

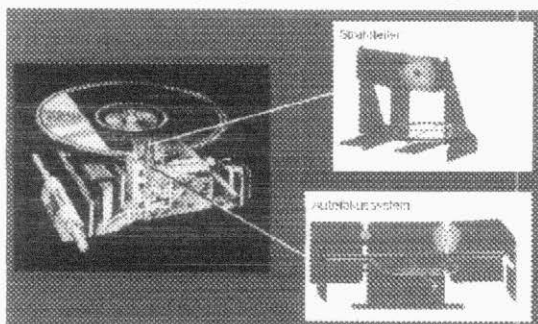
Badania doświadczalne i modelowanie siłownika termicznego dwumostkowego

Jacek Widłaszewski

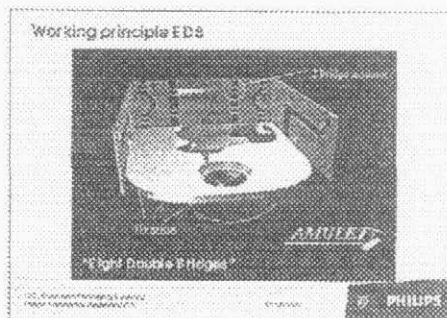
Instytut Podstawowych Problemów Techniki PAN

1. Wprowadzenie

Przy wytwarzaniu miniaturowych podzespołów optoelektronicznych i elektromechanicznych (MOEMS) wykorzystywane jest laserowe indukowanie mikrodeformacji do precyzyjnego pozycjonowania elementów podczas montażu [1], [2], [3]. Do stosowanych w tym celu miniaturowych konstrukcji wsporczych w języku angielskim używa się terminu *actuators*, a w niniejszej pracy są one nazywane *siłownikami termicznymi*. Przykłady zastosowania siłowników termicznych w konstrukcji odtwarzacza DVD są pokazane na rys. 1. Konstrukcja wykorzystująca osiem siłowników dwumostkowych (*two-bridge actuators*) jest przedstawiona na rys. 2.



Rys 1. Zastosowanie siłowników termicznych w odtwarzaczach DVD [1].



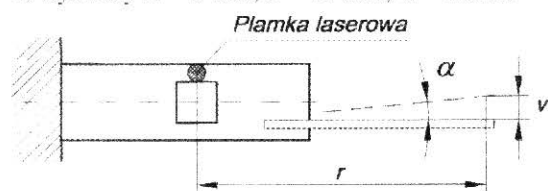
Rys 2. Konstrukcja wsporcza soczewki zawierająca osiem siłowników dwumostkowych [2].

Model analityczno-numeryczny i badania eksperymentalne modeli siłowników dwumostkowych zostały przedstawione w pracach [4], [5]. Zachowanie konstrukcji zostało zilustrowane także przy użyciu cykli termicznych naprężeń i odkształceń wyznaczonych w symulacjach metodą elementów skończonych (MES) [6].

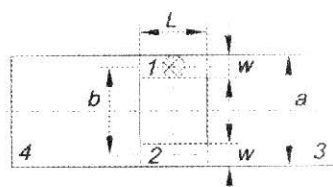
W niniejszej pracy przedstawione są wyniki eksperymentalne uzyskane przy użyciu udoskonalonej procedury, która pozwala na badanie termicznego indukowania bardzo małych deformacji plastycznych, czym zainteresowane są ośrodki przemysłowe stosujące tą technikę w produkcji. Przy numerycznym modelowaniu termicznego indukowania takich deformacji z całą jaskrawością ujawnia się problem dokładności danych opisujących termoplastyczne zachowanie materiałów. Praca podejmuje również tą tematykę.

2. Badania doświadczalne

Na skomputeryzowanym stanowisku badawczym IPPT PAN w Warszawie wykonano pomiary deformacji kątowej próbek o kształcie modelowego silownika termicznego dwumostkowego. Próbkę były nagrzewane nieruchomą wiązką lasera Nd:YAG typu RSY 150 Q produkcji Rofin Sinar. Kształt próbki, miejsce nagrzewania oraz sposób mierzenia deformacji kątowej przedstawia rys. 3. Charakterystyczne wymiary, które są pokazane na rys. 4, wynosily $L = 6$ mm, $b = 10$ mm, $w = 2$ mm.



Rys 3. Sposób mierzenia deformacji kątowej próbki nagrzewanej wiązką laserową.

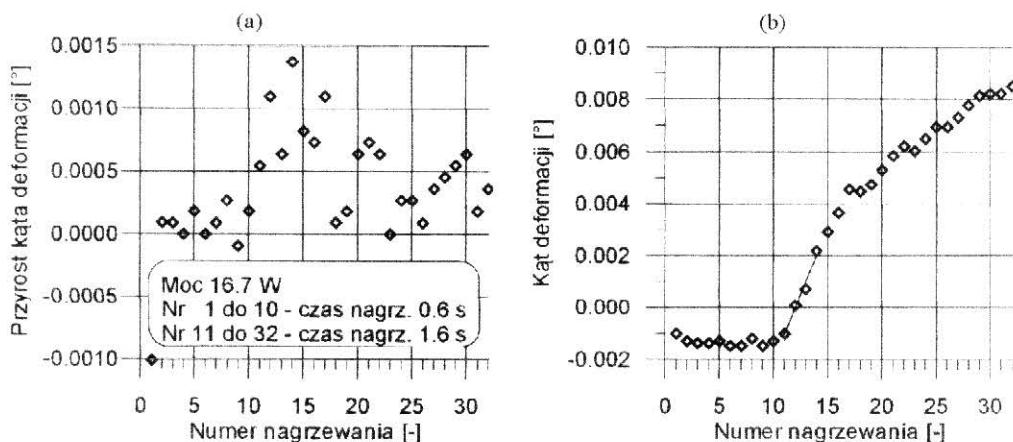


Rys 4. Oznaczenia wymiarów i segmentów próbki.

Próbki zostały wycięte laserowo z blachy o grubości 0.505 mm ze stali nierdzewnej austenitycznej chromowo-niklowej 1H18N9T, która należy do grupy stali typu 18-8 zawierających około 18% Cr i około 8 % Ni. Dla zmniejszenia naprężeń własnych i uzyskania powłoki tlenkowej zapewniającej stabilne warunki absorpcji promieniowania próbki były wyżarzane w piecu w temperaturze 500 °C przez 0.5 godz. Deformacja kątowa była obliczana na podstawie bezdotykowych pomiarów przemieszczenia liniowego v wykonywanych z użyciem laserowego mikrometru skanującego LS-3100 Keyence z głowicą pomiarową LS-3034. Mikrometr laserowy mierzył zmianę pozycji dodatkowego elementu o dobrej jakości powierzchni i niewielkiej masie – igły strzykawkowej, która była przymocowana do próbki. Kąt α używany jako miara deformacji próbki był obliczany z wyrażenia $\alpha = \arctg(v/r)$, na podstawie promienia r i rejestrowanego przemieszczenia liniowego v .

W toku eksperymentów występowała potrzeba wykonywania szybkich pomiarów podczas nagrzewania próbki wiązką laserową oraz potrzeba mierzenia bardzo małych przemieszczeń, poniżej 1 μ m, po powrocie próbki do temperatury początkowej. Częstotliwość i dokładność wyników podawanych przez mikrometr laserowy zależą od liczby uśrednianych pomiarów jednostkowych, które są wykonywane z częstotliwością 400 Hz. Z tego względu w algorytmie sterowania procesem badawczym zastosowano specjalne sterowanie pracą mikrometru laserowego poprzez zadawanie małej liczby (16) uśrednianych pomiarów w przebiegach dynamicznych oraz maksymalnej liczby (1024) uśrednianych pomiarów w przypadku pomiarów statycznych. Precyzja wykonywanych pomiarów wymagała przed pomiarem deformacji końcowej starannego wystudzenia próbki do temperatury początkowej.

Na rys. 5a pokazane są przyrosty, a na rys. 5b całkowita deformacja kątowa próbki w serii nagrzewania, z których pierwszych 10 trwały po 0.6 s, a kolejne trwały po 1.6 s. Moc promieniowania laserowego padającego na materiał można oszacować na 16.7 W \pm 5 %.

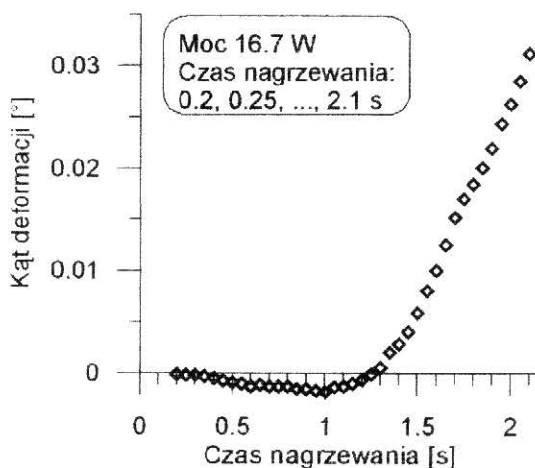


Rys. 5. Deformacja kątowa próbki podczas sekwencji nagrzewania z mocą 16.7 W: (a) przyrosty deformacji, (b) deformacja całkowita. Nagrzewania nr 1+10 o czasie trwania 0.6 s, nagrzewania nr 11+32 o czasie trwania 1.6 s.

Przy dostatecznie krótkotrwałym (0.6 s w pokazanym przykładzie) lokalnym nagrzewaniu próbki wiązką laserową rozszerzalność termiczna materiału wywołuje tylko termosprężystą deformację próbki. Deformacja obserwowana po pierwszym nagrzewaniu związana jest prawdopodobnie z relaksacją naprężeń własnych, które nie zostały w pełni usunięte podczas wyżarzania próbek.

Kolejne nagrzewania o odpowiednio długim czasie trwania (1.6 s w pokazanym przykładzie) wywołują deformację plastyczną segmentu I bez udziału sił zewnętrznych i jego skrócenie wskutek spęczenia termicznego. Skróceniu nagrzewanego segmentu I odpowiada dodatnia końcowa wartość deformacji kątowej, bardzo mała w analizowanym przypadku.

O ile operowanie przyrostami deformacji po kolejnych nagrzewaniach nie daje jasnego obrazu zachowania konstrukcji (rys. 5a) z powodu wpływu fluktuacji mocy wiązki laserowej ($\pm 5\%$), zmienności realizowanego przez układ badawczy czasu nagrzewania (± 0.04 s) i niedokładności pomiarów przemieszczenia, o tyle przebieg całkowitej (skumulowanej) deformacji próbki w serii nagrzewania (rys. 5b) wyraźnie pokazuje postępującą mikrodeformację próbki. W omawianym przypadku sekwencji nagrzewania o takim samym czasie trwania obserwujemy degresywną charakterystykę deformacji w funkcji liczby nagrzewania.



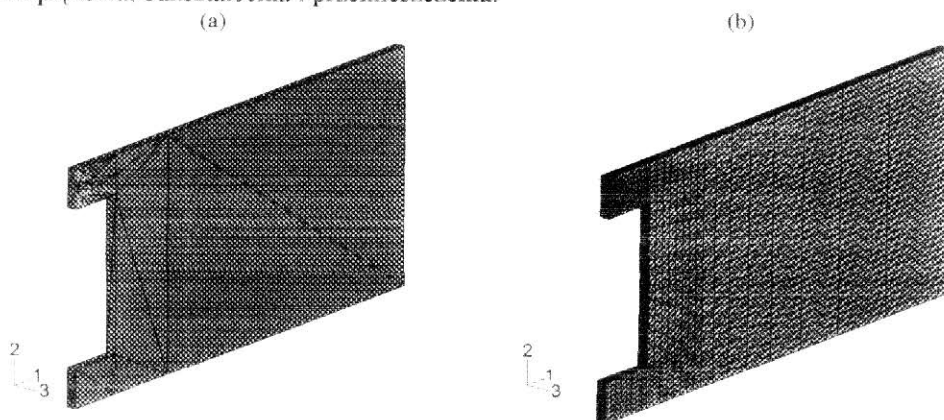
Rys. 6. Deformacja kątowa próbki podczas sekwencji nagrzewania z mocą 16.7 W. Kolejne nagrzewania o czasach trwania: 0.2, 0.25, ..., 2.1 s.

Na rys. 6 przedstawiony jest przebieg zmian kąta deformacji w serii nagrzewań, z których każde następne miało dłuższy czas trwania, począwszy od najkrótszego 0.2 s, do najdłuższego 2.1 s. Przy takim sposobie prowadzenia eksperymentów możliwe jest wyznaczenie z dużą dokładnością granicznego czasu nagrzewania, przy którym zaczynają się pojawiać mierzalne efekty deformacji plastycznej. Jak wykazano w pracach [4] i [5] ten graniczny czas nagrzewania, przy danej mocy ciepła doprowadzanego do materiału, decyduje o podniesieniu temperatury materiału na przekroju ogrzewanego segmentu do wartości, przy której spadek granicy plastyczności wywołuje znaczące płynięcie plastyczne i mierzalną deformację trwałą próbki pod wpływem indukowanego naprężenia termicznego. W przedstawionym przykładzie graniczny czas nagrzewania potrzebny do wywołania deformacji trwałej można oszacować na 1.05 ± 0.04 s. Widoczna na rys. 6 ujemna deformacja kątowa po początkowych nagrzewaniach może wynikać z relaksacji naprężeń własnych.

Korzystając z wykresu przedstawionego na rys. 5b i stosując liniową aproksymację (linia ciągła) danych eksperymentalnych otrzymanych przy czasie nagrzewania 1.6 s można wyznaczyć średni przyrost deformacji kątowej siłownika przypadający na jedno nagrzewanie w początkowym zakresie charakterystyki deformacji trwałych. W przedstawionym przykładzie wynosi on 0.001° .

4. Symulacje metodą elementów skończonych

Przy użyciu programu ABAQUS metody elementów skończonych wykonano szereg rozprzężonych, quasistatycznych analiz zagadnień termo-sprężysto-plastycznych. Najpierw było wyznaczane pole temperatury przy lokalnym ogrzewaniu próbki wiązką laserową i swobodnym stygnięciu materiału. Następnie na podstawie pola temperatury były wyznaczane pola naprężenia, odkształcenia i przemieszczenia.

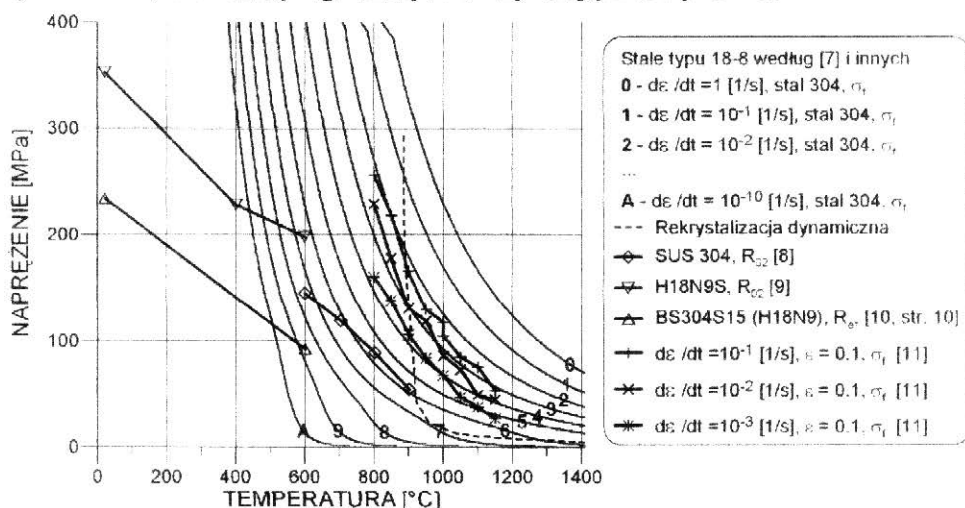


Rys. 7. Modelowanie numeryczne: (a) model połowy symetrycznej próbki i jej obciążenie termiczne wiązką laserową, (b) podział na elementy skończone.

Przyjęto, iż obciążenie termiczne wielomodową wiązką lasera RSY 150 Q można modelować jako działanie strumienia ciepła o intensywności stałej na kołowym przekroju poprzecznym i w czasie. Rzeczywiste wiązki laserowe charakteryzuje brak ostrych granic przekroju poprzecznego. Z tego względu założono, że pewna część przekroju wiązki wychodzi poza materiał nagrzewany (rys. 7a). Uwzględniono dyssypację ciepła drogą promieniowania i konwekcji. Wartości emisyjności powierzchni i współczynnika konwekcji zostały wyznaczone w procedurze eksperymentalno-numerycznej z użyciem pirometru dwubarwowego oraz symulacji MES.

Dla zmniejszenia wielkości zadania obliczeniowego wykorzystano symetrię próbki i jej obciążenia termicznego (rys. 7a). Przy modelowaniu zastosowano łącznie 6016 elementów ośmiowzłowych (rys. 7b) w ośmiu warstwach na grubości materiału. Wykorzystano dostępne w literaturze temperaturowe zależności współczynnika przewodzenia ciepła, ciepła właściwego, gęstości, modułu sprężystości podłużnej i współczynnika rozszerzalności termicznej stali nierdzewnych typu 18-8.

Zasadnicza część deformacji plastycznej siłownika termicznego zachodzi przy temperaturze homologicznej materiału przekraczającej 0.5, w zakresie temperatury obróbki plastycznej na półgorąco lub na gorąco. Dla właściwego modelowania deformacji termoplastycznej potrzebne są więc dane opisujące plastyczne zachowanie materiału w zakresie wysokich temperatur. Przykłady dostępnych w literaturze danych stali typu 18-8 są pokazane na rys. 8. Naprężenie plastycznego płynięcia σ_f stali 304 według [7] zostało obliczone na podstawie parametrów stosowanych przez autorów pracy przy konstrukcji mapy mechanizmów deformacji stali o średnicy ziarna 50 μm [5]. Jak widać z rys. 8 dane, do których udało się dotrzeć, są fragmentaryczne i wykazują znaczny rozrzut.



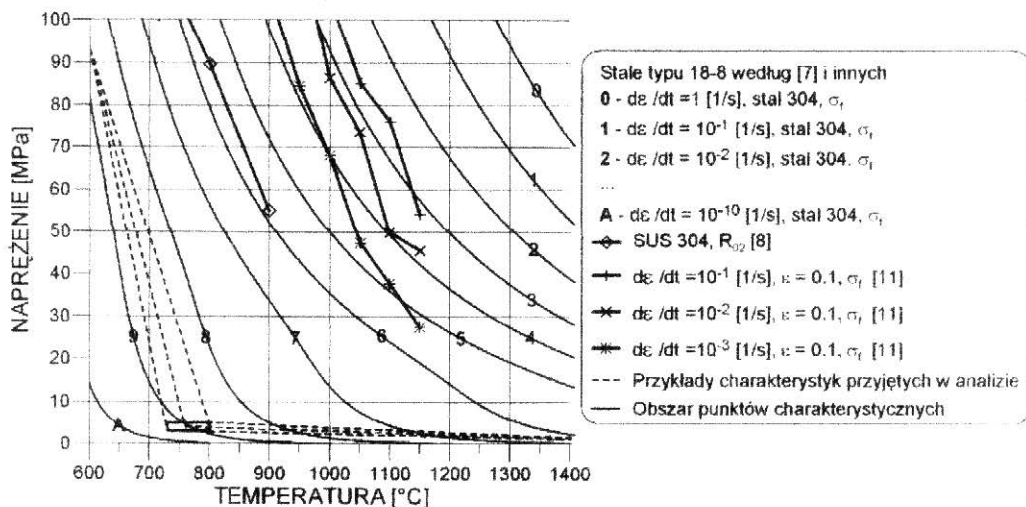
Rys. 8. Przykłady dostępnych w literaturze charakterystyk temperaturowych granicy plastyczności R_0 , R_{02} i naprężenia plastycznego płynięcia σ_f przy różnych prędkościach odkształcenia $\dot{\epsilon} = d\epsilon/dt$ stali typu 18-8.

W warunkach występowania deformacji plastycznej siłownika termicznego procesy zdrowienia dynamicznego przebiegają na tyle szybko, że efekt umocnienia odkształceniowego materiału często może być pominięty. Z tego względu w niniejszej analizie przyjęto model materiału sprężysto-plastycznego bez umocnienia.

Przy numerycznym modelowaniu powstawania dystorsji spawalniczych i innych zagadnień termoplastyczności stosowane są uproszczone charakterystyki temperaturowe granicy plastyczności. Uproszczenie polega na przyjęciu, iż powyżej pewnej temperatury granica plastyczności ma pomijalną wartość [12, str. 96], [13]. Ze względu na stabilność stosowanych algorytmów przyjmuje się tą resztkową wartość małą, ale niezerową.

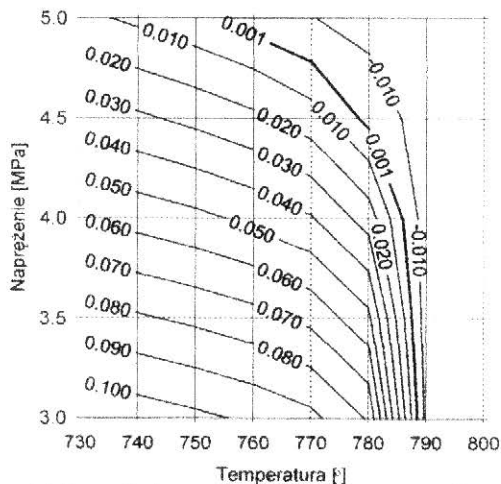
Dla zilustrowania wpływu temperaturowej zależności granicy plastyczności na wyniki numerycznego modelowania zagadnienia zostało wykonanych szereg symulacji różniących się przyjętymi uproszczonymi charakterystykami granicy plastyczności. Ich rodzinę zbudowano w oparciu o dane według [10]. Dodano do nich punkt określający hipotetyczny spadek granicy plastyczności do pomijalnej wartości (punkt charakterystyczny). Współrzędne tego punktu były przyjmowane z obszaru określonego zakresem temperatury 730+800 °C i

zakresem naprężenia 3+5 MPa (rys. 9). Charakterystyki były uzupełniane punktem o wartości temperatury 1500 °C oraz naprężenia 1 MPa.



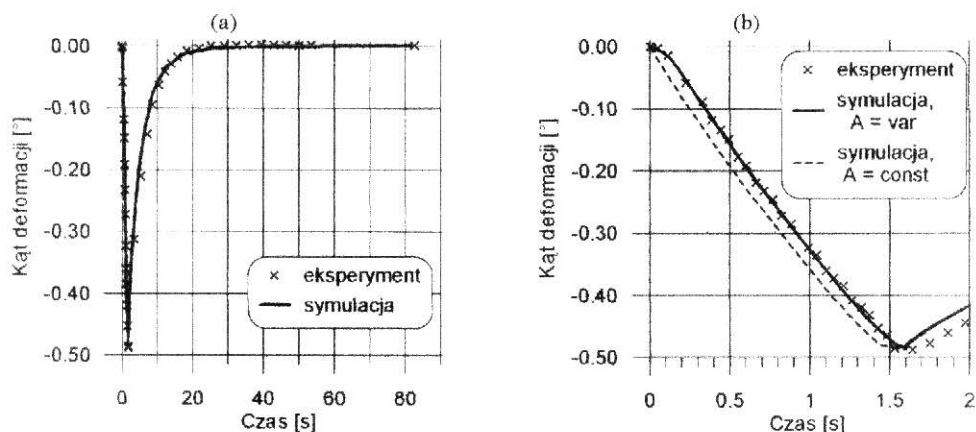
Rys. 9. Fragmenty przyjętych do analizy uproszczonych charakterystyk temperaturowych granicy plastyczności na tle danych literaturowych

Symulacje wykonywane dla różnych charakterystyk temperaturowych granicy plastyczności dawały różne wartości końcowej deformacji plastycznej modelu. Wyniki obliczeń są zestawione na rys. 10 w postaci mapy wartości kąta końcowej deformacji plastycznej w funkcji temperatury i naprężenia punktu charakterystycznego. Grubą linią na tym wykresie są zaznaczone wyniki symulacji odpowiadające wynikowi doświadczałnemu 0.001°. Obliczenia wykazały dużą wrażliwość rozwiązania na dane opisujące zależność granicy plastyczności od temperatury. Wrażliwość ta wynika z faktu, iż przedmiotem modelowania są mikrodeformacje trwale analizowanej konstrukcji.



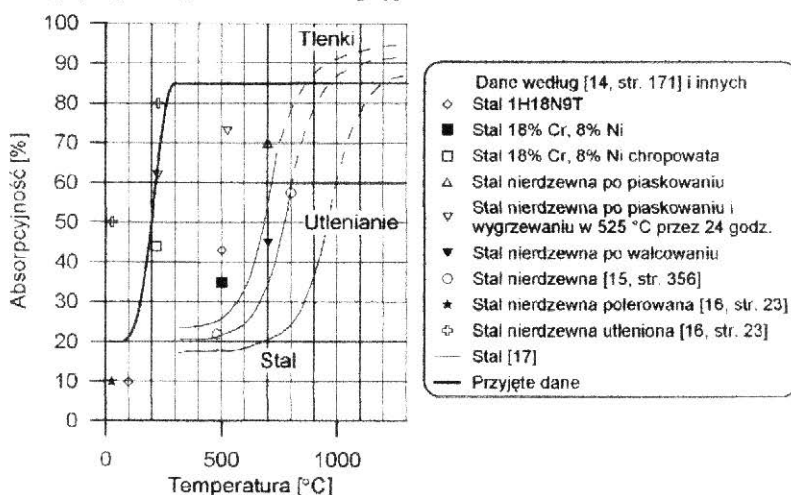
Rys. 10. Wartość kąta końcowej deformacji plastycznej w funkcji temperatury i naprężenia punktu określającego spadek granicy plastyczności do pomijalnej wartości.

Rys. 11 przedstawia przebieg czasowy kąta deformacji otrzymany w eksperymencie oraz wyniki symulacji dla przypadku punktu charakterystycznego o wartości temperatury 753 °C i naprężenia 5 MPa. W celu właściwego zamodelowania procesu nagrzewania została uwzględniona zależność współczynnika A absorpcji energii wiązki od temperatury materiału.



Rys. 11. Przebieg czasowy kąta deformacji siłownika uzyskany doświadczalnie i w symulacjach numerycznych: (a) pełny cykl termiczny nagrzewania i stygnięcia, (b) faza nagrzewania.

Wpływ rodzaju materiału, stanu i temperatury jego powierzchni na absorpcyjność panchromatyczną ilustruje przedstawione na rys. 12 zestawienie danych dostępnych w literaturze. Widoczne na rys. 11b dopasowanie wyników symulacji do danych doświadczalnych uzyskano po przyjęciu temperaturowej zależności współczynnika absorpcji pokazanej grubą linią na rys. 12. Dla porównania, na rys. 11b zaznaczono linią przerywaną wynik symulacji przy stałej wartości absorpcyjności $A = 0.85$.



Rys. 12. Zależność współczynnika absorpcji promieniowania przez różne stale od temperatury na podstawie danych literaturowych i dane przyjęte w analizie.

5. Wnioski

Badania doświadczalne mikrodeformacji plastycznych indukowanych termicznie wymagają prowadzenia pomiarów o wysokiej dokładności, a do symulacji numerycznych potrzebne są dane dobrze opisujące termofizyczne własności materiału. Przedstawione wyniki eksperymentalne pokazują możliwość wyznaczania granicznych parametrów oddziaływania termicznego i uzyskiwania bardzo małych deformacji plastycznych. Symulacje numeryczne pozwalają lepiej poznać mechanizm termo-sprężysto-plastycznej deformacji siłownika dwumostkowego. Ujawniają silny wpływ temperaturowej zależności granicy plastyczności w zakresie wysokich temperatur na wyniki modelowania.

Literatura

- [1] Geiger M., *Laser forming - the forming of metal using a laser beam*. 1st Int. Conf. on Manufacturing Engineering ICME'N 2002, Austrian Research Centre, Seibersdorf Research GmbH, 2002.
- [2] Hoving W., Verhoeven E. C. M., *High-precision micro-assembly using laser-adjustment*. Laser in der Elektronikproduktion & Feinwerktechnik - LEF 2000. Red.: M. Geiger, A. Otto., Meisenbach Bamberg, 2000.
- [3] Widlaszewski J., *Przegląd metod kształtowania termicznego*. Materiały Konferencji „Badania Mechanicznych Właściwości Materiałów i Konstrukcji 1”, IPPT PAN, 2003, 257-285.
- [4] Widlaszewski J., *Micro Adjustment by Thermal Upsetting*. Thermal Forming, Proceedings of the IWOTE'05, 1st International Workshop on Thermal Forming. Vollertsen F., Seefeld T. (red.), Bremer Institute für angewandte Strahltechnik GmbH (BIAS), 2005, 93-109.
- [5] Widlaszewski J., *Modelowanie termo-sprężysto-plastycznych deformacji termicznego silownika dwumostkowego*. Seminarium Szkoleniowe „Oceny stopnia degradacji materiałów i laserowe obróbki materiałów”. IPPT PAN, Centrum Doskonałości LAPROMAT, 2005, 279-310.
- [6] Widlaszewski J., *Analiza laserowo indukowanych deformacji plastycznych silownika dwumostkowego*. Złożone do druku w Materialach XXII Sympozjum Mechaniki Eksperymentalnej Ciała Stałego im. prof. Jacka Stupnickiego, Jachranka, 18-21.10.2006.
- [7] Frost H., Ashby M. F., *Deformation-Mechanism Maps. The Plasticity and Creep of Metals and Ceramics*. Pergamon Press 1982.
- [8] Inoue Y., Kikuchi M., *Present and Future Trends of Stainless Steel for Automotive Exhaust System*. NIPPON STEEL TECHNICAL REPORT, No. 88, July 2003.
- [9] Orłoś Z., *Naprężenia cieplne*. Wydawnictwo Naukowe PWN, Warszawa 1991.
- [10] Sędek P., *Problemy naprężeń i odkształceń spawalniczych*. Inżynieria Materiałowa. Biuro Gamma, Warszawa 2000. ISBN 83-87848-20-4.
- [11] Stewart G. R., Jonas J. J., *Static and Dynamic Strain Aging at High Temperatures in 304 Stainless Steels*. Iron and Steel Institute of Japan (ISIJ) International, Vol. 44 (2004), No. 7, 1263-1272.
- [12] Birk-Sorensen M., *Simulation of Welding Distortions in Ship Section*. PhD thesis. Technical University of Denmark, 1999.
- [13] Luo Y., Ishiyama M., Murakawa H., *Welding Deformation of Plates with Longitudinal Curvature*. Trans. JWRI, Vol. 28, (1999), No. 2.
- [14] Augustyniak W., Burakowski T., Giziński J., *Termometria przemysłowa w obróbce cieplnej stali*. Poradnik. Instytut Mechaniki Precyzyjnej, Warszawa 1989.
- [15] Wiśniewski S., Wiśniewski T. S., *Wymiana ciepła*. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 1997.
- [16] Taler J., Duda P., *Rozwiązywanie prostych i odwrotnych zagadnień przewodzenia ciepła*. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 2003.
- [17] Burakowski T., Rolinski E., Wierchoń T., *Inżynieria powierzchni metali*. Wydawnictwa Politechniki Warszawskiej, Warszawa 1992.

Streszczenie

Silowniki termiczne dwumostkowe są wykorzystywane w konstrukcji miniaturowych podzespołów optoelektronicznych i elektromechanicznych (MOEMS). Praca prezentuje wyniki eksperymentalnych badań silowników i modelowania metodą elementów skończonych. Precyzyjne pomiary laserowo indukowanych deformacji pozwalają wyznaczać parametry graniczne dla uzyskiwania użytecznych odkształceń konstrukcji. Numeryczne modelowanie tak małych deformacji wymaga stosowania odpowiednio dokładnych danych materiałowych.

Abstract

Experimental investigation and modeling of the two-bridge actuator

Two-bridge actuators are applied in micro-opto-electro-mechanic systems (MOEMS). The paper presents experimental investigation results and numerical modeling of actuators with the Finite Element Method. Precise measurements of laser-induced deformations allow establishing threshold processing parameters to produce required deformation of the structure. Numerical modeling of such small deformations necessitates the application of adequately accurate material data.