



UNIVERSITATEA **POLITEHNICA** DIN BUCUREȘTI

Facultatea de **INGINERIE MECANICĂ ȘI MECATRONICĂ**

Departamentul de Organe de Mașini și Tribologie

Nr. Decizie CSUD 646 din 10.03.2021

# TEZĂ DE DOCTORAT

***CERCETĂRI PRIVIND EFECTUL AMORTIZĂRII HISTERETICE ASUPRA FENOMENULUI DE OBOSEALĂ PRIN VIBRAȚII A LIPITURILOR DE TIP Sn-Ag-Cu UTILIZATE ÎN APARATURA ELECTRONICĂ***

***RESEARCH ON THE EFFECT OF HYSTERETIC DAMPING ON THE PHENOMENON OF VIBRATION FATIGUE OF Sn-Ag-Cu TYPE SOLDERS USED IN ELECTRONIC EQUIPMENT***

**Autor:** Ing. Alina-Maria PETRESCU (Stoica)

**Conducător de doctorat:** Prof.dr.ing. Andrei TUDOR

## COMISIA DE DOCTORAT

Președinte	Prof. dr.ing. Radu CHIRIAC	de la	Univesitatea Politehnica din București
Conducător de doctorat	Prof. dr.ing. Andrei TUDOR	de la	Univesitatea Politehnica din București
Referent	Prof.dr.ing. Spiridon CREȚU	de la	Universitatea Tehnică „Gheorghe Asachi” din Iași
Referent	Prof.dr.ing. Lorena DELEANU	de la	Universitatea „Dunărea de Jos” din Galați
Referent	Conf.dr.ing. Ioan PLOTOG	de la	Univesitatea Politehnica din București

București

2021

# CUPRINS

Listă de figuri .....	I
Listă de tabele .....	V
Listă de notații .....	VII
Cuvinte de mulțumire.....	XIII (4)
<b>Capitolul 1. Stadiul actual al cercetărilor privind lipiturile utilizate în electronică .....</b>	<b>1 (5)</b>
1.1. Generalități privind aliajele de lipit din electronică.....	1
1.2. Caracteristicile ansamblului plăcii de cablaj imprimat.....	2
1.3. Fiabilitatea lipiturilor utilizate pentru realizarea conexiunilor electronice .....	9
1.4. Obiectivele tezei .....	21 (6)
<b>Capitolul 2. Analiza fenomenului de amortizare histeretică a lipiturilor de tip Sn-Ag-Cu și a plăcii suport cu strat de cupru .....</b>	<b>23 (6)</b>
2.1. Introducere.....	23
2.2. Geometria penetratorului pentru determinarea amortizării histeretice.....	23
2.3. Deformațiile elastice ale penetratorului și presiunea de contact.....	26
2.4. Starea de tensiuni și deformații dintre penetrator și stratul de cupru .....	33
2.5. Particularități privind indentarea straturilor depuse pe suport .....	39
2.6. Concluzii .....	54
<b>Capitolul 3. Fenomenul de deteriorare prin oboseală a straturilor de cupru și a lipiturilor de tip SnAgCu .....</b>	<b>55 (12)</b>
3.1. Introducere.....	55
3.2. Indicatori ai procesului de deteriorare prin oboseală .....	55
3.3. Ecuația constitutivă a materialelor de tip Sn-Ag-Cu .....	62
3.4. Concluzii .....	65
<b>Capitolul 4. Rezultate experimentale privind comportarea mecanică a lipiturilor SAC și a plăcii suport cu strat de cupru .....</b>	<b>67 (13)</b>
4.1. Rezultate experimentale privind amortizarea histeretică a aliajului de lipit SAC 305 și a stratului de cupru .....	67
4.1.1. Prezentarea standului.....	68
4.1.2. Realizarea epruvetelor .....	69
4.2. Analiza comportamentului aliajului de lipit SAC 305 la teste de indentare .....	71
4.3. Analiza statistică a testelor de indentare .....	75
4.4. Analiza comportamentului aliajului de lipit SAC 305 la teste de fluaj la indentare .....	81
4.5. Testarea aliajului de lipit SAC 305 la teste de zgâriere.....	85
4.6. Amortizarea histeretică a plăcii suport cu strat de cupru și finisare de suprafață de tip HASL.....	104
4.7. Concluzii .....	107
<b>Capitolul 5. Efectul amortizării histeretice a lipiturilor asupra vibrațiilor cu excitație aleatorie.....</b>	<b>109 (17)</b>
5.1. Model de vibrație .....	109

5.2.	<i>Cazul oscilatorului amortizat histeretic cu excitație armonică.....</i>	<i>112</i>
5.3.	<i>Caracteristicile mișcării unei componente pentru cazul plăcii cu oscilație complexă periodică .....</i>	<i>118</i>
5.4.	<i>Caracteristicile mișcării unei componente pentru cazul plăcii cu oscilații de tip spectru.....</i>	<i>119</i>
5.5.	<i>Considerații privind estimarea duratei de viață a lipiturilor pentru placa cu excitație aleatorie .....</i>	<i>121</i>
5.6.	<i>Concluzii .....</i>	<i>134</i>
<b>Capitolul 6.Exemplu. Concluzii. Contribuții. Perspective .....</b>		<b>137 (19)</b>
6.1.	<i>Introducere.....</i>	<i>137</i>
6.2.	<i>Tranzistorul TO-5 .....</i>	<i>137</i>
6.2.1	<i>Caracteristici geometrice .....</i>	<i>137</i>
6.2.2	<i>Frecvența proprie și rigiditatea tranzistorului TO-5 .....</i>	<i>139</i>
6.2.3	<i>Modelul de vibrație al tranzistorului TO-5 .....</i>	<i>145</i>
6.2.4	<i>Tensiunile din fire și din lipituri .....</i>	<i>148</i>
6.2.5	<i>Durabilitățile firelor și lipiturilor .....</i>	<i>149</i>
6.3.	<i>Concluzii .....</i>	<i>151 (23)</i>
6.4.	<i>Concluzii generale .....</i>	<i>152</i>
6.5.	<i>Contribuții.....</i>	<i>154</i>
6.6.	<i>Perspectivile lucrării.....</i>	<i>155</i>
<b>Bibliografie</b>	<b>.....</b>	<b>157</b>
<b>Lista de lucrări</b>	<b>.....</b>	<b>162</b>
<b>ANEXE</b>	<b>.....</b>	<b>165</b>

## Cuvinte de mulțumire

Finalizând această etapă a vieții mele, doresc să-i mulțumesc în primul rând domnului conducător de doctorat prof. dr. ing. Andrei TUDOR pentru atenta îndrumare științifică și pentru tot sprijinul acordat pe toată perioada de elaborare a tezei de doctorat. Doresc să îmi arăt toată recunoștința sinceră pentru sfaturile, înțelegerea și răbdarea domnului profesor.

Vreau să îmi exprim gratitudinea față de membrii comisiei de îndrumare, pentru sprijinul acordat, sfaturile și nu în ultimul rând, timpul acordat pe întreaga durată de desfășurare a studiilor. Mulțumesc domnului prof. dr. ing. Sorin CĂNĂNĂU, domnului prof. dr. ing. Alexandru Valentin RĂDULESCU și doamnei ș.l. dr. ing. Georgiana Ionela PĂDURARU.

Mulțumesc din suflet, cu multă recunoștință, tuturor membrilor comisiei de doctorat, domnului prof. dr. ing. Spiridon CREȚU de la Universitatea Tehnică „Gheorghe Asachi” din Iași, doamnei prof. dr. ing. Lorena DELEANU de la Universitatea „Dunărea de Jos” din Galați și domnului conf.dr.ing. Ioan PLOTOG de la Univesitatea Politehnica din București pentru răbdarea și bunăvoința cu care au analizat teza.

Nenumărate mulțumiri pentru căldura cu care m-au primit și cu tot sprijinul tehnic pe care mi l-au acordat, domnilor de la UPB CETTI ITA, ș.l. dr. Ing. Bogdan MIHAILESCU și domnului teh. Teodor MIHĂILESCU.

Mulțumiri sincere și întregului colectiv al Departamentului de Organe de Mașini și Tribologie care a fost alături de mine și m-a sprijinit în toată această perioadă. Doresc să îi mulțumesc în particular doamnei ș.l. dr. ing. Georgiana Chișiu pentru toate sfaturile și îndrumările pe care mi le-a dat și asupra tezei dar și pe partea didactică și nu în ultimul rand pentru prietenia sa. Mulțumiri din suflet domnului prof. dr. ing. Adrian PREDESCU pentru sprijinul și toată încrederea dumnealui. De asemenea, doresc să îi mulțumesc domnului tehnician Mihai ROZOREA pentru sprijinul tehnic și promptitudinea sa. Doresc să mulțumesc și unor oameni dragi care m-au ajutat și m-au îndrumat încă de când eram la licență, doamnei conf. dr. ing. Irina RĂDULESCU și domnului prof. dr. ing. Alexandru Valentin RĂDULESCU. Tot departamentul a fost alături de mine cu înțelegere și răbdare, iar pe această cale doresc să mulțumesc și doamnei ș.l. dr. ing. Marilena STOICA pentru sprijinul tehnic acordat și nu în ultimul rând și domnului prof. dr. ing. Petre Lucian SEICIU. Mulțumiri se îndreaptă și către domnul conf. dr. ing. Radu-Mircea CARP-CIOCÂRDIA pentru încrederea pe care a avut-o în mine pe partea didactică și pentru sprijinul dumnealui. De asemenea, doresc să îi mulțumesc și domnului conf. dr. ing. Radu MIRICĂ pentru toate sfaturile utile și pentru tot sprijinul.

Le mulțumesc părinților, bunicilor și surorii mele pentru dragostea, pentru toată educația pe care am primit-o și pentru toate sacrificiile pe care le-au făcut pentru ca eu să ajung în locul în care sunt acum. Cu deosebită dragoste doresc să îi mulțumesc soțului meu, Nicolae-Alexandru STOICA, cel care mi-a fost alături pe toată perioada de elaborare a tezei, în toate momentele bune și în cele mai puțin bune, îi mulțumesc pentru dragostea, sprijinul și pentru toată răbdarea pe care a avut-o cu mine, este un om minunat.

În încheiere doresc să le mulțumesc tuturor oamenilor minunați și prietenilor care au avut încredere în mine și celor care m-au ajutat și m-au încurajat în mod direct sau indirect pentru a finaliza teza.

## CUVINTE CHEIE

Metoda indentării, amortizare histeretică, fenomen de deteriorare prin oboseală, aliaje de lipit fără plumb, fiabilitatea lipiturilor din electronica, vibrațiile componentelor electronice.

Numerotarea figurilor din prezentul rezumat corespunde cu numerotarea din teza; numerotarea relațiilor din rezumat corespunde cu numerotarea din teză.

### PREZENTAREA SINTETICĂ A CAPITOLELOR TEZEI DE DOCTORAT

În Capitolul 1 intitulat “*Stadiul actual al cercetărilor privind lipiturile utilizate în electronică*” sunt prezentate generalități privind aliajele de lipit fără plumb. Cel mai utilizat aliaj folosit în industria electronică fiind Sn-Ag-Cu, care are câteva beneficii majore în comparație cu alte aliaje: proprietăți mecanice bune, interfețe stabile cu mai multe substraturi metalice sau finisări de suprafețe, nu este toxic pentru organismul uman. Există și dezavantaje cu privire la acest aliaj de lipit cum ar fi gradul de topire puțin mai ridicat, duritatea puțin mai mare și apariția defectelor de solidificare și formare [1], [2]. Totodată, sunt prezentate și caracteristicile ansamblului plăcii de cablaj imprimat (PCB) care este folosită pentru a crea o legătură între componente. Aceasta devine un circuit electric atunci când componentele electronice sunt plantate în depozitele de pastă de lipit realizate pe suprafețele dedicate realizării conexiunilor (paduri) pe suprafața plăcii de cablaj imprimat din figura 1.1.a. Tot acest ansamblu poartă numele de ansamblul plăcii de cablaj imprimat reprezentat de figura 1.1.b.

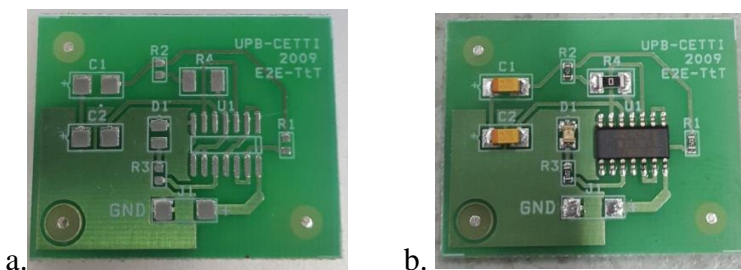


Figura 1. 1. Exemplu de a. PCB printat și b. Ansamblul plăcii de cablaj imprimat

De regulă, suporturile rigide ale PCB-urilor sunt: Flame Retardant-2, Flame Retardant-3, Flame Retardant-4, Composite Epoxy Materials-1, Composite Epoxy Materials-3 [24].

Tot în acest capitol sunt evidențiate și metodele de montare ale componentelor electronice după cum urmează [2]: montare doar prin inserție (Through Hole Technology), montare prin inserție combinată cu montare pe suprafață pe o singură parte, montare doar pe suprafață pe o singură parte (Surface Mount Technology), montare pe suprafață pe ambele părți, montare pe suprafață pe ambele părți combinată cu montarea prin inserție.

Finisarea suprafețelor conductoare ale plăcilor de cablaj imprimat formează o interfață critică între componentă și circuitul de interconectare. Există mai multe tipuri de finisări de suprafețe: nivelare cu cuțit de aer cald (Hot Air Solder Level), depunere ne-electrolitică nichel/Scufundare în aur (Electroless Nickel Immersion Gold), conservare cu strat organic (Organic Solderability Preservative).

Tehnologia de lipire a componentelor este cea de lipire în stare de vapori, tehnologie care folosește căldura de condensare a unui fluid de lucru pentru a retopi pasta de lipit în vederea

obținerii unei îmbinări (lipituri). În acest capitol se dezvoltă partea de fiabilitate a lipiturilor utilizate pentru realizarea conexiunilor electronice care este în funcție de integritatea interconexiunilor structurale realizate la suprafața plăcii de cablaj imprimat de către îmbinările realizate în urma procesului de lipire.

Mecanisme defectate din cauza vibrațiilor fiind:ruperea terminalelor componentelor din cauza oboselii,defectarea din cauza oboselii structurii,defectarea din cauza oboselii lipiturilor [39].

### Obiectivele tezei

Pe baza studiului bibliografic privind fiabilitatea lipiturilor de tip SnAgCu (SAC) și a straturilor din Cu, prezenta teză de doctorat își propune următoarele obiective:

- ✓ identificarea proprietăților mecanice ale materialelor de tip SAC cu influență semnificativă asupra fenomenului de oboseală mecanică,
- ✓ evaluarea stării de tensiuni și deformații la contactul unui penetrator conic racordat sferic, cu placa acoperită cu straturi conductoare de electricitate, și a lipiturilor de tip SnAgCu utilizate în aparatura electronică,
- ✓ determinarea teoretică și experimentală a amortizării histeretice a straturilor de cupru și a lipiturilor de tip SnAgCu cu metoda penetrației,
- ✓ studiul comportărilor la fluaj al lipiturilor de tip SnAgCu.,
- ✓ analiza rigidității sistemului lipitură – componentă pe placă,
- ✓ echivalarea ciclurilor de solicitări variabile aleatorii după criteriul energiei interne înmagazinate (fenomenul de histerezis),
- ✓ determinarea durabilității terminalelor de conectare și a lipiturilor SnAgCu pe plăci cu vibrații aleatorii.

În capitolul 2 intitulat “*Analiza fenomenului de amortizare histeretică a lipiturilor de tip Sn-Ag-Cu și a plăcii suport cu strat de cupru*” se propune o analiză a stării de tensiuni și deformații la contactul unui penetrator conic cu vârful racordat sferic cu o placă utilizată în industria electronică. Pe placă sunt depuse 2 straturi pe care sunt lipite piese electronice cu aliaje de lipit fără plumb. Prin indentare se urmărește determinarea parametrilor de elasticitate, duritate, caracteristicile de fluaj ale straturilor și coeficientul de amortizare histeretică. Se prezintă schema penetratorului conic cu vârf racordat sferic (Figura 2.1), unde geometria conului este evaluată prin semiunghiul  $\alpha$  și raza de racordare  $R_c$ , conul considerându-se rigid, straturile  $c_1$  și  $c_2$  sunt deformatate elastic și plastic, în funcție de încărcarea normală  $F_n$  și de caracteristicile de elasticitate ale celor două materiale 1 și 2.

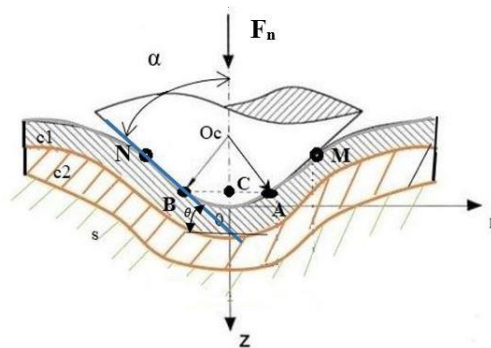


Figura 2. 1. Schema contactului dintre penetratorul conic și placa acoperită

Plecând de la ecuația profilului penetratorului din zona de contact cu placa, care este scrisă în funcție de unghiul de atac al conului  $\theta = (\pi/2) - \alpha$  și de raza de separație sferă-con (b), deducându-se o ecuație simplificată a profilului, se determină profilul exact al curbei de contact care are forma:

$$z_{ae}(r_a) = \begin{cases} -1 + \sqrt{1 - r_a^2} , & \text{pentru } 0 \leq r_a \leq \sin\theta \\ r_a \operatorname{tg}\theta + 1 - \cos\theta - \sin\theta \operatorname{tg}\theta , & \text{pentru } \sin\theta < r_a \leq a_a \end{cases} \quad (2.3)$$

cu  $a_a = a/R_c$  raza conului în zona de separare a penetratorului de materialul deformat.

Adimensionalizând forța pentru profilul exact ( $P_{ae}$ ) și, similar, pentru profilul aproximat ( $P_{al}$ ) și se determină forțele limită de penetrare elastică numai pentru zona sferică, iar în figura 2.4 se poate observa reprezentarea grafică a forțelor normale adimensionale limită pentru penetratorul exact ( $P_{ael}$ ) și pentru cel aproximat ( $P_{al}$ ) ca funcție de unghiul de atac al conului  $\theta$  în radiani. Se observă că diferențele dintre forțele limită, diferite pe zona sferică, pentru penetratorul exact și pentru cel aproximat, sunt foarte mici.

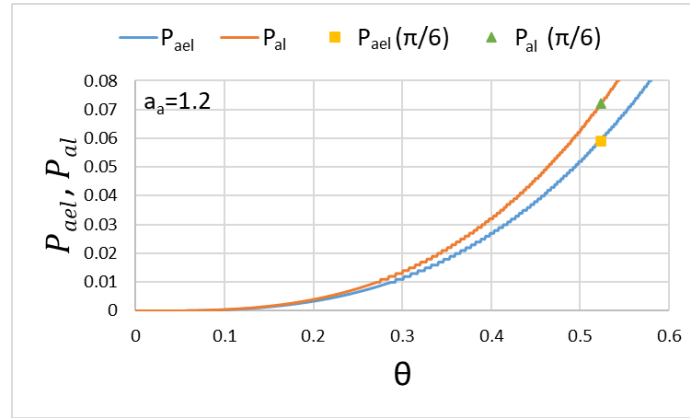


Figura 2. 4. Forța elastică limită pentru zona sferică

Definind penetrația ca fiind (2.19), unde  $\phi_s$  este unghiul de contact dintre sferă și semispațiul elastic, se observă în figura 2.5 că efectul unghiului de atac  $\theta$  este foarte mic asupra penetrației conului într-o gamă destul de mare de forțe adimensionale:

$$\delta_{as} = \frac{\delta}{R_c} = 1 - \cos(\phi_s) \quad , \quad (2.19)$$

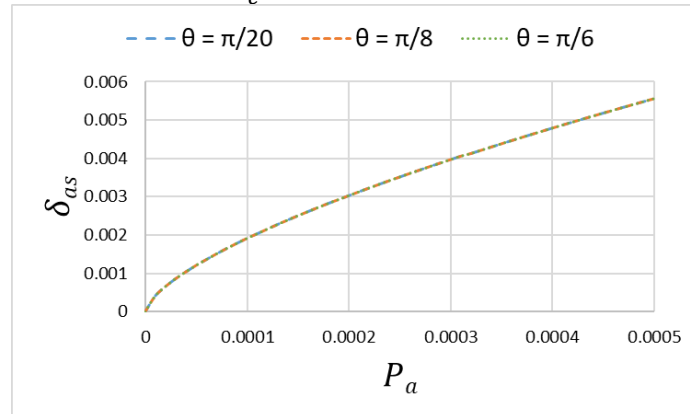


Figura 2. 5. Penetrația conului în zona sferică

În partea de final, se determină grafic penetrația relativă totală (sferă, con)  $\delta_{ac}$  ca funcție de încărcare ( $P_a$ ) și de unghiul de atac al conului ( $\theta$ ).

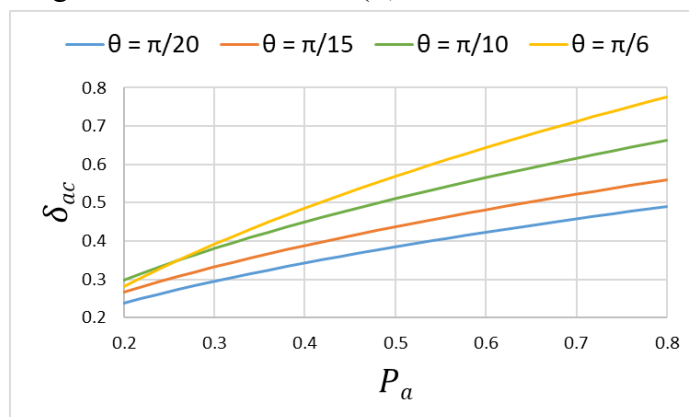


Figura 2. 6. *Penetrația totală a conului*

Pentru cazul distribuției de presiuni, s-au evidențiat, după cum se poate observa și în figura 2.8, efectele încărcării pentru un unghi de atac asupra distribuției presiunii pe suprafața de contact.

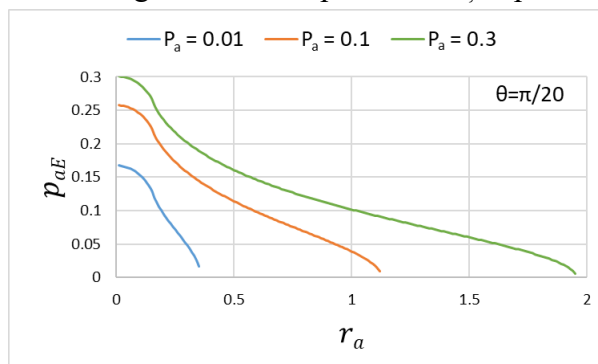


Figura 2. 8. *Distribuția de presiuni pe suprafața de contact funcție de încărcare*

Luându-se în seamă și rigiditatea contactului conului cu semispațiul elastic, pentru analiza rigidității se folosește forma aproximată a penetratorului, iar dacă adimensionalizăm formula rigidității, prin eliminarea unghiului  $\varphi_0$  între forță și penetrație, rezultă rigiditatea adimensională cu  $F_c(\theta, \varphi_0)$  funcția rigidității adimensionale:

$$c_{an} = \frac{dP_a}{d\delta_a} = \frac{1}{\pi R_c E_r} \cdot \frac{dP}{d\delta} = \frac{c_n}{\pi R_c E_r} = F_c(\theta, \varphi_0), \quad (2.37)$$

Prezenându-se în figura 2.9, funcția rigidității normale adimensionale, obținută numeric.



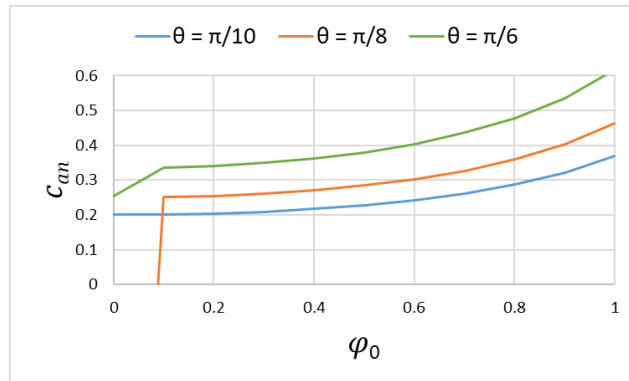


Figura 2. 9. Rigiditatea normală adimensională a stratului cu penetrator conic racordat sferic

Pentru contactul din zona sferică a penetratorului, se aplică teoria lui Hertz, considerand inițial stratul ca semispațiu elastic și se determină deplasările pe suprafața de contact [63], [66] pe direcția  $z$  și pe direcția radială în interiorul cercului de contact, în exteriorul cercului de contact. Se determină și tensiunile pe suprafața de contact (în interiorul cercului de contact și în exteriorul cercului de contact), tensiunile din semispațiu pe direcția  $z$  și tensiunea tangențială principală  $\tau_1$  care are valoarea maximă sub suprafața de contact (interiorul semispațiului).

În vederea generalizării rezultatelor privind deplasările și tensiunile din zona sferică a penetratorului, se adimensionalizează principalele mărimi, iar în figura 2.10 se prezintă deplasările adimensionale din semispațiu pe suprafața de contact.

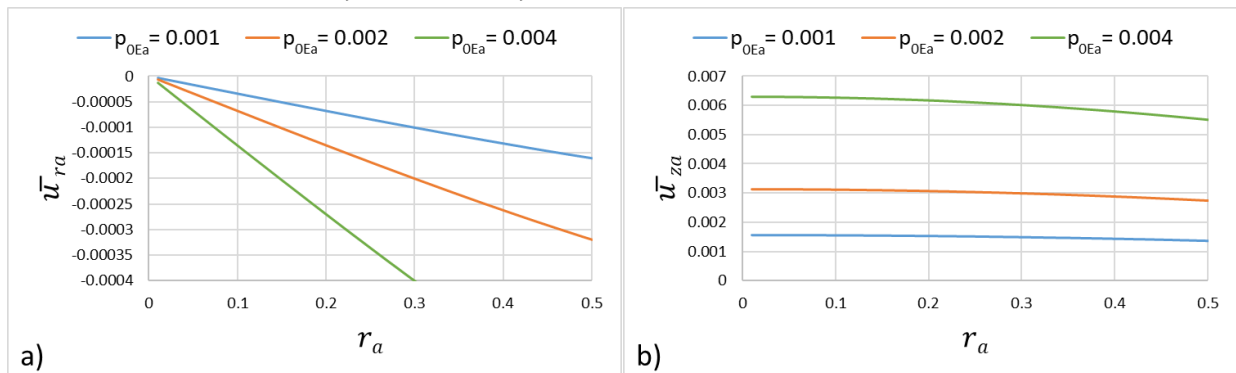


Figura 2. 10. Deplasările radiale pe suprafața sferică a penetratorului (a) și în adâncime (b)

Se definește energia înmagazinată la încărcare ( $W_{ep}$ ) care este aria de sub curba de încărcare, în timp ce energia eliberată la descărcare ( $W_p$ ) se află sub curba de descărcare, lucru este reprezentat și în figura 2.20. Pierderile totale de energie prin histerezis sunt calculate ca fiind  $W_t = W_{ep} + W_{cr} - W_p$ .

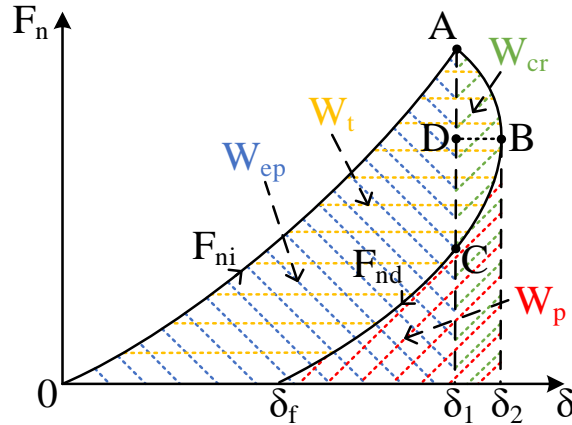


Figura 2.20. Diagrama schematizată a procesului de indentare cu fluaj (creep)

Rezultă lucrul mecanic adimensional la încărcare:

$$W_{epa} = \frac{W_{ep}}{\pi R_c^3 E_r} = \int_0^{\delta_1} P_{ai} d\delta_a, \quad (2.75c)$$

în care  $P_{ai}$  este forța adimensională la încărcare și care depinde de starea de deformație și de zona de contact a penetratorului cu materialul.

În figura 2.21 se ilustrează lucrul mecanic adimensional pentru încărcarea diferitelor materiale, evaluate prin rezistența la curgere specifică.

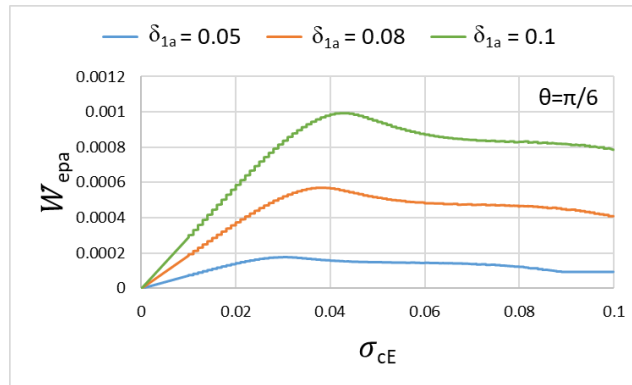


Figura 2. 21. Lucrul mecanic la încărcare pentru diferite materiale

Corelația forță ( $F_n$ ) – deplasare ( $\delta$ ) la descărcare se apreciază cu metoda Sneddon [60], potrivit căreia, pentru penetratorul de forma  $z = B \cdot r^n$  (funcție polinom) ( $B$  și  $n$  sunt constante, iar  $z$ - ordonata,  $r$ - abscisa) și făcându-se adimensionalizările necesare, se prezintă în figura 2.23 dependența forței – deplasare la descărcare pentru penetrare cu vârfuri sferice diferite ( $n$ ).

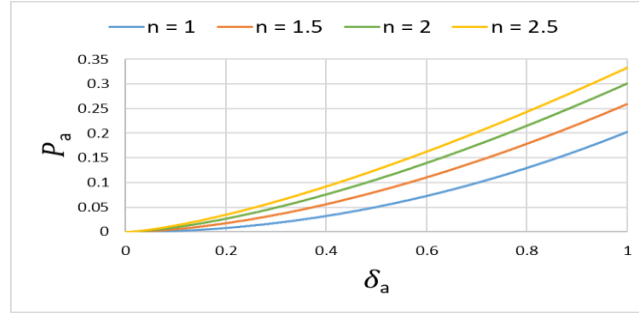


Figura 2.23. Curba teoretică de descărcare a penetratorului cu forme diferite

Se exemplifică în figura 2.25 lucrul mecanic la descărcare pentru diferite penetrații plastice ( $\delta_{fa}$ ) și unghiuri de atac ( $\theta$ ).

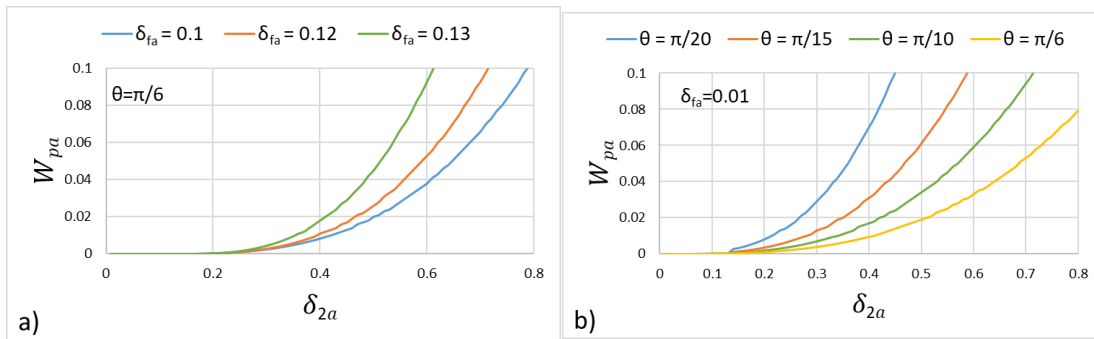


Figura 2.25. Lucrul mecanic teoretic de descărcare pentru diferite penetrații plastice (a) și unghiuri de atac (b)

Prin adimensionalizare, lucrul mecanic în timpul fluajului (creep) are expresia:

$$W_{cra} = \begin{cases} 2\Phi_{sfe} \left\{ (\delta_{2a} - \delta_{fa})^{3/2} (\delta_{2a} - \delta_{1a}) - \frac{2}{5} [(\delta_{2a} - \delta_{fa})^{5/2} (\delta_{1a} - \delta_{fa})^{5/2}] \right\} \\ \text{pentru } 0 \leq \delta_{2a} \leq 1 - \cos\theta \\ \\ 2\Phi_{cone} \left\{ (\delta_{2a} - \delta_{fa})^2 (\delta_{2a} - \delta_{1a}) - \frac{1}{3} [(\delta_{2a} - \delta_{fa})^3 (\delta_{1a} - \delta_{fa})^3] \right\} \\ \text{pentru } \delta_{2a} > 1 - \cos\theta \end{cases} \quad (2.84)$$

În figura 2.27 este prezentată evoluția lucrului mecanic în perioada de fluaj pentru diferite penetrații plastice și unghiuri ale conului.

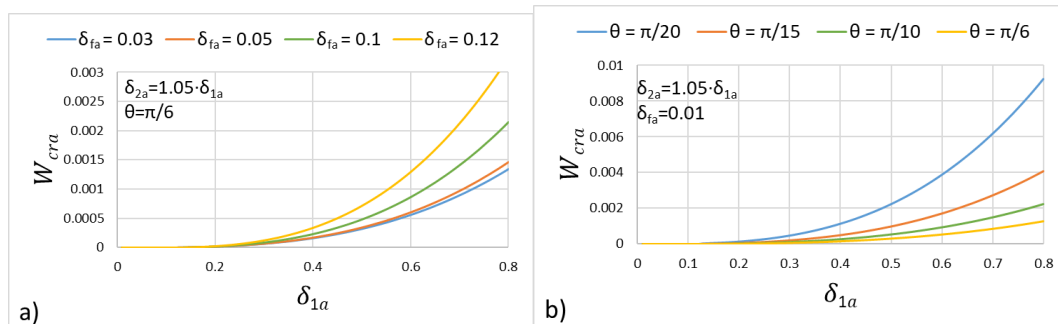


Figura 2.27. Lucrul mecanic de fluaj în funcție de penetrația la forța maximă ( $\delta_{1a}$ ) pentru diferite deformații plastice (a) și unghiuri ale conului (b)

Lucrul mecanic totală o încărcare-descărcare în coordonate adimensionale:

$$W_{ta} = \frac{W_t}{\pi R_c^2 E_r} = W_{epa} + W_{cra} - W_{pa}, \quad (2.85b)$$

Se definesc coeficienții de pierderi totale ( $\beta_h$ ), prin fluaj (creep) ( $\beta_{cr}$ ) și prin deformare plastică ( $\beta_p$ ).

$$\beta_h = \frac{W_{ta}}{W_{epa} + W_{cra}}, \quad \beta_{cr} = \frac{W_{cra}}{W_{epa} + W_{cra}}, \quad \beta_p = \frac{W_{pa}}{W_{epa} + W_{cra}}, \quad (2.86)$$

Diferențele dintre profilul exact al penetratorului și cel aproximat sunt mici pentru unghiuri de atac mici.

Pe baza ecuațiilor curbelor forță - deformație, se determină energia înmagazinată în material în timpul încărcării, energia la fluaj și energia elastică recuperată și se determină coeficienții specifici de histerezis.

În capitolul 3 intitulat “*Fenomenul de deteriorare prin boseală a straturilor de cupruși a lipiturilor de tip SnAgCu*” se propune să aplice un model de deteriorare pe baza evaluării curbei de histerezis, obținute din încercări experimentale de penetrare cu penetrator de tip con cu vârful racordat sferic. Modelul de bază (E-P) analizează durata totală de viață (numărul de cicluri  $N_f$ ) și se completează cu fenomenul de deteriorare pe cicluri de solicitare (aria de portanță și coeficientul de amortizare). Ca și exemplu, se pune accent pe modificarea semnificativă a modulului de elasticitate cu numărul ciclurilor de solicitare lipiturilor Sn-Pb încercate experimental în lucrările [83]–[85].

Utilizându-se modelul partiției energiei (“Energy Partitioning” E-P) determină numărul de cicluri până la deteriorare ( $N_f$ ) care contribuie în stabilirea ecuației deteriorării totale determină prin suprapunerea deteriorării prin deformații plastice ( $D_p$ ) și prin fluaj ( $D_{cr}$ ) după numărul  $N$  cicluri:

$$\frac{D}{D_c} = \frac{D_p + D_{cr}}{D_c} = \left( \frac{N}{N_{fp}} \right)^{\eta_p} + \left( \frac{N}{N_{fcr}} \right)^{\eta_{cr}}, \quad (3.15)$$

unde  $N_{fp}$  este numărul de cicluri pentru deteriorarea numai prin deformații plastice,  $N_{fcr}$  - numărul de cicluri pentru deteriorarea numai prin fluaj,  $\eta_p$  și  $\eta_{cr}$  sunt exponenți empirici determinați experimental. Pentru evaluarea exponentului  $\eta_p$  se fac determinări experimentale la diferite deformații inelastice. Pentru materialele SAC testate, exponentul  $\eta_p \approx 0,47$ . Scăderea tensiunilor cu numărul de cicluri la temperaturi ridicate și viteze de deformație mici, permite determinarea exponentului  $\eta_{cr}$ . Valoarea medie a acestui exponent este  $\eta_{cr} = 0,52$ .

Degradarea ( $D$ ) se determină ca fiind (3.16), iar în figura 3.5 se exemplifică degradarea cu numărul de cicluri de solicitare  $N$ , pentru valori ale numărului de cicluri de deteriorare prin deformații plastice ( $N_{fp}$ ) (a) și diferite cicluri de deteriorare prin fluaj ( $N_{fcr}$ ) (b).

$$\begin{aligned} D &= 0,5 \left( \frac{1}{N_{fp}} \right)^{0,47} \cdot N^{0,47} + 0,5 \left( \frac{1}{N_{fcr}} \right)^{0,52} \cdot N^{0,52} = \\ &= C_1 \cdot N^{0,47} + C_2 \cdot N^{0,52}, \end{aligned} \quad (3.16)$$

unde  $N_{fp}$  și  $N_{fcr}$  depind de încărcare (viteză și amplitudine) și de temperatură. Constantele  $C_1$  și  $C_2$  depind de condițiile de testare.

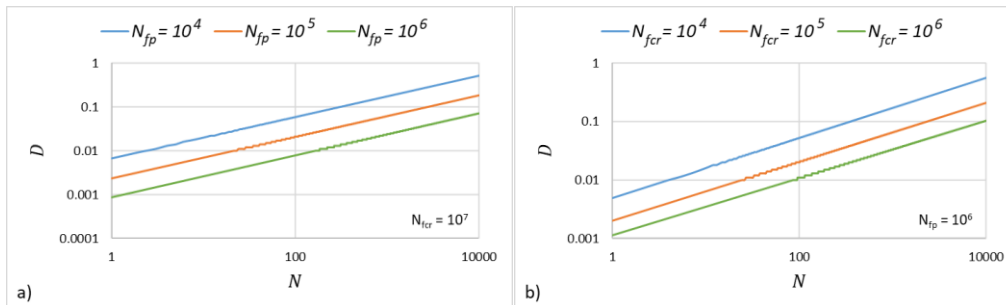


Figura 3. 5. Deteriorarea materialului 95,5Sn-5,9Ag-0,6Cu pentru diferite numere critice de cicluri plastice (a), fluaj (b)

Ecuția constitutivă a aliajelor de lipit a componentelor electronice se modifică cu numărul ciclurilor de solicitare. În orice moment de solicitare, în lipitură apar patru moduri de deformație [88]. De exemplu, pentru o lipitură supusă la tensiuni tangențiale ( $\tau$ ), deformațiile sunt: deformație elastică  $\gamma_e$  (se acceptă legea lui Hooke), independentă de timp, deformație plastică  $\gamma_{pl}$  (se acceptă funcția putere), independentă de timp, deformația de fluaj primar  $\gamma_{pcr}$  (se acceptă modelul exponențial), dependentă de viteza de deformație, deformația de fluaj secundar  $\gamma_{scrc}$ , dependentă de viteza de deformație.

Deformația totală este dată de relația (3.17), iar ecuația constitutivă a materialului lipiturii se obține înlocuind coeficienții ecuației:

$$D = \gamma_e + \gamma_{pl} + \gamma_{pcr} + \gamma_{scrc}. \quad (3.17)$$

Se analizează evoluția ecuației constitutive pentru materialele de tip SAC (95,5Sn-5,9Ag-0,6Cu), dedusă de Zhang 2009 [88].

Modulul de elasticitate longitudinal scade o dată cu creșterea numărului de cicluri de solicitare.

Partiția energiei ( $E - P$ ) în ciclu de încărcare este acceptată ca și proprietate constitutivă a lipiturilor. Pentru deformația elastică în cadrul ecuației constitutive a aliajelor de lipit, se aplică legea lui Hooke, iar pentru deformația plastică, se acceptă modelul exponențial.

În capitolul 4 intitulat "Rezultate experimentale privind comportarea mecanică a lipiturilor SAC și a plăcii suport cu strat de cupru" sunt expuse teste de indentare, teste de fluaj la indentare și teste de zgâriere care ajută la determinarea coeficientului de amortizare histeretică, determinarea energiilor înmagazinate în aliajul de lipit și în strat și caracterizează tipul materialului.

Determinările experimentale din prezenta teză au fost făcute cu ajutorul tribometrului CETR UMT Multi-Specimen Test System, din cadrul Departamentului de Organe de Mașini și Tribologie, din Universitatea "POLITEHNICA" din București. Încercările au fost realizate folosind indenterul Rockwell cu vârf de diamant, având unghiul la vârf de  $120^\circ$  și raza de  $200 \mu\text{m}$  cu un senzor capacitiv prezentat în figura 4.1.

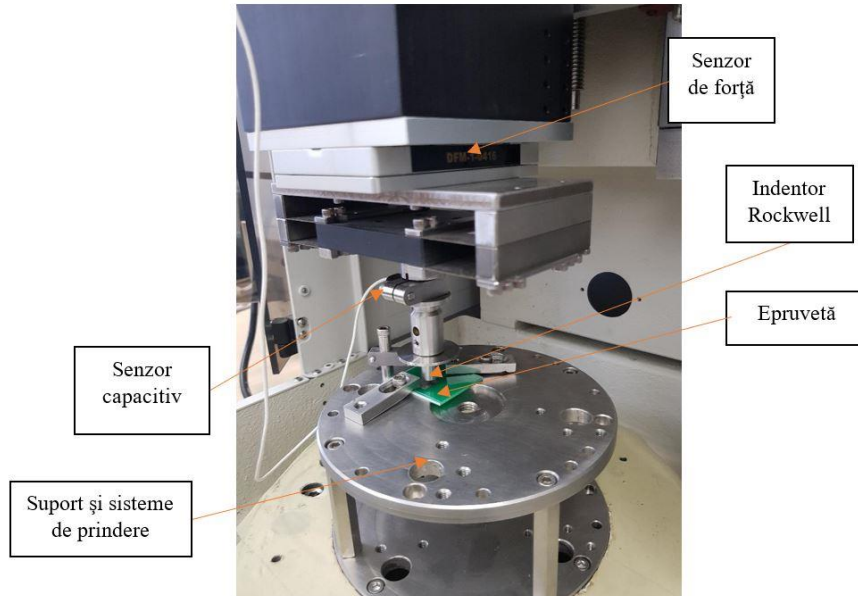


Figura 4. 1. *Echipamentul de testare*

Pentru partea de realizare a epruvetelor trebuie menționat faptul că legătura dintre terminalul componentei electronice și pad-urile structurii de interconectare se face cu ajutorul pastei de lipit SAC 305 (96,5%Sn/3,0%Ag/0,7%Cu). Depunerea pastei de lipit s-a realizat prin intermediul printării manuale cu ajutorul echipamentului LPKF ZelPrint LT300, care este folosit pentru depunerea pastei de lipit a componentelor montate pe suprafață (SMT). Șablonul de oțel inoxidabil folosit are o grosime de 200 μm.

În cadrul analizei comportamentului aliajului de lipit SAC 305 la teste de indentare, s-au folosit trei forțe de încărcare: 3 N, 5 N și respectiv 7 N, iar în figura 4.6 se poate observa reprezentarea grafică a forței de încărcare în funcție de adâncimea de penetrare corespunzătoare forței de încărcare de 3 N. Comportamentul visco-elasto-plastic al materialului a fost analizat pe baza diagramei forță – deformație.

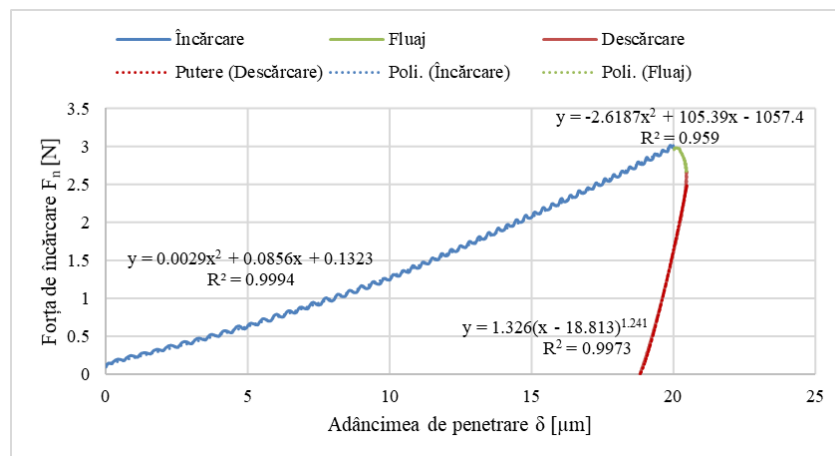


Figura 4. 6. *Reprezentarea grafică a forței de încărcare (F) de 3 N în funcție de adâncime (δ) la indentare*

S-au determinat: deformația la sfârșitul perioadei de încărcare ( $\delta_1$ ), deformația maximă cauzată de fluajul ce apare la începutul perioadei de descărcare ( $\delta_2$ ) și deformațiile plastice ( $\delta_f$ ) și deformațiile elastice ( $\delta_e = \delta_2 - \delta_f$ ) ale aliajului de lipit SAC 305 pentru cele trei forțe de încărcare, sunt prezentate în tabelul 4.1.

Tabel 4. 1. Rezultatele testelor de indentare

Forța de încărcare [N]	H [GPa]	$\delta_1$ [ $\mu\text{m}$ ]	$\delta_2$ [ $\mu\text{m}$ ]	Deformația plastică ( $\delta_f$ ) [ $\mu\text{m}$ ]	Deformația elastică ( $\delta_e$ ) [ $\mu\text{m}$ ]
3	<b>0,1105</b>	<b>19,999</b>	<b>20,472</b>	<b>18,813</b>	<b>1,659</b>
5	0,1287	29,223	29,913	27,776	2,137
7	<b>0,1334</b>	<b>38,478</b>	<b>39,509</b>	<b>36,401</b>	<b>3,108</b>

Curbele de încărcare și de fluaj fiind calculate analitic ca o funcție polinom de gradul 2 de forma  $F_n = x\delta^2 + y\delta + z$ , iar curba de descărcare ca o funcție putere de forma  $F_n = \alpha_c(\delta - \delta_f)^{m_c}$ .

Pentru a determina pierderile totale de energie prin histerezis în procesul de indentare ( $W_t$ ), este necesar să se determine pe baza diagramelor forță – deformație, energia înmagazinată în material în perioada de încărcare, energia înmagazinată în perioada de fluaj și energia cedată în perioada de descărcare. Aceste energii fiind prezentate în tabelul 4.3.

Tabel 4. 3. Pierderile de energie prin histerezis pentru aliajul de lipit SAC305 la testele de indentare

$F_n$ [N]	$W_{ep}$ [N· $\mu\text{m}$ ]	$W_p$ [N· $\mu\text{m}$ ]	$W_{cr}$ [N· $\mu\text{m}$ ]	$W_t$ [N· $\mu\text{m}$ ]	$\beta$
3	<b>27,496</b>	<b>1,840</b>	<b>1,361</b>	<b>27,017</b>	<b>0,936</b>
5	65,395	3,876	3,428	64,947	0,944
7	<b>119,024</b>	<b>7,177</b>	<b>6,690</b>	<b>118,538</b>	<b>0,943</b>

Realizarea unei analize statistice a testelor de indentare (10 teste în aceleași condiții cu o forță de încărcare de 5 N), stabilirea legii de distribuție a rezultatelor testelor cu ajutorul testului Kolmogorov-Smirnov și analiza funcțiilor pentru distribuția Gauss, pentru distribuția exponențială și distribuția Weibull, în programul Mathcad 14, având un prag de semnificație  $\alpha=0,000001$ , cu  $\lambda=2,693$ , conduce la evidențierea faptului că rezultatele sunt în conformitate cu legea de distribuție Gauss și cea Weibull și poate afirma faptul că alte rezultate experimentale se vor încadra în pragurile determinate în acest subcapitol cu o probabilitate de 99,27%.

În urma analizei comportamentului aliajului de lipit SAC 305 la teste de fluaj la indentare, se poate determina comportamentul visco-elasto-plastic al materialului. Testele de fluaj la indentare (creep indentation) fiind alcătuite din trei etape. Prima etapă și ultima etapă sunt identice cu cele de la testele de micro-indentare, diferența dintre cele două tipuri de teste fiind făcută de etapa intermediară dintre acestea, în care indentorul a fost ținut la o forță normală de încărcare constantă de 3 N, 5 N și respectiv 7 N pentru cele trei teste efectuate. Testele au fost realizate la temperatura camerei de 26°C.

În urma experimentelor se înregistrează și se determină penetrația maximă pentru partea de indentare  $\delta_1$  [ $\mu\text{m}$ ], adâncimea maximă de penetrație după perioada de fluaj  $\delta_2$  [ $\mu\text{m}$ ] și deformația plastică  $\delta_f$  [ $\mu\text{m}$ ] și elastică  $\delta_e$  [ $\mu\text{m}$ ] corespunzătoare celor trei forțe de penetrare  $F_n$  aplicate pentru o perioadă de 120 minute.

Tabel 4. 11. Pierderile de energie în urma testelor de fluaj la indentare

Forța normală de încărcare [N]	$W_{ep}$ [N·μm]	$W_p$ [N·μm]	$W_{cr}$ [N·μm]	$W_t$ [N·μm]	$\beta$
3	<b>28,318</b>	2,206	<b>36,3</b>	62,412	<b>0,966</b>
5	<b>65,64</b>	4,988	<b>88,635</b>	149,287	<b>0,968</b>
7	<b>120,686</b>	8,703	<b>148,946</b>	260,929	<b>0,968</b>

Pentru analiza comportamentului aliajului de lipit SAC 305 la teste de zgâriere, s-au realizat două tipuri de teste: la adâncime variabilă 0 → 0,1 mm, 0 → 0,2 mm, 0 → 0,3 mm și la adâncime constantă de 0,1 mm, 0,2 mm și 0,3 mm. Toate testele s-au realizat pe o lungime de 7 mm cu o viteză constantă de 0,2 mm/sec, timp de 35 secunde.

În urma testelor de zgâriere la adâncime variabilă, analizând evoluția coeficientului de frecare, se observă că pentru testul:

- 0 – 0,1 mm coeficientul de frecare relativ este constant pe toată durata testului,
- 0 – 0,2 mm de la adâncimea de aproximativ 0,09 mm coeficientul de frecare începe să scadă (aproximativ de la jumătatea testului),
- 0 0,3 mm tot la adâncimea de 0,09 – 0,1 mm acesta începe să scadă.

Analizând evoluția emisiei acustice (AE), se observă o creștere semnificativă a acesteia în cazul testelor la adâncime mai mare (0 – 0,3 mm și 0,3 mm). Creșterea nivelului emisiei acustice este datorată creșterii forței normale și a celei tangențiale, dar și pătrunderii indentorului în stratul de Cu, respectiv FR4.

Totodată, pentru determinarea tipului de caracter al materialului (ductil/fragil) s-a folosit factorul de abrazivitate care are următoarea formulă [89], [105], [106], [107]:

$$f_{ab} = 1 - \frac{(A_1 + A_2)}{A_v}; \quad (4.9)$$

unde  $(A_1 + A_2)$  reprezintă aria secțiunii transversale a bordurilor create,  $A_v$  reprezintă aria secțiunii transversale a urmei de uzură.

S-au realizat profilogramele urmelor lăsate de indentor în urma testelor și s-a determinat parametrul de abrazivitate pentru toate zgârieturile, de unde se poate observa comportamentul visco-elasto-plastic al materialului, materialul având caracter ductil, rezultând valori ale factorului de abrazivitate mai mici decât 1.

În acest capitol s-au realizat și teste de indentare pe placa suport cu strat de cupru și finisare de suprafață de tip HASL, la forțe de 3 N, 5 N, 7 N. Pentru fiecare test s-a trasat diagrama forță – deformație, s-au stabilit deformațiile, s-au determinat constantele funcțiilor putere și polinomiale de gradul 2 și s-au determinat energiile și coeficientul de amortizare histeretică ale materialului. În urma rezultatelor experimentale, se constatăcă energiile au o creștere exponențială cu încărcarea, numai energia de fluaj are o variație mai scăzută. Coeficientul de amortizare histeretică are o ușoară scădere cu creșterea încărcării.

Funcțiile analitice de aproximare a rezultatelor experimentale se utilizează la calculul energiilor înmagazinate la încărcare, consumată la descărcare, pierderile de energie prin histerezis și energia din perioada de fluaj.

Materialul aliajului de lipit menționat anterior are un comportament ductil și comportament reologic de tip visco-elasto-plastic.



Conform rezultatelor experimentale, aliajul de lipit fără plumb SAC 305 are un coeficient de amortizare histeretică mai mare decât stratul format din cupru și finisarea de suprafață HASL.

În capitolul 5 intitulat “Efectul amortizării histeretice al lipiturilor asupra vibrațiilor cu excitație aleatorie” se propune un model de vibrație cu amortizare histeretică (Figura 5.1) și se analizează după mai multe cazuri pentru determinarea transmisibilității forței, accelerația componente, spectrul de viteză al răspunsului excitației.

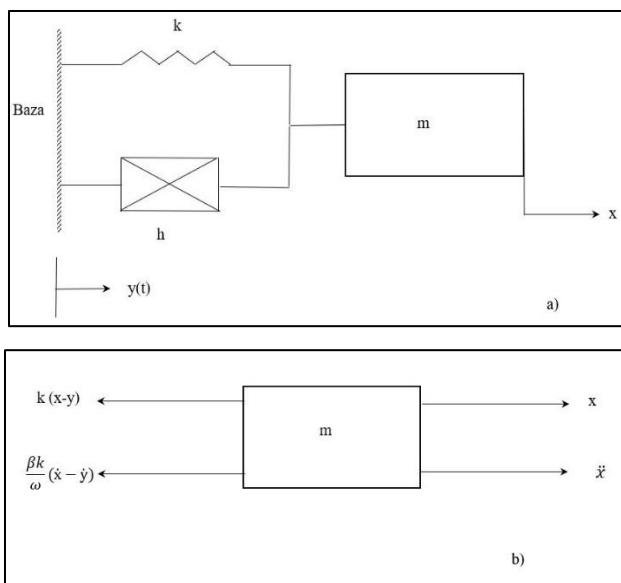


Figura 5. 1. Modelul de mișcare cu amortizare histeretică

În ecuația mișcării unei componente electronice, se analizează următoarele cazuri:

1. placa de bază oscilează după o lege armonică
2. placa oscilează după legea armonică complexă
3. placa oscilează după o lege oarecare deterministă
4. placa are vibrații aleatorii  $y(t)$  cu principalii parametri statistici cunoscuți (media, dispersia, momente centrate de ordin 2 și 4).

Pentru cazul oscilatorului amortizat histeretic cu excitație armonică (Figura 5.3), se definește transmisibilitatea forței ca fiind:

$$T_F = \frac{F_t}{F_y} = \frac{m \omega^2 X}{kY} = r^2 \left[ \frac{1 + \beta^2}{(1 - r^2)^2 + \beta^2} \right]^{1/2} \quad (5.1)$$

unde  $F_t = m\omega^2 X$  este amplitudinea forței transmise de lipitură,  $F_y = kY$  forța elastică maximă a plăcii oscilante,  $\omega$  frecvența,  $r$  frecvența (pulsăția) relativă,  $Y$  amplitudinea plăcii,  $k$  rigiditatea,  $\beta$  coeficientul de amorizare histeretică.

Din graficele transmisibilității forței se observă efectul favorabil al amortizării histeretice, ca proprietate de material, asupra reducerii forței din lipitură.

Pentru cazul plăcii cu oscilații de tip spectru, spectrul de viteză al răspunsului excitației ( $\dot{y}(t)$ ) se definește ca maximul modului funcției ( $\dot{z}(t)$ ) sau în coordonate adimensionale  $|\dot{z}(\tau)|$ . Se constată că acest maxim este:

$$S_{v_a} = |\dot{z}(\tau)|_{max} = \left| \frac{e^{-\left(\frac{\beta}{2r}\right)\tau}}{\sqrt{1 - \beta^2/(4r^2)}} \sqrt{P^2 + Q^2} \right|_{max} ; \quad (5.2)$$

Astfel viteza este:

$$z_{v_a} = \dot{z}_a(\tau) = \frac{\dot{z}(t)}{Y\omega_n} = \frac{e^{-\left(\frac{\beta}{2r}\right)\tau}}{\sqrt{1 - \beta^2/(4r^2)}} \sqrt{P_a^2 + Q_a^2} \sin \left[ \sqrt{1 - \beta^2/(4r^2)} \tau - Q \right] ; \quad (5.3)$$

Din ecuația (5.47) se observă că viteza adimensională este funcție de timpul  $\tau$ , amortizarea histeretică  $\beta$  și pulsația relativă  $r$ .

În figura 5.8 se observă modulul vitezei în timp, pentru diferite amortizări  $\beta$  și pulsații  $r$ .

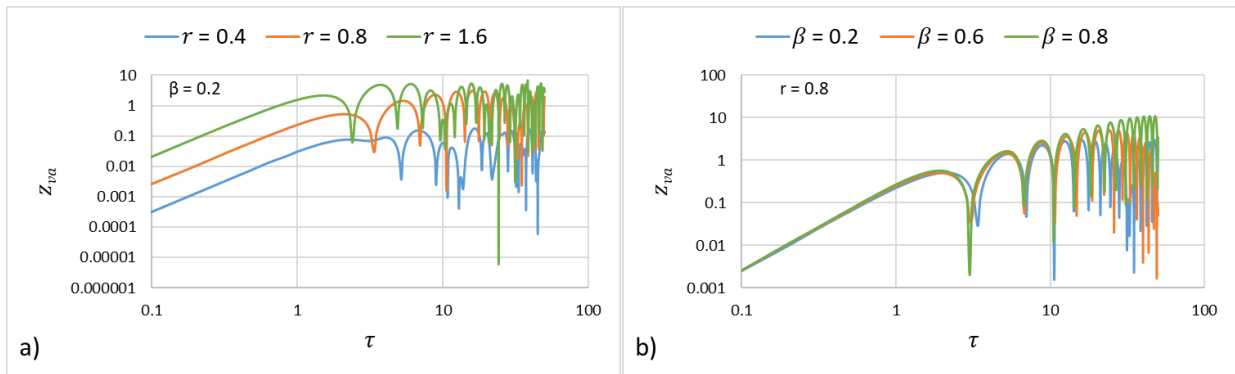


Figura 5. 8. Viteza adimensională pentru diferite pulsații (a) și pentru diferite amortizări (b)

Valoarea maximă a modulului vitezei excitației definește spectrul de viteză.

Pentru estimarea duratei de viață a lipiturilor pentru placa cu excitație aleatorie, se propune o analiză sumară a metodelor tensiune-frecvență cele mai utilizate și recomandarea unei metode pentru lipiturile de tip SAC utilizate pentru diferite componente electronice.

Pentru caracterizarea variabilei aleatorii tensiune ( $s$ ) în funcție de frecvență ( $f$ ) se folosește funcția densității spectrale de putere – PSD – ( $S_{ss}$ ) pentru determinarea momentelor spectrale  $m_i$ :

$$m_i = \int_0^{\infty} f^i S_{ss}(f) df , \quad (5.4)$$

cu  $f = \omega/2\pi$ .

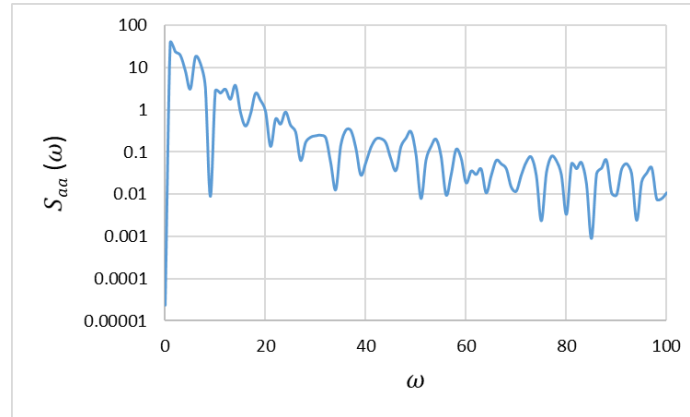
Pentru exemplificarea mărimilor specifice metodelor de analiză în frecvență a unui vector aleator înregistrat în timp, se utilizează spectrul de accelerație a șasiului unei mașini de spălat automate. Experimentele sunt realizate în laboratorul departamentului OMT din UPB.

Funcția densității spectrale de putere ( $S_{aa}(\omega)$ ):

$$S_{aa}(\omega) = \begin{cases} 2PSD_a(\omega) & \text{dacă } \omega > 0 \\ PSD_a(0) & \text{dacă } \omega = 0 \end{cases} , \quad (5.5)$$

unde  $PSD_a(\omega)$  este funcția densității spectrale, definită cu transformata Fourier ( $cf\,ft(a)$ ), funcția în biblioteca programului Mathcad14

În figura 5.11 se observă funcția densității spectrale a accelerației șasiului, funcție specifică determinării ciclurilor de oboseală.



**Figura 5. 11. Funcția densității spectrale a accelerației șasiului**

Pentru cazul mașinii de spălat automate, din analiza valorilor coeficienților skewness și kurtosis se constată că variabila accelerației nu este Gaussiană, dar se încadrează la limită, conform diagramei Benasciutti, în repartiție ce poate fi echivalată prin transformare Winterstein în repartiție Gaussiană. Se acceptă vectorul accelerație iteratia  $a_3$  ca vector aleator Gaussian.

Spectrul de viteză este determinat de valoarea maximă a modului vitezei excitației.

Pe baza modelului teoretic s-a putut determina funcția densității spectrale a accelerației șasiului unei mașini de spălat care este o funcție specifică determinării ciclurilor de oboseală.

S-a constatat în urma graficului transmisibilității forței, că efectul în mod favorabil al amortizării hysteretice asupra reducerii forței din aliajul de lipit ce formează lipitura. Cu cât coeficientul de amortizare ( $\beta$ ) este mai mare, cu atât maximul transmisibilității forței de la placa excitatoare la componentă este mai mic.

Din cazul plăcii cu oscilații de tip spectru se observă că dacă pulsația crește și viteza adimensională este mai mare, iar coeficientul de amortizare ( $\beta$ ) modifică evoluția în timp a vitezei adimensionale, creșterea coeficientului de amortizare ( $\beta$ ) ducând la o amplitudine mai mare a variației acesteia.

În capitolul 6 intitulat “*Exemplu. Concluzii. Contribuții. Perspective*”, la partea de exemplu, se alege cazul tranzistorului TO-5 (NPN BC 337 T5) care se consideră similar unei bare orizontale formate din trei terminale cilindrice (bară încastrată în placă prin lipituri și solicitare în vârf) figura 6.2. Tranzistorul este lipit cu aliaj SAC 305 pe o placă PCB. Pentru reducerea efectului temperaturii lipiturii la montaj, tranzistorul se plasează la o distanță de 6.35 mm într-un tub de plastic.

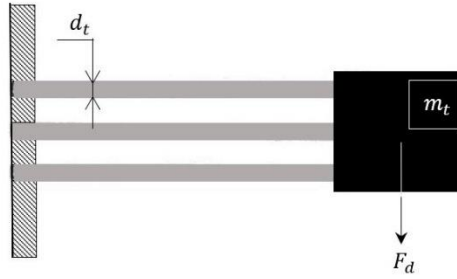


Figura 6. 2. Schema de încărcare mecanică a tranzistorului TO-5

Terminalele tranzistorului sunt lipite de placă, conform schemei din figura 6.3. Fiecare dintre cele trei terminale sunt solicitate static de 1/3 din greutatea tranzistorului.

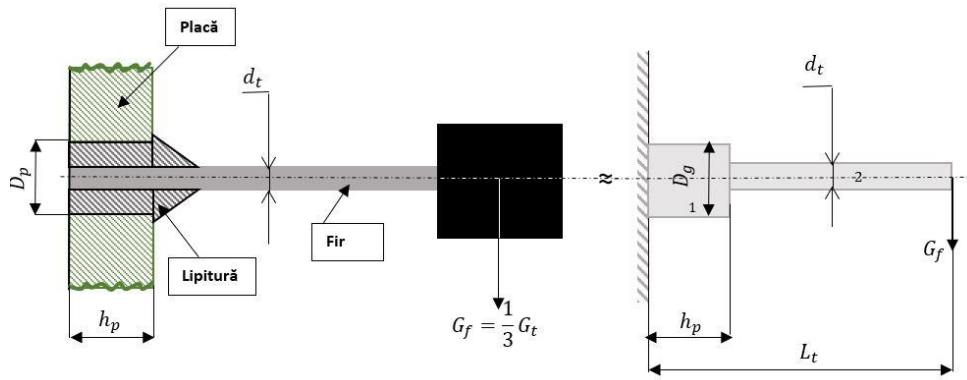


Figura 6. 3. Schema de încărcare mecanică a tranzistorului TO-5

Terminalul de greutate neglijabilă este încastrat prin lipire în placa de grosime  $h_p$  și cu găuri de diametru  $D_p$ . Terminalul este solicitat static de o forță  $G_f = (1/3) \cdot G_t$ , unde  $G_t$  este greutatea tranzistorului. Forța este aplicată în capătul liber la distanța  $L_t$  (lungimea terminalului).

Prin lipire, terminalul devine o bară cu două secțiuni circulare 1 și 2 de diametre  $D_g$  și  $d_t$  și lungimi  $h_p$  respectiv  $(L_t - h_p)$ . În acest caz (bară cu secțiune variabilă încastrată la un capăt și solicitată la încovoiere de către o forță aplicată la capătul liber), deformațiile inclusiv deformația maximă din încastrare ( $\delta_{st}$ ) se determină prin suprapunerea efectelor generate de forța  $G_f$ .

Pentru generalizarea rezultatelor privind comportarea tranzistorului cu terminalele lipite pe placă, se fac adimensionalizări pentru: lungimea relativă a terminalului, grosimea relativă a terminalului, momentul de inerție relativ al terminalului, săgeata adimensională, parametrul geometric adimensional al tranzistorului, iar cu acești parametri adimensionali se determină: săgeata ( $w_A$ ), panta (unghiul) fibrei medii deformate, săgeata determinată de pantă, săgeata  $w_{B2a}$ .

Frecvența proprie a tranzistorului cu terminalele lipite în placă este:

$$f_{ntp} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{g}{\delta_{stt}}} \quad (6.2)$$

unde  $\delta_{stt}$  este deformația statică a ansamblului tranzistor-lipituri.

În figura 6.6 variația frecvenței proprii a tranzistorului cu terminalele lipite în placă, ca funcție de lungimea relativă a terminalelor ( $L_a$ ), pentru diferite valori ale parametrului geometric  $\Phi_t$  figura 6.6.a și diferite lungimi ale terminalelor  $L_t$  figura 6.6.b.

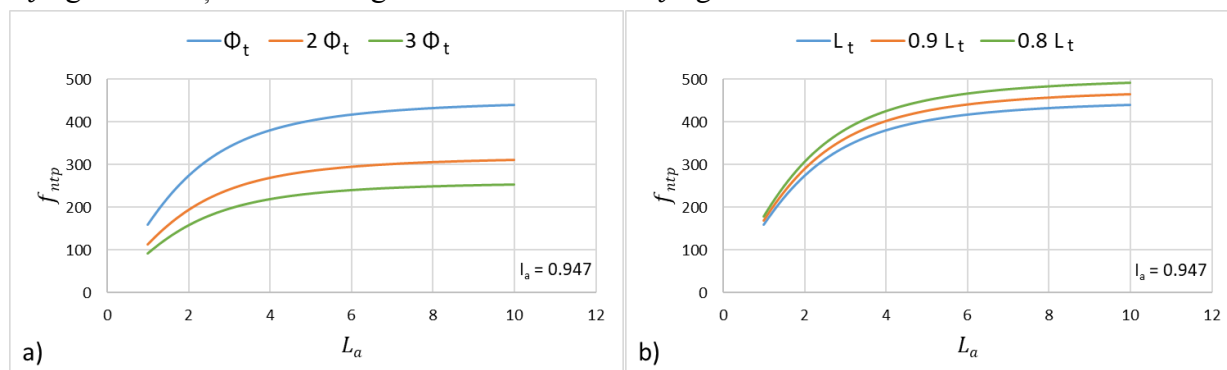


Figura 6. 6. Variația frecvenței proprii a tranzistorului TO-5 cu parametrul geometric  $\Phi_t$ (a) și cu lungimea terminale lor (b)

Pentru datele geometrice și caracteristicile de material ale terminalelor tranzistorului TO-5, frecvența proprie cu terminale lipite și cu luarea în considerație a lipiturii, este  $f_{nTO5} = 382,26 \text{ Hz}$ .

Ținând seama de rigiditatea echivalentă  $k_t$  a tranzistorului lipit pe placă prin găuri și de amortizarea histeretică, sistemul oscilant poate fi considerat cu un grad de libertate (figura 6.8).

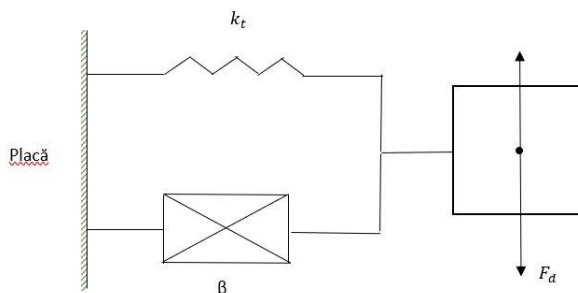


Figura 6. 8. Schema tranzistorului TO-5 ca sistem mecanic oscilant

Pentru exemplul ales, tranzistorul TO-5, se determină transmisibilitatea de la placă pentru următoarele cazuri:

- 1) Placa oscilează armonic
- 2) Placa cu oscilație complexă armonică
- 3) Placa cu oscilație aleatorie

Determinându-se tensiunile de încovoiere ce apar în terminale în zona de încastrare prin lipire în placă ca fiind:

$$s_1 = \pm \frac{M_i}{3W_{if}} = \pm \frac{F_d(L_t - h_p) \cdot 32}{3\pi d_t^3} \quad (6.1)$$

Tensiunile de forfecare ce apar în lipitura de formă tubulară (diametrul exterior  $D_p$ , diametrul interior  $d_t$ , lungimea  $h_p$ ):

$$\tau_{fs} = \frac{F_s}{A_s} = \frac{M_i/d_t}{\pi d_t h_p} = \frac{F_d(L_t - h_p)}{\pi d_t^2 h_p}. \quad (6.2)$$

În figura 6.11 a,b sunt prezentate variațiile tensiunilor de încovoiere din terminale și a tensiunilor de forfecare din lipituri ca funcție de puterea spectrală a accelerației plăcii pentru diferite amortizări histeretice.

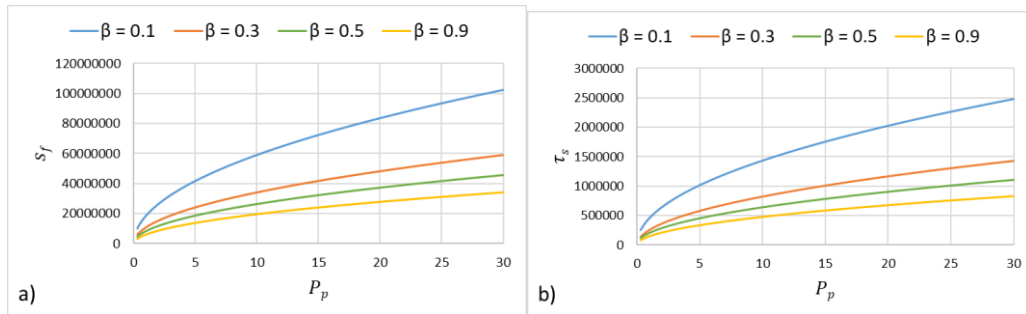


Figura 6. 11. Tensiunile de încovoiere din terminale(a) și de forfecare din lipituri (b) funcție de puterea spectrală a plăcii

Pentru determinarea durabilității terminale lor tranzistorului se utilizează datele privind oboseala materialului Kovar [120].

În figura 6.13 se ilustrează evoluția numărului de cicluri până la ruperea prin oboseală (durabilitatea  $N_c$ ) în funcție de accelerația plăcii ( $A_t$ ) pentru diferite amortizări histeretice ( $\beta$ ).

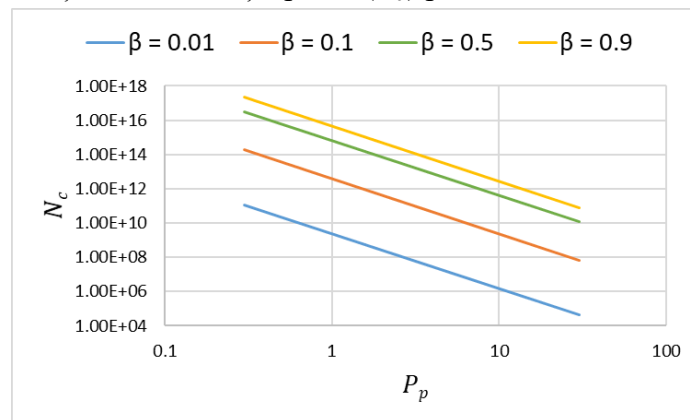


Figura 6. 13. Durabilitatea terminalelor tranzistorului TO-5 în funcție de accelerația plăcii

Pentru lipiturile terminalelor în placă cu aliajul de lipit SAC se acceptă diagrama preluată din încercările lui Ladani 2009 [87] și analizând prin puncte graficul și acceptândo lege exponențială, se permite determinarea exponentului  $b$  și coordonatele unui punct specific, de exemplu un punct 1 ( $N_{c1} = 18$  și  $\tau_1 = 32 \text{ MPa}$ ) și un alt punct 2 cu coordonatele ( $N_{c2} = 3000$  și  $\tau_2 = 24 \text{ MPa}$ ). În acest caz rezultă  $b_{SAC} = 3,8$ .

Numărul ciclurilor de deteriorare a lipiturilor terminalelor tranzistorului TO-5 se determină cu o relație de tipul (6.29):

$$N_{c\tau} = N_{c1} \left( \frac{\tau_1}{\tau} \right)^{b_{SAC}} = 10^3 \left( \frac{32}{\tau} \right)^{3.8} \quad (6.3)$$

Ținând seama de expresia tensiunilor de forfecare din lipitură, rezultă dependența numărului de cicluri ( $N_{c\tau}$ ) de frecvența proprie ( $f_n$ ), de funcția densității spectrale a accelerației plăcii ( $P_b$ ) și de amortizarea histeretică ( $\beta$ ). Durabilitatea lipiturilor tranzistorului TO-5 în figura 6.16 ca funcție de puterea spectrală a accelerației plăcii.

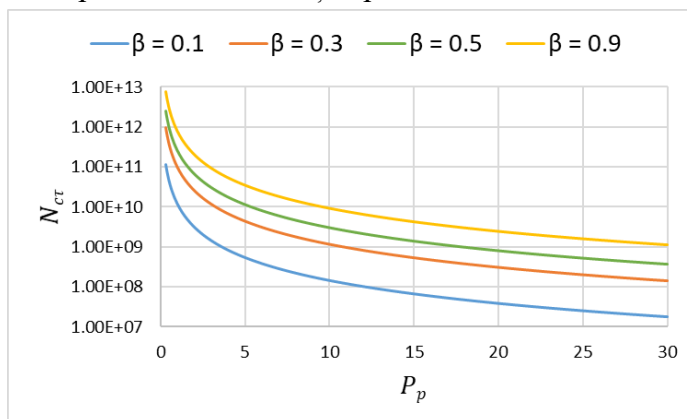


Figura 6. 16. Durabilitatea terminalelor tranzistorului TO-5 în funcție de accelerația plăcii

## Concluzii

În urma adimensionalizărilor din modelul teoretic, s-au obținut săgețile totale și cele din punctele schemei tranzistorului.

Pe măsură ce coeficientul de amortizare ( $\beta$ ) crește, scad atât tensiunile de încovoiere din terminale, cât și cele de forfecare. Totodată, creșterea puterii spectrale duce la creșterea tensiunilor.

Durabilitatea terminalelor tranzistorului crește o dată cu creșterea coeficientului de amortizare histeretică ( $\beta$ ) și scade pe măsură ce crește puterea spectrală a plăcii.

Din analiza exemplului aplicat pentru tranzistorului TO-5, se poate observa faptul că durabilitatea lipiturilor acestuia se mărește cu creșterea coeficientului de amortizare histeretică ( $\beta$ ).

## Concluzii generale

Ponderea defectărilor lipiturilor din aparatura electronică este de circa 70%, iar dintre aceste defectări, aproximativ 20% se datorează fenomenului de oboseală, generat de vibrații.

Reducerea caracteristicilor mecanice cu creșterea temperaturii, rezistența la forfecare la încovoiere, face ca regimul termic să fie principala cauză a reducerii fiabilității lipiturilor și straturilor (55%).

Fenomenele de histerezis mecanice, fluaj și relaxare sunt esențiale pentru studiul oboselii lipiturilor și straturilor din electronică.

Curbele teoretice și experimentale față de penetrația lipiturii și respectiv stratului confirmă comportamentul visco-elasto-plastic cu fluaj cu viteză mare de deformație.

Funcția forță – penetrație pentru stratul de cupru depus pe placă este dependentă de grosimea stratului și de proprietățile de elasticitate ale penetratorului stratului și ale suportului.

Grosimea relativă a stratului față de raza de contact ( $H$ ) definește stratul ca strat subțire când  $H < 1,5$  și strat gros când  $H \geq 1,5$ .

Se propune o soluție numerică iterativă pentru dependența rază de contact – penetrație (figura 2.18).

Pe baza diagramei procesului de indentare cu fluaj se determină coeficienții teoretici de amortizare histeretică, considerând deformația la descărcare ca fiind elastică.

Durata de viață a lipiturilor din aparatura electronică se determină pe baza criteriului mecanic (oboseală prin acumulări de deformații plastice) -

Ecuția constitutivă a materialelor de tip SAC se modifică cu numărul ciclurilor de solicitare.

Măsurarea simultană a forței normale, a vitezei, forței tangențiale și a emisiei acustice, permite corelarea parametrilor specifici (coeficientul de frecare la zgâriere), rigiditatea, viteza de deformație și fluaj la penetrare.

Repetabilitatea rezultatelor a fost verificată cu testul statistic Kolmogorov – Smirnov. Coeficientul de variație este mic (4,5% – 5,4%).

Pentru analiza comportării la vibrații a componentelor electronice lipite pe placă se acceptă modelul mișcării unidimensionale a unei mase solicitată de forțe de inerție și legate la batiu prin material cu comportament elastic și histeretic.

Estimarea duratei de viață a lipiturilor pe placa cu oscilație aleatorie se face prin determinarea funcției densității spectrale (PSD) a accelerației plăcii.

Pe baza funcției de transfer în frecvență a sistemului placă – lipitură – componentă se calculează forțele dinamice din lipitură.

Prin exemplul de analiză a durabilității tranzistorului TO-5 se aplică partea teoretică și unele rezultate experimentale ale prezentei teze privind comportamentul mecanic la oboseală a lipiturilor și terminale lor de legare la placă. Terminale le sunt solicitate la încovoiere de masa tranzistorului și lipiturile la forfecare.

### **Contribuții**

1. Realizarea unui studiu documentar complex pentru un domeniu interdisciplinar mecanică – electronică.
3. Analiza fenomenului de histerezis prin indentarea materialelor lipiturii și stratului de cupru cu acoperire de tip HASL cu un con racordat sferic (soluție pentru indenter exact și pentru indenter aproximativ).
5. Adimensionalizarea mărimilor de interes (forță, tensiuni, deformații) permite generalizarea rezultatelor teoretice pentru orice condiții de experiment privind histerezisul și fluajul prin indentare.
7. Analiza teoretică și experimentală a fluajului instantaneu la finalizarea încărcării (“bulge effect”).
8. Adaptarea modelelor de oboseală de tip Miner la materialele de tip SAC, cu luarea în considerație a pierderilor prin histerezis și a deformațiilor de fluaj.
10. Realizarea epruvetelor de testare și adaptarea metodologiei de experimentare la indentare, fluaj și zgâriere pe standul UMT-CETR din departamentul de Organe de Mașini și Tribologie al Universității Politehnica din București.



11. Analiza statistică a fenomenului de histerezis prin indentare în vederea identificării erorilor (încercări identice) utilizând testul Kolmogorov – Smirnov, dovedind că rezultatele sunt repetabile cu erori relativ mici (6% – 8%).
12. Analiza mișcării vibratorie a unei componente electronice lipite pe o placă excitatoare. Se acceptă modelul de comportament reologic al materialului lipiturii SAC de tip două elemente în paralel (elastic – frecare internă).
13. Determinarea forțelor dinamice din componenta electronică pentru placă cu excitație armonică, periodică complexă și aleatorie.
14. Analiza caracteristicilor vibrației aleatorii a componentei prin deducerea transmisibilității și a funcției densității puterii spectrale (PSD) a accelerației plăcii de bază. Aplicarea pentru vibrațiile șasiului unei mașini de spălat automate.
15. Adaptarea metodelor de identificare și de monitorizare în domeniul frecvenței a ciclurilor aleatorii cu efecte asupra obosealii (8 metode) lipiturilor.
16. Aplicarea principiului de echivalare a unui spectru de vibrație neGaussian într-unul Gaussian pentru vibrațiile măsurate pe șasiul unei mașini de spălat automate.

### Perspectivile lucrării

Teza deschide perspective noi de cercetare în următoarele direcții:

- Aplicarea simultană a fenomenelor de oboseală termică și mecanică cauzată de variația tensiunilor;
- Echivalarea obosealii termice cu constrângeri de dilatație;
- Analiza fenomenului de histerezis cu variație de temperatură;
- Experimentări pe aparate electronice cu componente identice repartizate diferit pe placă și lipite cu materiale de tip SAC.

### Bibliografie

- [1] *Suganuma K.*, Lead-Free Soldering in Electronics: Science, Technology, and Environmental Impact, 0 ed. CRC Press, 2003.
- [2] *Licari J. J. și Swanson D. W.*, Adhesives technology for electronic applications: materials, processes, reliability. Norwich, NY: William Andrew Pub, 2005.
- [24] *Coombs C. F.*, „Printed Circuits Handbook”, vol.6, p. 1633.
- [39] *Subramanya K. P., Pandit J. K., Prasad C. S., și Thyagaraj M. R.*, „Vibration Analysis Study of Spacecraft Electronic Package: A Review”, **vol. 3**, nr. 3, p. 5, 2014.
- [63] *Hills D. A., Nowell D., și Sackfield A.*, Mechanics of elastic contacts. Oxford [England] ; Boston: Butterworth-Heinemann, 1993.
- [66] *Johnson K. L.*, Contact mechanics. Cambridge [Cambridgeshire] ; New York: Cambridge University Press, 1985.
- [83] *Cutiongco E. C., Vaynman S., Fine M. E., și Jeannotte D. A.*, „Isothermal Fatigue of 63Sn-37Pb Solder”, J. Electron. Packag., **vol. 112**, nr. 2, pp. 110–114, iun. 1990.
- [84] *Han J. et al.*, „Experimental study on vibration and sound radiation reduction of the web-mounted noise shielding and vibration damping wheel”, Noise Control Eng. J., **vol. 62**, nr. 3, pp. 110–122, mai 2014.

- [85] *Shi X. Q., Zhou W., Pang H. L. J., și Wang Z. P.*, „Effect of Temperature and Strain Rate on Mechanical Properties of 63Sn/37Pb Solder Alloy”, *J. Electron. Packag.*, **vol. 121**, nr. 3, p. 179, 1999.
- [87] *Ladani L. și Dasgupta A.*, „A meso-scale damage evolution model for cyclic fatigue of viscoplastic materials”, *Int. J. Fatigue*, **vol. 31**, nr. 4, pp. 703–711, apr. 2009.
- [88] *Zhang Q., Dasgupta A., și Haswell P.*, „Partitioned viscoplastic-constitutive properties of the Pb-free Sn3.9Ag0.6Cu solder”, *J. Electron. Mater.*, **vol. 33**, nr. 11, pp. 1338–1349, nov. 2004.
- [89] *Tudor A. și Vlase M.*, *Uzarea Materialelor*, Bren. 2010.
- [105] *Chisuiu G. și Tudor A.*, „Wear characteristics of uhmw polyethylene by scratching method”, *Journal of the Balkan Tribological Association*, Vol. 20, Nr. 1, 2014, p. 14.
- [106] *Petrescu A. M., Paduraru G. I., Tudor A., și Alexandru N.*, „MECHANICAL TESTING OF ELECTRONIC PRINTED CIRCUIT BOARDS AND SOLDERING ALLOYS”, *Tehnol. Inov. - Rev. Construcția Mașini*, nr. 2–3, p. 4, 2015.
- [107] *Petrescu A. M., Stoica N. A., Tudor A., Rădulescu A. V., Stoica M., și Chișuiu G.*, „Micro-scratching tests of a lead-free solder alloy SAC 305 used in electronic industry”, *IOP Conf. Ser. Mater. Sci. Eng.*, **vol. 514**, p. 012015, iun. 2019.
- [120] *Steinberg D. S.*, *Vibration analysis for electronic equipment*, 3rd ed. New York: John Wiley & Sons, 2000.