

Andrzej NOWAK¹

IDENTYFIKACJA PRZYCZYŃ NISZCZENIA POŁĄCZEŃ TYPU HUCK®

Streszczenie: Artykuł przedstawia analizę naprężeń w połączeniach sworzniowych elektrod zbiorczych z drągiem strzepującym. Celem była identyfikacja przyczyn występowania przypadków niszczenia niektórych połączeń znajdujących się najbliżej kowadła drąga strzepującego. W obliczeniach uwzględniono dwa warianty połączeń płyt elektrod z drągiem strzepującym – z poprawną geometrią otworów w drągu strzepującym oraz z mimośrodowym przesunięciem otworów w płaskownikach drąga strzepującego.

Słowa kluczowe: nośność połączeń sworzniowych, siła impulsowa, drgania

IDENTIFICATION OF CAUSES OF HUCK® TYPE JOINTS FAILURE

Summary: This article presents a stress analysis of the bolt joints of collecting electrodes with the rapper rod. The goal was to identify the causes of damage to some of the joints closest to the anvil of the rapper rod. Two variants of the joints were taken into account in calculations - with the correct and incorrect geometry.

Keywords: load capacity of bolt joints, impulse of impact, vibrations

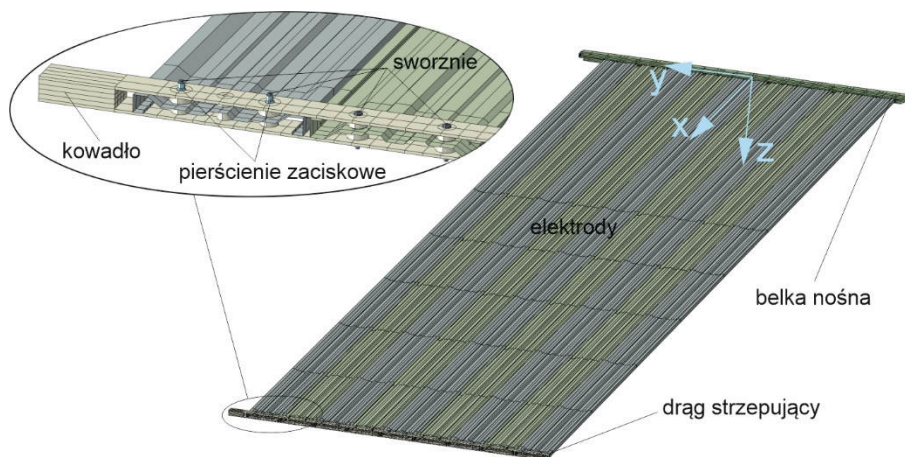
1. Model układu

W artykule przedstawiono analizę naprężeń w połączeniach sworzniowych elektrod zbiorczych z drągiem strzepującym, wykonanych w technologii HUCK®. W badanej konstrukcji elektrody zbiorcze elektrofiltru suchego są okresowo oczyszczane przez wzbudzenie w nich gwałtownych drgań – wartości przyspieszeń w sąsiedztwie drąga strzepującego zdecydowanie przekraczają 1000 ms^{-2} [1]. Drgania te są wywoływane siłami impulsowymi uderzeń młotków opadowych w kowadła drągów strzepujących [2]. Przeniesienie drgań z drągów strzepujących na elektrody zbiorcze jest realizowane za pomocą analizowanych w pracy połączeń sworzniowych. Jakość i trwałość tych połączeń jest jednym z istotnych czynników, mających pośrednio wpływ na efektywność oczyszczania gazów spalinowych z cząstek stałych w elektrofiltrach suchych. Przedstawione dalej modele oraz związane z nimi obliczenia zrealizowano w środowisku ABAQUS/CAE. Części układu modelowano

¹ Uniwersytet Bielsko-Bialski, Wydział Zarządzania i Transportu, anowak@ubb.edu.pl

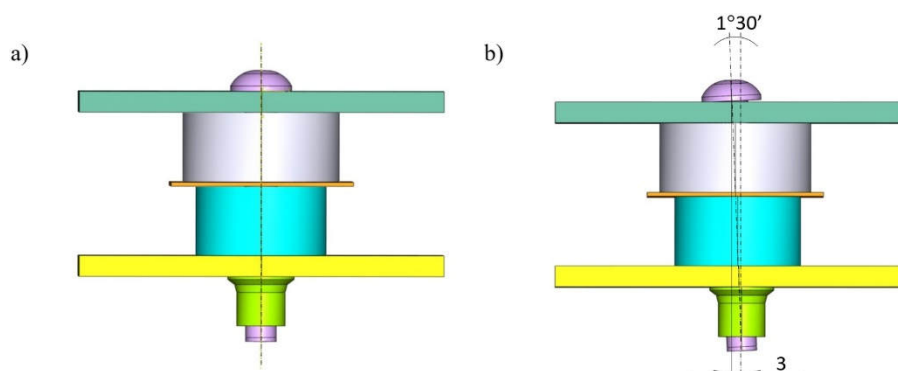
z zastosowaniem odkształcalnych elementów dyskretnych opisanych metodą elementów skończonych [3], [4] – elektrody oraz belkę nośną modelowano elementami powłokowymi, a pozostałe części układu elementami bryłowymi [5]. Górne, przegubowe zawieszenie elektrod w belce zrealizowano jako połączenie ruchowe, obrotowe typu *zawias*. W połączeniach sworzniowych uwzględniono tarcie – przyjęto współczynnik tarcia $\mu = 0,4$ (zgodnie z ideą połączeń sprężanych lub nitowych, gdzie nośność połączenia jest uzyskiwana przez zjawisko tarcia wywołane sprężem, a nie przez ścinanie i docisk, jak w połączeniach klasycznych). Walidację modeli wykonano w oparciu o dane pomiarowe uzyskane na stanowisku doświadczalnym, podobnie jak we wcześniejszych pracach [1], [6], [7].

Do analizy naprężeń w połączeniach sworzniowych opracowano model dyskretny układu 9 elektrod zbiorczych typu SIGMA VI, o długości 16,4 m, wykonanych z blachy o grubości 1,5 mm, zawieszonych przegubowo na belce nośnej oraz połączonych nierozłącznie z drągiem strzepującym (rys. 1), różniące się sposobem wykonania połączeń sworzniowych typu HUCKBOLT® C50L®.



Rysunek 1. Schemat układu elektrod zbiorczych

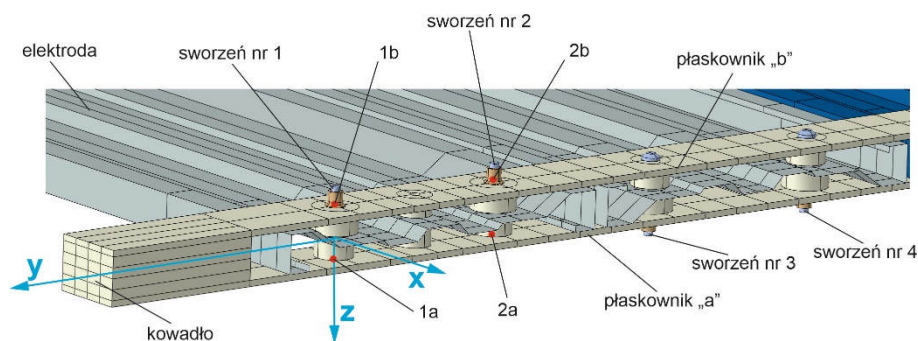
Dla układu z rysunku 1 opracowano dwa warianty połączeń sworzniowych. W pierwszym wariacie (v.1) zamodelowano poprawną geometrię otworów w drągu strzepującym (rys. 2a), tzn. osie wzdłużne otworów w płaskownikach drąga strzepującego pokrywają się. Drugi wariant (v.2) odwzorowuje skośne położenie sworznia i pierścienia względem otworów w drągu – osie sworznia i pierścienia są odchylone o ok. $1^{\circ}30'$ od osi wzdłużnych otworów w płaskownikach „a” i „b” (rys. 2b). Jest to następstwem przesunięcia o 3 mm osi otworów w płaskowniku „a” względem odpowiednich osi otworów w płaskowniku „b” w płaszczyźnie *xz* (układ współrzędnych *xyz*, jak na rysunkach 1 i 3), w kierunku osi *x*.



Rysunek 2. Warianty połączeń sworzniowych: a) połączenie technologicznie poprawne (v.1), b) połączenie skośne (v.2)

2. Obliczenia

Jak wspomniano we wstępie, model dyskretny układu elektrod zbiorczych oraz połączeń sworzniowych zastosowano w obliczeniach numerycznych, mających na celu wyznaczenie naprężeń zredukowanych w połączeniach sworzniowych, ze szczególnym zwróceniem uwagi na strefę kontaktu sworznia z pierścieniem. Sposób numerowania sworzni i układ współrzędnych xyz przyjęto, jak na rysunku 3.



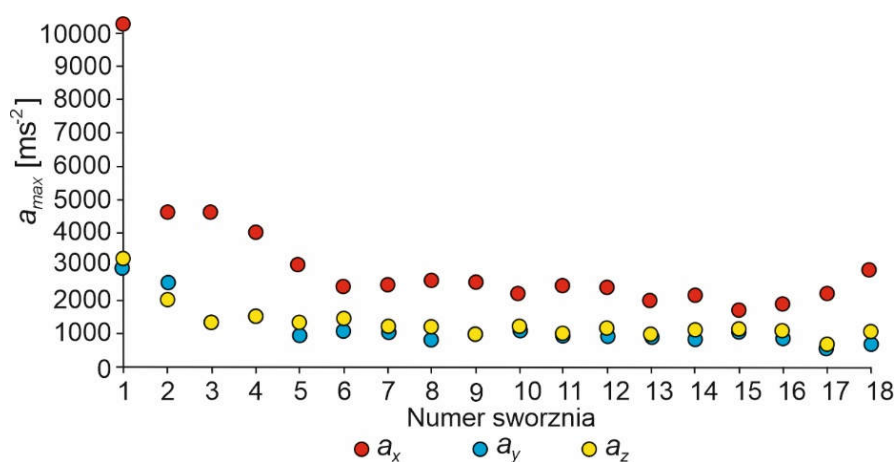
Rysunek 3. Numeracja połączeń sworzniowych i punktów kontrolnych drąga strzepującego

W obu wariantach modelowany układ był obciążony siłą impulsową odpowiadającą uderzeniu młotka o masie 8 kg w kowadło, o przebiegu uzyskanym z pomiarów na stanowisku badawczym. Ponadto, w połączeniach sworzniowych uwzględniono siłę sprężania wstępnego równą $N_{min} = 53,5$ kN lub $N_{nom} = 62$ kN. Czas obliczeń w każdym z wariantów wynosił 0,01 s. Obliczenia prowadzono ze zmiennym krokiem całkowania, wyniki rejestrowano w każdej iteracji. W obliczeniach przedstawionych w dalszej części pracy przyjęto następujące parametry fizyczne i geometryczne: stal

o gęstości 7850 kgm^{-3} , moduł Younga $E = 206 \text{ GPa}$, liczba Poissona $\nu = 0,3$, współczynnik tarcia w połączeniach $\mu = 0,4$.

2.1. Przyspieszenia w drągu strzepującym

Przyspieszenia w drągu strzepującym wywołane siłą impulsową uderzenia wyznaczono w modelu dla wariantu v.1. W wyniku przeprowadzonej symulacji otrzymano przebiegi przyspieszeń w punktach kontrolnych drąga, pokrywających się z węzłami analizowanych połączeń sworzniowych. Dla tych przebiegów wyznaczono wartości maksymalne składowych przyspieszenia całkowitego (rys. 4).

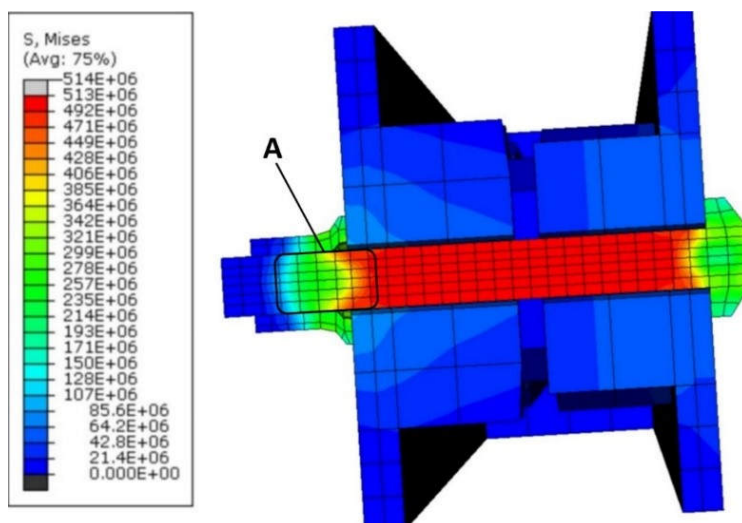


Rysunek 4. Maksymalne przyspieszenia całkowite w punktach kontrolnych drąga (wariant v.1)

Analiza tych wartości pozwala zauważyć, że największe przyspieszenia występują w punktach położonych najbliżej kowadła, co jest również zgodne z danymi eksperymentalnymi i stanowi jeden z elementów walidacji modelu [1], [6].

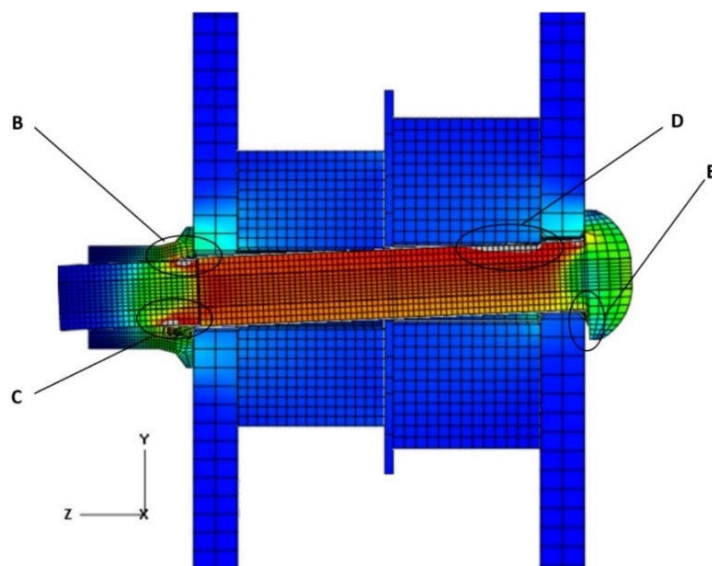
2.2. Analiza naprężeń w sworzniach

Na rysunkach 5 i 6 przedstawiono typowe dla analizowanych wariantów rozkłady naprężeń zredukowanych σ_{red} , występujących w elementach wchodzących w skład połączenia (fragmenty płaskowników drąga, fragment elektrody zbiorczej, tuleje dystansowe, sworzeń i pierścień sworznia). Przedstawiono na nich stan naprężeń po obciążeniu połączenia tylko minimalną siłą sprężania wstępnego $N_{min} = 53,5 \text{ kN}$. A ponieważ w analizowanym połączeniu dominujące są naprężenia rozciągające, zatem z hipotezy Misesa odnoszono się do warunku: $\sigma_1 \cong \sigma_n \leq \sigma_{lim}$.



Rysunek 5. Rozkład naprężeń zredukowanych w połączeniu sworzniovym nr 1 pod działaniem siły sprężania wstępnego równej 53,5 kN (wariant v.1)

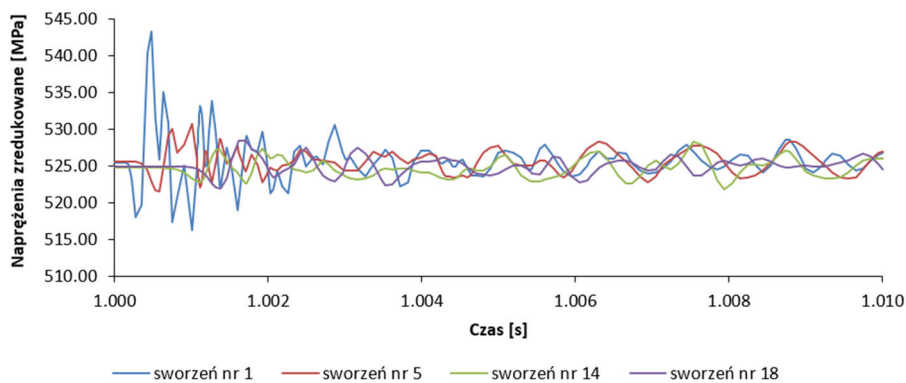
Obszar A (rys. 5) stanowi niewalczniczną strefę sworzni z uwagi na największe naprężenia – jest to rejon występowania w rzeczywistym sworzniu przewężenia, tj. zmiany średnicy sworzni oraz rejon występowania rowków przy wejściu w pierścień zaciskowy. Należy zwrócić uwagę, że obszar A obejmuje tę samą strefę sworzni, gdzie w obiektach rzeczywistych stwierdzono jego pękanie. Fakt ten stanowi kolejne potwierdzenie poprawności przyjętego modelu obliczeniowego i jego zgodności z obiektem rzeczywistym..



Rysunek 6. Rozkład naprężeń zredukowanych w połączeniu sworzniovym sworzni nr 1 pod działaniem siły obciążenia wstępnego równej 53,5 kN (wariant v.2)

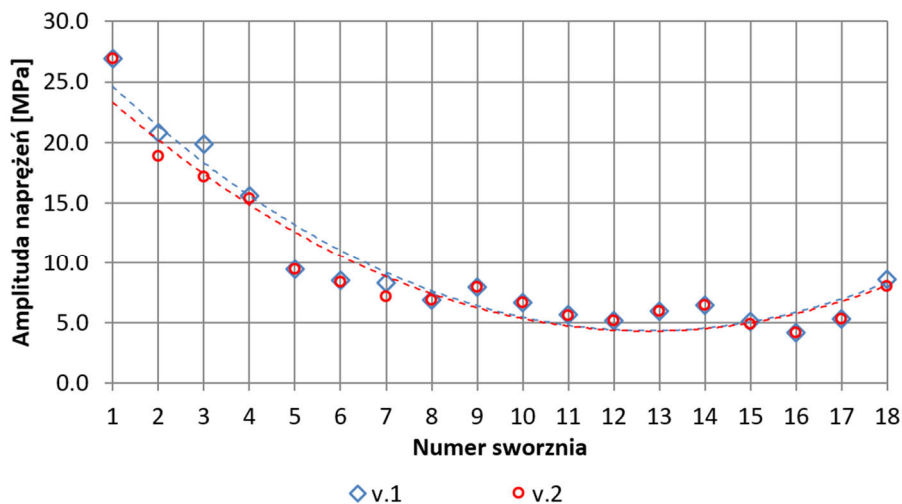
Model połączenia sworzniowego w wariacie v.2 odwzorowywał skośne położenie sworzni i pierścienia względem otworów w drągu. Na skutek przesunięcia osi otworów w płaskownikach drąga w obszarach B, C, D pojawiają się spiętrzenia naprężeń wywołane niekoncentrycznym ułożeniem pierścienia względem sworzni w trakcie realizacji zacisku (obszary B i C). Przyczyną pojawienia się naprężeń w rejonie D jest, między innymi, brak przylegania powierzchni czołowej łba sworzni do powierzchni bocznej drąga (obszar E).

Pod obciążeniem sprężania wstępnego (od minimalnej siły sprężania sworzni) podczas zakuwania, maksymalne wartości naprężeń zredukowanych w żadnym ze sworzni nie przekraczają w wariantach v.1 i v.2 odpowiednio: 530 MPa, co stanowi ok. 76% dopuszczalnego naprężenia rozciągającego, wynoszącego dla badanego przekroju sworzni $\sigma_{lim} = 699$ MPa, oraz 602 MPa, tj. ok. 86% dopuszczalnego naprężenia rozciągającego σ_{lim} . Wartość dopuszczalnego maksymalnego naprężenia rozciągającego σ_{lim} wyznaczono po uwzględnieniu występującej w obszarze A minimalnej średnicy sworzni $d_{s,min} = (11,9 \pm 0,15 \text{ mm}) = 11,75$ mm oraz przyjęciu dopuszczalnej siły rozciągania, która wg producenta sworzni wynosi $N_{max} = 75,8$ kN. W przypadku działania siły impulsowej naprężenia zredukowane występujące w układzie są zmienne w czasie. W szczególności, w sworzniach oscylują wokół wartości „stacjonarnej”, pochodzącej od siły sprężania wstępnego – na rysunku 7 przedstawiono, dla przykładu, oscylacje wartości naprężeń zredukowanych w wybranym elemencie skończonym z obszaru A sworzni nr 1, 5, 14 i 18 dla wariantu v.1. Podobny charakter mają oscylacje wartości naprężeń zredukowanych w wariacie v.2.



Rysunek 7. Oscylacje wartości naprężenia zredukowanego w jednym z elementów skończonych z obszaru A w sworzniach nr 1, 5, 14 i 18 (wariant v.1, obciążenie sworzni statyczne od sprężania wstępnego w połączeniu oraz obciążenie całego układu siłą impulsową od uderzenia młotka w kowadło)

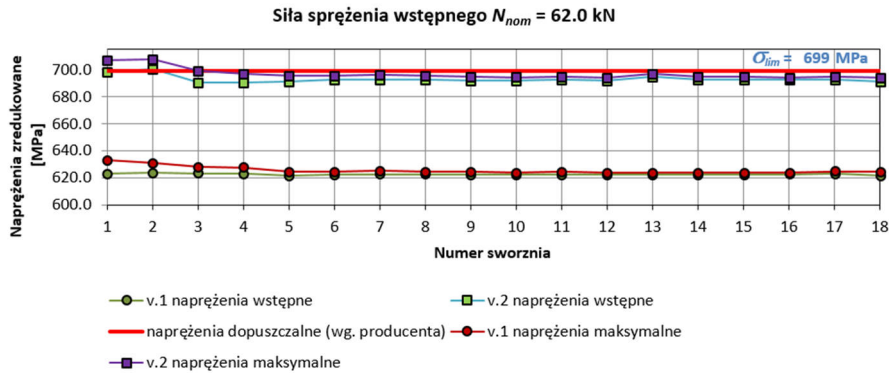
Na rysunku 8. przedstawiono porównanie wartości amplitud oscylacji naprężeń zredukowanych we wszystkich połączeniach sworzniowych w obu wariantach.



Rysunek 8. Amplitudy naprężeń zredukowanych w połączeniu sworzniowym nr 1 pod działaniem siły obciążenia wstępnego równej 53,5 kN (warianty v.1 i v.2)

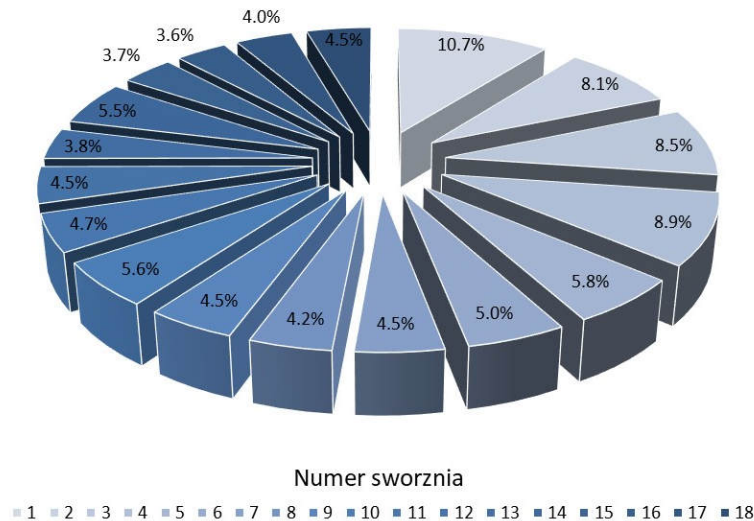
Powyższe analizy zostały przeprowadzone dla podanej przez producenta minimalnej obliczeniowej siły sprężającej sworznień $N_{min} = 53,5$ kN. Według danych producenta rzeczywista siła sprężająca może osiągać w niektórych sworzniach większe wartości, rzędu $N_{nom} = 62,0$ kN. Wynika to z technologii zakuwania sworznia – poprzez zerwanie trzpienia w przewężeniu, podczas operacji jego sprężania. Dla tej zwiększonej wartości siły sprężania, opierając się na wcześniej podanych założeniach, na rysunku 9 podano rozkład maksymalnych naprężeń zredukowanych w połączeniach sworzni.

Podsumowując, w wariantcie v.1, przy prawidłowo wykonanych połączeniach sworzniowych, wartości maksymalne sumarycznych naprężeń zredukowanych – od obciążeń sprężania sworznia i od siły impulsowej uderzenia młotka w kowadło, nie przekraczają 634 MPa. W każdym ze sworzni są one znacznie niższe od naprężeń dopuszczalnych dla tego typu sworznia, które wg danych producenta określono $\sigma_{lim} = 699$ MPa oraz znacznie poniżej średniej wytrzymałości na rozciąganie materiału sworznia, określonej na $R_m \approx 851,5$ MPa. Obszar maksymalnych naprężeń w sworzniu znajduje się w rejonie A (rys. 5), tj. na odcinku zakucia sworznia tulejką. Jak widać, w każdym ze sworzni naprężenia są znacznie poniżej dopuszczalnego naprężenia rozciągającego. W przypadku wariantu v.2 w sworzniach połączeń nr 1 i 2 wystąpiło przekroczenie wartości $\sigma_{lim} = 699$ MPa, a w sworzniu nr 3 otrzymana wartość naprężeń zredukowanych jest bliska σ_{lim} .



Rysunek 9. Rozkład maksymalnych naprężeń zredukowanych w połączeniach sworzni nr 1÷18 (warianty v.1 i v.2) pod działaniem siły tylko obciążenia wstępnego sprężaniem siłą $N_{nom} = 62$ kN (kolor zielony) lub obciążenia wstępnego od sprężania wstępnego siłą N_{nom} i siłą impulsową uderzenia (kolor czerwony)

Do oceny ilościowej naprężeń dynamicznych, wywołanych siłą impulsową uderzenia młotka w kowadło, zastosowano porównanie wartości skutecznych przebiegów tych naprężeń. Po wyizolowaniu przebiegów dynamicznych naprężeń zredukowanych, wyznaczono wartości skuteczne naprężeń zredukowanych. Przyjęto, że sumaryczna wartość skuteczna naprężeń zredukowanych we wszystkich połączeniach jest równa 100%. Porównanie względnych wartości skutecznych (tzn. odniesionych do wartości sumarycznej) pozwala, pośrednio, na oszacowanie ilościowe udziału poszczególnych połączeń sworzniowych w przekazaniu energii – pochodzącej od siły impulsowej – od drąga do elektrod. Porównanie takie dla wariantu v.1 przedstawiono na rysunku 10.



Rysunek 10. Udział połączeń sworzniowych w przeniesieniu energii pochodzącej od uderzenia młotka w kowadło do elektrod (wariant v.1)

Można zauważyć, że pierwsze cztery połączenia od strony kowadła (sworznie nr 1÷4) przenoszą ponad 36% energii uderzenia, w tym połączenie sworzniowe nr 1 prawie 11%. Wskazuje to, że najbardziej narażone na wpływ obciążeń dynamicznych są sworznie w połączeniach nr 1 do nr 4 od strony kowadła, w pozostałych połączeniach sworzniowych wpływ ten jest istotnie mniejszy. W wariancie v.2 zachodzą podobne zależności.

Podsumowanie

Przedstawione w pracy analizy pozwalają stwierdzić, że przy prawidłowo wykonanych połączeniach sworzniowych (wariant v.1), wartości maksymalne sumarycznych naprężeń zredukowanych – od obciążeń sprężania wstępnego sworznia i od siły impulsowej uderzenia młotka w kowadło, w każdym ze sworzni są znacznie niższe od wartości naprężeń dopuszczalnych. Natomiast nieprawidłowe wykonanie warsztatowe połączeń sworzniowych, polegające na nieosiowości par otworów pod sworznie skutkuje ich skośnym ustawieniem w otworach podczas montażu elektrod. Analiza obliczeniowa takiego połączenia (wariant v.2) wykazała znaczny wzrost naprężeń wstępnych w sworzniach, generowany w wyniku dodatkowego ich zginania podczas sprężania. W szczególnych przypadkach równoczesnego wystąpienia skośnego wykonania połączenia i sprężania maksymalną siłą N_{nom} może dojść w trakcie eksploatacji elektrofiltra do uszkodzenia połączeń sworzniowych znajdujących się na elektrodach najbliższej kowadła, co z kolei będzie skutkowało spadkiem skuteczności otrzepywania tych elektrod i w efekcie spadkiem efektywności oczyszczania gazów spalinowych w komorze elektrofitra.

LITERATURA

1. NOWAK A. Vibration of collecting electrodes in electrostatic precipitators – modelling, measurements and simulation tests, *Journal of Electrostatics*, **70**, (2012) 3, pp 327-332.
2. NOWAK A., NOWAK P., AWREJCEWICZ J. Influence of impulse force loading on vibrations of the collecting electrodes, *International Journal of Structural Stability and Dynamics*, **17**, (2017) 5, pp 1740011-1-1740011-15
3. ZIENKIEWICZ O.C., TAYLOR R.L.: *The Finite Element Method*, Vol. 2: Solid Mechanics, Fifth ed., Butterworth-Heinemann, 2000.
4. ZIENKIEWICZ O.C., TAYLOR R.L., ZHU J.Z.: *The Finite Element Method, Its Basis&Fundamentals*, Sixth ed., Butterworth-Heinemann, 2005.
5. RAKOWSKI G., KACPRZYK Z.: *Metoda elementów skończonych w mechanice konstrukcji*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa 2005.
6. NOWAK A., NOWAK P., KURZ M., RYGUŁA C. Study of the effect of the stiffness of the anvil beam for vibration propagation in the system of collecting electrodes, *Przegląd Elektrotechniczny*, **93**, (2017) 2, pp 232-236.

7. NOWAK A.: Modelling and measurements of vibrations of collecting electrodes in electrostatic precipitators, Wydawnictwo Naukowe Akademii Techniczno-Humanistycznej, Bielsko-Biała 2021.