawie wartości są zgodne z wynikami publikowanymi przez O'DOGHERTY' A i in. [1996].

Analizując składowe wejściowe w powyższym określaniu omawianych obszarów kontaktu talerzy brony z glebą można zauważyć, że na ich wartości bezpośrednio wpływają dwie wielkości z podzbioru $\Omega_S \in [r, R]$ oraz trzy wielkości z podzbioru $\Omega_Z \in [h, \alpha, \beta]$. Podzbiór Ω_S tworzą parametry konstrukcyjne stałe, o wartościach jednoznacznie ustalanych (w formie jednej wartości) przez konstruktora. Są to: promień r talerza na skraju koła w płaszczyźnie obwodowej i promień R jego powierzchni kulistej. Podzbiór drugi (Ω_Z) tworzą natomiast parametry o wartościach nastawianych przez użytkownika, z zakresu przewidzianych przez konstruktora w zależności od występujących warunków polowych. Są to: maksymalna głębokość pracy h (tj. w najniższym punkcie obwodu krawędzi talerza) oraz kąt pochylenia α i kąt natarcia β płaszczyzny obwodowej talerza w stosunku do zewnętrznego układu odniesienia wyznaczonego przez powierzchnię gleby i wektor prędkości roboczej brony. Pośrednio więc na wartość omawianych wielkości wpływa także prędkość robocza V brony (jej zwrot i kierunek). Identyfikując w praktyce parametry konstrukcji talerzy bron często używa się, zamiast trudnego do mierzenia promienia R powierzchni kulistej, łatwiejszego pomiaru wielkości nazywanej wklęsłością k talerzy. Charakteryzuje ona, alternatywnie do promienia R , kulistość talerzy zgodnie z zależnością podaną przez O'DOGHERTY' A i in. [1996]. Po przekształceniu otrzymujemy zależność na promień R kulistej powierzchni ta-

$$\begin{aligned}
 A_b, A_p = & \left\{ \begin{array}{l} \Omega_s \left\{ \begin{array}{l} r \leftarrow \text{mm} \\ R \leftarrow \text{mm} \\ k \leftarrow \text{mm} \\ \frac{k^2 + r^2}{2k} \end{array} \right. \\ \Omega_z \left\{ \begin{array}{l} h \leftarrow \text{mm} \\ \alpha \leftarrow \text{rad} \\ \beta \leftarrow \text{rad} \end{array} \right. \\ h_c \left\{ \begin{array}{l} A \leftarrow (1 - \cos(\alpha))^2 \cdot \sin(\beta)^2 \\ B \leftarrow \left[2 \cdot \cos(\alpha) \cdot \left(R \cdot \cos(\alpha) \cdot \sin(\beta)^2 \cdot \sin\left(\alpha + \text{asin}\left(\frac{r}{R}\right) - r\right) \right) \right] \\ C \leftarrow \left[R^2 \cdot \cos(\alpha)^2 \cdot \sin(\beta)^2 \cdot \left(1 - \sin\left(\alpha + \text{asin}\left(\frac{r}{R}\right)\right)^2 \right) \right] \\ \frac{1}{(2 \cdot A)} \cdot \left[-B - \sqrt{(B^2 - 4 \cdot A \cdot C)} \right] \\ \beta_c \leftarrow \text{asin} \left[\frac{\sqrt{h \cdot (2 \cdot r \cdot \cos(\alpha) - h) \cdot \sec(\alpha)}}{R \cdot \sqrt{\left[1 - \left(\sin\left(\alpha + \text{asin}\left(\frac{r}{R}\right) - \frac{h}{R}\right)^2 \right]}} \right] \\ \tau \leftarrow \text{asin} \left[\frac{\sqrt{h \cdot (2 \cdot r \cdot \cos(\alpha) - h) \cdot \sec(\alpha)}}{r} \right] \\ A_{px} \left\{ \begin{array}{l} A_c \leftarrow 0.5 \cdot r^2 \cdot (2 \cdot \tau - \sin(2 \cdot \tau)) \cdot \sin(\alpha) \\ A_{pxa} \leftarrow 0.5 \cdot R^2 \cdot \left[1 - \left(\sin\left(\alpha + \text{asin}\left(\frac{r}{R}\right) - \frac{h}{R}\right) \right)^2 \right] \cdot \left[2 \cdot \beta - \sin(2 \cdot \beta_c) + \sin[2 \cdot (\beta_c - \beta)] \right] + A_c \\ A_{pxb} \leftarrow 0.5 \cdot R^2 \cdot \left[1 - \left(\sin\left(\alpha + \text{asin}\left(\frac{r}{R}\right) - \frac{h}{R}\right) \right)^2 \right] \cdot (2 \cdot \beta_c - \sin(2 \cdot \beta_c)) + A_c \\ A_{pxb} \text{ if } \beta_c \leq \beta \\ A_{pxa} \text{ otherwise} \end{array} \right. \\ A_{py} \leftarrow r^2 \cdot (\tau - 0.5 \cdot \sin(2 \cdot \tau)) \cdot \cos(\alpha) \cdot \sin(\beta) \\ A_{bx} \left\{ \begin{array}{l} A_{bxa} \leftarrow 0.5 \cdot R^2 \cdot \left[1 - \left(\sin\left(\alpha + \text{asin}\left(\frac{r}{R}\right) - \frac{h}{R}\right) \right)^2 \right] \cdot \left[2 \cdot (\beta_c - \beta) - \sin[2 \cdot (\beta_c - \beta)] \right] \cdot \frac{1}{2} \\ 0 \text{ mm}^2 \text{ if } A_{bxa} < 0 \text{ mm}^2 \\ A_{bxa} \text{ otherwise} \end{array} \right. \\ A_{by} \left\{ \begin{array}{l} A_{bya} \leftarrow \int_{-h_c}^h \left[R \cdot \sqrt{\left[1 - \left(\sin\left(\alpha + \text{asin}\left(\frac{r}{R}\right) - \frac{y}{R}\right) \right)^2} \right] \cdot \left[1 - \cos \left[\text{asin} \left[\frac{\sqrt{y \cdot (2 \cdot r \cdot \cos(\alpha) - y)}}{R \cdot \sqrt{\left[1 - \left(\sin\left(\alpha + \text{asin}\left(\frac{r}{R}\right) - \frac{y}{R}\right) \right)^2} \right]} \cdot \cos(\alpha) \right] - \beta \right] \right] dy \\ 0 \text{ mm}^2 \text{ if } A_{bya} < 0 \text{ mm}^2 \\ A_{bya} \text{ otherwise} \end{array} \right. \end{array} \right.
 \end{aligned}$$

Źródło: opracowanie własne. Source: own elaboration.

Rys. 2. Matematyczna (w zapisie programowania pakietu „Mathcad”) ilustracja algorytmu obliczeniowego dla składowych powierzchni nośnej A_b i nacisku A_p pojedynczego talerza na podstawie O'DOHERTY'YA i in. [1996]

Fig. 2. Mathematical (in the notation of programming package "Mathcad") illustration of the calculation algorithm for components of the supporting surface A_b and of the surface of pressure A_p of a single disc from O'DOHERTY'YA et al. [1996]

lerzy bron z wykorzystaniem pomiarów wklęsłości k (rys. 2). W podzbiorze Ω_S nie uwzględniono wielkości opisujących zaostrenie talerzy, ponieważ ich wpływ na wartości obszarów kontaktu z glebą jest mały i nie zmienia charakteru zależności [O'DOHERTY i in. 1996].

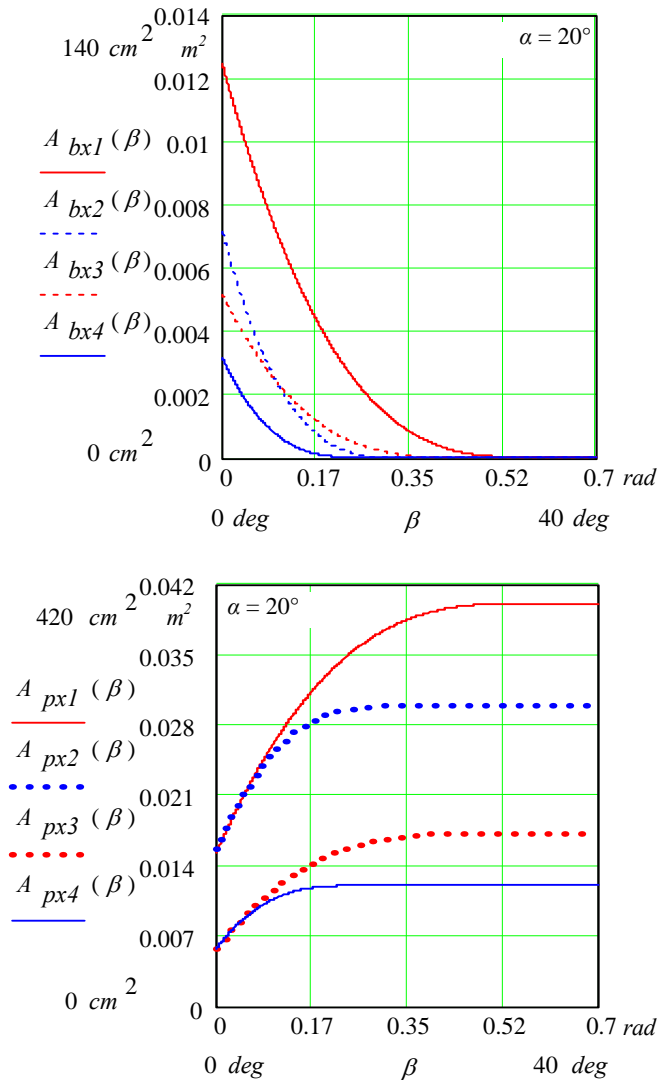
Analiza wyników

Wyniki weryfikacji stosowanych w pracy zależności, uzyskane dla wykorzystywanych zakresów wartości parametrów konstrukcji talerzy w bronach i pługach talerzowych, pozwalają na stwierdzenie, że:

- występuje zgodność jednostek miar składowych, wchodzących do równań, z jednostką wynikową we wszystkich stosowanych w pracy zależnościach; ilustrują to zamieszczone wykresy (rys. 3–6) wybranych najistotniejszych wielkości, które są wynikiem obliczeń w programie MathCAD na podstawie zadanych równań (bez możliwości ingerencji z zewnątrz);
- wartości wynikowe uzyskiwane na podstawie sformułowanych zależności są zgodne logicznie ze zmianami wartości parametrów, wchodzących w skład tych równań (tab. 1, rys. 3–6);
- wartości składowej poziomej powierzchni nośnej (A_{bx1} , A_{bx2}) i nacisku (A_{px1} , A_{px2}) uzyskiwane na podstawie sformułowanych zależności (rys. 3) dla wartości parametrów z pracy O'DOHERTY'A i in. [1996] pokrywają się z wynikami prezentowanymi na rysunkach w tej publikacji.

W tabeli 1 zestawiono (poz. 1–5) empiryczne wartości parametrów konstrukcyjnych talerzy współczesnych wersji bron [KOGUT 2011b]. Analizując je stwierdzono, że:

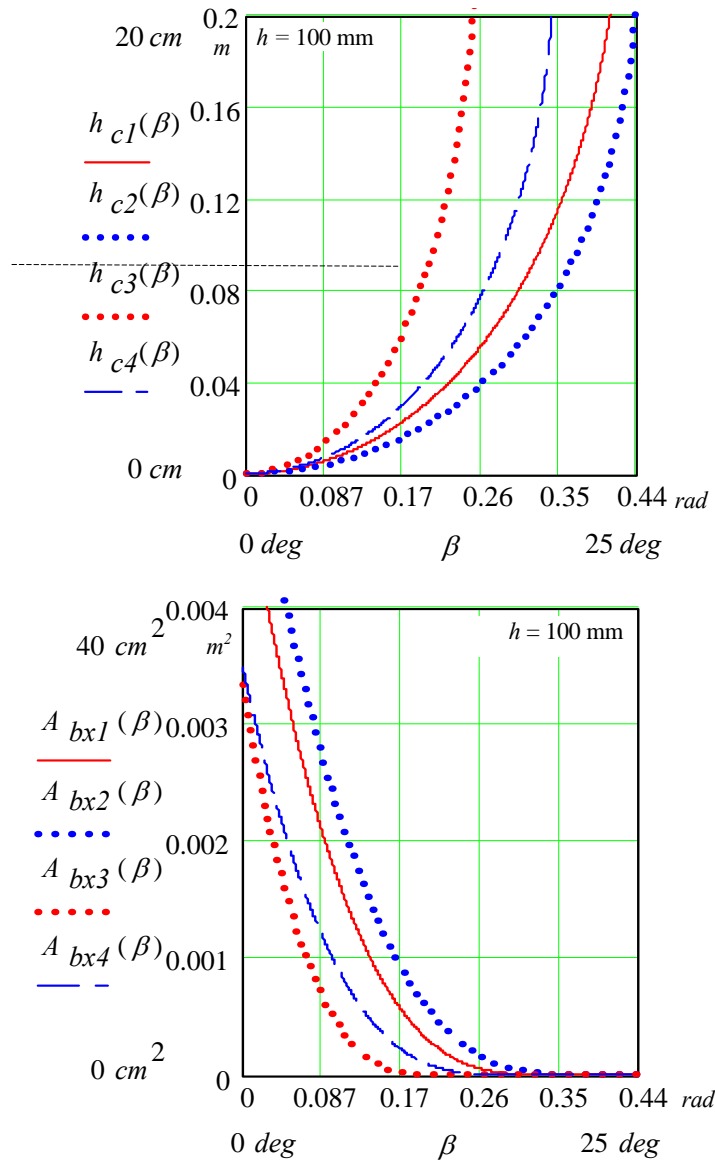
- Średnice $2r$ talerzy podstawowych (środkowych) w większości konstrukcji wynoszą 510 i 560 mm. Rozstaw tych talerzy d w rzędzie wynosi od 230 do 270 mm w zależności od wersji konstrukcji. Średnice skrajnych talerzy, stosowanych tylko w niektórych wersjach, są wyraźnie mniejsze i wynoszą ok. 460 mm. W jednej tylko konstrukcji (wersja brony A3) występuje istotnie mniejsza średnica talerzy podstawowych (450 mm) oraz skrajnych (390 mm) przy rozstawie 190 mm.
- Wklęsłość k talerzy wynosi od 20 do 64 mm i nie oddaje w pełni charakteru kulistości ich powierzchni przy różnej średnicy – właściwszym parametrem w tym przypadku jest obliczony analitycznie promień kulistości R , który wynosi od 610 do 1138 mm; przy tej największej wartości (w bronie A7) powierzchnia talerza z krawędzią tnącą, oddziałująca na glebę podczas uprawy, jest prawie płaska.
- Wartości kąta pochylenia α talerzy wynoszą od 0 do 12°, przy czym pionowe ustawienie ($\alpha = 0^\circ$) jest charakterystyczne w bronach klasycznych, a pochylenie (często regulowane) w bronach kompaktowych.
- Wartości kąta natarcia β talerzy wynoszą od 10 do 24°, przy czym w niektórych wersjach (tj. A2, A3 i B1) są wielkością regulowaną przez użytkownika; są to wartości, podobnie jak w przypadku kątów α i średnic $2r$, wyraźnie mniejsze niż uwzględnione w publikacji O'DOHERTY'A i in. [1996].



Źródło: opracowanie własne. Source: own elaboration.

Rys. 3. Zmiany poziomej powierzchni nośnej A_{bx} i nacisku A_{px} w funkcji kąta natarcia β (gdy $\alpha = 20^\circ$) oraz promieni r , R i głębokości h dla wartości z pracy O'DOGHERTY'A i in. [1996]: 1 – dla $r = 305$ mm, $R = 560$ mm, $h = 120$ mm; 2 – dla $r = 315$ mm, $R = 915$ mm, $h = 120$ mm; 3 – dla $r = 305$ mm, $R = 560$ mm, $h = 60$ mm; 4 – dla $r = 315$ mm, $R = 915$ mm, $h = 60$ mm

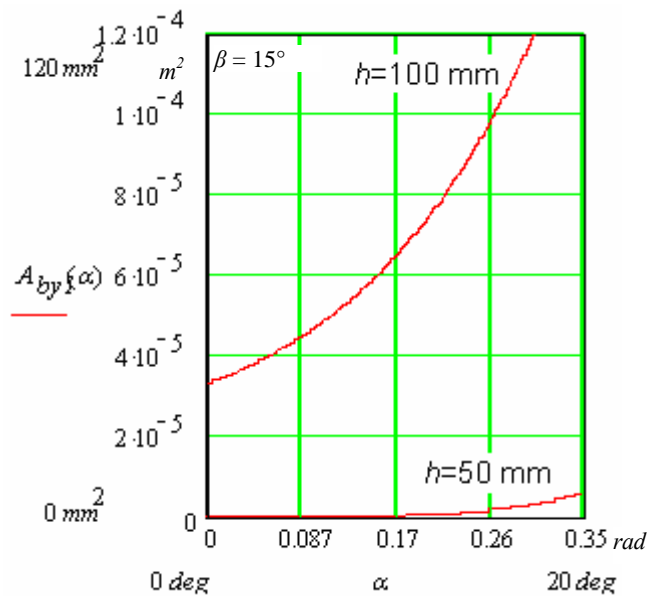
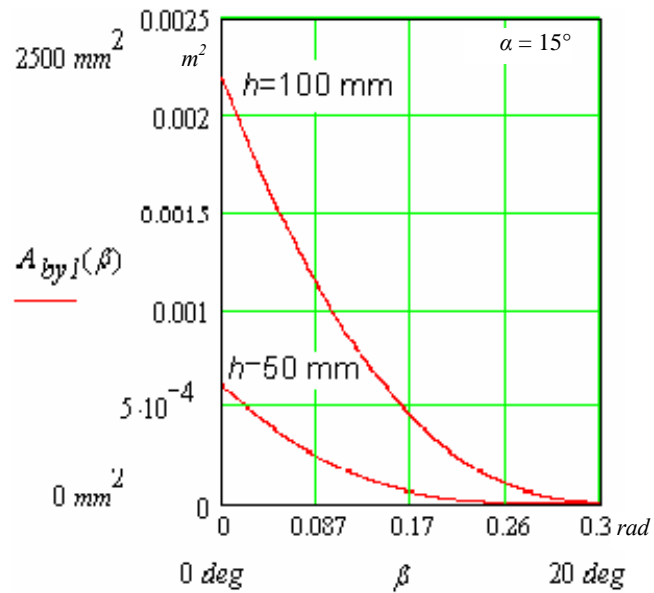
Fig. 3. Changes in the horizontal supporting surface A_{bx} and surface of pressure A_{px} as a function of the angle of attack β and angle of inclination $\alpha = 20^\circ$ and the radius r , R and depth h for values taken from O'DOGHERTY'A et al. [1996] paper: 1 – for $r = 305$ mm, $R = 560$ mm, $h = 120$ mm; 2 – for $r = 315$ mm, $R = 915$ mm, $h = 120$ mm; 3 – for $r = 305$ mm, $R = 560$ mm, $h = 60$ mm; 4 – for $r = 315$ mm, $R = 915$ mm, $h = 60$ mm



Źródło: opracowanie własne. Source: own elaboration.

Rys. 4. Zmiany krytycznej głębokości pracy h_c i poziomej powierzchni nośnej A_{bx} w funkcji kąta natarcia β oraz parametrów konstrukcji talerza: 1 – dla $r = 280$ mm, $\alpha = 0^\circ$, $R = 683$ mm; 2 – dla $r = 280$ mm, $\alpha = 15^\circ$, $R = 683$ mm; 3 – dla $r = 280$ mm, $\alpha = 15^\circ$, $R = 1138$ mm; 4 – dla $r = 230$ mm, $\alpha = 0^\circ$, $R = 683$ mm

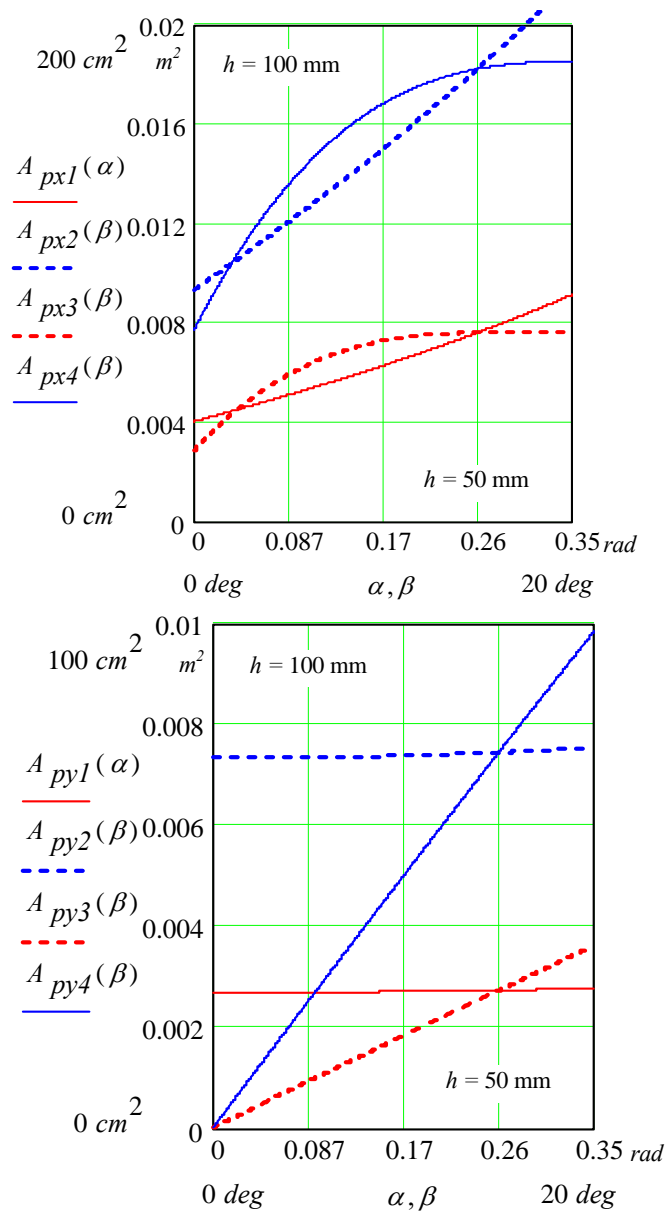
Fig. 4. Changes in the critical depth h_c and horizontal work surface supporting the A_{bx} as a function of the angle of attack β and plate design parameters: 1 – for $r = 280$ mm, $\alpha = 0^\circ$, $R = 683$ mm; 2 – for $r = 280$ mm, $\alpha = 15^\circ$, $R = 683$ mm; 3 – for $r = 280$ mm, $\alpha = 15^\circ$, $R = 1138$ mm; 4 – for $r = 230$ mm, $\alpha = 0^\circ$, $R = 683$ mm



Źródło: opracowanie własne. Source: own elaboration.

Rys. 5. Zmiany pionowej powierzchni nośnej A_{by} w funkcji kąta natarcia β (przy $\alpha = 15$ deg) i kąta pochylenia α (przy $\beta = 15$ deg) dla talerza o średnicy $2r = 510$ mm przy dwóch głębokościach pracy: $h = 50$ mm i $h = 100$ mm

Fig. 5. Changes of vertical supporting surface as a function of the angle of attack β (at $\alpha = 15$ deg), and the angle of inclination α (at $\beta = 15$ deg) for a disc of diameter $2r = 510$ mm at two working depth: $h = 50$ mm and $h = 100$ mm



Źródło: opracowanie własne. Source: own elaboration.

Rys. 6. Zmiany powierzchni nacisku poziomej A_{px} i pionowej A_{py} w funkcji kąta natarcia β (przy $\alpha = 15 \text{ deg}$) i kąta pochylenia α (przy $\beta = 15 \text{ deg}$) dla talerza o średnicy $2r = 510 \text{ mm}$ przy dwóch głębokościach pracy: $h = 50 \text{ mm}$ i $h = 100 \text{ mm}$

Fig. 6. Changes in the horizontal surface of pressure A_{px} and vertical surface of pressure A_{py} as a function of the angle of attack β (at $\alpha = 15 \text{ deg}$) and the angle α (with $\beta = 15 \text{ deg}$) for the disc with a diameter of $2r = 510 \text{ mm}$ at two working depths: $h = 50 \text{ mm}$ and $h = 100 \text{ mm}$

Podstawiając powyższe wartości parametrów konstrukcyjnych do sformułowanych zależności teoretycznych (rys. 2), obliczono (tab. 1, poz. 7–10) graniczne wartości parametrów eksploatacyjnych, zdefiniowanych przez O'DOGHERTY'Ą i in. [1996]. Analizując je stwierdzono, że:

- Wartości krytycznego kąta pochylenia α_C we wszystkich wersjach bron wynoszą powyżej 64° i są wielokrotnie większe od wartości stosowanych podczas eksploatacji – nie ma więc obawy ich osiągnięcia i przekroczenia w procesie pracy współczesnych bron talerzowych.
- Wartości krytycznego kąta natarcia β_C są najmniejsze w warunkach minimalnej głębokości pracy bron (ok. $h = 50$ mm) i wynoszą 8 – 17° . Te najmniejsze wartości zakresu występują dla najmniejszej średnicy talerzy ($2r = 390$ mm w wersji A3) oraz dla największego promienia ich kulistości ($R = 1138$ mm w wersji A7). Wraz ze wzrostem głębokości pracy bron (ok. $h = 100$ mm) wartości tego kąta zwiększają się do 10 – 22° ; w porównaniu z wartościami regulacyjnymi są to wartości znacznie mniejsze, przekraczane we wszystkich wersjach bron podczas ich eksploatacji nawet na głębokości 100 mm.
- Wartości krytycznej głębokości pracy h_C w przypadku uwzględnionych w badaniach bron wynoszą od 28 do nawet 255 mm. Tak duże zróżnicowanie wynika z różnych wartości parametrów konstrukcyjnych stosowanych talerzy. Występują wersje bron cechujące się, przy określonych wartościach parametrów konstrukcji, uzyskiwaniem kontaktu tylnej powierzchni talerzy z glebą już przy minimalnej głębokości ok. 50 mm. Są też konstrukcje (np. A1), w przypadku których nawet gdy głębokość pracy jest największa nie występuje wspomniany kontakt.

Charakter zmian krytycznej głębokości h_C w funkcji parametrów konstrukcji talerzy i jej wpływu na składową poziomą powierzchni nośnej A_{bx} zilustrowano na rysunkach 4 i 5. Największy wpływ ma kąt natarcia β talerzy – wraz z jego wzrostem następuje paraboliczne zwiększanie się krytycznej głębokości h_C . Rezultatem jest zmniejszanie się powierzchni nośnej talerza, aż do całkowitego zaniku kontaktu jego tylnej (wypukłej) powierzchni z glebą. W pionowym ustawieniu talerzy ($\alpha = 0^\circ$) krytyczna głębokość h_{C1} zbliża się do przykładowo nastawionej głębokości pracy $h = 100$ mm już gdy kąt $\beta = 18^\circ$. W przypadku takich wartości kątów α i β i tej głębokości pracy, zanika też powierzchnia nośna talerza (w tym składowa pozioma A_{bx1} – rys. 4). Po zastosowaniu pochylenia talerza (np. $\alpha = 15^\circ$) zmniejsza się głębokość krytyczna h_{C2} i gdy głębokość $h = 100$ mm pojawia się już niewielka wartość powierzchni nośnej (składowa A_{bx2}). Zwiększenie wartości promienia krzywizny R i zmniejszenie średnicy $2r$ talerza powoduje pogorszenie omawianych warunków współpracy tylnej powierzchni talerza z glebą (odpowiednio krzywe 3 i 4 – rys. 4). Zmniejszenie nastawianej przez użytkownika głębokości pracy, np. do $h = 50$ mm, dodatkowo działa na niekorzyść tych warunków – nawet gdy wartości kąta natarcia β są mniejsze, istotnie maleje powierzchnia nośna talerzy, m.in. składowa pionowa A_{by} (rys. 5). W badanych wersjach bron (tab. 1) praktycznie uzyskiwane wartości składowych powierzchni nośnej talerzy wynoszą od 0 , gdy głębokość pracy $h = 50$ mm, do 50 – 1000 mm², gdy $h = 100$ mm.

Znacznie większe wartości stwierdzono w przypadku składowych A_{px} i A_{py} powierzchni nacisku talerzy. Gdy głębokość pracy $h = 50$ mm, składowa pozioma A_{px} wynosi od ok. 1,6 tys. mm² (skrajne talerze małej średnicy, wersja A3) do ok. 7,3 tys. mm² (wersja A5), natomiast składowa pionowa A_{py} w większości wersji uzyskuje wartości mniejsze. Tylko w wersji z pionowym ustawieniem talerzy ($\alpha = 0^\circ$) wartości tej składowej są nieznacznie większe lub równe. Wraz ze wzrostem głębokości (np. do $h = 100$ mm) wartości składowych A_{px} i A_{py} zwiększają się, ale ich przyrosty są różne (rys. 6). Składowa A_{px} w funkcji kąta pochylenia α wzrasta prawie liniowo, natomiast w funkcji kąta natarcia β jej wzrost jest wyraźnie paraboliczny – gdy wartości β są mniejsze wzrost jest największy i maleje wraz ze wzrostem kąta β . Dynamika powyższych zmian składowej A_{px} zwiększa się ze wzrostem głębokości pracy h . Składowa A_{py} zwiększa się liniowo w funkcji kąta natarcia β , a dynamika tego wzrostu zwiększa się ze wzrostem głębokości pracy h . Zmiana kąta pochylenia α nie wpływa na wartość składowej A_{py} .

Wnioski

1. Sformułowany algorytm obliczeniowy do określania składowych poziomych i pionowych powierzchni nośnej i nacisku obrotowych elementów roboczych o sferycznym zarysie powierzchni może być wykorzystywany jako narzędzie analizowania i projektowania warunków pracy zarówno talerzy w bronach talerzowych klasycznych i kompaktowych (jak to przedstawiono w niniejszej pracy), jak też talerzy niwelujących ślady na powierzchni po pracy zębów kultywatorów ścierniskowych oraz redlic talerzowych w siewnikach uniwersalnych.
2. Powierzchnia nośna talerzy większości współczesnych bron przyjmuje wartości bliskie zeru przy mniejszej głębokości pracy ($h = 50$ mm). Wraz ze wzrostem głębokości pracy składowe powierzchni nośnej zwiększają się. Gdy $h = 100$ mm wynoszą maksymalnie ok. 3000 mm² w przypadku składowej poziomej i ok. 1200 mm² w przypadku składowej pionowej. Te największe wartości występują mniejszych kątów natarcia β i promieni krzywizny R oraz większych kątów pochylenia α i średnic talerzy $2r$.
3. Znacznie większe wartości od wyżej wymienionych występują w przypadku składowych powierzchni nacisku talerzy bron. Gdy głębokość pracy jest mniejsza ($h = 50$ mm), wartości składowej poziomej wynoszą 1600–7300 mm². Wartości składowej pionowej dla większości konstrukcji (tj. talerzy o średnicy $2r$ pochylonych pod kątem α) są mniejsze o ok. 50% (nie przekraczają 4400 mm²). W przypadku talerzy tej samej średnicy ustawionych pionowo ($\alpha = 0^\circ$) wartości składowych poziomej i pionowej są porównywalne. Po zwiększeniu głębokości ich pracy o 100% (do $h = 100$ mm) następuje zwiększenie o ok. 140–155% składowej poziomej i o ok. 175% składowej pionowej. Dla pionowo ustawionych ($\alpha = 0^\circ$) talerzy o mniejszej średnicy proporcje tych wartości są odwrotne (szczególnie w przypadku większej głębokości pracy) – składowa pionowa powierzchni nacisku jest większa nawet o 90% od składowej poziomej.

4. Tak duża zmienność wartości i proporcji składowych powierzchni nacisku talerzy w zakresie głębokości pracy bron jest efektem złożonego wpływu ich parametrów konstrukcyjnych – promieni r i R oraz kątów α i β . Istnieją więc potencjalne możliwości świadomego ich kształtowania w procesie pracy obrotowych elementów roboczych o sferycznej powierzchni.

Bibliografia

- ANDRZEJCZAK G., BIELECKI A., BLIKLE A., BRYŃSKI M., CEGIELKA K., CZYŻO E., CZYŻYKOWSKI M., DAŁEK K. 1996. Matematyka. Encyklopedia Szkolna. Wydanie II. Warszawa. WSiP. ISBN 83-02-02551-8 ss. 383.
- ABO EL EES N.A.E.H., WILLS B.M.D. 1986. An analysis of the geometric and soil working parameters of a curved vertical disc. *Journal of Agricultural Engineering Research*. Nr 35 s. 277–286.
- BERNACKI H. 1981. Teoria i konstrukcja maszyn rolniczych. T. 1. Cz. I i II. Narzędzia i maszyny uprawowe. Wydanie II. Warszawa. PWRiL. ISBN 83-09-00419-2 ss. 417.
- GACH S., KUCZEWSKI J., WASZKIEWICZ C. 1991. Maszyny rolnicze. Elementy teorii i obliczeń. Warszawa. Wyd. SGGW. ISBN 83-00-02693-2.
- KOGUT Z. 2008. Dobór parametrów procesu siewu w aspekcie głębokości pracy redlic. *Inżynieria Rolnicza*. Nr 3. Monografie (rozprawa habilitacyjna) 27. ISSN 1429-7264 ss. 145.
- KOGUT Z. 2011a. Jakość pracy narzędzi w uprawie gleby z wykorzystaniem mulczu. *Postępy Nauk Rolniczych*. Nr 3 s. 89–102.
- KOGUT Z. 2011b. Jakość pracy bron talerzowych w zróżnicowanych warunkach eksploatacji. *Problemy Inżynierii Rolniczej*. Nr 3 s. 53–67.
- KOGUT Z. 2012. Kultywator czy talerzówka. *Top Agrar Polska*. Nr 7 s. 118–122.
- KOGUT Z., KONIECZKA D. 2011. Test siedmiu bron talerzowych. *Top Agrar Polska*. Nr 2 s. 12–24.
- O'DOHERTY M.J., GODWIN R.J., HANN M.J., AL-GHAZAL A.A. 1996. A geometrical analysis of inclined and tilted spherical plough disco. *Journal of Agricultural Engineering Research*. Nr 63 s. 205–218.
- SINEOKOV G.N., PANOV I.M. 1977. Teorija i rasčet počvoobrabatyvajuščich mašin. Moskwa. Mašinostroenie s. 213–236.
- TALARCZYK W. 2004. Brony talerzowe tradycyjne i kompaktowe. *Top Agrar Polska*. Nr 4 s. 150–153.
- TICE E.M., HENDRICK J.G. 1991. Disc coulter forces: evaluation of mathematical models. *Trans. ASAE*. Nr 34 s. 2291–2298.

Zbigniew Kogut

WORKING DEPTH OF DISC HARROWS IN THE ASPECT OF THEIR DISCS PARAMETERS AND SURFACE (SUPPORTING SURFACE AND SURFACE OF PRESSURE)

Summary

In the MathCAD computer program there was formulated and verified the computational algorithm to define horizontal and vertical components of the supporting surface A_b and surface of pressure A_p of rotating elements characterized by a spherical

surface outline (e.g. harrow discs). Definitions were supplemented and the equations of supporting surface and surface of pressure in the horizontal plane tangential to the surface of the soil were corrected. The algorithm was used for analysis of the impact of design parameters of discs in presently produced disc harrows on the values of components of the supporting surface and the surface of pressure in the aspect of the discs working depth and the limit value of their regulation parameters. It was found that the components of the supporting surface of discs take the values close to zero in case of the lower working depth ($h = 50$ mm). It means that during shallow tillage when flexibly mounted discs are used the copying effect which reduces penetration does not occur. There is also no compaction of a furrow by the external (back) surface of the discs. With increasing depth there also increase the values of components of the A_b surface and at $h = 100$ mm they are up to 3000 mm^2 (horizontal) and 1200 mm^2 (vertical). The highest values occur for smaller angles of attack and curvature radius as well as for higher angles of inclination and higher discs diameters. Under these conditions there is observed maximum of both – copying of the set depth h and soil compaction in the furrow. Much larger values than those discussed above appear in case of the components of surface of pressure of the discs. In case of the working depth amounting to $h = 50$ mm the values of the horizontal component are $1600\text{--}7300 \text{ mm}^2$, but in case of the vertical one, for more of the constructions – i.e. inclined discs of greater diameter – they are smaller by 50% (they do not exceed 4400 mm^2). For discs of the same diameter positioned vertically the values of horizontal and vertical components are comparable. The increase of working depth by 100% (up to $h = 100$ mm) causes the increase of horizontal component by 140–155% and of the vertical component by 175%. For discs of smaller diameter positioned vertically the proportion of these values is reversed (especially when the working depth is greater): the vertical component is greater by even 90% than the horizontal component.

Key words: disc harrows, working depth, theoretical analysis, design parameters

Adres do korespondencji:

dr hab. inż. Zbigniew Kogut, prof. ITP
Instytut Technologiczno-Przyrodniczy
Mazowiecki Ośrodek Badawczy w Kłudzienku
05-825 Grodzisk Mazowiecki
tel. 22 755-60-41 wew.111; e-mail: z.kogut@itep.edu.pl