



Eksperymentalna i numeryczna analiza procesu instalacji nitu

ADAM KORBEL¹, ELŻBIETA SZYMCZYK², ANDRZEJ SKORUPA¹

¹AGH Akademia Górniczo-Hutnicza, Wydział Inżynierii Mechanicznej i Robotyki,
Katedra Wytrzymałości, Zmęczenia Materiałów i Konstrukcji,
al. A. Mickiewicza 30, 30-059 Kraków, korbel@agh.edu.pl, askorupa@agh.edu.pl

²Wojskowa Akademia Techniczna, Wydział Mechaniczny,
Katedra Mechaniki i Informatyki Stosowanej, ul. gen. S. Kaliskiego 2,
00-908 Warszawa, eszymczyk@wat.edu.pl

Streszczenie. W artykule przedstawiono wyniki badań eksperymentalnych oraz analiz numerycznych MES związane z procesem zakuwania nitu. Analizie poddano stosowane w polskim przemyśle lotniczym nity z łbem kulistym z materiału PA24 oraz blachy ze stopu D16CzATW. Zbadano, jak siła nitowania wpływa na charakterystyczne wymiary zakuwki oraz ekspansję otworu nitowego, a następnie uzyskane wyniki porównano z wynikami analiz MES. Ponieważ dotychczas stosowane metody pomiaru ekspansji otworu mogą być obciążone błędem, opracowano własną metodę pomiaru, cechującą się większą dokładnością. Zbadano, jak przyjęty w analizach MES model materiału nitu wpływa na jakość otrzymywanych wyników. Wykazano, że wierne odtworzenie procesu nitowania w MES wymaga odpowiedniego zdefiniowania modeli materiałowych stosowanych w tych analizach. Ponadto określono wpływ siły zakuwania nitu na rozkład oraz wielkość resztkowych naprężeń promieniowych i obwodowych wokół otworu nitowego.

Słowa kluczowe: połączenia nitowe, nity lotnicze, siła zakuwania nitu, ekspansja otworu nitowego, naprężenia resztkowe, MES

1. Wstęp

Zakładkowe połączenia nitowe, stosowane w konstrukcjach lotniczych do łączenia blach pokrycia samolotu, są obszarami kadłuba szczególnie podatnymi na uszkodzenia zmęczeniowe. O ich wytrzymałości decydują, obok rozwiązania konstrukcyjnego, czynniki technologiczne, w tym siła zakuwania nitów F_{sq} . Wskazują na

to liczne badania eksperymentalne, jak np. [1, 2, 3], z których wynika, że ze wzrostem siły zakuwania nitów znacząco wzrasta trwałość zmęczeniowa złączy. Rosnąca siła F_{sq} wywołuje większą ekspansję otworu nitowego, a przez to korzystniejszy z punktu widzenia wytrzymałości zmęczeniowej rozkład naprężeń resztkowych (obwodowych i promieniowych) wokół tego otworu [1, 4, 5, 6, 7]. Ponadto bardziej wyrównany staje się wówczas transfer obciążenia przez poszczególne rzędy nitów, co również polepsza właściwości zmęczeniowe złączy [4, 8, 9].

W praktyce przemysłowej pierwszym i podstawowym wskaźnikiem określającym jakość złącza są wymiary zakuwki, gdyż pozostają one w ścisłym związku z siłą F_{sq} [6, 10]. Z tego względu w artykule opisano próbę modelowania procesu zakuwania nitu, aby w ten sposób otrzymać korelację pomiędzy siłą F_{sq} a ekspansją otworu nitowego. Celem takiego modelowania jest ograniczenie trudnych i pracochłonnych pomiarów ekspansji na rzeczywistym połączeniu. Skuteczność tego podejścia zweryfikowano przez porównanie ekspansji obliczonych i zmierzonych. Autorzy opracowali przy tym własną metodę pomiaru ekspansji, bardziej dokładną od sposobów dotychczas stosowanych.

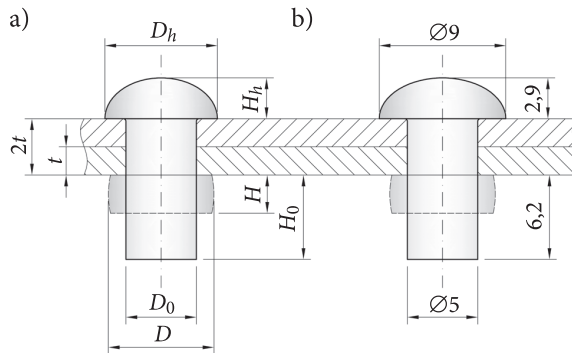
2. Badania eksperymentalne

2.1. Materiał oraz geometria nitów i blach zastosowanych w badaniach

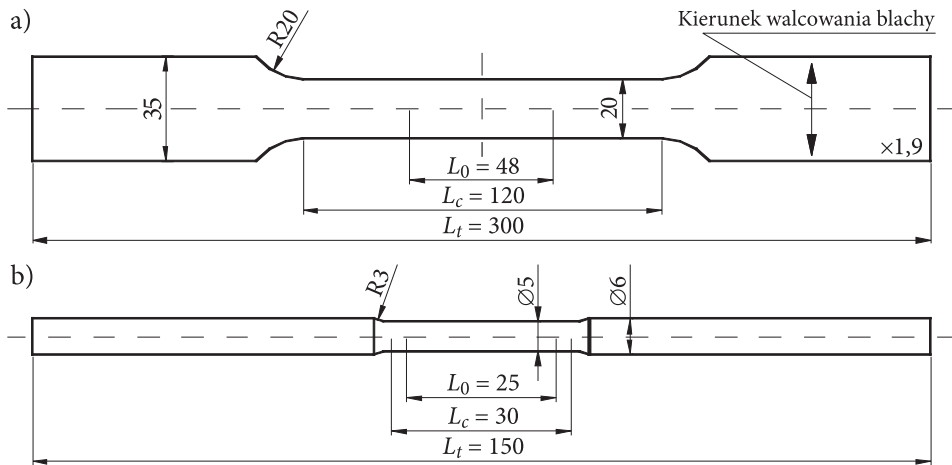
W eksperymencie zastosowano blachy oraz nity stosowane w polskim przemyśle lotniczym. Blachy dwustronnie platerowane o grubości $t = 1,9$ mm wykonane zostały z lotniczego stopu aluminium D16CzATW (zwanego dalej D16), a do ich łączenia zastosowano nity z łbem kulistym o średnicy trzonu 5 mm, wykonane ze stopu PA24. Własności statyczne i zmęczeniowe stopu D16 są podobne do stopu Al 2024-T3 powszechnie stosowanego na pokrycia samolotów przez zachodni przemysł lotniczy [11]. Zachodnim odpowiednikiem stopu PA24 jest stop Al 2117-T4, z którego wykonywane są nity klasy AD, niewymagające żadnych dodatkowych zabiegów technologicznych w trakcie procesu nitowania [12].

Zastosowane nity (5×10-PA24) odpowiadały branżowej normie BN-70/1121-03. Charakterystyczne wymiary nitów oraz ich geometrię przed i po zakuciu pokazano na rysunku 1.

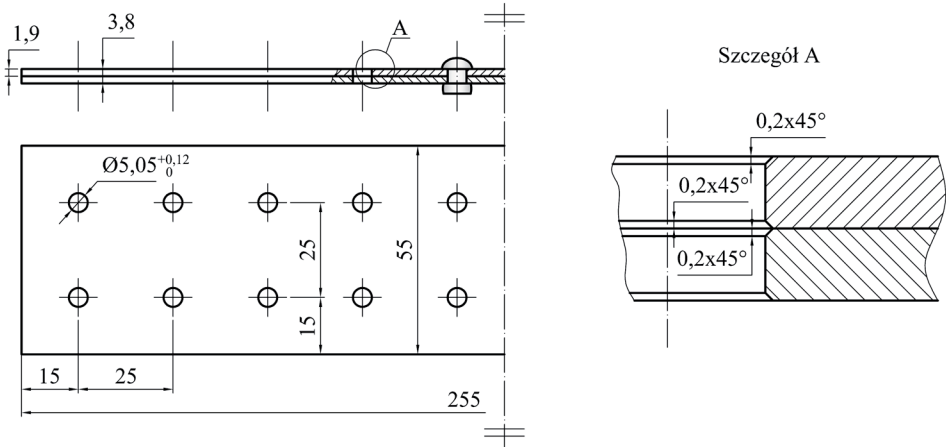
W celu wyznaczenia własności wytrzymałościowych stopów D16 i PA24, koniecznych do zdefiniowania materiału w analizie MES, przeprowadzono próby statycznego rozciągania na próbkach płaskich (D16) oraz okrągłych (PA24), zgodnych z normą PN-EN 10002-1:2004, których geometrię pokazano na rysunku 2. Zależności między siłą zakuwania nitu a wymiarami zakuwki (D , H) i ekspansją otworu (he) wyznaczono z kolei na próbkach o geometrii pokazanej na rysunku 3.



Rys. 1. Nomenklatura wymiarów nitu (a) oraz wymiary nitu z łbem kulistym wg BN-70/1121-03 (b) zastosowanego w badaniach



Rys. 2. Geometria próbek użytych w statycznej próbie rozciągania stopów: D16 — próbka płaska (a) oraz PA24 — próbka okrągła (b)



Rys. 3. Geometria próbek użytych do wyznaczenia zależności między siłą zakuwania a wymiarami zakuwki oraz siłą zakuwania a ekspansją otworu nitowego

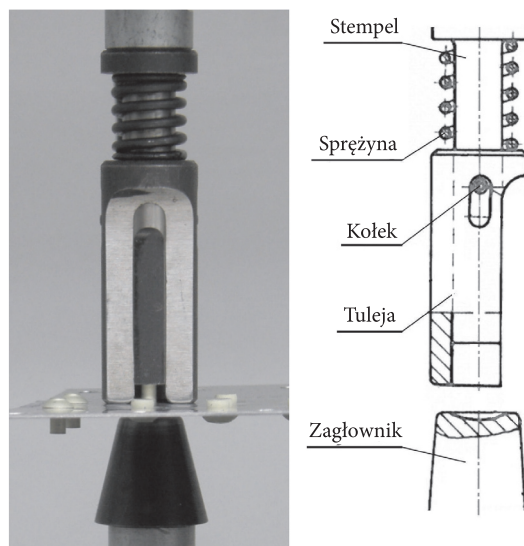
2.2. Wykonanie próbek

Próbki do badań statycznych stopu D16 zostały wycięte z arkuszy blach w taki sposób, aby kierunek obciążenia był prostopadły do kierunku walcowania blachy. Otwory nitowe w próbkach pokazanych na rysunku 3 dla każdej pary blach były wiercone i rozwiercane razem, zgodnie z technologią stosowaną w polskim przemyśle lotniczym. Nominalna średnica otworów nitowych (d_0) dla zastosowanej grubości blach wynosiła 5,05 mm, a dopuszczalna odchyłka +0,12 mm.

Nitowanie próbek przeprowadzono pod kontrolą siły na maszynie wytrzymałościowej MTS 810. W trakcie procesu nitowania stosowano przyrząd pokazany na rysunku 4, który przed rozpoczęciem procesu nitowania zapewniał odpowiedni wstępny docisk łączonych blach oraz osiowe ustawienie nitu, a w trakcie nitowania zapobiegał jego ukosowaniu. Zakuwanie nitów wykonywano w sposób statyczny, przy prędkości przesuwu stempla 2,5 mm/min, aż do osiągnięcia wymaganej siły docisku.

W próbce do wyznaczenia zależności między F_{sq} i wymiarami zakuwki otwory wypełnione zostały nitami w ten sposób, że każdy z kolejnych nitów zakuwany był coraz większą siłą. Następnie zmierzono średnice oraz wysokości zakuwek. Pozwoliło to na zbadanie, jak zmieniają się parametry D/D_0 i H/H_0 zastosowanych nitów w zależności od wielkości siły zakuwania.

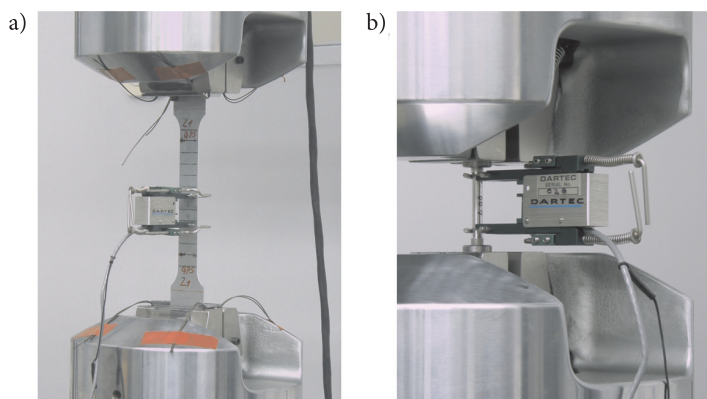
Badania ekspansji otworu nitowego przeprowadzono dla dwóch poziomów siły zakuwania. W pierwszym przypadku siłę dobrano tak, aby stosunek D/D_0 wynosił 1,3, zaś w drugim 1,5. Powyższe wartości D/D_0 mieszczą się w przedziałach akceptowanych przez większość producentów przemysłu lotniczego, np. [1].



Rys. 4. Przyrząd stosowany w trakcie nitowania

2.3. Stanowisko badawcze oraz metodyka pomiarów

Statyczną próbę rozciągania materiału blach i nitów wykonano z użyciem wcześniej wspomnianej maszyny wytrzymałościowej MTS 810, sterowanej przez kontroler MTS FlexTest SE oraz program TestWorks 4. W trakcie prowadzenia badań odkształcenia próbek rejestrowane były za pomocą ekstensometru DARTEC o bazie pomiarowej 25 mm i zakresie pomiarowym $\pm 6,25$ mm (rys. 5).



Rys. 5. Mocowanie próbek w uchwytach maszyny wytrzymałościowej MTS 810 oraz ekstensometru DARTEC w trakcie próby statycznego rozciągania stopów: D16 (a) oraz PA24 (b)

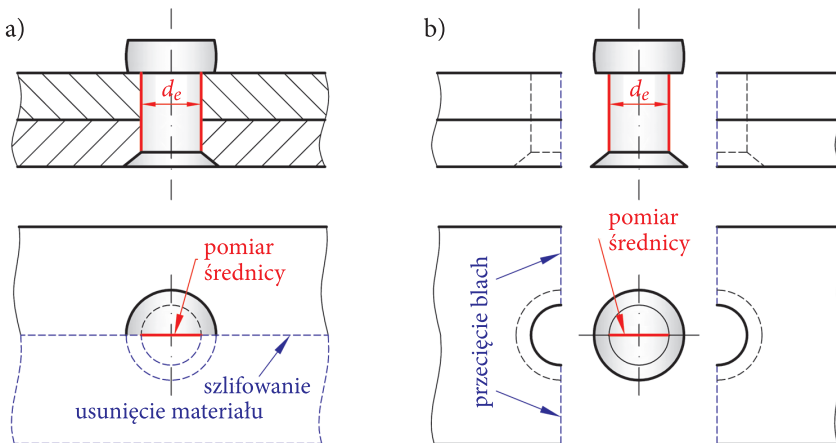
W próbkach pokazanych na rysunku 3 średnice zakuwek D mierzone były z dokładnością do 0,01 mm za pomocą suwmiarki elektronicznej, natomiast ich wysokości H z dokładnością do 0,001 mm za pomocą elektronicznego czujnika zegarowego. Pomiar średnicy zakuwki wykonano dla każdego nitu w dwóch wzajemnie prostopadłych kierunkach i na tej podstawie wyznaczono jej średnią wartość. Wysokość zakuwki H wyznaczono z przesunięcia końcówki czujnika zegarowego względem powierzchni blachy usytuowanej na środku łba nitu.

Ekspansja otworu nitowego he zdefiniowana została w następujący sposób:

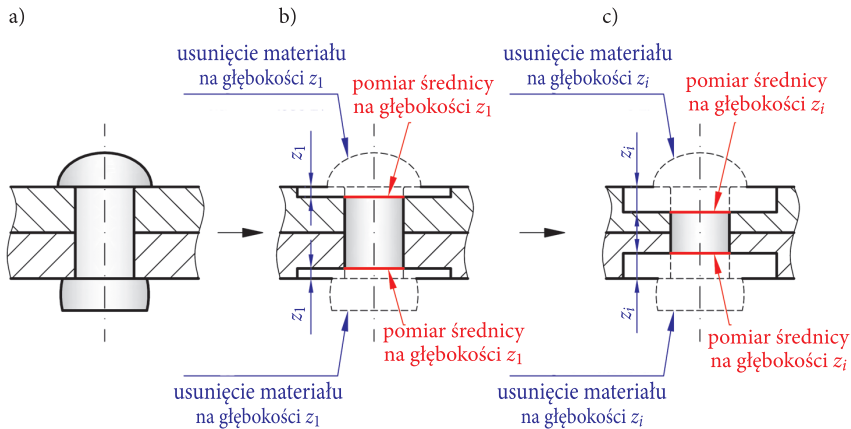
$$he = \frac{d_e - d_0}{d_0} \cdot 100\%, \quad (1)$$

gdzie d_0 i d_e są średnicami otworu odpowiednio przed i po nitowaniu.

Müller [1], badając ekspansję otworu nitowego, zaproponował dwie metody jej pomiaru. Pierwsza, przedstawiona na rysunku 6a, polega na przecięciu próbki w płaszczyźnie zbliżonej do osi rzędów nitów, a następnie stopniowym szlifowaniu tej powierzchni i pomiarze średnicy nitu. Za końcowy rezultat pomiarów przyjmuje się ich wartość maksymalną. Niedogodnością tej metody jest pomiar ekspansji tylko w jednym kierunku. Druga metoda, przedstawiona na rysunku 6b, polega na przecięciu złączonych nitami blach i wyciągnięciu nitu z otworu, a następnie zmierzeniu jego średnicy. Wadą tej metody jest możliwość zawyżenia ekspansji he , ponieważ nit po wyciągnięciu z otworu nieznacznie zwiększa swoją średnicę skutkiem uwolnienia naprężeń sprężystych. W celu eliminacji niedoskonałości metod zaproponowanych przez Müllera opracowano własną metodę pomiaru he pokazaną na rysunku 7. W pierwszej kolejności usuwane są łby nitów, a następnie frezuje się



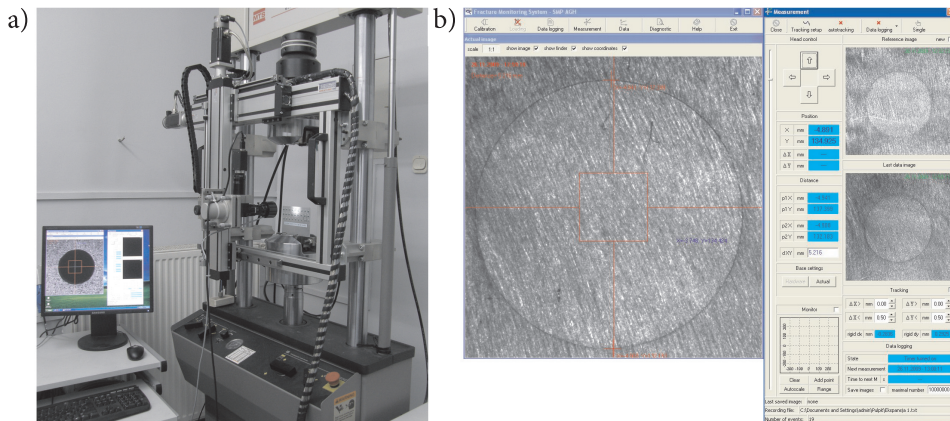
Rys. 6. Sposób pomiaru ekspansji otworu: a) poprzez szlifowanie powierzchni przekroju nitu i blachy; b) poprzez wyciągnięcie nitu z otworu [1]



Rys. 7. Własna metoda pomiaru ekspansji otworu: a) próbka zakuta nitem; b) usunięcie pierwszej warstwy materiału blachy na głębokość z_1 ; c) usunięcie kolejnej warstwy materiału na głębokość z_i

czołowe powierzchnie zakutej próbki w płaszczyźnie prostopadłej do osi nitu na zadanej głębokości z_1 , po czym wykonywany jest pomiar średnicy nitu/otworu d_{e1} (rys. 7b). Po wykonaniu pomiaru próbka frezowana jest na kolejną głębokość z_i , na której mierzona jest następna średnica d_{ei} (rys. 7c). Zaznaczmy, że frezowanie próbki odbywa się przemiennie z obu jej stron, dzięki czemu uzyskuje się wyniki ekspansji nitu w otworze każdej blachy.

Pomiary średnic otworów nitowych d_0 oraz otworów po ekspansji d_e przeprowadzono z wykorzystaniem uniwersalnego systemu optycznego zaadaptowanego do współpracy z wcześniej wspomnianą maszyną wytrzymałościową MTS 810 (rys. 8a).



Rys. 8. Pomiary ekspansji otworów nitowych za pomocą uniwersalnego systemu optycznego: a) widok stanowiska pomiarowego; b) okno programu SMP w trakcie pomiaru średnicy d_e

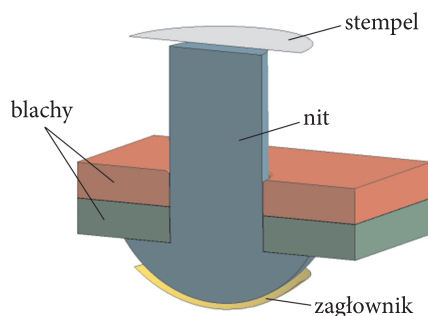
Zastosowany system optyczny, sterowany za pomocą kontrolera oraz programu SMP, umożliwił wykonanie pomiarów z dokładnością do 2 μm . Średnice otworów nitowych w każdej blasze zmierzone zostały w dwóch wzajemnie prostopadłych kierunkach i na tej podstawie określono średnią średnicę otworu nitowego d_0 i d_e (rys. 8b). Pomiary d_0 wykonane zostały po obu stronach każdej blachy, natomiast pomiary d_e wykonano na głębokości $z_1 = 0,2$ mm i $z_2 = 1$ mm poniżej każdego łba nitu (rys. 7b i c).

3. Obliczenia numeryczne MES

3.1. Model numeryczny połączenia

Symulacje numeryczne procesu zakuwania nitu wykonano przy użyciu programu MSC.Marc [13] przeznaczonego do analizy zjawisk silnie nieliniowych (w zakresie dużych przemieszczeń i odkształceń plastycznych).

Analizie poddano fragment próbki pokazanej na rysunku 3 z pojedynczym nitem o geometrii takiej samej jak na rysunku 1b. Do opisu nitu oraz jego otoczenia zastosowano modele bryłowe (rys. 9), które umożliwiają analizę zjawisk lokalnych w otoczeniu nitu. Główną zaletą modeli bryłowych jest w tym przypadku możliwość dokładnego odwzorowania geometrii nitu oraz uwzględnienie w analizie czynników technologicznych, takich jak np. siła zakuwania czy tolerancja otworu nitowego. Narzędzia służące do nitowania (stempel oraz zagłownik) przedstawiono jako powierzchnie opisane przez elementy sztywne (*Rigid Surface*, rys. 9).

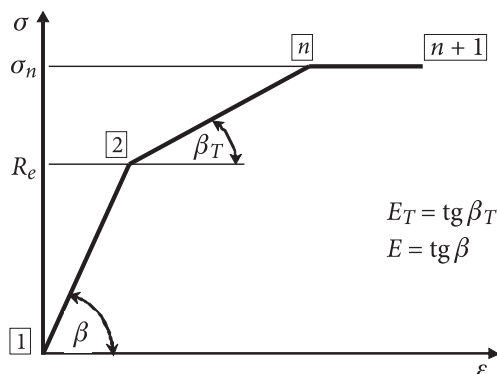


Rys. 9. Model bryłowy nitu i blach przyjęty w analizie MES

3.2. Modele konstytutywne materiału nitu i blachy

Do obliczeń numerycznych przyjęto dwa izotropowe, sprężysto-plastyczne modele materiałów, tj. odcinkami liniowy (O-L) oraz uproszczony Johnsona-Cooka (J-C) [14].

Odcinkami liniowy model materiału sprężysto-plastycznego pokazano na rysunku 10. Model ten umożliwi zdefiniowanie krzywej σ - ε metodą dyskretną, przez podanie kilku punktów leżących na krzywej rzeczywistej uzyskanej z eksperymentu.



Rys. 10. Odcinkami liniowy model materiału sprężysto-plastycznego

Uproszczony model Johnsona-Cooka wymaga podania tylko trzech parametrów, ale dopasowanie krzywej materiałowej do danych eksperymentalnych obarczone jest pewnym błędem. Równanie opisujące ten model można przedstawić w formie:

$$\sigma = A + B \varepsilon_p^n, \quad (2)$$

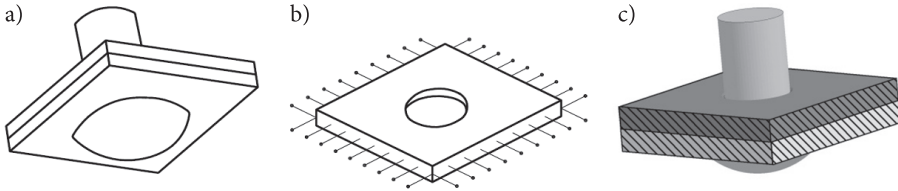
gdzie: A, B, n — parametry modelu;
 ε_p — odkształcenia plastyczne.

Dla przestrzennego stanu naprężenia przyjęto kryterium uplastycznienia Hubera-Misesa, a obszar odkształceń plastycznych określono na podstawie zredukowanych odkształceń plastycznych ε_p .

3.3. Modelowanie obciążenia i warunki brzegowe

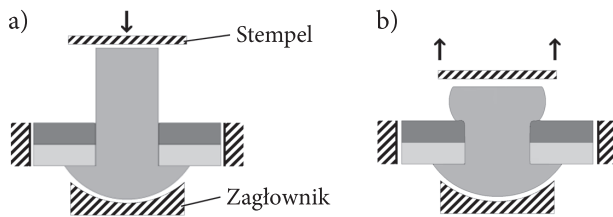
Ponieważ analizowane połączenie w rzeczywistości stanowi fragment szwu nitowego, konieczne jest uwzględnienie oddziaływania pozostałej części konstrukcji przez odebranie odpowiednich stopni swobody lub przyłożenie sił na brzegach tego fragmentu. Warunki brzegowe zastosowane w pracy pokazano na rysunku 11. Takie utwierdzenie jest bardziej sztywne niż rzeczywiste oddziaływanie.

Ponadto do przeprowadzenia symulacji procesu zakuwania nitu konieczne jest zdefiniowanie obciążenia realizowanego przez narzędzia do nitowania (stempel, zagłownik — rys. 9) oraz kontaktu pomiędzy współpracującymi powierzchniami



Rys. 11. Warunki brzegowe: a) geometria otoczenia; b), c) sposób i miejsce podparcia

narzędzi i nitu oraz nitu i blach. Elementy opisujące zagłownik utwierdzono, odbierając im wszystkie stopnie swobody. Stempel przemieszczał się w kierunku blach, powodując uformowanie zakuwki o zadanej wysokości, a w konsekwencji również średnicy (rys. 12). W analizie uwzględniono dwa etapy procesu nitowania, tj. docisk stempla do momentu uzyskania założonej wysokości (średnicy) zakuwki oraz odciążenie w wyniku odsunięcia stempla od zakuwki.



Rys. 12. Etapy zamykania nitu: a) docisk; b) odciążenie

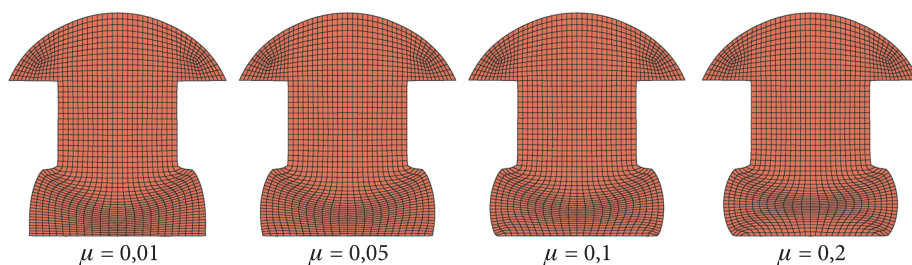
Pomiędzy współpracującymi elementami złącza przyjęto kontakt typu węzeł-powierzchnia. Oddziaływanie dwóch kontaktujących się powierzchni realizowano przez tworzenie fikcyjnych wiązań leżących na normalnych do stykających się powierzchni w celu ograniczenia wzajemnej penetracji kontaktujących się powierzchni.

Na powierzchniach kontaktu uwzględniono tarcie wg modelu Amontonsa-Coulomba

$$|\sigma_s| \leq \mu \sigma_c, \quad (3)$$

gdzie: σ_s i σ_c — składowe naprężenia kontaktu, styczna i normalna do powierzchni;
 μ — współczynnik tarcia.

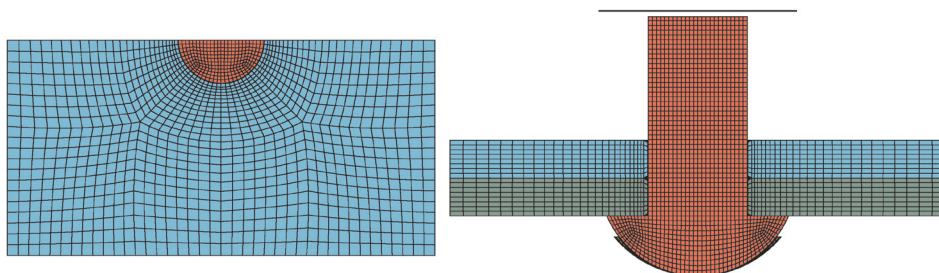
Zgodnie z wynikami badań eksperymentalnych dostępnymi w literaturze [1, 15] wartość współczynnika tarcia statycznego μ pomiędzy kontaktującymi się obszarami przyjęto jako równą 0,15. Należy zaznaczyć, że dla tej wartości współczynnika μ kształt zakuwki uzyskany z analiz MES był zgodny z kształtem rzeczywistym (por. rys. 13).



Rys. 13. Wpływ współczynnika tarcia μ między nitem a stemplem na kształt zakuwki

3.4. Dyskretyzacja modelu

W modelu wykorzystano ośmiowzłowe (trzy stopnie swobody w węźle), izo-parametryczne elementy 3D (Hex8) z liniowymi funkcjami kształtu oraz jednym punktem całkowania. Główne założenia dotyczące definiowania siatki elementów skończonych polegały na uwzględnieniu zagęszczenia elementów oraz ich regularnego kształtu w pobliżu otworu (dokładność obliczeń) oraz stopniowego rozrzedzenia siatki wraz z oddalaniem się od otworu i strefy nitowanej (ograniczenia rozmiaru zadania), jak to pokazano na rysunku 14.



Rys. 14. Modelowanie siatki elementów skończonych wokół otworu nitowego

Liczba regularnych elementów na obwodzie otworu nitowego wynosiła 64. Dla tej ilości elementów uzyskano zgodność numerycznych i teoretycznych wartości współczynnika koncentracji naprężeń dla otworu swobodnego. Liczba elementów w kierunku grubości blachy wynosiła 8-10, co wynikało z zachowania proporcji elementów przy powierzchni otworu. Podział na elementy powierzchni narzędzi odpowiadał podziałowi na powierzchni nitu.

Ze względu na silną nieliniowość w modelu obliczeniowym, wynikającą z zależności geometrycznych i zależności fizycznych, powstającą w rezultacie kontaktu pomiędzy współpracującymi elementami, obliczenia przeprowadzono w uaktualnianym opisie Lagrange'a. Uwzględniono duże przemieszczenia (związki geometryczne drugiego rzędu) oraz duże odkształcenia plastyczne. W modelach

bryłowych do rozwiązywania układu równań równowagi przyjęto metodę iteracyjną; z jednej strony z uwagi na przyspieszenie czasu analizy i ograniczenie potrzebnej pamięci operacyjnej, a z drugiej — ze względu na duże deformacje kontaktujących się elementów. Iteracyjny proces rozwiązania (*iterative penetration checking*) oparty na metodzie Newtona-Raphsona gwarantuje, że spełnione są zarówno równania równowagi, jak i warunki kontaktu (ograniczenie penetracji), ale wymaga dodatkowych iteracji [16].

4. Wyniki badań oraz ich analiza

Na podstawie przeprowadzonych prób statycznego rozciągania wyznaczono własności wytrzymałościowe stopu D16 oraz PA24, które zestawiono w tabeli 1. W zakresie odkształceń do utworzenia się szyjki rzeczywistą krzywą rozciągania ($\sigma'-\epsilon'$), pokazaną na rysunku 15, otrzymano poprzez konwersję naprężeń i odkształceń inżynierskich ($\sigma-\epsilon$) na rzeczywiste, zgodnie z zależnościami (4) i (5):

$$\epsilon' = \ln(1 + \epsilon), \quad (4)$$

$$\sigma' = \sigma(1 + \epsilon). \quad (5)$$

Ostatni punkt na wykresie odpowiada rzeczywistemu naprężeniu i odkształceniu niszczącemu w momencie zerwania próbki.

TABELA 1
Własności statyczne stopu D16 i PA24 wyznaczone z próby rozciągania

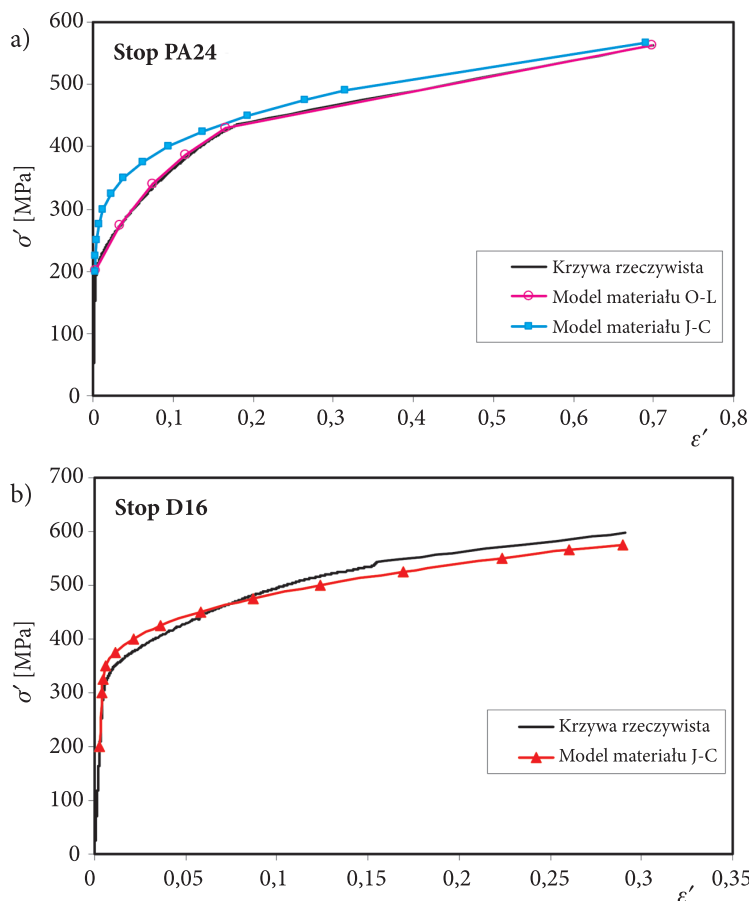
Materiał	Moduł Younga E [MPa]	Granica plastyczności $R_{0,2}$ [MPa]	Wytrzymałość na rozciąganie R_m [MPa]	Wydłużenie % po rozerwaniu A [%]	Przewężenie Z [%]
D16	70 565	318	463	18,3	24,8
PA24	67 947	202	361	30,4	49,4

Na podstawie przeprowadzonych badań statycznych, rzeczywistych krzywych rozciągania oraz danych literaturowych [14] opracowano modele materiałowe J-C dla obydwu materiałów, których parametry zestawiono w tabeli 2, oraz model O-L dla materiału PA24. Porównanie rzeczywistych krzywych rozciągania oraz krzywych uzyskanych z modeli J-C oraz O-L pokazano na rysunku 15.

TABELA 2

Parametry modelu Johnsona-Cooka (J-C) przyjęte dla stopu D16 oraz PA24

Materiał	A [MPa]	B [MPa]	n
D16	320	425	0,4
PA24	202	410	0,3

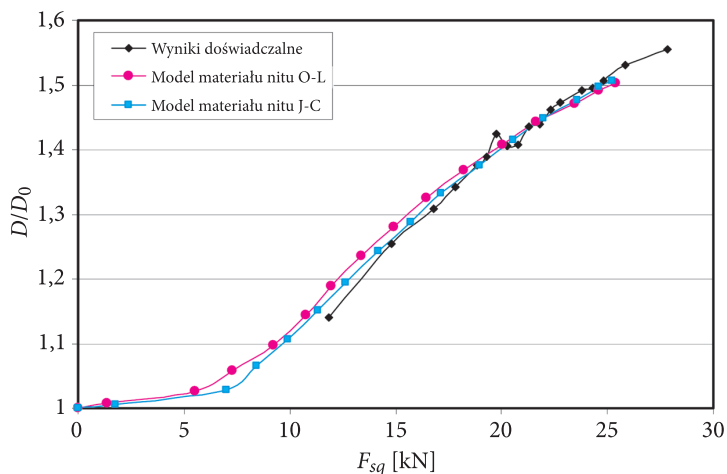


Rys. 15. Rzeczywiste krzywe rozciągania uzyskane z eksperymentu oraz przyjęte w MES modele materiałów: a) PA24; b) D16

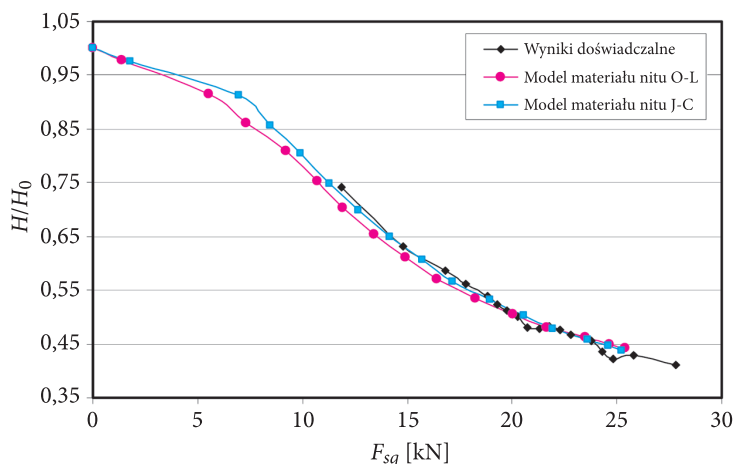
Jak widać na rysunku 15a, krzywa materiału PA24 opisana za pomocą modelu O-L pokrywa się idealnie z rzeczywistą krzywą rozciągania, natomiast materiał ten opisany za pomocą modelu J-C jest nieco bardziej sztywny. Dla stopu D16 krzywa służąca do jego opisu według modelu J-C pokazana jest na rysunku 15b.

Pomiary średnic otworów nitowych d_0 wykazały, że zdecydowana większość otworów nitowych w próbkach (por. rys. 3) miała średnicę bliższą górnemu wymiarowi granicznemu otworu (5,17 mm) niż nominalnemu (5,05 mm). Z tego powodu, aby jak najbardziej zbliżyć model obliczeniowy MES do rzeczywistości, w analizach numerycznych zastosowano średnicę $d_0 = 5,17$ mm.

Na rysunkach 16 i 17 przedstawiono wykresy współczynnika spęczenia (D/D_0) oraz współczynnika skrócenia (H/H_0) zakuwki w funkcji siły zakuwania (F_{sq}) uzyskane z badań eksperymentalnych oraz analiz MES.



Rys. 16. Względne średnice zakuwek D/D_0 w funkcji siły zakuwania F_{sq} uzyskane z eksperymentu oraz analiz MES

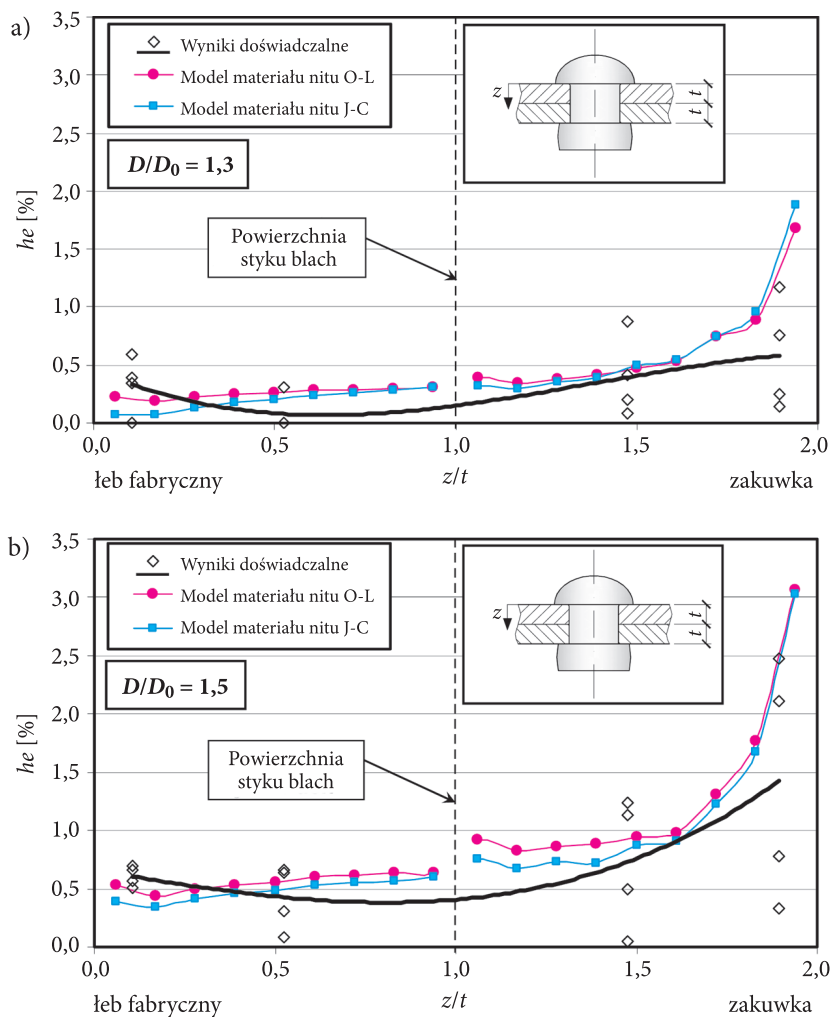


Rys. 17. Względne wysokości zakuwek H/H_0 w funkcji siły zakuwania F_{sq} uzyskane z eksperymentu oraz analiz MES

gdy w analizie MES do opisu materiału nitu zastosowano model O-L, który idealnie pokrywa się z rzeczywistą krzywą rozciągania, uzyskane wyniki numeryczne są nieco odsunięte od wyników eksperymentalnych. Jest to szczególnie widoczne przy wartościach siły F_{sq} poniżej 20 kN. Zastosowanie w analizach numerycznych materiału o nieco większej sztywności, opisanego modelem J-C (rys. 15a), sprawia, że krzywe (D/D_0) oraz (H/H_0) niemal idealnie pokrywają się z wynikami badań. Dobra zgodność wyników D/D_0 oraz H/H_0 dla modelu J-C z doświadczalnymi, pomimo niepełnej zgodności krzywych $\sigma'-\epsilon'$, związana jest z metodą badania własności wytrzymałościowych materiału. Należy zauważyć, że własności materiału $\sigma'-\epsilon'$ pochodzą ze statycznej próby rozciągania, gdyż nie ma innej techniki pomiarowej na wyznaczenie tego typu zależności. W rzeczywistości w procesie zakuwania nitu (ściskanie) występuje złożony stan naprężeń, związany z działaniem siły tarcia na stemplu oraz geometrycznych więzów odpowiadających reakcji otworów nitowych. Jeżeli istnieją geometryczne więzy, które utrudniają odkształcenia poprzeczne, to ich działanie powodować musi między innymi zwiększenie naprężeń odpowiadających płynięciu materiału. Tłumaczy to w pewnym stopniu poprawę zgodności wyników teoretycznych z doświadczalnymi, przy zastosowaniu w analizach MES bardziej sztywnego modelu materiału nitu (J-C). Powyższe obserwacje pozwalają na wniosek, że wierne zamodelowanie procesu zakuwania nitu wymaga odpowiedniego zdefiniowania modelu materiału, np. poprzez modyfikację rzeczywistej krzywej rozciągania.

Wyniki pomiarów ekspansji otworów nitowych he , dla sił zakuwania odpowiadających współczynnikom spęczania $D/D_0 = 1,3$ ($F_{sq} = 16,56$ kN) oraz $D/D_0 = 1,5$ ($F_{sq} = 24,37$ kN), pokazano na rysunku 18. Zgodnie z oczekiwaniami, większa siła F_{sq} wywołuje większą ekspansję otworu. Przeprowadzone pomiary wykazują znaczne różnice między ekspansją otworu występującą po stronie łba fabrycznego nitu a jego zakuwką. Dla obu rozpatrywanych wartości F_{sq} ekspansja otworu he w pobliżu łba fabrycznego jest zdecydowanie mniejsza niż w pobliżu zakuwki. Podobny trend wyników zaobserwował Müller [1] dla nitów z łbem wypukłym. Rozrzuty wyników he widoczne na rysunku 18 wynikają głównie z rozrzutów średnic d_0 (tolerancja $+0,12$ mm, por. rys. 3), ponieważ przy danej sile zakuwania mierzone średnice otworów nitowych d_e były bardzo zbliżone. Obok wyników doświadczalnych, na rysunku 18 pokazano wyniki uzyskane z analiz MES dla obu rozważanych modeli materiału nitu (O-L i J-C). Jak widać, uzyskane przebiegi he pozostają w dobrej zgodności z wynikami eksperymentalnymi, przy czym wyniki uzyskane z modelu J-C znajdują się bliżej średnich wartości otrzymanych z eksperymentu. Obliczone numerycznie przemieszczenia na styku łączonych blach ($z/t = 1$) nie zostały pokazane na wykresie z uwagi na fazowania krawędzi otworów w tych miejscach (por. rys. 3).

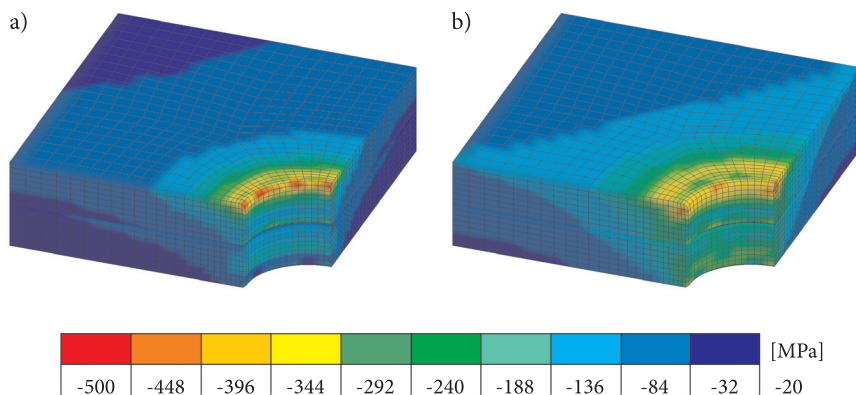
Konsekwencją odkształceń trzonu nitu pod wpływem działania siły F_{sq} są, obok ekspansji he , naprężenia resztkowe wokół otworu nitowego. Na rysunkach 19 i 20 pokazano rozkłady resztkowych naprężeń promieniowych σ_r oraz obwodowych



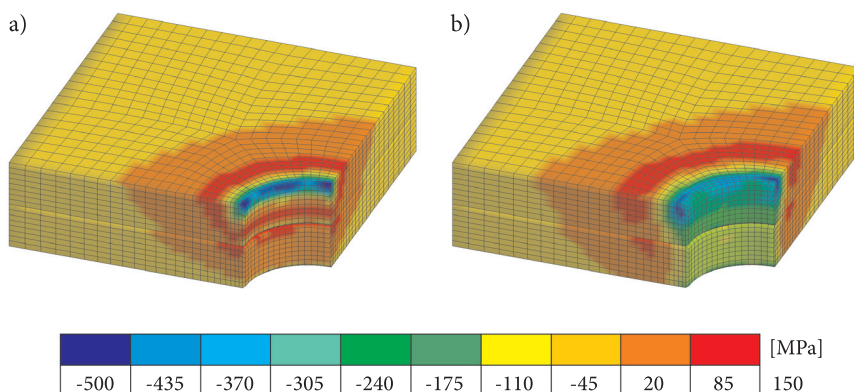
Rys. 18. Porównanie wyników ekspansji otworów nitowych uzyskanych z eksperymentu oraz analiz MES (model materiału nitu O-L i J-C): a) $D/D_0 = 1,3$; b) $D/D_0 = 1,5$

σ_θ uzyskane z analiz MES dla materiału nitu opisanego modelem J-C oraz dwóch rozpatrywanych sił zakuwania (średnic zakuwki po odciążeniu nitu), tj. 16,56 kN ($D/D_0 = 1,3$) oraz 24,37 kN ($D/D_0 = 1,5$). Uzyskane wyniki wskazują, że maksymalne bezwzględne wartości naprężeń σ_r oraz σ_θ , niezależnie od zastosowanej siły zakuwania, występują w blasze pod zakuwką na krawędzi otworu nitowego. Jest to zgodne z oczekiwaniami, gdyż w tym miejscu ekspansja otworu h_e jest największa (por. rys. 18). Proces nitowania wywołuje na całej grubości łączonych blach ujemne (ściskające) resztkowe naprężenia promieniowe, których wartość oraz obszar działania zwiększa się ze wzrostem siły zakuwania nitu. Warto zwrócić uwagę,

że rozkłady naprężeń σ_r są jakościowo zgodne z obserwowanymi na rysunku 18 rozkładami ekspansji he wzdłuż grubości blach. W obu przypadkach największe wartości σ_r występują w blasce w sąsiedztwie zakuwki nitu, a najmniejsze w pobliżu styku łączonych blach.



Rys. 19. Rozkłady resztkowych naprężeń promieniowych σ_r w blasce dla siły zakuwania odpowiadającej: a) $D/D_0 = 1,3$; b) $D/D_0 = 1,5$



Rys. 20. Rozkłady resztkowych naprężeń obwodowych σ_θ w blasce dla siły zakuwania odpowiadającej: a) $D/D_0 = 1,3$; b) $D/D_0 = 1,5$

Rozkłady resztkowych naprężeń obwodowych pokazane na rysunku 20a wskazują, że w przypadku zastosowania niewielkiej siły F_{sq} ($D/D_0 = 1,3$) na brzegu otworu nitowego w miejscu styku łączonych blach oraz pod łbem fabrycznym nitu występują naprężenia dodatnie. W przypadku dużych odkształceń trzonu nitu odpowiadających większej sile F_{sq} , dodatnie naprężenia σ_θ występują w pewnej odległości od otworu nitowego, a w jego bezpośrednim sąsiedztwie pojawiają się

naprężenia ujemne (ściskające) (rys. 20b). Zmianę charakteru naprężeń σ_θ z dodatnich na ujemne na brzegu otworu nitowego (w miejscu styku łączonych blach), przy wzroście siły zakuwania, zaobserwowali także w swoich analizach Müller [1] i Rans [5]. Uzyskane wyniki pozostają również w zgodzie z pomiarami Fitzgeralda i Cohena [17], którzy mierzyli naprężenia resztkowe na powierzchni blach złącza nitowego metodą dyfrakcji rentgenowskiej XRD (*X-ray diffraction technique*).

Warto zwrócić uwagę, że zmiana wielkości siły F_{sq} , a tym samym miejsca występowania maksymalnych dodatnich naprężeń σ_θ , powoduje zmianę miejsca inicjacji oraz toru pęknięć zmęczeniowych [18]. W przypadku małej siły F_{sq} pęknięcia zmęczeniowe przyjmują kształt ćwierćeliptyczny, a ich inicjacja następuje na brzegu otworu nitowego. Zastosowanie dużej siły zakuwania powoduje powstanie pęknięć o kształcie półeliptycznym, które inicjują się poza otworem nitowym, a rozwijając się, mogą nawet ominąć ten otwór. Ponadto w trakcie obciążeń cyklicznych ściskające naprężenia σ_θ wokół otworu nitowego redukują lokalne naprężenia średnie, co wpływa korzystnie na trwałość zmęczeniową złącza nitowych.

5. Wnioski

- 1) W przemyśle lotniczym poprawność instalacji nitu określa się zwykle na podstawie wymiarów zakuwki (D i H). Przeprowadzone badania wskazują, że wymiary te uzyskane z analiz MES mogą odbiegać od rzeczywistych, nawet jeśli przyjęty model materiałowy zdefiniowano w oparciu o punkty leżące dokładnie na rzeczywistej krzywej rozciągania. Oznacza to, że wierne modelowanie procesu nitowania metodą MES wymaga odpowiedniego zdefiniowania modelu materiału, poprzez modyfikację krzywej rozciągania.
- 2) Zaproponowana w artykule metoda pomiaru ekspansji pozwala na uzyskanie bardziej wiarygodnych wyników niż techniki dotąd stosowane. Przeprowadzone badania wskazują, że dla rozważanego typu nitów ekspansja otworu jest największa po stronie zakuwki, a najmniejsza na styku łączonych blach. Wyznaczone numerycznie zmiany ekspansji wzdłuż grubości złącza pozostają w dobrej zgodności z wynikami eksperymentalnymi.
- 3) Ekspansja otworu nitowego wywołuje naprężenia resztkowe w blachach w otoczeniu nitu. Zarówno na kierunku promieniowym jak i obwodowym naprężenia te osiągają największe bezwzględne wartości bezpośrednio pod zakuwką, na brzegu otworu nitowego, w miejscu gdzie ekspansja otworu jest największa. Resztkowe naprężenia promieniowe przyjmują zawsze wartości ujemne, a ich rozkład na grubości łączonych blach jest niejednorodny, podobnie jak to ma miejsce w przypadku ekspansji otworu nitowego. Ściskające resztkowe naprężenia obwodowe na całej grubości złącza występują tylko w przypadku dużej siły zakuwania (w rozważanym przypadku $D/D_0 = 1,5$). Dla mniejszych sił zakuwania

($D/D_0 = 1,3$) obszar naprężeń ujemnych ogranicza się tylko do otoczenia otworu nitowego od strony zakuwki. Należy zauważyć, że ze wzrostem siły zakuwania rośnie zasięg strefy ściskających naprężeń obwodowych, szczególnie w blaszce pod zakuwką. Z punktu widzenia trwałości zmęczeniowej połączeń nitowych ujemne naprężenia obwodowe w otoczeniu nitu są korzystne, gdyż redukują lokalne naprężenia średnie pochodzące od obciążeń eksploatacyjnych.

Praca naukowa finansowana ze środków na naukę w latach 2009-2012 jako projekt badawczy.

LITERATURA

- [1] R.P.G. MÜLLER, *An experimental and analytical investigation on the fatigue behaviour of fuselage riveted lap joints. The significance of the rivet squeeze force, and a comparison of 2024-T3 and Glare 3*, Ph.D. Thesis, Faculty of Aerospace Engineering, Delft University of Technology, The Netherlands, 1995.
- [2] G. HARISH, T.N. FARRIS, H.L. WANG, A.F. GRANDT, *Nucleation and Growth of Cracks in Lap joints*, [in:] 1999 USAF Aircraft Structural Integrity Program Conference, San Antonio, Texas, 30 November–2 December 1999, 1–14.
- [3] A. SKORUPA, M. SKORUPA, *Riveted Lap Joints in Aircraft Fuselage: Design, Analysis and Properties*, Springer, Dordrecht, Heidelberg, New York, London, 2012.
- [4] H.L. WANG, *Evaluation of multiple site damage in lap joint specimens*, Ph.D. Dissertation, Purdue University, West Lafayette, IN, 1998.
- [5] C.D. RANS, *The role of rivet installation on the fatigue performance of riveted lap joints*, Ph.D. Dissertation, Department of Mechanical and Aerospace Engineering, Carleton University, Canada, 2007.
- [6] M. SKORUPA, A. SKORUPA, T. MACHNIEWICZ, A. KORBEL, *An experimental investigation on the fatigue performance of riveted lap joints*, Proceedings of the 25th Symposium of the International Committee on Aeronautical Fatigue (ICAF 2009), Bridging the Gap between Theory and Operational Practice, Ed. M.J. Bos, Rotterdam, 27-29 May 2009, 449-473.
- [7] E. SZYMCZYK, J. GODZIMIRSKI, *The influence of riveting process on sheets fatigue life — the stress state analysis*, Acta Mechanica et Automatica, 6, 1, 2012, 74-81.
- [8] M. SKORUPA, T. MACHNIEWICZ, J. SCHIJVE, A. SKORUPA, A. KORBEL, *Measurements of rivet flexibility and load transfer in a lap joint*, Proceeding of the European Conference on Fracture, ECF18, Dresden, Germany, 30 August–3 September 2010.
- [9] E. SZYMCZYK, *The influence of residual stress fields and sheet thickness on stress distributions in riveted joint*, Journal of KONES, 17, 1, 2010, 441-448.
- [10] J.J.M. DE RIJCK, *Stress analysis of fatigue cracks in mechanically fastened joints. An analytical and experimental investigation*, Ph.D. Thesis, Delft University of Technology, The Netherlands, 2005.
- [11] J. SCHIJVE, M. SKORUPA, A. SKORUPA, T. MACHNIEWICZ, P. GRUSZCZYŃSKI, *Fatigue crack growth in the aluminium alloy D16 under constant and variable amplitude loading*, International Journal of Fatigue, 26, Issue 1, 2004, 1-15.
- [12] AC 43.13-1B, *Acceptable Methods, Techniques, and Practices — Aircraft Inspection and Repair*, U.S. Department of Transportation, 1998.
- [13] MSC.Mark, *Theory and user information*, MSC Corp., 2005.

- [14] G.R. JOHNSON, W.H. COOK, *A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures*, Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics, The Hague, The Netherlands, 1983, 541-547.
- [15] M.P. SZOLWINSKI, *The mechanics and tribology of fretting fatigue with application to riveted lap joints*, Ph.D. Dissertation, Purdue University, West Lafayette, 1998.
- [16] E. SZYMCZYK, *Numeryczna analiza zjawisk lokalnych w połączeniach nitowych konstrukcji lotniczych*, WAT, Warszawa, 2013.
- [17] T.J. FITZGERALD, J.B. COHEN, *Residual stresses in and around rivets in clad aluminum alloy plates*, Materials Science and Engineering, 188, Issues 1-2, 1994, 51-58.
- [18] A. SKORUPA, M. SKORUPA, T. MACHNIEWICZ, A. KORBEL, *An Experimental Investigation on Crack Initiation and Growth in Aircraft Fuselage Riveted Lap Joints*, Materials Science Forum, 726, 2012, 211-217.

A. KORBEL, E. SZYMCZYK, A. SKORUPA

Experimental and numerical analysis of a rivet installation process

Abstract. Experimental results and numerical FE analyses related to the riveting process are considered in the paper. The research has focused on the round head rivet and D16CzATW sheet material used by Polish aircraft manufacturers. The effect of rivet squeeze force on the rivet driven head dimensions and rivet hole expansion was experimentally investigated and the results were compared with the FE results. In view of an insufficient accuracy of hole expansion measurement methods used so far, a novel more accurate measurement technique developed by the present authors has been applied. FE results were obtained for various models of the rivet material. It was shown that an adequate numerical modelling of the rivet installation is conditioned by appropriate assumptions about the constitutive characteristics of the rivet material. The impact of the squeeze force on distributions and values of residual stresses generated by riveting was also determined.

Keywords: riveted joints, aircraft rivets, squeeze force, hole expansion, residual stresses, FEM