

UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"
TIMIȘOARA
BIBLIOTECA CENTRALĂ

Nr. Inv. 625.156
Dulap 181 Lit. D

EA "POLITEHNICA" TIMIȘOARA
FACULTATEA DE MECANICĂ
CATEDRA DE MAȘINI TERMICE ȘI TRANSPORTURI

MIHON NICOLAE LIVIU

CERCETĂRI PRIVIND IMPLICAȚIILE SCHIMBULUI
DE CĂLDURĂ ASUPRA FENOMENELOR
TERMOELECTRICE

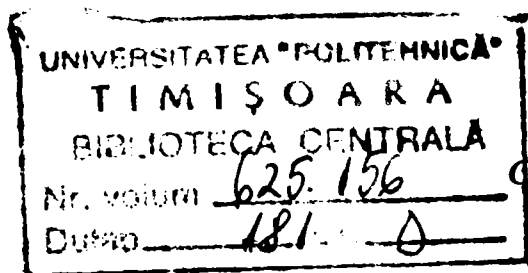
TEZĂ DE DOCTORAT

Conducător științific:

Prof.dr.ing. Liviu Dan NEGRU

Prof.dr.ing. Virgiliu Dan NEGREA

1999



CUVÂNT ÎNAINTE

Problematika tezei de doctorat reprezintă la ora actuală abordarea unui domeniu foarte puțin studiat la noi în țară. Complexitatea factorilor de influență ce intervin în obținerea materialelor de tip semiconductor pentru exploatarea fenomenelor termoelectrice au limitat multă vreme dezvoltarea și aprofundarea acestora. Realizări de vârf ale ultimelor decenii au permis relansarea acestor aplicații, atingându-se performanțe excepționale cu eforturi materiale în continuă scădere.

Prezenta lucrare constituie astfel o încercare de abordare pragmatică a fenomenelor termoelectrice, pentru înțelegerea cât mai amănunțită a acestora și pentru a permite pe viitor deschiderea unor noi orizonturi de cercetare în acest domeniu și la noi în țară.

Interesul lucrării este motivat și de faptul că evaluarea fenomenelor termoelectrice în intimitatea lor este de un deosebit interes în tehnici de vârf, cum sunt cele care privesc domeniul aerospațial sau al microelectronicii, sub aspectul energiei de mică putere sau al răcirii controlate, de maximă siguranță în exploatare, cât și al tehnicilor de măsură și control al temperaturii.

Ajuns la finele acestei, lucrări după multe eforturi și străduințe, gândurile mele de recunoștință se îndreaptă spre întregul colectiv al Catedrei de Termotehnică și Mașini Termice din cadrul "Politehnicii" din Timișoara, care mi-au călăuzit pașii și în mijlocul căruia m-am format ca și specialist, aducându-le mulțumiri și pe această cale.

În mod deosebit port un respect profund pentru cel ce a fost întâiul meu conducător de doctorat, Prof. dr. ing. Liviu Dan NEGRU, cu care de altfel am stabilit această temă de cercetare.

Mulțumirile mele se îndreaptă deasemenea spre Prof. dr. ing. Zeno SCHLETT, a cărui sfaturi, îndrumări și nu în ultimul rând sprijin, m-au stimulat permanent în toată această perioadă.

În mod special însă, cu respect, stimă și aleasă considerație doresc să mulțumesc distinsului Prof. dr. ing. Virgiliu Dan NEGREA, care a avut bunăvoința de a mă accepta și îndruma substanțial pentru realizarea tezei de doctorat.

Doresc să mulțumesc familiei care m-a înțeles și m-a sprijinit permanent pe toată perioada de cercetare și redactare.

Timișoara, iulie 1999

BIBLIOTECA CENTRALĂ
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"
TIMIȘOARA

ing. Nicolae Liviu MIHON

CUPRINS

1. Introducere.....	1
2. Stadiul actual al cercetărilor în domeniul evaluării calitative și cantitative a fenomenelor termoelectrice	8
2.1. Considerații generale.....	8
2.2. Elemente de termodinamică relativ la efectele Seebeck, Peltier și Thomson.....	11
2.3. Legile termoelectricității	18
2.4. Cuantificarea proprietăților termoelectrice absolute prin parametri dimensionali și adimensionali.....	19
3. Cercetări privind posibilitatea de determinare a randamentului de conversie și a cifrei caracteristice de material	23
3.1. Modelul de bază	23
3.2. Răcirea termoelectrică.....	24
3.2.1. Puterea de răcire	24
3.2.2. Cifra caracteristică.....	26
3.2.3. Coeficientul de performanță	28
3.2.4. Dispozitive termoelectrice de răcire multistrat.....	29
3.2.5. Domenii de aplicație pentru răcirea termoelectrică.....	33
3.3. Cuplul termoelectric în regim de generator	35
3.3.1. Domenii de aplicație pentru generarea termoelectrică	38
4. Studii și cercetări privind influența condițiilor de limită, termice și electrice, asupra performanțelor de valorificare a efectelor termoelectrice.....	39
4.1. Considerații generale.....	39

TEZĂ DE DOCTORAT

4.2. Rezistența de contact.....	40
4.3. Rezistența termică dintre unitatea de răcire și sursele de căldură.....	44
4.4. Curenți instabili.....	49
4.4.1. Efectul pulsațiilor de curent.....	49
4.4.2. Regim instabil.....	50
5. Modelarea matematică a comportării individuale și modulate a termocuplelor la diferite regimuri de transfer termic	52
5.1. Model ideal de cuantificare al fenomenelor proprii termogenerării	52
5.1.1. Considerații generale.....	52
5.1.2. Influența distribuției de temperaturi și a transferului de energie către generator	53
5.1.3. Evaluarea randamentului conversiei termogeneratorului.....	56
5.1.3.1. Criterii de optimizare ale randamentului de conversie	57
5.1.3.2. Criterii de optimizare ale puterii de conversie.....	59
5.1.3.3. Criterii de optimizare ale puterii de conversie pe unitatea de suprafață.....	60
5.1.3.4. Criterii de optimizare ale puterii de conversie pentru module termoelectrice	60
5.2. Model real de cuantificare al fenomenelor proprii termogenerării	62
5.2.1. Considerații generale.....	62
5.2.2. Criterii de optimizare ale randamentului de conversie ținând cont de rezistența de contact.....	64
5.2.3 Criterii de optimizare ale puterii de conversie ținând cont de rezistența de contact	65
5.2.4 Criterii de optimizare ale puterii de conversie pe unitatea de suprafață ținând cont de rezistența de contact	65
5.2.5 Criterii de optimizare ale puterii de conversie pentru module termoelectrice ținând cont de rezistența de contact.....	66
5.3. Model de cuantificare al fenomenelor proprii răcirii termoelectrice	67
5.3.1. Considerații generale.....	67
5.3.2. Parametri și caracteristici proprii răcirii termoelectrice	68
5.3.3. Model de evaluare al corelației dintre schimbul de căldură și factorii geometrici asupra răcirii termoelectrice.....	69

5.4. Model analitic pentru conversia termoelectrică la potențiale termice reduse	75
5.4.1. Considerații generale.....	75
5.4.2. Surse de căldură de potențial redus	76
5.4.3. Model de analiză fundamentală al conversiei termoelectrice a surselor de căldură de potențial redus	77
5.5. Model analitic de utilizare al modulelor Peltier pentru generarea termoelectrică.....	81
5.5.1. Considerații generale.....	81
5.5.2. Model ideal de calcul al puterii de generare termoelectrică la utilizarea elementelor Peltier.....	81
5.5.3. Model real de calcul al puterii de generare termoelectrică la utilizarea elementelor Peltier.....	82
5.5.4. Evaluarea randamentului de conversie al elementelor Peltier utilizate la generarea termoelectrică.....	84
6. Instalații experimentale și metodici de cercetare pentru determinarea performanțelor termice și de material ale elementelor termoelectrice.....	89
6.1. Instalație experimentală proprie pentru studiul generării termoelectrice.....	89
6.2. Instalație experimentală proprie pentru studiul răcirii termoelectrice	98
6.3. Metodici de investigare	100
7. Rezultate experimentale privind performanțele termice și electrice ale modulelor termoelectrice individuale și multiple	103
7.1. Performanțe ale modulelor termoelectrice în regim de generare	103
7.2. Performanțe ale modulelor termoelectrice în regim de răcire.....	108
8. Interpretarea datelor de calcul în juxtapunere cu datele experimentale relativ la influența proceselor de transfer termic asupra efectelor termoelectrice.....	117
9. Modelarea funcționării modulelor termoelectrice echipate cu schimbătoare de căldură	127
9.1. Modelul termic al modulului termoelectric.....	127
9.2. Notații utilizate.....	129

TEZĂ DE DOCTORAT

9.3. Caracteristicile modulului termoelectric	131
9.4. Caracteristicile schimbătoarelor de căldură	132
9.4.1. Rezistența termică datorită convecției.....	132
9.4.2. Rezistența termică datorită conducției.....	133
9.5. Modelarea matematică a modelului propus	133
9.5.1. Puterea termică extrasă pe partea de răcire a modulului	133
9.5.2. Puterea termică degajată pe partea de încălzire a modulului	133
9.5.3. Calculul temperaturii plăcii ceramice răcite în contact cu baza schimbătorului de căldură.....	134
9.5.4. Calculul temperaturii plăcii ceramice încălzite în contact cu baza schimbătorului de căldură.....	134
9.5.5. Calculul temperaturii bazei schimbătorului de căldură la interfața cu fluidul răcit	134
9.5.6. Calculul temperaturii bazei schimbătorului de căldură la interfața cu fluidul încălzit.....	134
9.6. Mărimi de intrare.....	134
9.6.1. Caracteristicile elementelor termoelectrice	134
9.6.2. Caracteristicile modulului termoelectric	135
9.6.3. Caracteristicile schimbului de căldură.....	135
9.6.4. Condițiile de funcționare	135
9.7. Rezolvarea matematică	135
9.8. Exemple	136
9.9. Interpretarea rezultatelor	137
10. Concluzii și contribuții personale.....	143
10.1. Concluzii generale.....	143
10.2. Contribuții personale.....	147
Bibliografie.....	149

1. Introducere

Imaginile absolut incredibile ale inelului lui Saturn transmise spre Pământ de misiunile Voyager 1 și 2 au captat atenția oamenilor de pe întreg mapamondul. Dar, nu mai puțin incredibilă a fost și sursa de energie electrică care a permis transmiterea informațiilor prin spațiu după mai bine de 10 ani de zbor continuu și după parcurgerea a mai bine de 1,5 miliarde de kilometri.

Sursa de energie nu este bazată pe celule solare după cum s-ar crede la prima vedere. Distanța navelor față de Soare ar face imposibilă captarea unei energii solare suficiente pentru a face capabilă funcționarea emițătoarelor. Sursa de energie de la bordul misiunilor este asigurată cu un generator termoelectric cu radioizotopi, care utilizează efectul Seebeck de conversie a căldurii unei surse nucleare direct în energie electrică.

Efectul Seebeck și efectul invers, Peltier, sunt determinante pentru fenomenele de generare sau răcire termoelectrică.

În anul 1823 Seebeck prezenta rezultatele unor experimente în care acul unei busole era deviat dacă era amplasat în apropierea unei bucle închise, formată din două materiale conductoare diferite, atunci când una dintre joncțiuni era încălzită. Seebeck a acordat acest fenomen unei deviații datorate câmpului magnetic, mergând chiar până acolo încât să atribuie diferența de temperatură dintre poli și ecuator magnetismului terestru. Investigațiile sale s-au extins ulterior la un număr foarte mare de cupluri de materiale, inclusiv asupra celor pe care noi le numim astăzi semiconductoare, pe care le-a ordonat după valoarea produsului $\alpha \cdot \sigma$, unde α este coeficientul Seebeck și σ conductivitatea electrică. Coeficientul Seebeck este exprimat în volt / grad, sau mai precis în microvolți / grad, μVK^{-1} . Ordonarea efectuată la acea vreme, foarte apropiată de cea din zilele noastre, a condus, prin luarea în considerare a primului și ultimului material din seria respectivă, la

conversia termoelectrică directă, în 1821, cu un randament de aproximativ 3%, comparabil cu randamentul celei mai performante mașini cu abur existente atunci. Cu multă clarviziune după aceea, Seebeck a reușit să atribuie fenomenele studiate unui curent electric apărut în circuit, descoperind practic așa numitul mai târziu, efect termoelectric.

După 12 ani, un efect complementar a fost descoperit de Peltier, care a observat modificări de temperatură la cele două joncțiuni ale unei bucle din materiale conductoare diferite, când circuitul era parcurs de un curent electric. În aceste experimente Peltier a utilizat efectul Seebeck ca și sursă de curenți slabi, compromițând interpretarea corectă a fenomenului aflat sub observație. Natura efectului Peltier a fost explicată de Lenz în 1838, care a stabilit că în funcție de direcția curentului electric prin circuit, există o degajare sau o absorbție de căldură la nivelul unei joncțiuni formată din două materiale diferite. Experimentul s-a efectuat cu ajutorul unei joncțiuni cu bismut în care s-a înghețat apă și ulterior s-a topit gheața formată prin inversarea sensului curentului.

Lipsa de interes și progresul foarte lent înregistrat în domeniul aplicațiilor termoelectricității care au urmat descoperirii acestor fenomene sunt de neînțeles dacă privim numai la numeroasele descoperiri datate în aceeași perioadă. Astfel trebuie amintite realizările din domeniul electromagnetismului, obținute de Oersted, urmate de investigațiile și cercetările lui Ampère și Laplace și culminând cu formulările legilor electromagnetismului lui Faraday.

Termoelectricitatea a cunoscut o oarecare revigorare începând cu anul 1850 prin dezvoltarea termodinamicii și a tuturor formelor de conversie a energiei. În anul 1851, W. Thomson (Lord Kelvin) a stabilit o relație de legătură între coeficienții Seebeck și Peltier, anticipând existența unui al treilea efect termoelectric, efectul Thomson, pe care l-a și studiat de asemenea experimental. Acest efect se referă la faptul că un singur conductor omogen, în prezența unui gradient de temperatură, își mărește sau micșorează acest gradient de temperatură atunci când el este parcurs de un curent electric.

Posibilitatea utilizării fenomenelor termoelectrice pentru generarea de electricitate a fost luată în considerare de abia în anul 1885 de către Rayleigh care a calculat pentru prima dată, de altfel incorect, randamentul unui generator termoelectric. Între 1909 și 1911, Altenkirch a oferit o teorie satisfăcătoare pentru generare și refrigerarea termoelectrică, arătând totodată că materialele termoelectrice bune sunt numai cele care posedă coeficienți Seebeck ridicați și conductivitate termică, λ , redusă, pentru menținerea căldurii în joncțiuni și conductivitate electrică, σ , minimă, pentru micșorarea căldurii Joule. Aceste mărimi au fost înglobate în așa numita cifră caracteristică Z , unde $Z = \alpha^2 \sigma / \lambda$, cu Z având ca unitate de

măsură $1/K$. Pentru o valoare dată a temperaturii absolute T , datorită variației lui Z în funcție de T , s-a ales o cifră caracteristică invariantă, și anume, $Z \cdot T$.

În ciuda faptului că au fost cunoscute foarte bine proprietățile semiconductorilor, favorabile aplicațiilor termoelectrice, atenția și cercetările au fost focalizate înspre metale și aliajele acestora. În aceste materiale raportul conductivitate termică-conductivitate electrică este constant (legea Wiedmann-Franz-Lorenz) și nu poate fi redusă una fără creșterea celeilalte. Dintre metalele cu coeficienți Seebeck ridicați, majoritatea au valori de ordinul a $10 \mu\text{VK}^{-1}$ sau mai puțin, ceea ce face ca la un randament al generării inferior lui 1%, acestea să fie absolut impropriei unei exploatare ca și surse de energie. Din considerente similare s-a ajuns la concluzia că metalele sunt o propunere dezavantajoasă și pentru răcirea termoelectrică.

Renașterea interesului pentru termoelectricitate s-a produs odată cu apariția la finele anului 1930 a semiconductorilor sintetici ce posedau coeficienți Seebeck mai mari de $100 \mu\text{VK}^{-1}$, precum și cu construirea de către Telkes a unui generator termoelectric cu un randament de aproximativ 5%. În 1949 Ioffe [51, 52] a dezvoltat teoria termoelementelor semiconductoare, iar Goldsmid [45] și Douglas au demonstrat în 1954 că răcirea normală de la temperatura ambiantă, sub 0°C , este posibilă. Din nefericire, în semiconductori raportul dintre conductivitatea termică și electrică este mai mare decât la metalele ce au o conductivitate electrică mică. Cercetările asupra unor semiconductori compoziți, în 1950, în scopul dezvoltării unor aplicații cu tranzistori au condus la obținerea unor materiale cu calități termoelectrice mult îmbunătățite, iar în 1956 Ioffe și colaboratorii săi au demonstrat că micșorarea raportului poate fi realizată dacă materialul termoelectric este aliat cu elemente izomorfe sau compozite. Impulsionați de posibilele aplicații militare, specialiștii au examinat un imens număr de materiale, rezultatele cercetărilor conducând la descoperirea la RCA Laboratories din SUA a unor materiale cu $Z \cdot T$ apropiat de 1,5.

Un sistem termoelectric “modern” are în componența sa un număr de termocuple prismatice, din materiale semiconductoare, cu dopaje p și n, poziționate alternativ și care sunt conectate electric în serie cu ajutorul unor benzi metalice conductoare și prinse între două straturi de ceramică, bune conducătoare de căldură, sub forma unui modul. Presupunând un gradient de temperatură la nivelul celor două suprafețe ale modulului, acesta va funcționa ca și generator către o sarcină exterioară. Prin reversibilitate, dacă prin modul va circula un curent electric, pe una din fețe căldura va fi absorbită iar pe cealaltă va fi disipată, acesta funcționând ca răcitor.

Într-un generator termoelectric randamentul conversiei căldurii în energie electrică depinde de diferența de temperatură ΔT la care dispozitivul funcționează, de temperatura medie de funcționare T și de performanțele materialului termoelectric prin cifra sa caracteristică. Cifra caracteristică influențează de asemenea și temperatura maximă inferioară și maximul coeficientului de performanță pentru răcitorul termoelectric. În consecință, materialele ce posedă valori mari ale cifrei caracteristice Z pe o gamă largă de temperaturi de funcționare pot fi folosite atât pentru generare de energie cât și pentru răcire termoelectrică.

În mod convențional materialele termoelectrice au fost împărțite în trei categorii, în funcție de intervalul de temperaturi de utilizare. Astfel, telurura de bismut și aliajele sale au cele mai mari cifre caracteristice și sunt utilizate pe scară largă pentru răcire, în condițiile unei temperaturi maxime de funcționare de aproximativ 450 K. Aliajele pe bază de telurură de plumb au următorul nivel al cifrei caracteristice, iar aliajele pe bază de siliciu-germaniu au nivelul cel mai scăzut al acesteia. Telurura de plumb și siliciura de germaniu sunt utilizate cu preponderență în termogenerare de energie și funcționează până la temperaturi de 1000 K, respectiv 1300 K.

La începutul anilor 60 apare necesitatea unor surse de energie autonome pentru explorarea spațiului cosmic, progrese în medicină sau exploatarea unor resurse naturale ale Pământului în locuri periculoase sau greu accesibile. Generatoarele termoelectrice au fost soluția ideală datorită fiabilității, lipsei pieselor în mișcare (uzură mecanică zero) și silențiozității în funcționare, în ciuda costului lor relativ ridicat și a unui randament scăzut (tipic, sub 7%). Avantajele au pornit și de la simplitatea și robustețea generatoarelor termoelectrice în comparație cu sistemele de conversie termomecanice.

Generatoarele termoelectrice sunt alimentate cu precădere cu combustibili fosili acolo unde este posibilă o alimentare periodică și unde oxigenul este prezent. Combustibilii hidrocarbonați au o densitate de energie cam de 50 ori mai mare decât a unei baterii chimice și astfel, presupunând un randament al conversiei mai bun de 2%, un sistem alimentat cu hidrocarburi implică o sursă mai ușoară și mai compactă decât o baterie electrică long-life. Acolo unde o alimentare cel puțin anuală nu este posibilă sau unde oxigenul nu este disponibil, se impune utilizarea unei surse de căldură cu izotopi radioactivi. Asemenea surse poartă denumirea de RTGs (Radioisotope Thermoelectric Generators), funcționează nesupravegheate perioade foarte mari de timp, exemplul cel mai concludent fiind sondele Voyager lansate în 1977, deci acum 22 ani.

Criza petrolului din 1974 a avut ca urmare și o creștere a interesului pentru o

producție pe scară largă a energiei prin conversie termoelectrică. Pornindu-se de la surse de căldură ieftine, s-a ajuns la concluzia că este necesară obținerea unor materiale semiconductoare pentru termoelectricitate ieftine dar cu o cifră caracteristică mult îmbunătățită. Oricum, luând în considerare deprecierea stratului de ozon, pusă în evidență spre sfârșitul anilor 80 și creșterea interesului general pentru protecția mediului prin surse de energie cât mai “verzi”, au stimulat din nou cercetarea pentru generarea termoelectrică pe scară largă, utilizând energiile recuperabile.

Răcirea termoelectrică a găsit aplicabilitate la nivelul frigiderelor casnice pentru alimente, condiționarea aerului precum și în alte domenii unde posibilitatea de a varia simplu capacitatea de răcire a dispozitivelor termoelectrice pentru a atinge valoarea dorită au reprezentat un factor de bază. Folosirea răcirii termoelectrice pentru cazul unor puteri de răcire mari este sigur în dezavantaj față de răcirea clasică cu freon; în schimb, modularizarea și fiabilitatea reprezintă avantajele certe ale acestei soluții. Alte avantaje ale sistemelor termoelectrice le constituie miniaturizarea deosebită la care se poate ajunge, precum și întrebuințarea acestora ca sisteme de detecție, senzori sau surse de energie de dimensiuni reduse.

În ultimii ani, cu sistemele de răcire termoelectrică multietajate, cu până la șase nivele, s-a reușit atingerea unor temperaturi de sub 170 K prin utilizarea unor dispozitive comerciale. Răcirea sub pragul temperaturii de 150 K a fost limitată de imposibilitatea de a avea la dispoziție materiale cu valori rezonabile ale cifrei caracteristice cu excepția antimonidei de bismut de tip n.

Succesul comercial al exploatarei dispozitivelor termoelectrice depinde la ora actuală, într-o mare măsură, de creșterea cifrei lor caracteristice. Rezolvarea acestei probleme implică de fapt o abordare cât mai corectă și găsirea unui model teoretic cât mai adecvat. Pe această direcție, suportul cel mai substanțial vine din partea teoriei din fizica solidului. La această dată există numeroase modele, în concordanță cu noile materiale utilizate, care oferă informații aproape fidele despre comportamentul dispozitivelor atât pe partea de generare cât și de răcire. Modelele dezvoltate s-au diferențiat pentru cele trei grupe de materiale. În ultimii ani s-a reconsiderat atingerea unor valori superioare pentru cifra caracteristică a materialelor termoelectrice, dar obținerea acestora nu depinde numai de realizarea tehnică și tehnologică a lor.

Pentru sistemele de termogenerare eforturile s-au concentrat înspre îmbunătățirea cifrei caracteristice a materialelor și pentru creșterea temperaturii medii de funcționare a dispozitivului. Materialele cele mai performante sunt bazate pe calcogenidele lantanice și

compuși ai borului cu carbonul. De asemenea se continuă cercetările și pentru compușii siliciului cu germaniul. Eforturile majore la aceste materiale, inițial concentrate în scopul reducerii conductivității termice a rețelei prin inducerea unei dezordini în structura aliajului, sunt acum orientate spre îmbunătățirea factorului de putere [39].

Viitorul cercetărilor în domeniu și dezvoltarea acestora sunt asigurate prin misiunile spațiale de perspectivă ale SUA și Rusia. Japonia, care a manifestat un interes și o implicare majoră în extinderea întregii game de aplicații termoelectrice, prezintă de asemenea un viitor în acest domeniu al fenomenelor de conversie a energiei.

Inventarierea informațiilor relativ la istoricul și evoluția evaluării fenomenologice precum și a aplicațiilor complexului efect termoelectric demonstrează că până în prezent cercetările s-au orientat cu prioritate spre proprietățile de material.

Pornind de la această observație, lucrarea pe care am realizat-o se constituie ca o contribuție modestă în domeniul stabilirii în intimitatea lor a legăturilor dintre proprietățile de material și modul cum acestea sunt controlate de fenomenele specifice transferului de căldură.

Structurată în 10 capitole, lucrarea debutează cu o introducere ce tratează un scurt istoric, evoluția și progresele înregistrate în domeniu și totodată unele aspecte teoretice și practice ale fenomenelor termoelectrice.

Capitolul doi este dedicat stadiului actual al cercetărilor în domeniul evaluărilor calitative și cantitative ale fenomenelor termoelectrice, cu stabilirea concretă a expresiilor de definiție ale fenomenelor Seebeck, Peltier și Thomson și a relațiilor și legilor de interdependență dintre aceste efecte.

În capitolul trei se stabilesc parametri de comparație a calităților substanțelor utilizate și criteriile de performanță atât pentru funcționarea în regim de generare cât și în regim de răcire, pentru o termocuplă formată din materiale termoelectrice. Se definesc noțiunile de “coeficient de performanță” pentru răcirea termoelectrică și “randament al conversiei” pentru generarea termoelectrică. Se stabilesc relațiile și factorii de influență în cazul sistemelor multistrat. Subcapitolele corespunzătoare efectului Seebeck și respectiv Peltier se încheie fiecare cu exemple de aplicabilitate ale acestora.

Capitolul patru cuprinde factorii de influență cei mai importanți pentru funcționarea termocuplei, luându-se în considerare rezistența de contact între materialele termoelectrice și straturile de legătură electrice, rezistențele termice între sursele de căldură și joncțiuni și implicațiile neuniformităților curentului de alimentare pentru menținerea caracteristicilor de funcționare ale cuplului termoelectric.

Capitolul cinci stabilește ipotezele simplificatoare și condițiile de modelare a fenomenelor de transfer termic specifice regimurilor de generare și răcire termoelectrică ce au loc la nivelul unei termocuple individuale cu extrapolare apoi pentru sisteme multiple sau modulate. Pentru ambele condiții de funcționare s-au luat în considerare și elemente de optimizare a randamentelor și puterilor maxime pe care sistemele termoelectrice le pot atinge în funcționare. Expresiile randamentelor și puterilor de răcire respectiv conversie sunt exprimate funcție de invarianți, pentru a stabili modele perfect valabile pentru orice gamă de materiale sau configurații utilizate. Modelarea cuprinde de asemenea și subcapitole dedicate factorilor de influență cei mai importanți ce modifică transferul termic și implicit parametri nominali de funcționare.

În capitolul șase se descriu instalațiile și standurile ce au permis cercetarea și experimentarea funcționării unor ansambluri de termocuple montate în regim de generare și a unor module termoelectrice utilizate pentru răcire. Se explică metoda de experimentare, și se oferă informații privitoare la instrumentele de măsură și condițiile de măsurare.

Capitolul șapte conține datele experimentale privitoare la performanțele termice ale modulelor individuale și multiple utilizate. Acestea cuprind regimurile de generare termoelectrică și regimurile de răcire a unui modul individual precum și a unei "matrici" de 3·2 module termoelectrice montate termic în paralel.

Interpretarea critică a datelor obținute comparativ cu rezultatele modelării propuse fac obiectul capitolului opt, unde se evidențiază influența schimbului de căldură asupra performanțelor sistemelor termoelectrice.

Capitolul nouă conține un program de calcul menit să modeleze comportarea unui modul termoelectric în regim de răcire și care să servească la alegerea domeniului optim de exploatare, funcție de curentul de alimentare al modulului, atât în regim de diferență maximă de temperatură cât și cu coeficient de performanță maximă.

Capitolul zece cuprinde concluziile generale ce se desprind din studiile și cercetările întreprinse în acest domeniu cu punctarea contribuțiilor personale.

Lucrarea se încheie cu o bibliografie selectivă din domeniul cercetat.

Cele de mai sus subliniază interesul teoretic și practic pe care sper să-l suscite lucrarea elaborată.

2. Stadiul actual al cercetărilor în domeniul evaluării calitative și cantitative al fenomenelor termoelectrice

2.1. Considerații generale

În orice material conductor supus unui gradient de temperatură este generată o tensiune electrică. Acest fenomen, numit efect Seebeck absolut, ESA, este caracterizat prin coeficientul Seebeck absolut, α , definit ca și variația instantanee a ESA în raport cu temperatura, pentru o temperatură dată, $\alpha = [d(\text{ESA})/dT]_T$ și se datorează difuziei de purtători de sarcină cu energie mai mare din zona cu temperatura ridicată, $T + \Delta T$, spre zonele cu temperatura mai coborâtă, T . Aplicarea unei diferențe de temperatură la capetele acestei termocuple va produce o tensiune la nivelul circuitului electric funcție de distribuția de temperatură.

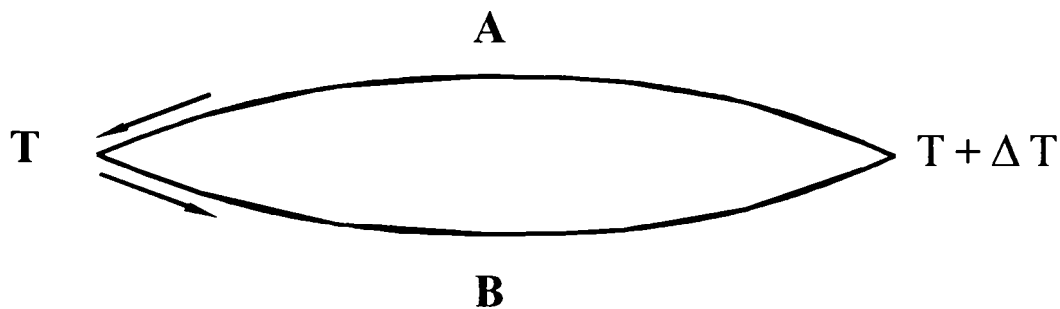


Figura 2.1

Tensiunea rezultată se numește tensiune termoelectromotoare relativă Seebeck, figura 2.1. Ea apare numai pe baza diferenței de potențial intern, respectiv ESA, la nivelul

materialelor din care este confecționat. Efectul Seebeck nu există ca rezultat al împerecherii a două materiale diferite și nici ca și consecință a efectelor Thomson și Peltier; ultimele două efecte apar doar în prezența unui curent electric ce parcurge circuitul termoelectric și nu dau tensiuni. Aceste mărimi sunt în contrast cu efectul Seebeck relativ, care există numai atât timp cât gradientul de temperatură este menținut, fie că există un curent electric sau nu în circuit. Rezultatul potențialului Seebeck relativ este forța generatoare a curentului electric responsabil pentru efectele Peltier și Thomson din circuitele termoelectrice, în absența altor tensiuni aplicate.

O greșeală de interpretare, apărută cu foarte mare frecvență în literatura de specialitate și anume că tensiunea termoelectromotoare relativă Seebeck este o consecință a unui potențial de contact exterior (efectul Volta) între două materiale diferite, a fost menționată în [29]. Fenomenul de potențial de contact exterior nu este în nici un caz un efect termoelectric. Potențialul de contact exterior este indus între două materiale diferite atunci când ele sunt aduse la o distanță suficient de mică, dar fără să fie practic în contact, astfel încât electronii să se poată transfera între ei pe un nivel de energie Fermi comun. Acest mecanism este independent de temperatură și dispare practic instantaneu ($\sim 10^{-15}$ s) când materialele realizează un contact.

Potențialul de contact exterior practic nu are nici o legătură cu nici un fenomen termoelectric.

Cea mai importantă aplicație a fenomenului Seebeck este măsurarea temperaturii prin termometrie termoelectrică. Acest lucru este posibil datorită faptului că energia termică este convertită direct în energie electrică. Tensiunea termoelectromotoare obținută astfel în circuitul electric deschis este de fapt tensiunea termoelectromotoare relativă Seebeck, care este utilizată pentru măsurarea temperaturii. Termocuplele, confecționate din conductori metalici standardizați, au o răspândire foarte mare și sunt utilizate cu succes în măsurările/controlul temperaturii cu precizie și finețe și au o mare stabilitate în timp.

Peltier a demonstrat că energia sub formă de căldură este absorbită sau eliberată atunci când un curent electric străbate un circuit format din două materiale diferite, figura 2.2. Același fenomen apare și datorită unor proprietăți de neomogenitate, gradienti de concentrație sau interfața materialelor multifază la nivelul conductorilor.

Efectul Peltier este definit ca și valoarea căldurii primite sau cedate, schimbată la nivelul interfeței dintre două materiale diferite, când circuitul este parcurs de un curent electric.

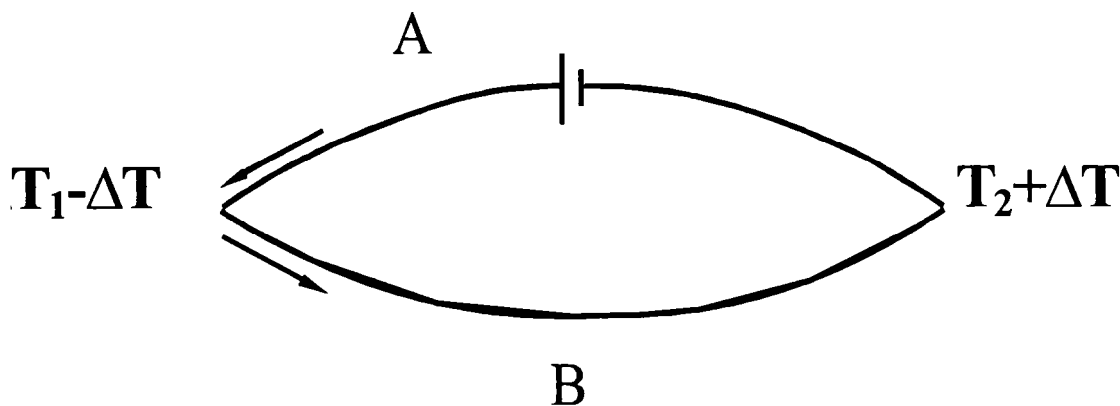


Figura 2.2

Coeficientul Peltier, π_{AB} , este schimbul de căldură la nivelul joncțiunii dintre conductorii A și B, atunci când prin circuit trece unitatea de curent în unitatea de timp. Valoarea coeficientului π_{AB} este o sumă de coeficienți Peltier absoluți, astfel $\pi_{AB} = \pi_A + \pi_B$.

Sensul curentului prin joncțiune și valorile coeficienților absoluți π_A și π_B determină dacă avem absorbție sau eliberare de căldură la nivelul joncțiunii. Efectul Peltier este un rezultat al modificării entropiei purtătorilor de sarcini electrice la trecerea prin joncțiune. Nu este vorba despre o tensiune termoelectromotoare, chiar dacă π_{AB} poate fi exprimată în unități de energie ce include volți.

Efectul Peltier, ca și efectul Seebeck, nu are nici o legătură cu potențialul de contact.

Pentru un curent constant, efectul Peltier este proporțional cu coeficientul relativ Seebeck și, pentru orice temperatură fixă a joncțiunii, este proporțional cu curentul. Aceste efecte reversibile sunt independente de forma și dimensiunile joncțiunilor. Acest lucru este în contrast cu efectul termic Joule care este funcție de dimensiuni, nu necesită o joncțiune sau o schimbare de semn și este ireversibil. Aplicațiile efectului Peltier includ sisteme și dispozitive utilizate pentru răcirea termoelectrică și generarea de energie.

Efectul Thomson este egal cu schimbul reversibil de căldură în interiorul unui singur material conductor omogen, aflat într-un gradient de temperatură și concomitent supus unui curent electric. Acest efect poate să apară în orice segment neizoterm al unui conductor. Coeficientul Thomson este egal cu valoarea căldurii reversibile schimbate într-un conductor raportată la unitatea de gradient de temperatură și unitatea de curent. Thomson a denumit-o “căldură specifică de electricitate”[45]. Efectul Thomson nu este o tensiune, chiar dacă, la fel ca și efectul Peltier, este exprimat în unități de energie ce conține volți în unitatea de măsură.

Efectul Thomson este o consecință a direcției de străbatere a purtătorilor de sarcină electrică în prezența unui gradient de temperatură dintr-un conductor. Aceștia absorb energie (căldură) la străbaterea conductorului în direcție inversă față de gradientul de temperatură, crescându-și potențialul energetic. Când străbaterea se face în aceeași direcție cu a gradientului de temperatură, ei eliberează energie, diminuându-și potențialul energetic.

2.2. Elemente de termodinamică relativ la efectele Seebeck, Peltier și Thomson

Relațiile termodinamice ce se pot stabili între efectele termoelectrice sunt foarte importante pentru a putea înțelege fenomenele ce stau la baza acestora, inclusiv pentru faptul că tratarea la nivel microscopic se bazează pe acestea.

Un circuit termoelectric poate fi tratat cu o bună aproximație ca și o “mașină termică reversibilă”. Valoarea extrem de mică a pierderilor termice Joule se pot neglija, după cum se va vedea în continuare. Valoarea curentului electric la nivelul unui circuit de măsurare a temperaturii termoelectrice este în jurul valorii de 10^{-3} A. Valoarea rezistenței electrice a termoelementelor este mică (micșorată cât mai mult posibil pentru a se atinge o sensibilitate maximă), fiind de obicei sub 10Ω . Aceste valori conduc la o energie termică Joule, ireversibil disipată (I^2R), mai mică de 10^{-5} W.

Fie doi conductori diferiți, A și B, care constituie un circuit electric închis, figura 2.1, în care joncțiunea rece este la temperatura T , iar joncțiunea caldă la temperatura $T+\Delta T$, ambele fiind menținute de către rezervoare de căldură. Tensiunea termoelectromotoare relativă Seebeck generată de diferența de temperatură este E_{AB} . Coeficientul relativ Seebeck este dE_{AB}/dT , astfel încât puterea electrică are expresia:

$$I \cdot E_{AB} = I \frac{dE_{AB}}{dT} \Delta T \quad (2.1)$$

iar pentru unitatea de curent ce străbate circuitul termoelectric,

$$E_{AB} = \frac{dE_{AB}}{dT} \Delta T \quad (2.2)$$

Ceilalți factori energetici implicați în circuitul termoelectric închis sunt efectul Peltier, prin schimbul de căldură de la nivelul joncțiunilor și efectul Thomson prin schimbul de căldură de la nivelul conductorilor individuali. Energiile termice

corespunzătoare au următoarele expresii:

- pentru efectul Peltier (în joncțiune): (2.3a)

căldura absorbită la joncțiunea mai caldă: $\pi_{AB}(T + \Delta T)$

căldura eliberată la joncțiune mai rece: $-\pi_{AB}(T)$

- pentru efectul Thomson (în conductor): (2.3b)

căldura absorbită în conductorul B = $\tau_B(\Delta T)$

căldura eliberată în conductorul A = $-\tau_A(\Delta T)$

unde π și τ reprezintă coeficienții Peltier și respectiv Thomson.

Aplicarea acestor expresii pentru unitatea de curent ce parcurge circuitul termoelectric conduce la:

$$\frac{dE_{AB}}{dT} \Delta T = \pi_{AB}(T + \Delta T) - \pi_{AB}(T) + (\tau_B - \tau_A) \Delta T \quad (2.4)$$

Prin împărțire la ΔT a ecuației (2.4) obținem:

$$\frac{dE_{AB}}{dT} = \frac{\pi_{AB}(T + \Delta T) - \pi_{AB}(T)}{\Delta T} + (\tau_B - \tau_A) \quad (2.5)$$

În condițiile în care ΔT tinde spre zero obținem variația instantanee a coeficientului Peltier în raport cu temperatura. Astfel, ecuația (2.5) va avea expresia:

$$\frac{dE_{AB}}{dT} = \frac{d\pi_{AB}}{dT} + (\tau_B - \tau_A) \quad (2.6)$$

Această expresie reprezintă teorema termodinamică fundamentală pentru un circuit termoelectric închis. Ea ne arată relațiile energetice de legătură între efectul electric Seebeck și efectele termice Peltier și Thomson. Componentele expresiei (2.6) reprezintă fenomene termice distincte induse de tensiunea termoelectromotoare relativă Seebeck ce rezultă datorită gradientului de temperatură (energie) de la nivelul conductorilor A și B.

Deși efectele Peltier și Thomson conțin în expresia unității de măsură și volți, ele sunt totuși pure mărimi termice.

Este de menționat faptul că valabilitate expresiei (2.6) se referă numai la circuite electrice închise, fără surse electrice exterioare. Valoarea coeficientului relativ Seebeck, reprezentat prin raportul dE_{AB}/dT este diferit de zero pentru circuitele deschise, în timp ce căldurile Peltier și Thomson schimbate sunt zero în acest caz. Acest lucru se explică prin faptul că valoarea curentului este zero, în timp ce valorile coeficienților corespunzători rămân neschimbați. Astfel, expresia (2.6) își pierde de asemenea valabilitatea pentru cazul absenței curentului în circuitul termoelectric.

Concluzia imediată este faptul că tensiunea termoelectromotoare relativă Seebeck

nu este o consecință fizică imediată a efectelor Peltier și Thomson. Mai clar spus, în ecuația (2.6) termenii “termici” nu trebuie convertiți în echivalentul lor electric pentru a “explica” efectul Seebeck.

Efectul electric Seebeck este forța termoelectromotoare a curentului ce dă naștere efectelor Peltier și Thomson într-un circuit termoelectric închis. Aceste efecte termice pot introduce mici erori de temperatură în cazul măsurării termoelectrice a temperaturii, dar pierderile electrice de tensiune, sub forma $I \cdot R$, pot produce perturbații mult mai mari în aprecierea și citirea valorilor tensiunilor termoelectromotoare corespunzătoare temperaturilor înregistrate.

Acesta este motivul pentru care măsurările termoelectrice de temperatură cele mai exacte se efectuează cu circuite deschise de curent zero.

Aproximarea făcută, prin care circuitele termoelectrice pot fi tratate reversibil din punct de vedere termodinamic, simplifică mult analiza relației dintre ele. Astfel, schimbul net de entropie al sistemului termodinamic ce înconjoară un circuit termoelectric închis poate fi aproximat la zero [18]. Chiar dacă acest lucru nu este riguros adevărat, el simplifică mult problema și confirmă foarte bine rezultatele experimentale obținute. Aceasta reduce analizele pentru proprietățile termodinamice ale circuitelor termoelectrice bazate pe schimbul net de entropie cu exteriorul, reprezentat în exemplul ce urmează prin rezervoare termice.

Două rezervoare termice suplimentare sunt poziționate la mijlocul conductoarelor A și B. Fiecare din aceste rezervoare centrale este menținut la o temperatură ce reprezintă media acestora la nivelul joncțiunilor caldă și respectiv rece, figura 2.3. Este posibil astfel ca să se aprecieze media entropiei schimbate cu mediul înconjurător de fiecare termoelement în parte, la nivelul circuitului.

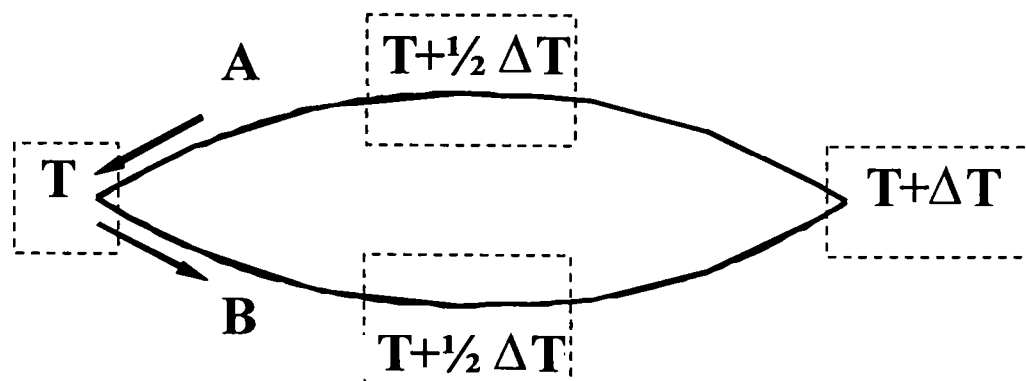


Figura 2.3

Unitatea de energie electrică este generată pentru a parcurge circuitul. Prin aproximarea permisă a reversibilității, valoarea netă de entropie schimbată, ΔS , la toate rezervoarele (la joncțiuni și de-a lungul conductoarelor) este zero. Astfel, entropia netă schimbată cu mediul înconjurător de către circuitul termoelectric este [18]:

$$\Delta S \cong \frac{-\pi_{AB}(T + \Delta T)}{T + \Delta T} + \frac{\pi_{AB}(T)}{T} - \frac{\tau_B(\Delta T)}{T + \frac{\Delta T}{2}} + \frac{\tau_A(\Delta T)}{T + \frac{\Delta T}{2}} = 0 \quad (2.7)$$

Primii doi termeni ai ecuației (2.7) sunt multiplicați cu $\Delta T/\Delta T$ pentru a obține:

$$\Delta S \cong \left[\frac{\frac{-\pi_{AB}(T + \Delta T)}{T + \Delta T} + \frac{\pi_{AB}(T)}{T}}{\Delta T} \right] \Delta T - \frac{\tau_B(\Delta T)}{T + \frac{\Delta T}{2}} + \frac{\tau_A(\Delta T)}{T + \frac{\Delta T}{2}} = 0 \quad (2.8)$$

La limită, când ΔT tinde spre zero, diferențiala dintre parantezele drepte este $-\frac{d}{dT} \left(\frac{\pi_{AB}}{T} \right)$.

Prin substituție în ecuația (2.8) vom avea:

$$\Delta S \cong -\frac{d}{dT} \left(\frac{\pi_{AB}}{T} \right) \Delta T - \frac{\tau_B(\Delta T)}{T + \frac{\Delta T}{2}} + \frac{\tau_A(\Delta T)}{T + \frac{\Delta T}{2}} = 0 \quad (2.9)$$

Utilizând definiția coeficientului Thomson, pentru $\Delta T = 1 \text{ K}$ și ținând cont de faptul că T este mult mai mare decât 1K , $T + \Delta T/2 = T + 1/2 \approx T$. Vom avea astfel o expresie a ecuației (2.9) sub forma:

$$\frac{d}{dT} \left(\frac{\pi_{AB}}{T} \right) \cong \frac{\tau_A}{T} - \frac{\tau_B}{T} \quad (2.10)$$

Prin derivarea expresiei ecuația (2.10) se reduce la:

$$\frac{T \frac{d\pi_{AB}}{dT} - \pi_{AB}}{T^2} \cong \frac{\tau_A}{T} - \frac{\tau_B}{T} \quad (2.11)$$

Ecuația (2.11) este rearanjată și simplificată astfel că:

$$\frac{\pi_{AB}}{T} \cong \frac{d\pi_{AB}}{dT} + \tau_B - \tau_A \quad (2.12)$$

Ecuația (2.12) reprezintă schimbul de entropie de la nivelul joncțiunii pentru un circuit închis, deoarece π_{AB} reprezintă schimbul de căldură din joncțiune, și, raportat la temperatura absolută, este (conform teoriei lui Nernst [24]) schimbul de entropie al joncțiunii la temperatura dată.

Ecuția (2.12) permite, utilizând coeficienții Peltier și Thomson, o apreciere a posibilităților de utilizare a materialelor termoelectrice în dispozitive Peltier. Pentru o mai bună lămurire ecuația (2.12) se mai poate exprima:

$$-\frac{d\pi_{AB}}{dT} \cong -\frac{\pi_{AB}}{T} + (\tau_B - \tau_A) \quad (2.13)$$

Pentru un efect Peltier maxim, raportul $d\pi_{AB}/dT = 0$. Rezultă astfel relația de legătură optimă între cele două efecte termice:

$$\pi_{AB} \cong (\tau_B - \tau_A)T \quad (2.14)$$

Acolo unde sunt disponibile informații despre valorile coeficienților Thomson, se poate efectua o selecție convenabilă a materialelor prin calcule foarte simple.

Utilizând teorema fundamentală (2.6) în ecuația (2.12) obținem

$$\frac{\pi_{AB}}{T} \cong \frac{dE_{AB}}{dT} \quad (2.15)$$

Din ecuația (2.15) obținem expresia coeficientului relativ Seebeck al unei termocuple ca măsură directă a schimbului de entropie la nivelul unei joncțiuni termoelectrice pentru un circuit închis. Obținem astfel:

$$\pi_{AB} \cong \frac{dE_{AB}}{dT} T \quad (2.16)$$

Ecuția (2.16) permite înțelegerea funcționării unui dispozitiv Peltier. Se poate observa faptul că soluția de a combina termoelemente cu efecte Peltier mari poate fi folosită și pentru generare de energie și pentru răcire termoelectrică. Valoarea randamentului de utilizare este mic însă în ambele cazuri.

O altă relație importantă între efectele Seebeck și Thomson se poate obține prin derivarea ecuației (2.16):

$$\frac{d\pi_{AB}}{dT} \cong \frac{dE_{AB}}{dT} + T \frac{d^2 E_{AB}}{dT^2} \quad (2.17)$$

Mai explicit:

$$\frac{d\pi_{AB}}{dT} - \frac{dE_{AB}}{dT} \cong T \frac{d^2 E_{AB}}{dT^2} \quad (2.18)$$

O expresie similară putem obține din ecuația (2.6):

$$\frac{d\pi_{AB}}{dT} - \frac{dE_{AB}}{dT} \cong -(\tau_B - \tau_A) \quad (2.19)$$

Din egalarea expresiilor (2.18) și (2.19) obținem:

$$T \frac{d^2 E_{AB}}{dT^2} \cong -(\tau_B - \tau_A) \quad (2.20)$$

care se poate rescrie:

$$\frac{d^2 E_{AB}}{dT^2} \cong \frac{(\tau_A - \tau_B)}{T} \quad (2.21)$$

Integrarea ecuației (2.21) conduce la:

$$\frac{dE_{AB}}{dT} \cong \int_0^T \frac{\tau_A - \tau_B}{T} dT \cong \int_0^T \frac{\tau_A}{T} dT - \int_0^T \frac{\tau_B}{T} dT \quad (2.22)$$

Integrarea este posibilă deoarece rapoartele τ/T reprezintă entropii și, bazându-ne pe cel de-al treilea principiu al termodinamicii, ele tind spre zero când temperatura se apropie de zero.

Astfel, energia termoelectrică la nivelul unei termocuple într-un circuit închis este responsabilă pentru diferența de entropii a componentelor. Restricțiunile impuse ecuației (2.6) sunt valabile și pentru ecuația (2.22).

Efectul Seebeck nu poate fi atribuit diferenței algebrice a efectului Thomson.

Utilizarea ecuației (2.22) în ecuația (2.16) conduce la o altă relație importantă între coeficienții Thomson și Peltier. Pentru un circuit termoelectric închis avem:

$$\pi_{AB} \cong \frac{dE_{AB}}{dT} T \cong \left(\int_0^T \frac{\tau_A}{T} dT - \int_0^T \frac{\tau_B}{T} dT \right) T \quad (2.23)$$

Prin simplificarea ecuației (2.23) rezultă:

$$\pi_{AB} \cong \pi_A - \pi_B \quad (2.24)$$

Cu alte cuvinte, de vreme ce integralele din ecuația (2.22) sunt entropii, π_A și π_B sunt entropiile componentelor individuale ce formează joncțiune termoelectrică. Astfel, efectul Peltier rezultă ca și o diferență de entropie a componentelor ce formează joncțiunea. Căldura (energia) este degajată când purtătorii de sarcină trec de la o componentă cu entropie mai mare la alta cu entropie mai mică. Fenomenul invers este însoțit de o absorbție de energie.

Ecuația (2.24) reprezintă o justificare a afirmației că efectul Peltier nu are legătură cu potențialul de contact.

Ecuația (2.22) permite exprimarea coeficientului relativ Seebeck al unei termocuple pentru un circuit închis în funcție de diferența de entropie dintre componente. Astfel, coeficientul relativ Seebeck este o sumă algebrică a coeficienților absoluți Seebeck ai componentelor circuitului termoelectric.

Pentru a se omite orice interpretare greșită, ecuația (2.22) nu este valabilă pentru măsurarea tensiunii termoelectromotoare într-un circuit deschis deoarece, conform ecuației (2.6), căldura Thomson schimbată este zero, dar coeficientul relativ Seebeck este diferit de zero.

Independența coeficientului relativ Seebeck față de efectele Thomson rezultă și din faptul că diferența de potențial ce există la nivelul fiecărei componente a unei termocuple în cazul unui gradient de temperatură apare și pentru un circuit deschis.

Analog cu ecuația (2.22), coeficientul relativ Seebeck pentru un circuit deschis este:

$$\frac{dE_{AB}}{dT} = \alpha_A - \alpha_B \quad (2.25)$$

în care α_A și α_B sunt coeficienții absoluți Seebeck ai componentelor. Ecuația (2.25) este o relație extrem de importantă deoarece permite studiul și evaluarea proprietăților materialelor termoelectrice individual, fără necesitatea de a se recurge la alte materiale termoelectrice. Natura mărimilor α_A și α_B sunt mai bine descrise de către mecanica cuantică decât de legile termodinamicii, datorită proprietăților purtătorilor de sarcină implicați [77].

Unul din modurile cele mai puțin complicate de a regăsi conceptul de proprietăți absolute Seebeck este acela de a considera o termocuplă confecționată dintr-un conductor normal și un superconductor. Valoarea coeficientului absolut Seebeck devine zero la temperaturi sub cea corespunzătoare pragului de superconductibilitate. Astfel, un gradient de temperatură într-un superconductor nu induce nici o diferență de potențial, pe când în conductorul obișnuit va exista o tensiune termoelectromotoare. Tensiunea termoelectromotoare generată de termocuplă are aceeași origine ca și în cazul materialelor termoelectrice normale. La ora actuală această tehnică este aplicabilă pentru temperaturi chiar mai mici de 120 K.

Plumbul este folosit uneori ca și material de referință pentru scopuri termoelectrice. Această proprietate îi permite să intre în componența unei termocuple ca și unul dintre materiale (cu proprietăți bine cunoscute). Coeficientul absolut Seebeck al celuilalt material este astfel calculat pe baza ecuației (2.25). Motivul utilizării plumbului ca și material de referință este acela că valoarea coeficientului absolut Seebeck este foarte mic în comparație cu a celorlalte materiale termoelectrice. Astfel, prin utilizarea plumbului ca element de referință într-o termocuplă, valoarea coeficientului relativ Seebeck este în mare măsură apropiat de valoarea coeficientului absolut Seebeck al celuilalt material. Această metodă are limita de aplicabilitate influențată de valoarea relativ mică a temperaturii de topire a

225.156/1810

plumbului și de aceea se utilizează, pentru referință, cu precădere la temperaturi situate sub valoarea temperaturii medii a mediului ambiant.

Platina foarte pură este utilizată în prezent ca și element de referință în termoelectricitate. Punctul de topire ridicat, proprietățile termodinamice foarte stabile și rezistența la oxidări în diverse atmosfere o fac mult mai utilă la întreaga gamă de aplicații, în comparație cu plumbul.

Pentru testările termoelementelor se consideră ca și temperatură de referință valoarea de 0 K, inclusiv la aplicarea ecuației (2.22). În fond, este posibilă experimentarea la orice temperatură reproductibilă ca și valoare de referință. Totuși, pentru aplicații de termometrie, temperatura de referință este cea a punctului de topire a gheții la presiunea atmosferică normală, adică 0°C, valoare universal acceptată și pentru alte aplicații deoarece este simplu și ușor de obținut.

2.3. Legile termoelectricității

Relațiile abordate în acest capitol au fost dezvoltate la început în scopul măsurării temperaturii termoelectrice. Când două termoelemente, confecționate din același material omogen, formează o termocuplă, conform ecuației (2.25), nu va exista nici o tensiune termoelectromotoare indusă, deoarece cele două valori α_A și α_B sunt identice.

Tot din ecuația (2.25) rezultă că dacă există o diferență de temperatură zero între capetele unui conductor omogen, valoarea tensiunii termoelectromotoare existente în conductor va fi nulă, chiar în prezența unui gradient termic la nivelul conductorului. Astfel, se vor putea inseria oricâți conductori, dar tensiunea termoelectromotoare globală va fi zero. Metoda este aplicată în cazul măsurării temperaturii, unde joncțiunea de investigare este inseriată cu alte materiale, fără a se influența calibrarea sau precizia de măsurare.

Acest efect este inclus în *legea conductorului intermediar* care precizează că coeficienții absoluți Seebeck ai oricăror conductori omogeni sunt zero atunci când capetele acestora sunt la aceeași temperatură [48, 49].

O altă lege, purtând același nume, precizează că valoarea coeficienților relativi Seebeck a două termocuple formate din termoelementele A-C și C-B, fiecare având temperaturile joncțiunilor la aceeași valoare, pot fi exprimați prin $dE_{AB}/dT = \alpha_A - \alpha_C + \alpha_C - \alpha_B = \alpha_A - \alpha_B$. Termoelementele, precum platina, care sunt comune ambelor termocuple, sunt utilizate pentru împerecherea termoelementelor. În acest caz contribuția materialul

termoelementului comun este indicată mai sus prin valoarea α_C .

Legea temperaturilor succesive, stabilită pe baza integrării ecuației (2.25) corespunzătoare unor intervale de temperatură, cu T_0 ca valoare de referință și $T_0 < T_1 < T_2 < T_3$, este:

$$E_{AB} = \int_{T_0}^{T_1} (\alpha_A - \alpha_B) dT + \int_{T_1}^{T_2} (\alpha_A - \alpha_B) dT + \int_{T_2}^{T_3} (\alpha_A - \alpha_B) dT \quad (2.26)$$

care este la fel cu

$$E_{AB} = \int_{T_0}^{T_3} (\alpha_A - \alpha_B) dT \quad (2.26a)$$

Deci, tensiunea termoelectromotoare oferită de o termocuplă compusă din termoelemente omogene poate fi măsurată sau reprezentată prin suma tensiunilor termoelectromotoare corespunzătoare intervalelor de temperatură succesivă. Acest lucru este foarte des folosit la calibrarea termocuplelor și în stabilirea caracteristicilor tensiune termoelectromotoare-temperatură pentru un domeniu vast de temperaturi. Ecuația (2.26) permite de asemenea înțelegerea influenței circuitului electric, inclusiv al conductorilor de legătură, la măsurarea temperaturii prin metode termoelectrice.

2.4. Cuantificarea proprietăților termoelectrice absolute prin parametri dimensionali și adimensionali

Proprietățile termocuplei pot fi exprimate numai prin conceptele de proprietăți termoelectrice absolute deoarece:

$$\frac{dE_{AB}}{dT} = \alpha_A - \alpha_B \quad (2.25)$$

Cu alte cuvinte, valoarea coeficientului absolut Seebeck pentru fiecare componentă a termocuplei trebuie luată în considerare ținând cont de proprietățile termoelectrice ale termocuplei. O pereche formată din două materiale termoelectrice cu proprietăți mult diferite sunt acceptate în continuare ca un caz general pentru înțelegerea caracteristicilor majorității termocuplelor.

Primul caz este acela a două termoelemente ai căror coeficienți absoluți Seebeck au amândoi semne și variații diferite, figura 2.4. Valoarea coeficientului relativ Seebeck al termocuplei A-B este obținut grafic din figura 2.4 pentru orice temperatură, prin însumare algebrică, conform ecuației (2.25).

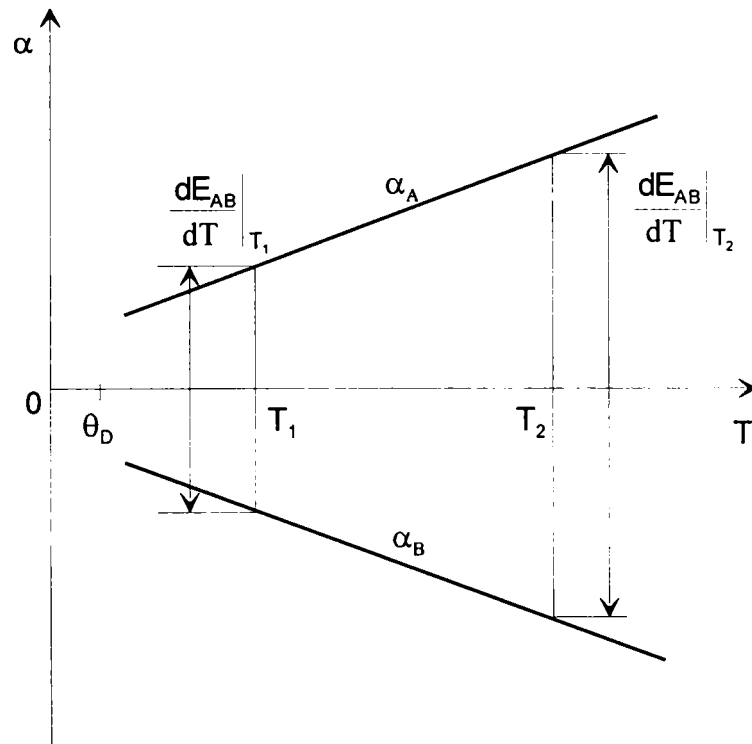


Figura 2.4

Valorile individuale ale coeficienților absoluți Seebeck ai termoelementelor A și B sunt date pentru $T > \theta_D$, unde θ_D este temperatura Debye [29], ca și:

$$\alpha_A = C_1 + m_A T \quad (2.27 \text{ a})$$

și

$$\alpha_B = C_2 + m_B T \quad (2.27 \text{ b})$$

C_1 și C_2 sunt constante empirice, iar m_A și m_B sunt pantele dreptelor. În conformitate cu ecuația (2.25), valoarea coeficientului relativ Seebeck al termocuplei A-B este:

$$\frac{dE_{AB}}{dT} = C_3 + (m_B - m_A)T \quad \text{sau} \quad dE_{AB} = [C_3 + (m_B - m_A)T]dT \quad (2.28)$$

unde $C_3 = C_2 - C_1$ este o altă constantă empirică. Ecuația (2.28) reprezintă un element de arie dintre curbe, astfel încât tensiunea termoelectromotoare relativă generată de termocupla A-B este aria dintre curbe, obținută prin integrarea pe intervalele de temperaturi, între temperatura de referință și valoarea curentă (de măsurare). Valoarea temperaturii de referință poate fi aleasă convenabil. Dacă joncțiunea de referință este selectată și apoi menținută la o temperatură dată, T_0 , tensiunea termoelectromotoare a termocuplei A-B este:

$$E_{AB} = \int_{T_0}^T [C_3 + (m_B - m_A)T]dT \quad (2.29)$$

Prin integrarea pe intervale de temperatură convenabile avem:

$$E_{AB} = C_3(T - T_0) + \frac{1}{2}(m_B - m_A)(T^2 - T_0^2) \quad (2.30 \text{ a})$$

sau

$$E_{AB} = E_0 + C_3(T - T_0) + \frac{1}{2}(m_B - m_A)(T^2 - T_0^2) \quad (2.30 \text{ b})$$

unde E_0 este constanta de integrare când se utilizează ecuația (2.26) pentru calculul tensiunii termoelectromotoare pe intervalul 0 K și T_0 . Ecuația (2.30 b) include un termen ce conține diferența pătratelor temperaturilor. Funcția de temperatură are o variație neliniară.

Cea mai probabilă situație este aceea în care valorile coeficienților absoluți Seebeck a două termoelemente A și D sunt funcții identice de temperatură. În acest caz ideal, pantele de variație sunt egale ($m_A = m_D = m$) și coeficienții absoluți Seebeck sunt:

$$\alpha_A = C_1 + mT \quad (2.27 \text{ a})$$

și

$$\alpha_D = C_4 + mT \quad (2.31)$$

Astfel, $\alpha_D - \alpha_A = C_4 - C_1 = C_5$, respectiv o altă constantă, datorită faptului că termenii dependenți de temperatură dispar și coeficientul relativ Seebeck al cuplei A-D este:

$$\frac{dE_{AD}}{dT} = C_4 - C_1 = C_5 \quad (2.32)$$

Astfel, tensiunea termoelectrică relativă Seebeck a termocuplei este:

$$E_{AD} = \int_{T_0}^T C_5 dT = C_5(T - T_0) \quad (2.33)$$

unde T_0 este temperatura de referință.

Tensiunea termoelectromotoare a cuplei A-D este o funcție liniară de diferența de temperatură. O relație de acest fel a fost luată în considerare de producătorii de termometre termoelectrice ca fiind ideală, în comparație cu cea oferită de cupla A-B și ecuația (2.30 a) [52, 116]. Componentele utilizate în termometria termoelectrică și în circuitele electrice și care sunt bazate pe o dependență liniară a proprietăților funcție de temperatură, sunt preferate în locul celor care au o dependență neliniară a acestora. Acest lucru conduce implicit la o producție mai simplă și mai ieftină și la o acuratețe mai ridicată a sistemelor de măsură și control al temperaturii.

Acest considerent practic este unul din motivele pentru care există doar câteva

combinații (cupluri) de metale sau aliaje utilizate ca și părți componente ale termocuplelor standardizate. Deoarece nu există două aliaje de termocuple care să aibă exact aceeași pantă de variație, perechile de termoelemente sunt acceptate doar la materiale cu diferențe mici între pantele de variație, conform ecuației (2.27). Acest lucru conduce la valori foarte mici ale termenului pătratic din ecuația (2.30 a), vis-à-vis de termenul liniar. Nici una dintre aceste termocuple nu are caracteristici termoelectrice liniare ideale. O aproximație primară relativ bună se poate face prin considerarea unei caracteristici liniare a tensiunii termoelectromotoare în funcție de temperatură.

Pe baza celor prezentate mai sus se poate observa că termenii dependenți de temperatură din ecuațiile (2.27 a) și (2.27 b) sunt de o importanță fundamentală pentru înțelegerea proprietăților termoelectrice absolute ale elementelor termocuplelor.

3. Cercetări privind posibilitatea de determinare a randamentului de conversie și a cifrei caracteristice de material

3.1. Modelul de bază

Pentru a putea stabili o expresie a randamentului de conversie al unui dispozitiv termoelectric se ia în considerare modelul ideal schițat în figura 3.1. Termocupla este constituită din cele două ramuri, pozitivă (p) și respectiv negativă (n) și din conexiunile electrice A, B și C, considerate cu rezistență electrică zero. Cele două ramuri au lungimile L_p și L_n și secțiunile transversale A_p și A_n . În general, raportul L_p/A_p este diferit de L_n/A_n .

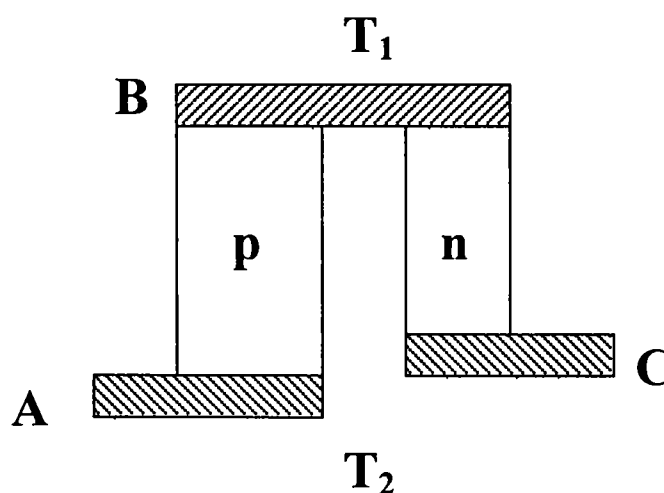


Figura 3.1

S-a constatat, în ciuda tuturor argumentelor, că forma ramurilor nu influențează menținerea condițiilor de echilibru; alegerea secțiunii constante pentru cele două ramuri a fost făcută mai mult pentru simplitatea calculului, nefiind practic obligatorie. O ipoteză foarte importantă este aceea că de la sursa de căldură, de la secțiunea B, înspre sursa rece A-C, căldura este transferată exclusiv prin conducție în lungul celor două ramuri. O conectare a unui număr oricât de mare de asemenea termocuple într-un convertor, în serie electric și în paralel termic, va afecta doar valoarea puterii convertite nu și valoarea randamentului său.

Termocupla poate fi utilizată în două moduri. Dacă conectăm la ea o sursă de energie electrică, la nivelul conectorilor A și C, astfel încât să fie parcursă de un curent, ea se va comporta ca o pompă de căldură (mai exact, dacă A este negativ și C este pozitiv, termocupla va funcționa în regim de răcire). Căldura este pompată de la sursa de căldură de temperatură T_1 către sursa rece de temperatură T_2 datorită efectului Peltier. În cel de al doilea caz, dacă între cei doi conectori A și C este intercalată o sarcină rezistivă, căldura primită la nivelul suprafeței B și cea disipată la nivelul AC provoacă un curent de sarcini electrice datorită efectului Seebeck, respectiv termocupla funcționează în regim de generator. Se poate demonstra că expresiile coeficientului de performanță al unei termocuple utilizate ca și răcitor și a randamentului unei termocuple utilizate ca și generator pot fi amândouă exprimate în funcție de un parametru numit "cifra caracteristică" și care cuprinde și proprietăți de material specifice celor două ramuri ale termocuplei.

3.2. Răcirea termoelectrică

3.2.1. Puterea de răcire

Atât efectul Seebeck cât și efectul Peltier, pentru a se manifesta, au nevoie de joncțiuni ale termoelementelor, care sunt în principiu fenomene de material și care nu sunt influențate de proprietățile suprafețelor de contact ale materialelor. Astfel, când printr-un conductor trece un curent electric, se dezvoltă căldură (efect Joule) și desigur, prin efectul Peltier, aceasta, în plus poate fi eliberată sau absorbită la nivelul conductorului în care transferul de căldură se manifestă. Astfel, în cele două ramuri ale termocuplei, transferul de căldură dinspre sursa caldă spre cea rece este:

TEZĂ DE DOCTORAT

$$\left. \begin{aligned} q_p &= \alpha_p IT - \lambda_p A_p dT/dx \\ q_n &= -\alpha_n IT - \lambda_n A_n dT/dx \end{aligned} \right\} \quad (3.1)$$

corespunzător celor două ramuri. În expresia de mai sus α este coeficientul absolut Seebeck, I este intensitatea curentului, λ este conductivitatea termică a materialului și dT/dx este gradientul termic. Conform celei de a doua legi a lui Kelvin [45, 51, 52], coeficientul Peltier este dat de expresia $\alpha \cdot T$, cu T temperatura absolută. Valoarea α_p este pozitivă în timp ce α_n este negativă, astfel că în ambele cazuri căldura Peltier, $\alpha \cdot I \cdot T$, este opusă căldurii de conducție $\lambda \cdot A \cdot dT/dx$.

Valoarea căldurii generate pe unitatea de lungime în fiecare braț, prin efect Joule, este $I^2 \cdot \rho/A$, unde ρ este rezistivitatea electrică, inversul conductivității electrice σ . Această generare de căldură conduce la neuniformități ale gradientilor de temperatură, astfel că:

$$\left. \begin{aligned} -\lambda_p A_p \frac{d^2 T}{dx^2} &= \frac{I^2 \rho_p}{A_p} \\ -\lambda_n A_n \frac{d^2 T}{dx^2} &= \frac{I^2 \rho_n}{A_n} \end{aligned} \right\} \quad (3.2)$$

Pentru scopul propus considerăm că valorile coeficienților Seebeck sunt independenți de temperatură, deci inclusiv efectul Thomson este absent.

Condițiile la limită impuse sunt: $T = T_1$ la $x = 0$ (la nivelul sursei de căldură) și $T = T_2$ la $x = L_p$ sau L_n (la nivelul sursei reci), astfel că ecuația (3.2) devine:

$$\left. \begin{aligned} \lambda_p A_p \frac{d^2 T}{dx^2} &= -\frac{I^2 \rho_p (x - L_p/2)}{A_p} + \frac{\lambda_p A_p (T_2 - T_1)}{L_p} \\ -\lambda_n A_n \frac{d^2 T}{dx^2} &= -\frac{I^2 \rho_n (x - L_n/2)}{A_n} + \frac{\lambda_n A_n (T_2 - T_1)}{L_n} \end{aligned} \right\} \quad (3.3)$$

Ecuațiile (3.1) și (3.2) pot fi combinate pentru a obține valoarea fluxului de căldură la $x = 0$:

$$\left. \begin{aligned} q_p |_{(x=0)} &= \alpha_p IT_1 - \frac{\lambda_p A_p (T_2 - T_1)}{L_p} - \frac{I^2 \rho_p L_p}{2A_p} \\ q_n |_{(x=0)} &= -\alpha_n IT_1 - \frac{\lambda_n A_n (T_2 - T_1)}{L_n} - \frac{I^2 \rho_n L_n}{2A_n} \end{aligned} \right\} \quad (3.4)$$

Dacă aceste călduri se însumează la $x = 0$, puterea de răcire q_r la nivelul sursei de căldură este:

$$q_r = (\alpha_p - \alpha_n) IT_1 - K(T_2 - T_1) - I^2 R/2 \quad (3.5)$$

în care conducția termică în cele două ramuri paralele este:

$$K = \frac{\lambda_p A_p}{L_p} + \frac{\lambda_n A_n}{L_n} \quad (3.6)$$

și rezistența electrică a celor două ramuri înseriate:

$$R = \frac{L_p \rho_p}{A_p} + \frac{L_n \rho_n}{A_n} \quad (3.7)$$

Ecuția (3.5) evidențiază faptul că jumătate din căldura Joule, ($I^2 \cdot R$), este atribuită convențional sursei calde și cealaltă jumătate sursei reci.

3.2.2. Cifra caracteristică

Primul termen al ecuației (3.5), respectiv căldura Peltier, $(\alpha_p - \alpha_n) \cdot I \cdot T_1$, are o variație liniară cu curentul electric I , și desigur, căldura Joule $I^2 \cdot R/2$ variază cu pătratul curentului electric. Aceasta înseamnă că trebuie să existe un curent electric I_q la care valoarea puterii de răcire atinge maximul său. Această valoare se poate obține ușor prin anularea derivatei $dq_r/dI = 0$, rezultând:

$$I_q = \frac{(\alpha_p - \alpha_n) T_1}{R} \quad (3.8)$$

pentru care puterea de răcire maximă este:

$$(q_r)_{\max} = \frac{(\alpha_p - \alpha_n)^2 T_1^2}{2R} - K(T_2 - T_1) \quad (3.9)$$

Această ecuație dovedește că efectul de răcire depinde de diferența de temperatură dintre joncțiuni și dacă această diferență este prea mare, efectul de răcire poate fi compromis. De fapt, există o diferență maximă de temperatură care poate fi calculată dacă $(q_r)_{\max} = 0$. Adică:

$$(T_2 - T_1)_{\max} = \frac{(\alpha_p - \alpha_n)^2 T_1^2}{2KR} \quad (3.10)$$

Cifra caracteristică a termocuplei este definită astfel:

$$Z = \frac{(\alpha_p - \alpha_n)^2}{KR} \quad (3.11)$$

și ecuația (3.10) va fi:

$$(T_2 - T_1)_{\max} = \frac{1}{2} Z T_1^2 \quad (3.12)$$

Răcirea termoelectrică este departe de a fi o soluție practică dacă diferența maximă de temperatură nu reprezintă un procent important din temperatura absolută. De exemplu, această metodă de răcire nu poate fi aplicată unei surse de căldură cu temperatură $T_1=273$ K și cu sursa rece cu temperatura $T_2=303$ K. Cu aceste valori înlocuite în ecuația (3.12) obținem o valoare Z de aproximativ $0.8 \cdot 10^{-3} \text{ K}^{-1}$. Această valoare a fost de fapt ordinul de mărime al cifrei caracteristice pentru termocuplele disponibile la mijlocul secolului, în 1950, când practic a fost relansată cercetarea și dezvoltarea materialelor termoelectrice bazate pe semiconductori [52, 57]. Aceste cercetări au condus la obținerea unor materiale cu cifre caracteristice de ordinul $3 \cdot 10^{-3} \text{ K}^{-1}$ și corespunzătoare unei diferențe de temperatură de aproximativ 80 K.

De cele mai multe ori în locul cifrei caracteristice Z se utilizează produsul $Z \cdot T$, adimensional, și care, desigur, pentru noile materiale trebuie să fie supraunitar.

Se poate constata de asemenea că dacă luăm în considerare ecuația (3.12) aceasta se referă în mod particular la o anumită pereche de materiale, de vreme ce termenii relației includ mărimi dependente de dimensiunile termoelementelor. Pentru o pereche de termoelemente dată, cea mai mare valoare a cifrei caracteristice Z este obținută pentru valoarea minimă a produsului $K \cdot R$.

Conform celor știute [116], K scade și R crește cu creșterea raportului lungime-secțiune și deci o termocuplă poate fi proiectată pentru o anumită putere de răcire și un anumit curent prin modificarea raportului în ambele ramuri. Important este ca valoarea acestui raport în cele două ramuri să fie menținut la valori acceptabile.

Produsul $K \cdot R$ este minim atunci când:

$$\frac{L_n A_p}{L_p A_n} = \sqrt{\frac{\rho_p \lambda_n}{\rho_n \lambda_p}} \quad (3.13)$$

Când această relație este îndeplinită, putem vorbi despre cifra caracteristică a unei perechi de materiale, cu expresia:

$$Z = \frac{(\alpha_p - \alpha_n)^2}{\left(\sqrt{\lambda_p \rho_p} + \sqrt{\lambda_n \rho_n}\right)^2} \quad (3.14)$$

Această cifră caracteristică conține proprietăți de material dintre cele mai relevante. Coeficienții Seebeck și Peltier trebuie să fie cât mai mari și pe cât posibil și de semn contrar pentru cele două materiale. Pe cealaltă parte, valorile conductivității termice și a rezistenței electrice trebuie să fie cât mai mici. Mai concret, efectele termoelectrice

reversibile trebuie să domine efectele ireversibile de conducție a căldurii și efect Joule.

Deoarece ecuația (3.14) este greoi de utilizat pentru găsirea unui material termoelectric bun, fie că este vorba de un material p fie de unul n, datorită proprietăților ambelor componente, se poate utiliza și cifra caracteristică corespunzătoare unui singur material:

$$Z_{p,n} = \frac{\alpha_{p,n}^2}{\rho_{p,n} \lambda_{p,n}} \quad (3.15)$$

Doar în cazuri absolut particulare cifra caracteristică Z este strâns legată de valoarea reală a cifrei caracteristice Z . Unul din aceste cazuri particulare este atunci când materialele de tip p și n sunt absolut echivalente unul față de altul, dar având semnele coeficienților Seebeck opuse. Astfel, $\alpha_p = -\alpha_n$ și $\lambda_p \cdot \rho_p = \lambda_n \cdot \rho_n$. Doar atunci, $Z = z_p = z_n$. Aceste condiții sunt absolut întâmplătoare pentru materialele termoelectrice și în mod special pentru cele utilizate pentru răcirea termoelectrică.

- Un alt caz particular, cu importanță practică, apare când $\lambda \cdot \rho$ al unei ramuri este neglijabil în comparație cu cealaltă ramură. Acest lucru apare când una dintre ramuri este confecționată dintr-un material supraconductor. Dacă, de exemplu, combinăm un material termoelectric de tip n cu un supraconductor pentru a forma o termocuplă, numitorul relației din dreapta ecuației (3.15) devine egal cu $\lambda_n \cdot \rho_n$. Mai mult, coeficientul absolut Seebeck al unui conductor fiind zero, numărătorul devine α_n^2 și deci $Z = z_n$.

Deoarece utilizarea în practică a cifrei caracteristice pentru un cuplu de materiale cu o valoare medie a valorilor Z pentru cele două ramuri, poate conduce la erori majore, se utilizează cifrele caracteristice corespunzătoare unui singur material, cu valori ce pot fi regăsite cu ușurință în literatura de specialitate [44, 52, 116].

3.2.3. Coeficientul de performanță

Aprecierea funcționării unui dispozitiv de răcire termoelectric pentru un regim caracterizat de diferența de temperaturi ($T_2 - T_1$), mai mică decât maximul posibil, și care este parcurs de un curent optim prin dispozitivul termoelectric, se face prin intermediul unei mărimi care se numește coeficient de performanță, Φ . Valoarea coeficientului de performanță este dat de raportul q_r/W , unde q_r este energia (căldura) extrasă prin răcire și W este valoarea energiei electrice consumate în scopul răcirii termoelectrice. Pentru fiecare ramură a dispozitivului termoelectric putem scrie:

$$\left. \begin{aligned} W_p &= \alpha_p I(T_2 - T_1) + \frac{I^2 \rho_p L_p}{A_p} \\ W_n &= -\alpha_n I(T_2 - T_1) + \frac{I^2 \rho_n L_n}{A_n} \end{aligned} \right\} \quad (3.16)$$

Se poate observa că energia electrică consumată depășește efectul Seebeck și efectul Joule. Energia electrică total consumată este:

$$W = (\alpha_p - \alpha_n) I(T_2 - T_1) + I^2 R \quad (3.17)$$

Valoarea coeficientului de performanță este:

$$\Phi = \frac{q_r}{W} = \frac{(\alpha_p - \alpha_n) I T_1 - \frac{1}{2} I^2 R - K(T_2 - T_1)}{(\alpha_p - \alpha_n) I(T_2 - T_1) + I^2 R} \quad (3.18)$$

Valoarea coeficientului de performanță maxim se obține pentru curentul optim:

$$I_\Phi = \frac{(\alpha_p - \alpha_n)(T_2 - T_1)}{R(\sqrt{1 + Z T_M} - 1)} \quad (3.19)$$

unde T_M este temperatura medie, $T_M = (T_1 + T_2)/2$. Pentru această valoare, coeficientul de performanță maxim este:

$$\Phi_{\max} = \frac{T_1 \left(\sqrt{1 + Z T_M} - \frac{T_2}{T_1} \right)}{(T_2 - T_1)(\sqrt{1 + Z T_M} + 1)} \quad (3.20)$$

3.2.4. Dispozitive termoelectrice de răcire multistrat

S-a arătat că diferența maximă de temperatură ce poate fi atinsă la nivelul unui răcitor termoelectric simplu monoetajat este dată de valoarea cifrei caracteristice a termocuplei, prin relația:

$$(T_2 - T_1)_{\max} = \frac{1}{2} Z T_1^2 \quad (3.12)$$

Este necesar ca pentru obținerea unor diferențe mai mari de temperatură să utilizăm o unitate de răcire multistrat (cascadă) de termoelemente. Într-o cascadă termoelectrică, primul strat de termocuple devine sursa rece pentru joncțiunile calde ale termocuplelor din stratul următor. Al doilea strat poate fi în schimb sursa rece pentru joncțiunea caldă a stratului al treilea, ș.a.m.d. Este totuși o soluție neuzuală depășirea a trei nivele de straturi de termoelemente, după cum vom vedea în cele ce urmează.

Coeficientul de performanță pentru o cascadă cu n straturi se calculează, conform

[45], considerând că fiecare strat funcționează la o diferență de temperaturi egală cu $(T_1 - T_2)/n$, unde T_1 este temperatura joncțiunii calde a primului strat și T_2 este temperatura joncțiunii reci la nivelul celui de al n-lea strat. S-a mai presupus de asemenea aproximarea coeficientului de performanță Φ' pentru fiecare strat că este egal cu $n \cdot (\Phi_1 + \frac{1}{2}) - \frac{1}{2}$, unde Φ_1 este coeficientul de performanță al unui singur strat care lucrează la întreaga diferență de temperaturi $(T_1 - T_2)$. Evident, Φ_1 , care este dat de ecuația:

$$\Phi_1 = \Phi_{\max} = \frac{T_1 \left(\sqrt{1 + Z T_M} - \frac{T_2}{T_1} \right)}{(T_2 - T_1)(\sqrt{1 + Z T_M} + 1)} \quad (3.21)$$

dacă circuitul este parcurs de curentul optim, poate fi negativ dacă diferența de temperaturi este mai mare decât valoarea dată de ecuația (3.12). De asemenea, capacitatea de răcire a cascadei poate fi pozitivă numai dacă $n \cdot (\Phi_1 + \frac{1}{2}) - \frac{1}{2}$ este pozitivă. În teorie, această condiție este întotdeauna posibilă, oricum diferența $(T_1 - T_2)$ este mai mare, deoarece Φ_1 nu poate depăși valoarea $\frac{1}{2}$.

Să presupunem acum că valoarea căldurii extrase (gradului de răcire) cerută la etajul final este q_r . Astfel, energia ce trebuie consumată la cel de-al n-lea strat este q_r/Φ' , deci gradul de răcire pentru stratul $(n-1)$ trebuie să fie $q_r \cdot (1 + 1/\Phi')$. Similar, gradul de răcire la stratul $(n-2)$ trebuie să fie $q_r \cdot (1 + 1/\Phi')^2$. În final, valoarea la care căldura este cedată sursei reci la primul etaj trebuie să fie $q_r \cdot (1 + 1/\Phi')^n$. Energia totală cedată stratului n , în unitatea de timp este dat de $q_r \cdot [(1 + 1/\Phi')^n - 1]$, astfel încât coeficientul global de performanță este:

$$\Phi_n = \frac{1}{(1 + 1/\Phi')^n - 1} \quad (3.22)$$

unde

$$\Phi' = n(\Phi_1 + \frac{1}{2}) - \frac{1}{2} \quad (3.23)$$

și

$$\Phi_1 = \frac{T_1}{T_1 - T_2} \frac{\sqrt{1 + Z T_M} - T_1/T_2}{\sqrt{1 + Z T_M} + 1} \quad (3.24)$$

Expresia coeficientului de performanță pentru un sistem cu două straturi este:

$$\Phi_2 = \Phi_1 + \frac{1}{8(2\Phi_1 + 1)} \quad (3.25)$$

și pentru trei straturi ea devine:

$$\Phi_3 = \Phi_1 + \frac{2\Phi_1 + 1}{27\Phi_1^2 + 27\Phi_1 + 7} \quad (3.26)$$

Prin extrapolări corespunzătoare se ajunge și la expresia teoretică a coeficientului de performanță a unei cascade cu un număr infinit de straturi:

$$\Phi_{\infty} = \frac{1}{\exp\left(\frac{1}{\Phi_1 + \frac{1}{2}}\right) - 1} \quad (3.27)$$

deși este evident că în practică această situație nu este realizabilă niciodată.

Figura 3.2 prezintă variația coeficientului de performanță în funcție de raportul T_1/T_2 pentru o cascadă monostrat, cu produsul $z \cdot T$ egal cu unitatea și pentru o cascadă cu două, trei și un număr infinit de nivele. Se poate observa că doar atunci când coeficientul de performanță a unității monostrat coboară sub 0,5 putem avea o ușoară îmbunătățire pentru o unitate de răcire cu două nivele și probabil nu datorită condițiilor dificile de realizare practică

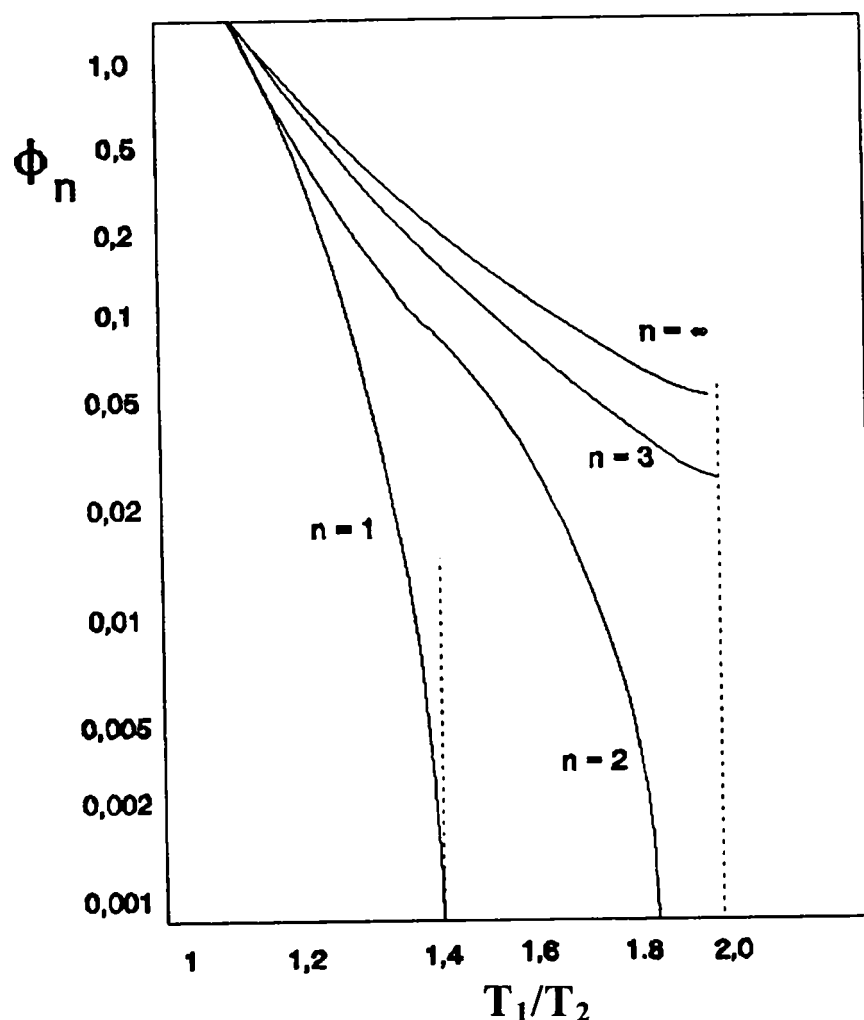


Figura 3.2

a acestora, valoarea coeficientului Φ_1 este mai mică de 0,2. În mod similar, o unitate cu 3 nivele prezintă o creștere reală semnificativă față de cea dublu strat doar atunci când coeficientul de performanță Φ_2 al celui din urmă strat se situează sub 0,5. Astfel, o cascadă cu 3 straturi este mai degrabă practic aplicabilă numai când capacitatea de răcire necesară la

joncțiunea rece a celui de al treilea strat este foarte mică. Cascade conținând patru sau mai multe nivele nu pot oferi performanțe net superioare față de cele cu trei straturi în afară de cazul în care diferența de temperaturi este atât de mare astfel încât chiar și coeficientul de performanță al cascadei cu un număr infinit de straturi ar fi insuficient pentru acest scop. Din această cauză, în practică nu s-a ajuns la realizări uzuale care să depășească numărul de trei straturi de materiale termoelectrice.

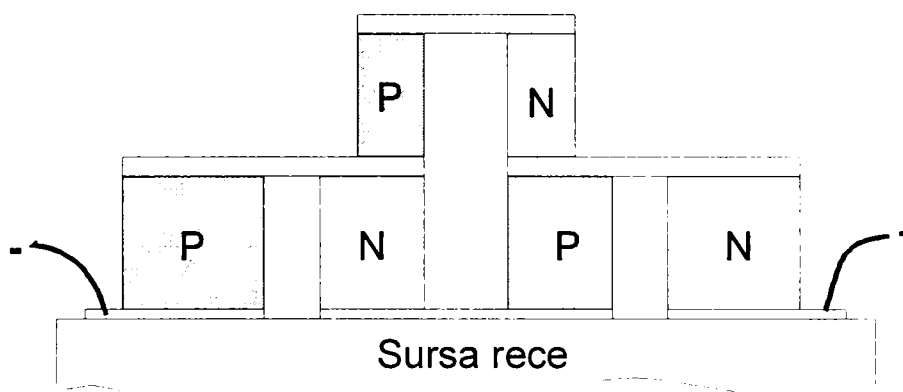


Figura 3.3

Este de asemenea important ca în construcția cascadei să se țină cont de posibilitatea ca pierderile de căldură suplimentare să nu apară. În principiu, aranjamentul ilustrat în figura 3.3 prezintă două avantaje:

Curentul se introduce doar la temperatura sursei reci astfel că nu va apare nici un schimb de căldură de la regiunea răcită prin conductorii electrici. De asemenea, nu apare o izolare electrică, care implică și o rezistență termică suplimentară, între cele două etaje. Se observă din desen că secțiunea transversală a primului strat este cu mult mai mare decât cea a celui de al doilea strat. Aceasta deoarece cel de al doilea strat are de evacuat doar căldura de la sursa de căldură, în timp ce primul strat trebuie să evacueze și căldura generată de al doilea strat. Capacitatea de răcire a primului strat trebuie să fie de $(1 + 1/\Phi')$ ori mai mare decât cea a celui de al doilea strat dacă ecuația (3.25) este validă.

Configurația prezentată în figura 3.4 poate fi aplicată unei unități de răcire cu două nivele cu un număr mare de joncțiuni.

Se poate astfel modifica configurația respectivă pentru utilizarea ei într-o cascadă cu trei sau mai multe nivele în care este nevoie de cel puțin n termocuple în primul strat dintr-o cascadă de m nivele.

Dezavantajul configurației prezentate în figura 3.3 este aceea că valoarea intensității curentului electric ce trebuie suportată de către sursa de alimentare și care este vehiculată prin unitatea de răcire trebuie să aibă o valoare relativ ridicată. Acest curent este desigur foarte

mare față de cel care parcurge elementele ultimului strat. Astfel, o cascadă realizată practic ar avea mai degrabă alura celei prezentate în figura 3.4.

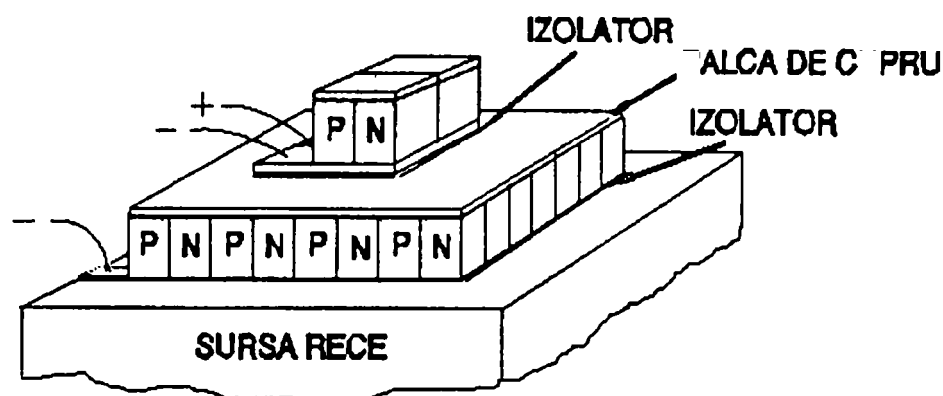


Figura 3.4

Aici primul etaj este utilizat pentru a răci o placă de cupru care formează sursa rece a celui de al doilea strat. Este importantă izolarea electrică ce trebuie introdusă între straturi și care trebuie să aibă o rezistență termică cât mai mică. Alegerea conductorilor de alimentare la cel de al doilea strat trebuie să fie astfel efectuată încât să micșoreze efectele combinate Joule și Fourier de la sursa de evacuare a căldurii. Este de asemenea evident avantajul existenței unui număr cât mai mare de joncțiuni în cel de al doilea strat deoarece astfel valoarea curentului care parcurge acest strat va fi mică.

Apare un avantaj al cascadei de termoelemente ce nu a fost menționat până acum. Atunci când se operează cu o unitate monostrat pentru o diferență de temperaturi între joncțiuni mare, proprietățile termoelectrice ale materialelor trebuie selectate ca un compromis între cerințele necesare joncțiunilor reci sau calde. Pentru o cascadă, se pot utiliza materiale diferite pentru fiecare strat în parte, fiecare material putând funcționa aproape de optimul de temperatură.

3.2.5. Domenii de aplicație pentru răcirea termoelectrică

Fenomenul termoelectric Peltier, datorită efectului de răcire specific, a găsit cele mai multe și mai diverse aplicații. Astfel, fără a avea pretenția că voi aborda toate domeniile posibile ale exploatării acestui fenomen, pot menționa următoarele, făcând și o clasificare primară după domeniul de aplicație:

TEZĂ DE DOCTORAT

Componente electronice:	<ul style="list-style-type: none"> - detectoare cu raze infraroșii - diode laser - CCD - surse de referință pentru corp negru - surse de tensiuni de referință
Răcitoare de capacitate redusă:	<ul style="list-style-type: none"> - pentru ambarcațiuni - pentru case mobile - birouri - hoteluri - cutii de alimente portabile - instrumente - senzori de condensare - băi reci - surse de referință 0 °C - microtomuri - analiză coagulare sânge
Special:	<ul style="list-style-type: none"> - deumidificatoare - răcitoare de apă - aer condiționat - tablouri de afișaj electronice - aparatură de laborator

Gama de aplicații prezentată mai sus utilizează în general puteri de răcire de ordinul waților până la maximum 500 W. Totuși, avantajul incomparabil pe care aceste sisteme de răcire le au și anume lipsa pieselor în mișcare, dar mai ales lipsa absolută a zgomotului în funcționare a condus la aplicații, ce au mers până la zeci de kilowați putere de răcire, în domeniu militar și mai ales în cel al echipării submarinelor. În Franța, începând cu anul 1977 vagoane ale trenului de mare viteză TGV, au fost echipate cu sisteme de condiționare a aerului prevăzute cu termoelemente, puterea acestora fiind de ordinul a 20 kW.

3.3. Cuplul termoelectric în regim de generator

Efectul de generare termoelectrică diferă de alte cicluri termice prin faptul că este bazat pe importante fenomene de material, specifice semiconductorilor, care convertesc direct energia termică în energie electrică.

Multă lume cunoaște utilizarea termocuplelor de tip metal/metal-aliaj pentru măsurarea temperaturii, dar sunt mai puțin familiarizați cu utilizarea termocuplelor pentru producerea de energie electrică.

Un generator termoelectric este constituit în principal dintr-un număr mare de termocuple cu semiconductori (termoelemente), conectate electric în serie și termic în paralel, pentru a forma un modul și dintr-un număr de module dispuse în jurul unei surse de căldură pentru a forma generatorul. Căldura, preluată prin intermediul joncțiunilor calde (sursele calde), este convertită în energie electrică ca urmare a menținerii joncțiunilor reci (sursele reci) la o temperatură diferită. Dispunând de o diferență de temperatură ce poate fi menținută la nivelul celor două suprafețe cu joncțiuni ale termogeneratorului, vom putea obține o energie electrică la nivelul unei sarcini electrice exterioare R_0 , figura 3.5.

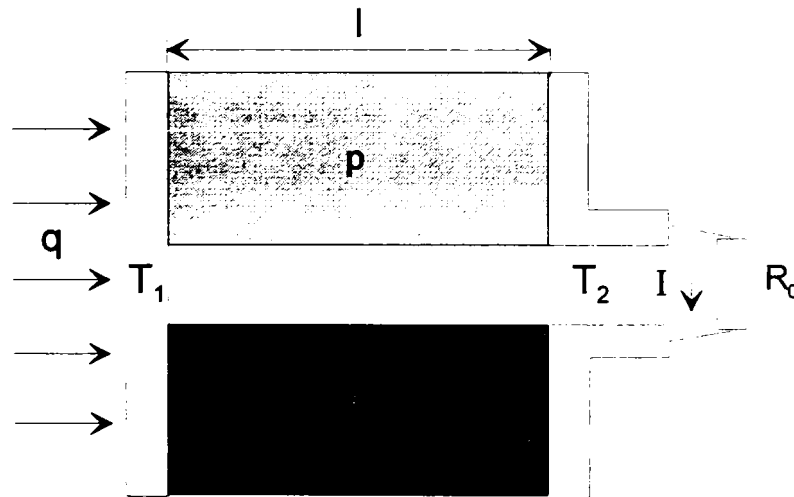


Figura 3.5

Valoarea tensiunii termoelectromotoare produsă de termogenerator este $(\alpha_p - \alpha_n) \cdot (T_1 - T_2)$, ceea ce conduce la o energie utilă la nivelul sarcinii exterioare:

$$E = \left[\frac{(\alpha_p - \alpha_n)(T_1 - T_2)}{(R_0 + R)} \right]^2 R_0 \quad (3.28)$$

Trebuie specificat faptul că o mare parte din căldura disponibilă la nivelul sursei calde este transmisă spre sursa rece prin conducție prin elementele termoelectrice. O parte din această căldură, care dezvoltă energia electrică la nivelul sistemului, compensează efectul

Peltier generat în urma existenței curentului de sarcini electrice. De asemenea, ca și în cazul răcirii termoelectrice, o jumătate din căldura Joule dezvoltată este regăsită la nivelul joncțiunilor.

Cu expresia curentului de sarcini generat:

$$I = \frac{(\alpha_p - \alpha_n)(T_1 - T_2)}{R_0 + R} \quad (3.29)$$

valoarea căldurii absorbite la nivelul joncțiunii calde devine:

$$q = K(T_1 - T_2) + (\alpha_p - \alpha_n)IT_1 - I^2R/2 \quad (3.30)$$

Primul termen al relației de mai sus reprezintă căldura disipată prin conductivitate termică prin materialul termoelectric înspre joncțiunea rece, al doilea termen este căldura necesară compensării efectului Peltier, iar cel de al treilea termen contribuția efectului Joule. Randamentul conversiei termoelectrice, η , este în aceste condiții dat de raportul E/q și valoarea acestuia depinde în bună măsură de modul în care rezistența de sarcină exterioară corespunde cu cea internă a generatorului termoelectric. Condiția de putere maximă livrată de termogenerator este realizată atunci când R_0 și R au aceleași valori. Dacă această condiție este îndeplinită, randamentul nu poate depăși niciodată 50% din valoarea randamentului termodinamic ideal (Carnot), care este $(T_1 - T_2)/T_1$.

Rezistența de sarcină este astfel aleasă încât să se poată atinge un randament al conversiei maxim. Dacă însă rezistența de sarcină se poate exprima ca și

$$R_L = m \cdot R \quad (3.31)$$

valoarea maximă a randamentului de conversie este obținută din $d\eta/dm = 0$, adică:

$$\eta = \frac{(T_1 - T_2)}{T_1} \cdot \frac{(M - 1)}{(M + \frac{T_2}{T_1})} \quad (3.32)$$

în care expresia M , care este valoarea optimă prezentată de Ioffe [52], pentru valoarea lui m este:

$$M = \sqrt{1 + ZT_M} \quad (3.33)$$

Din expresia (3.32) se poate constata că valoarea randamentului maxim termodinamic este diminuată cu factorul $(M-1)/(M+T_2/T_1)$. Practic, randamentul de conversie va crește pe măsura creșterii factorului M . Dar, pentru că M depinde numai de temperaturile celor două surse de căldură și de cifra caracteristică Z , se poate concluziona că vom avea aceeași cifră caracteristică atât pentru generare cât și pentru răcire termoelectrică.

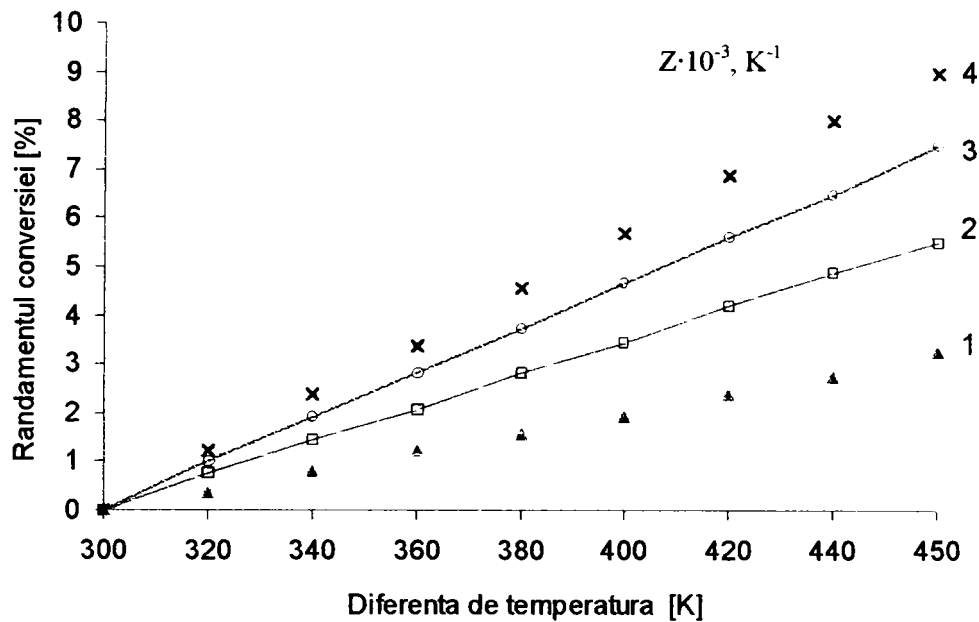


Figura 3.6

Figura 3.6 demonstrează dependența randamentului de conversie termoelectrică de diferența de temperaturi la care se operează și de cifra caracteristică a materialelor termocuplei. Pentru o termocuplă confecționată din material cu $Z=3 \cdot 10^{-3} \text{ K}^{-1}$ care funcționează la o diferență de temperatură de $150 \text{ }^\circ\text{C}$ vom obține un randament al conversiei de $\sim 7,5\%$. Practic, datorită pierderilor de căldură și a influenței tensiunii de ieșire al generatorului, randamentul este înjumătățit.

Să luăm în discuție cele două cazuri limită, când $Z \cdot T_M \ll 1$, și respectiv $Z \cdot T_M \gg 1$. Atunci când $Z \cdot T_M \ll 1$, $\eta \rightarrow [(T_1 - T_2)/T_1] \cdot [Z \cdot T_M / 2 \cdot (1 + T_2/T_1)]$, astfel că valoarea randamentului ideal este amplificată cu un factor cu mult mai mic decât unitatea. Atunci când $Z \cdot T_M \gg 1$, $\eta \rightarrow [(T_1 - T_2)/T_1]$, care reprezintă maximul randamentului de conversie. În practică, majoritatea materialelor utilizate în conversia termoelectrică au produsul $Z \cdot T_M$ apropiat de unitate, pentru gama de temperaturi uzuale de funcționare. Pentru $Z \cdot T_M = 1$, $M = 1,4142$. Randamentul de conversie termoelectrică nu depinde numai de valoarea lui M dar și de a raportului T_2/T_1 . Tipic, pentru un generator ce utilizează diferențe de temperatură mici, acest raport se apropie de 1 și $(M-1)/(M+T_2/T_1)$ se apropie de 0,17. Dacă raportul T_1/T_2 crește, termenul $(M-1)/(M+T_2/T_1)$ crește și el, atingând valoarea 0,21 pentru $T_1=2 \cdot T_2$ și cam 0,29 pentru $T_1 \gg T_2$ [52, 91].

Se poate constata astfel că în prezent putem obține aproximativ un sfert din valoarea randamentului termodinamic ideal (Carnot) pentru generarea termoelectrică.

3.3.1. Domenii de aplicație pentru generarea termoelectrică

Bazat pe fenomenul conversiei directe a căldurii în energie electrică prin utilizarea efectului Seebeck, acest gen de aplicație s-a folosit de foarte multă vreme în sistemele de măsurare a temperaturii cu ajutorul termocuplelor. Valorile tensiunilor obținute în acest gen de aplicație, pentru o singură joncțiune, sunt absolut insuficiente pentru producere de energie electrică utilă. Mai mult decât atât, de obicei, materialele utilizate în confecționarea termocuplelor nu sunt aplicabile și la nivelul producerii de energie electrică, pentru acest domeniu folosindu-se cu precădere semiconductori. Funcție de intervalul de temperaturi de utilizare, generatoarele termoelectrice se împart în generatoare de temperaturi înalte și de temperaturi joase. Pentru cele din prima categorie, materialele folosite sunt bazate pe siliciu-germaniu și telurură de plumb, iar pentru cele din gama inferioară sunt utilizate cu precădere aliajele telururii de bismut.

Domeniul de aplicabilitate al convertoarelor termoelectrice țin în primul rând cont de sursă de căldură. Astfel, la ora actuală există dispozitive de producere a electricității care alimentează microchip-uri sau stimulatori cardiace și care produc $0,001 \mu\text{W} \div 0,1 \text{ mW}$ [91]. Cele mai uzuale aplicații se referă la producerea energiei electrice prin utilizarea unor instalații de ardere a combustibililor fosili și care servesc ca și surse individuale de energie pentru puncte izolate, stații meteo, relee de navigație aeriană sau navală. În general aceste termogeneratoare utilizează butelii cu gaz ce necesită o înlocuire la un interval de minim 10-12 luni [5, 11, 56].

Avantajul producerii energiei electrice numai prin conversia directă a căldurii provenită de la o sursă calorică a condus la realizarea unor sisteme termogeneratoare care utilizează combustibil nuclear sau surse de căldură cu izotopi. Evident, în aceste condiții oxigenul comburant nu mai este necesar, domeniul de aplicație fiind cel al explorărilor marine la mare adâncime, dar mai ales explorarea spațiului cosmic. Ca exemplu, amintit și în capitolul 1, este de menționat realizarea în SUA a unor termogeneratoare cu izotopi ce furnizează 100 kW electric pentru sondele spațiale lansate de NASA [18, 92].

4. Studii și cercetări privind influența condițiilor de limită, termice și electrice, asupra performanțelor de valorificare a efectelor termoelectrice

4.1. Considerații generale

O unitate termoelectrică trebuie proiectată pentru obținerea unor costuri minime și a unui randament maxim de funcționare, între limitele diferenței de temperaturi și a capacității de răcire specifice. Pentru o unitate termoelectrică ideală caracteristicile de funcționare nu sunt influențate dacă lungimea L a elementelor și secțiunea transversală A sunt reduse, astfel încât să obținem același raport L/A . Astfel, costul minim se poate obține prin utilizarea celui mai mic volum de material ce poate fi utilizat în mod corespunzător.

Într-o unitate termoelectrică reală coeficientul de performanță se micșorează mult odată cu reducerea volumului materialelor utilizate deoarece rezistența electrică de contact devine o fracție crescătoare din totalul rezistenței sistemului considerat. Mai mult, cu reducerea secțiunii transversale, rezistența termică între joncțiunile caldă și rece, respectiv între sursa caldă și rece, crește.

În acest capitol se descriu influențele celor două surse de pierderi pentru o unitate termoelectrică monoetajată.

Calitatea surselor de alimentare, prin valorile stabilizate ale tensiunilor și curenților debitați contribuie și acestea la atingerea și menținerea unor performanțe ridicate ale sistemelor de răcire termoelectrică. Se analizează în acest capitol și factorii perturbatori legați de sursele de alimentare.

4.2. Rezistența de contact

Teoria proiectării unei unități termoelectrice în care rezistențele de contact nu sunt neglijabile trebuie luată în considerare prin importanța coeficientului de performanță și a puterii de răcire pentru un volum dat de material, în limitele funcționării economice globale a unității de răcire.

Este evident că valoarea coeficientului de performanță crește monoton odată cu creșterea lungimii și a secțiunii transversale astfel încât este imposibil să proiectăm o unitate de răcire pentru maximul coeficientului de performanță. Se poate stabili că dacă avem de ales între două lungimi care produc aceeași putere de răcire pe unitatea de volum de material, unitatea de răcire trebuie construită cu materiale mai lungi pentru a avea un coeficient de performanță cât mai mare. Cu alte cuvinte, soluția adoptată în proiectare va avea o lungime a termoelementelor care nu este mai mică decât aceea care produce maximul raportului putere de răcire - volum de material. Se poate considera pentru simplitate că materialele termoelectrice pozitive și negative au coeficienți Peltier egali, $\pm \pi$ și aceleași valori ale coeficientului de rezistivitate electrică ρ și termică k . Dacă aceste valori ale conductivității termice și electrice nu sunt egale se poate utiliza ecuația (4.1) pentru optimizarea secțiunii transversale relative pentru ramurile pozitivă și negativă :

$$\frac{\frac{A_1}{L_1}}{\frac{A_2}{L_2}} = \sqrt{\frac{\rho_2 k_2}{\rho_1 k_1}} \quad (4.1)$$

Lungimile ramurilor pozitive și negative de regulă sunt egale în condițiile unor dispozitive practice. Se preconizează ca unitatea de răcire să fie constituită din perechi de elemente, ca și cea prezentată în figura 3.1, de la care extrapolarea la teoria unităților multistrat este foarte simplă.

O rezistență electrică de contact la nivelul joncțiunii de răcire are de departe efecte negative mai mari asupra performanțelor unității termoelectrice decât le-ar avea o rezistență similară la joncțiunea caldă. Rezistența electrică la joncțiunea caldă pur și simplu crește valoarea puterii ce trebuie suplinită, în timp ce rezistența la joncțiunea de răcire produce și un efect de încălzire care micșorează puterea de răcire. Pentru cazul nostru se consideră că rezistența de contact pe unitatea de suprafață are aceeași valoare r_c la ambele joncțiuni. Astfel, puterea de răcire pe unitatea de suprafață transversală este [45]:

TEZĂ DE DOCTORAT

$$q = \pi j - \frac{L}{2} \left(\frac{L}{\rho} + r_c \right) j^2 - k \cdot \frac{\Delta T}{L} \quad (4.2)$$

unde ΔT este diferența de temperatură dintre joncțiunea caldă și rece și j este densitatea de curent. Ecuația (4.2) se poate compara cu ecuația (4.3)

$$q = (\alpha_2 - \alpha_1) \cdot I \cdot T_1 - \frac{I^2 \cdot R}{2} - K (T_1 - T_2) \quad (4.3)$$

în care

$$R = \frac{L_1}{A_1 \rho_1} + \frac{L_2}{A_2 \rho_2} \quad (4.4)$$

este rezistența electrică totală a ramurilor și

$$K = \frac{A_1 k_1}{L_1} + \frac{A_2 k_2}{L_2} \quad (4.5)$$

este conducția termică totală a ramurilor, în condițiile în care rezistențele de contact se neglijează. Coeficientul de performanță este:

$$\phi = \frac{2\pi j - \left(\frac{L}{\rho} \right) j^2 - 2k \frac{\Delta T}{L}}{2j \left[\left(\frac{L}{\rho} + r_c \right) j + \pi \frac{\Delta T}{T} \right]} \quad (4.6)$$

Puterea de răcire pe unitatea de volum este

$$\frac{q}{L} = \frac{\pi \cdot j}{L} - \frac{1}{2} \left(\frac{1}{\rho} + \frac{r_c}{L} \right) j^2 - \frac{k}{L^2} \Delta T \quad (4.7)$$

Mărimile ΔT , L și j , se pot înlocui cu mărimile adimensionale

$$f = \frac{\Delta T}{2T} \quad (4.8)$$

$$\beta = \frac{r_c \cdot \rho}{L}$$

și

$$x = \frac{j \cdot L}{2\pi \cdot \rho} (1 + \beta) \quad (4.9)$$

Astfel:

$$\frac{q}{L} = \frac{2kT}{\rho^2 r_c^2} \beta^2 \left[\frac{z \cdot T}{1 + \beta} x (1 - x) - f \right] \quad (4.10)$$

Există două concepte de optimizare a puterii de răcire pe unitatea de volum. În primul concept se calculează puterea maximă de răcire, q_{\max} pentru orice valoare a lui L (sau β). Apoi, se găsește valoarea lui β pentru care se atinge maximul raportului q_{\max}/L . În

al doilea concept, puterea de răcire q_Φ , corespunzătoare maximului coeficientului de performanță se găsește pentru fiecare valoare a lui β . Apoi se determină valoarea lui β pentru care q_Φ are valoare maximă.

În primul caz, puterea de răcire este maximă când $x = 1/2$, astfel că:

$$\frac{q_{\max}}{L} = \frac{2kT}{\rho^2 r_c^2} \beta^2 \left[\frac{zT}{4(1+\beta)} f \right] = \frac{2kT}{\rho^2 r_c^2} \Gamma_q(zT, \beta, f) \quad (4.11)$$

care definește funcția Γ_q . Coeficientul de performanță Φ_q în acord cu aproximația de mai sus este dat de:

$$\phi_q = \frac{zT - 4f(1+\beta)}{2zT(1+2f)} \quad (4.12)$$

Pentru al doilea caz de aproximație, coeficientul de performanță are valoare maximă dacă:

$$x = \frac{f}{\left[1 + zT \frac{(1+f)}{(1+\beta)} \right]^{\frac{1}{2}} - 1} \quad (4.13)$$

care produce o putere de răcire pe unitatea de volum,

$$\frac{q_\Phi}{L} = \frac{2kT}{\rho^2 r_c^2} \beta^2 f \left\{ \frac{zT \left[\left[1 + zT \frac{(1+f)}{(1+\beta)} \right]^{\frac{1}{2}} - 1 - f \right]}{1 + \beta \left\{ \left[1 + zT \frac{(1+f)}{(1+\beta)} \right]^{\frac{1}{2}} - 1 \right\}^2 - 1} \right\} = \frac{2kT}{\rho^2 r_c^2} \Gamma_\Phi(zT, \beta, f) \quad (4.14)$$

și care definește funcția Γ_Φ . Pentru această funcție, coeficientul de performanță este

$$\phi_{\max} = \frac{1}{2f} \left\{ \frac{\left[\left[1 + zT \frac{(1+f)}{(1+\beta)} \right]^{\frac{1}{2}} - (1+2f) \right]}{\left[1 + zT \frac{(1+f)}{(1+\beta)} \right]^{\frac{1}{2}} + 1} \right\} \quad (4.15)$$

Variațiile funcțiilor Γ_q și Γ_Φ cu parametrul de lungime β sunt prezentate în figura 4.1, pentru produsul $z \cdot T = 0,8$ și trei valori tipice pentru parametrul f al diferențelor de temperatură. Figura 4.2 prezintă variația coeficientului de performanță Φ funcție de β pentru aceleași valori $z \cdot T$ și f utilizând ambele metode de aproximare.

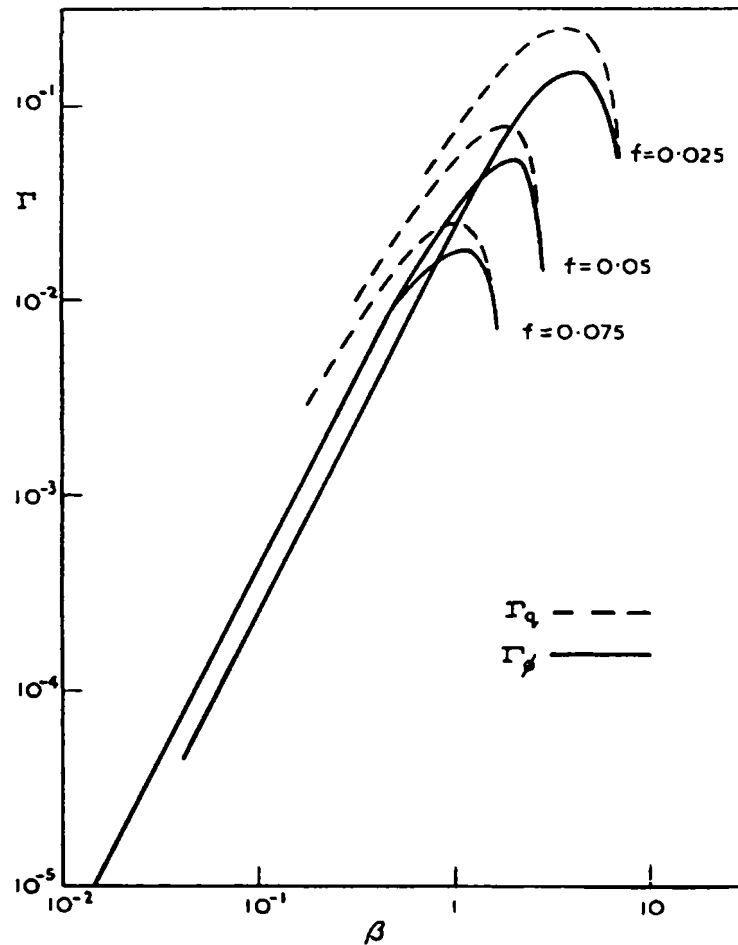


Figura 4.1

Figura 4.3 prezintă funcțiile Γ_q și Γ_Φ având ca parametri coeficientul de performanță Φ , pentru valoarea $z \cdot T = 0,8$. Proiectantul întotdeauna va adopta valoarea lui β în corespondență cu un punct din dreapta maximului, pentru a asigura atingerea coeficientului de performanță dorit [44, 45].

În mod normal se utilizează pentru nivelul cerut al coeficientului de performanță, maximul celor două curbe, pentru o valoare f specificată. Dacă gabaritul sau costul materialelor este factorul de decizie și coeficientul de performanță nu este important, va fi adoptată aproximația care conduce la puterea maximă de răcire.

Pe de altă parte, dacă, cum este uzual, coeficientul de performanță este cel mai important factor, vom utiliza metoda de aproximație care oferă optimul coeficientului de performanță.

Valoarea $z \cdot T$ egală cu 0,8 care a fost aleasă pentru curbele din figurile 4.1 și 4.3 are importanță practică deoarece se situează în apropierea celor găsite pentru aliajele sinterizate din telurura de bismut la temperatura mediului ambiant [45, 49, 51]. Pentru proiectarea sistemelor de răcire bazate pe alte materiale se pot ridica curbe similare după metodele prezentate mai înainte.

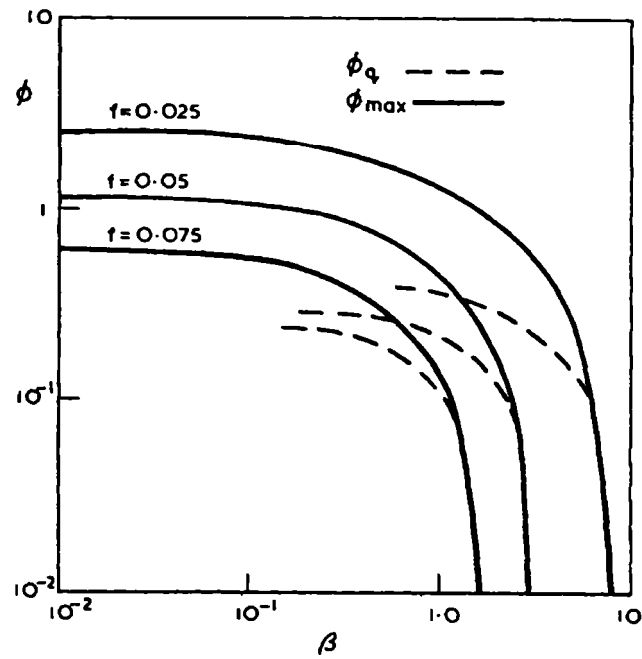


Figura 4.2

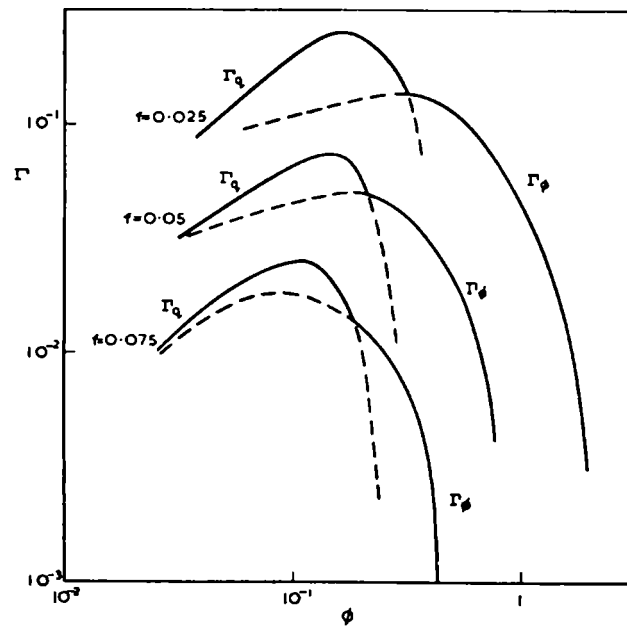


Figura 4.3

4.3. Rezistența termică dintre unitatea de răcire și sursele de căldură

După cum s-a arătat în paragraful anterior se poate obține un compromis satisfăcător între preț și materialele termoelectrice utilizate și un coeficient de performanță bun atunci când rezistența electrică de contact are valori apreciabile. De regulă, în practică,

rezistențele de contact sunt uzual destul de mici pentru a fi neglijate dacă termoelementele sunt mai mari, să spunem de 1 mm în lungime. Termoelementele mai scurte de 1 mm în lungime sunt greu de manevrat și de aceea majoritatea fabricanților utilizează termoelemente de aproximativ 3÷5 mm în lungime [26].

Mai apare un efect care s-a dovedit a fi mai dăunător coeficientului de performanță decât rezistența electrică de la contacte. Este obișnuit să se utilizeze la construcția unităților de răcire termoelectrică perechi de benzi plate din metal (de regulă confecționate din Cu) atașate modulului termoelectric și care formează efectiv zona de contact cu sursa caldă și rece a sistemului considerat. Este necesară interpunerea unui strat de izolare electrică între unitatea de răcire și plăcuțele de metal ce închid modulul termoelectric pentru prevenirea unor scurt-circuite a joncțiunilor, iar aceste izolări electrice au o rezistență termică finită. Cu cât unitatea de răcire termoelectrică este mai mică, pentru o capacitate de răcire dată, cu atât diferența de temperatură dintre straturile izolatoare este mai mare. Astfel, diferența de temperatură dintre joncțiunile caldă și rece devine apreciabil mai mare decât aceea dintre sursă caldă și rece atunci când secțiunea transversală este mică [26, 37].

Rezistența termică dintre unitatea de răcire și blocurile metalice se poate reduce, pentru o lungime și o secțiune transversală dată a materialului termoelectric, dacă termoelementele sunt separate unul de celălalt astfel încât să crească valoarea globală a secțiunii transversale. Spațiile dintre termoelemente trebuie umplute cu un izolator termic cât mai bun. Dacă spațiile sunt prea mari, conducția căldurii prin izolatorul termic este suficientă pentru reducerea coeficientului de performanță a unității cu o valoare apreciabilă. Astfel, există un spațiu optim pentru o gamă de parametri de funcționare, în care condiția cea mai nefavorabilă de echilibru este obținută între efectul îmbunătățirii conducției căldurii în paralel cu termoelementele și reducerea conducției căldurii către sursele de căldură.

Realizările moderne ale modulelor termoelectrice au eliminat plăcile metalice ce formau suprafețele de contact, ele fiind înlocuite cu plăci ceramice ce asigură implicit și izolarea electrică între materialul termoelectric și suprafețele de contact, deci, per ansamblu, o micșorare a rezistenței termice globale a modulului termoelectric.

Modelul pe care se bazează conceptele de proiectare descrise în continuare sunt prezentate în figura 4.4. S-a presupus că secțiunea transversală a izolatorului termic în spațiul dintre termoelemente este o fracție g a secțiunii transversale a termoelementelor însăși.

TEZĂ DE DOCTORAT

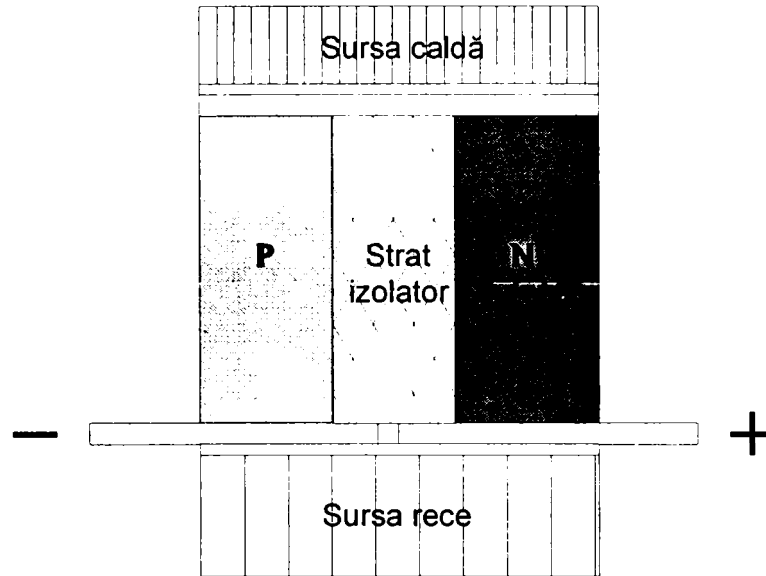


Figura 4.4

Astfel, dacă k_i este conductivitatea termică a materialului izolator, cifra caracteristică efectivă este:

$$z = \frac{z^*}{1 + k_i \frac{g}{k}} \quad (4.16)$$

unde z^* este cifra caracteristică a unei unități ideale care nu are spații între termoelemente.

Există situații de dispunere a materialului termoizolator care conduc la lungimi L_i mai mari a acestuia în comparație cu lungimea L a materialelor termoelectrice. Dacă avem aceste situații atunci se va multiplica conductivitatea termică k_i cu factorul L/L_i .

Se presupune în continuare că termoelementele pozitive și negative au conductivități electrice și termice egale și coeficienți termoelectrice egali și de semn contrar, astfel că

$$z^* = \pi^2 \frac{\rho}{k \cdot T^2} \quad (4.17)$$

Fie k_c conductivitatea termică pe unitatea de suprafață prin materialul izolator electric (ceramic) dintre unitatea de răcire și cele două surse de căldură. Astfel, diferența de temperaturi dintre joncțiunile calde și reci va fi obținută din

$$f = f^* + \frac{q_r \left(1 + \frac{l}{2\phi} \right)}{k_c (l + g)} \quad (4.18)$$

unde f este $\Delta T/2T$ și f^* este $\Delta T^*/2T$, ΔT^* fiind diferența de temperatură necesară între cele două surse de căldură, q_r este puterea de răcire pe unitatea de suprafață a materialelor termoelectrice și Φ este coeficientul de performanță al unității de răcire.

Se presupune de asemenea că unitatea de răcire funcționează cu coeficientul de performanță optim. Foarte des o unitate de răcire care lucrează sub condițiile ideale funcționează cu un curent mai mare decât cel necesar pentru valoarea optimă a coeficientului de performanță [92], astfel că este necesară creșterea puterii de răcire. Oricum, un asemenea mod de funcționare este practic nefavorabil dacă o rezistență termică apreciabilă există între unitatea de răcire și sursele de căldură, deoarece un coeficient de performanță redus conduce la o diferență dintre f și f^* mai mare, precum demonstrează ecuația (4.18).

Când unitatea de răcire funcționează cu maximul coeficientului de performanță, densitatea de curent j se poate determina din relația:

$$x = \frac{f}{[1 + zT(1+f)]^{\frac{1}{2}} - 1} \quad (4.19)$$

unde acum x este definit ca și $j \cdot L / 2 \cdot \pi \cdot \rho$. Capacitatea de răcire pe unitatea de suprafață a termoelementelor este:

$$q_{\phi} = \frac{2kTf}{L} \left\{ zT \cdot \frac{\{[1 + zT(1+f)]^{\frac{1}{2}} - 1 - f\}}{\{[1 + zT(1+f)]^{\frac{1}{2}} - 1\}} - 1 \right\} \quad (4.20)$$

și coeficientul de performanță este:

$$\phi_{\max} = \frac{1}{2f} \left\{ \frac{[1 + zT(1+f)]^{\frac{1}{2}} (1+2f)}{[1 + zT(1+f)]^{\frac{1}{2}} + 1} \right\} \quad (4.21)$$

Datele de proiectare oferă valori pentru z^* și f^* [44, 45, 92]. Evident, coeficientul de performanță Φ_{\max} are valoarea cea mai mare dacă $z = z^*$ și $f = f^*$, care poate apare dacă lungimea l este infinită. În practică se tolerează valori ceva mai mici decât Φ_{\max} care se pot obține prin realizarea lui $g = 0$ (inexistența spațiilor dintre termoelemente) pentru o anumită lungime specifică a lui L , sau pentru lungimi mai mici dacă spațiul dintre termoelemente este mărit pentru a obține un f mai mare dar un z mai mic.

În general, atunci când g nu este zero, ecuația (4.18) ne arată că:

$$q_r = \frac{k_c T (f - f^*) (1 + g)}{\left(1 + \frac{l}{2\phi}\right)} \quad (4.22)$$

astfel că, dacă q_r are valoarea q_{ϕ} dată de ecuația (4.20), vom avea:

$$L = 2 \frac{k}{k_c} \frac{f}{(f - f^*)} \frac{\left(1 + \frac{l}{2\phi_{\max}}\right)}{(1 + g)} \left\{ zT \frac{\{[1 + zT(1 + f)^{\frac{1}{2}}] - 1 - f\}}{\{[1 + zT(1 + f)^{\frac{1}{2}}] - 1\}^2} - 1 \right\} \quad (4.23)$$

Ecuțiile (4.21) și (4.23) permit reprezentarea grafică a unor curbe caracteristice. Ecuția (4.21) este utilizată inițial pentru calculul funcției Φ_{\max} pentru un interval de valori ale lui $f \div f^*$. Apoi, ecuația (4.23) este utilizată pentru găsirea valorilor lungimii l care corespunde valorilor lui $f \div f^*$. Ca rezultat al acestor calcule se pot trasa o serie de curbe $\Phi_{\max} = f(L)$ pentru diverse valori ale parametrului g .

Prin comparație, se poate alege cea mai convenabilă mărime a valorii parametrului g pentru orice lungime a elementelor termoelectrice; această valoare a parametrului g ne dă curba cu cel mai mare coeficient de performanță Φ_{\max} la lungimea L specificată. Curbele de proiectare pot fi de asemenea folosite pentru a găsi lungimea minimă a elementelor pentru o valoare dată a coeficientului de performanță.

Utilizarea aproximațiilor considerate mai înainte sunt bine ilustrate prin mijloacele exemplelor tipice. Să presupunem că valoarea ideală a parametrului adimensional cifră caracteristică, $z^* \cdot T$ are valoarea 0,8 și că valoarea lui k este de 0,015 W/cm·K, așa cum sunt pentru telurura de bismut [7].

S-a mai presupus că unitatea de răcire a fost izolată de sursele de căldură prin straturi ce au o conductivitate termică de aproximativ 0,4 W/cm²K; asemenea valori se obțin pentru un strat dublu de vaselină de teflon ce are o grosime de 12,5 μm [7].

Conductivitatea termică a izolatorului plasat în spațiul dintre termoelemente este de aproximativ 2·10⁻⁴ W/cm·K corespunzătoare unei spume poliuretanică expandată. În final, s-a presupus ca valoare pentru f^* de 0,075, ceea ce corespunde pentru o diferență de temperatură dintre cele două surse de aproximativ 45°C [7, 44].

Curbele de variație a lui Φ_{\max} în funcție de l pentru $g = 0, 1, 3, 10$ și 30 sunt prezentate în figura 4.5. Se poate observa că reducerea spațiului dintre termoelemente ($g=0$) devine favorabilă numai când L are o valoare de câțiva centimetri. Asemenea valori ale lui L nu sunt acceptate deocamdată în practică [92].

Valoarea cea mai favorabilă pentru g (dintre cele considerate) pentru materialele termoelectrice tipice cu o lungime de câțiva milimetri este 3. Pot exista modificări în cazul soluțiilor extreme, când se utilizează valori mai mari a lui g , dacă L este 2-3 mm dar, în aceste condiții, o unitate de răcire termoelectrică are un izolanț ce ocupă trei sferturi din volum și poate ajunge mai greu la performanța optimă.

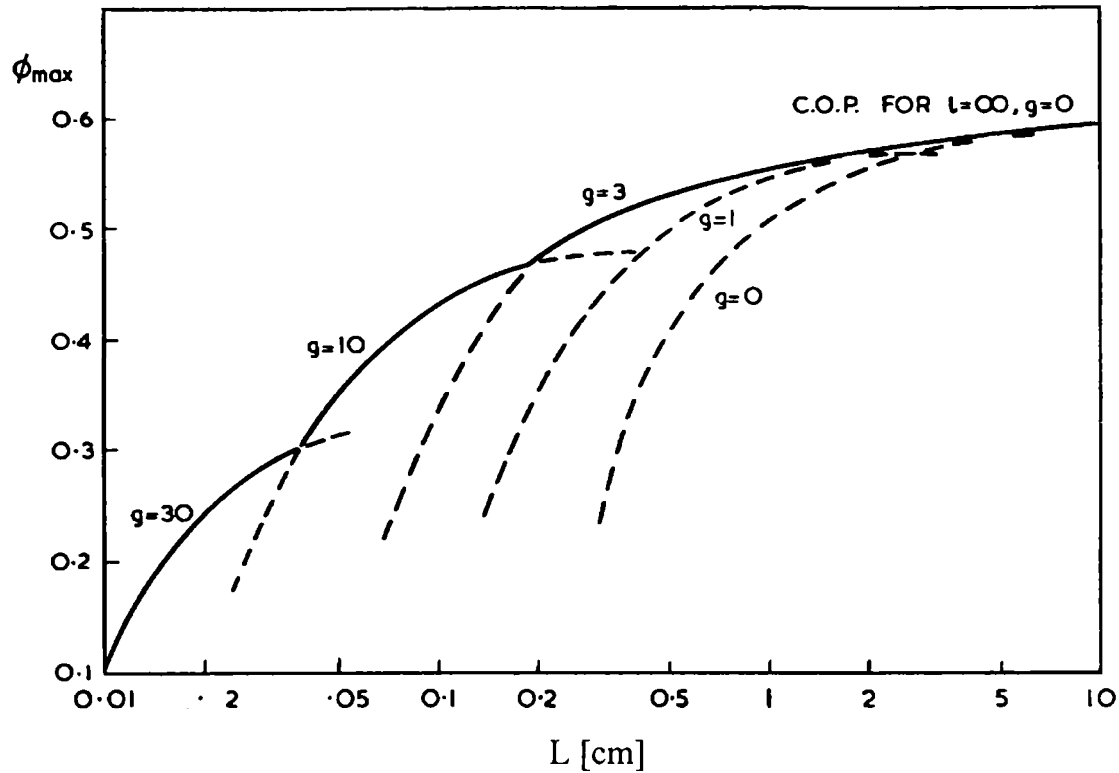


Figura 4.5

4.4. Curenți instabili

4.4.1. Efectul pulsațiilor de curent

O unitate de răcire termoelectrică atinge parametrii de funcționare maximi atunci când funcționează în condițiile unei alimentări cu curent continuu stabilizat. Dar, de cele mai multe ori, funcționarea este asigurată prin intermediul unei surse de curent alternativ, care se redresează și apoi se filtrează. Chiar la o filtrare foarte bună, pulsațiile reziduale reduc din performanța unității. Este foarte neeconomic să se filtreze excesiv alternanțele redresate, astfel încât este necesară o cunoaștere bună a valorii tensiunii (curentului) la valorile acceptate pentru uz practic.

S-a presupus că există o componentă I_0 a curentului, stabilă și o componentă alternativă, $I_1 \cdot \cos(\omega \cdot t)$, deși în practică, se întâlnesc armonici și de ordin mai mare. Componenta stabilă va conduce la o putere de răcire și la un flux de energie schimbat dat de ecuațiile (4.3) și

$$w = (\alpha_2 - \alpha_1)I(T_1 - T_2) + I^2 R \quad (4.24)$$

atunci când $I = I_0$. Componenta alternativă se va aduna la căldura Joule cu termenul $|I^2 \cdot \cos^2(\omega t)| \cdot R$, care este egal cu $\frac{1}{2} I^2 \cdot R$; o jumătate din această valoare se va regăsi la joncțiunea rece. Se poate observa imediat că ecuațiile (4.3) și (4.24) sunt valabile și pentru $I = I_0$, cu condiția ca rezistența R să fie înlocuită cu expresia $R \cdot (1 + \frac{1}{2} \delta^2)$, unde δ este egal cu I_1/I_0 și raportul poate fi privit ca și proporția de tensiune alternativă prezentă în circuit.

În aceste condiții și cifra caracteristică Z trebuie înlocuită cu $Z/(1 + \frac{1}{2} \delta^2)$.

Până în prezent, o fluctuație de 10 % este tolerabilă pentru tensiunea alternativă prezentă în circuit. Aceasta este valabilă deoarece, dacă $\delta = 0,1$, valoarea efectivă a lui Z se micșorează cu 0,5 %. Este de asemenea de înțeles că proiectantul va accepta valori a lui δ mai mari de 0,25 devreme ce și aceste valori afectează numai cu 3 % valoarea cifrei caracteristice [7, 12, 14].

4.4.2. Regim instabil

În unele aplicații este important să cunoaștem cum variază temperatura joncțiunii reci a unei unități de răcire termoelectrică în condiții de instabilitate a sursei de alimentare.

Una dintre cerințele de bază este cunoașterea proprietăților la un moment dat, după conectarea sursei de curent la unitatea de răcire termoelectrică. Această problemă nu prezintă dificultăți când capacitatea termică C_s a sursei de căldură este mare în comparație cu cea a unității de răcire. Se presupune că sursa de căldură nu generează căldură ea însăși; dar, cu toate acestea, există o conductivitate termică k_s , între sursă și mediul înconjurător (de exemplu, un flux de căldură schimbat suplimentar față de cel ce străbate unitatea de răcire). Astfel, dacă joncțiunile calde sunt la temperatura mediului înconjurător și dacă joncțiunile reci sunt într-un contact intim cu sursa de căldură, diferența de temperatură la echilibru este dată de [45]:

$$\Delta_{\infty} = \frac{\pi \cdot I - \frac{1}{2} I^2 \cdot R}{k + k_c} \quad (4.25)$$

La un moment t , după ce sistemul a fost alimentat cu energie electrică, diferența de temperatură trebuie să satisfacă ecuația:

$$\pi \cdot I - \frac{1}{2} I^2 \cdot R = C_s \frac{d}{dt} (\Delta T) + (k + k_s) \Delta T \quad (4.26)$$

astfel că:

$$(k + k_s) \cdot (\Delta T_\infty - \Delta T) = C_s \frac{d}{dt} (\Delta T) \quad (4.27)$$

Din această ecuație este ușor de arătat că diferența de temperaturi dintre joncțiuni este dată de relația

$$\Delta T = \Delta T_\infty \left\{ 1 - \exp \left[\frac{(k + k_s) \cdot t}{C_s} \right] \right\} \quad (4.28)$$

Problema se complică și mai mult atunci când capacitatea termică a sursei de căldură și cea a unității de răcire sunt comparabile, ca și mărimi. Asemenea investigații au fost efectuate atât teoretic cât și experimental de către Stil'bans și Fedorovich [49] care au arătat că inerția termică la o unitate de răcire cu sarcină nulă este proporțională cu pătratul lungimii termoelementelor. Expresia generală găsită de cei doi cercetători este foarte complicată și se poate aplica cu bune rezultate numai pentru câteva cazuri particulare. Gray [54] a restrâns prin ipotezele sale cazurile studiate la cele care se referă la comportarea unităților termoelectrice în condițiile funcționării acestora după ce în circuitul electric apar scurte creșteri ale curentului electric; el a demonstrat că această situație are o aplicație importantă în controlul unităților de răcire termoelectrică care sunt utilizate în dispozitivele de măsurare a temperaturii punctelor de rouă sau pentru incintele termostatate.

Una dintre cele mai interesante lucrări în domeniul regimurilor nestabilizate a funcționării unităților de răcire termoelectrică a fost realizată de Landecker și Findlay [29, 114]. Ei și-au îndreptat atenția asupra puseurilor de curent aplicate pentru scurt timp asupra sistemelor termoelectrice și, de asemenea, asupra termocuplelor care au capacitățile termice de la joncțiunile reci de valori foarte mici. Calculele acestora sunt aplicabile atunci când lungimea termoelementelor este cu mult mai mare decât $(2 \cdot k_d \cdot t_p)^2$, unde k_d este difuzivitatea termică (presupusă egală pentru ambele ramuri) și t_p este durata impulsului de curent. Temperatura minimă a joncțiunii reci produsă de impulsul de curent constant I s-a constatat a fi o funcție numai de $I \cdot t_p^{1/2}$ și s-a găsit că un asemenea impuls dreptunghiular nu poate produce temperaturi sensibil mai mici decât acelea care rezultă din condițiile de funcționare cu un curent constant. S-a mai demonstrat că se pot produce temperaturi cu mult mai mici dacă curentul crește în circuit în timpul impulsului după o lege de forma:

$$I_\infty (t_0 - t)^{-1/2} \quad (4.29)$$

unde t_0 este timpul în care se face investigarea temperaturii și t este timpul după ce s-a declanșat impulsul de curent ($t_0 > t$) [45].

5. Modelarea matematică a comportării individuale și modulate a termocuplelor la diferite regimuri de transfer termic

5.1. Model ideal de cuantificare al fenomenelor proprii termogenerării

5.1.1. Considerații generale

Pentru o analiză cât mai corectă a fenomenelor ce au loc în cazul funcționării unei termocuple în regim de termogenerare este necesar să luăm în considerare o serie de ipoteze simplificatoare fără însă a influența major rezultatele obținute. Astfel, pentru modelul schițat în figura 5.1 am adoptat următoarele idei simplificatoare:

- ★ generatorul funcționează între temperaturile T_1 și T_2 care corespund cu temperaturile de la nivelul joncțiunilor materialelor termoelectrice ce se află între cele două surse (rezervoare) de căldură;
- ★ schimbul de căldură între cele două surse (rezervoare) de căldură se face exclusiv prin conducția din cele două materiale termoelectrice;
- ★ rezistența electrică a joncțiunii de contact se neglijează în comparație cu rezistența electrică a materialelor termoelectrice;
- ★ secțiunea brațelor termocuplei este constantă;
- ★ valorile pentru rezistivitatea electrică ρ , conductivitatea termică λ și coeficientul Seebeck

α al materialelor sunt independente de temperatură;

- ★ rezistențele termice la nivelul suprafețelor de contact între materialele termoelectrice și sursele de căldură se consideră de valori reduse, dar cu o bună izolare electrică.

Dintre toate aceste ipoteze simplificatoare cea mai fragilă este cea privitoare la independența de temperatură a mărimilor caracteristice de material, ea putând oferi numeroase rezultate eronate în timpul calculului.

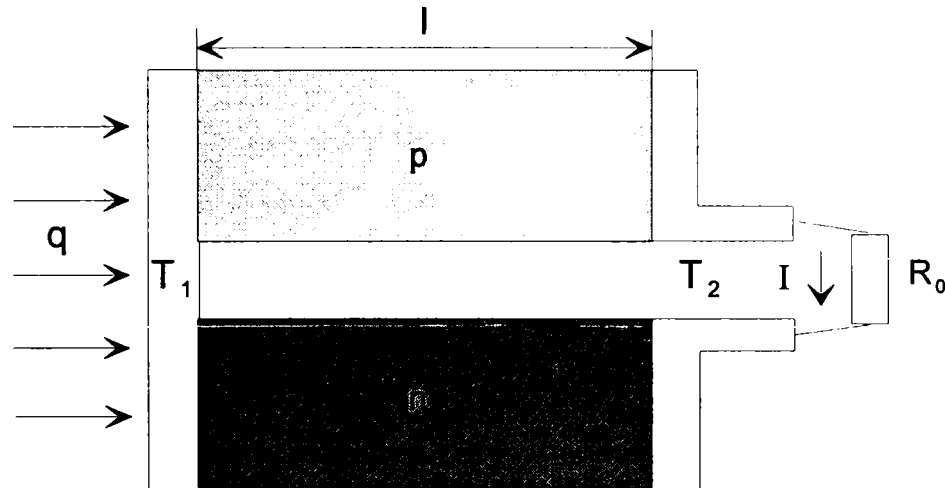


Figura 5.1

5.1.2. Influența distribuției de temperaturi și a transferului de energie către generator

În vederea stabilirii ecuațiilor ce guvernează schimbul de căldură la nivelul ramurilor unei termocuple ce funcționează ca și generator am considerat o secțiune de lungime dx , figura 5.2. Bara este supusă unui gradient de temperatură T_1-T_2 și este parcursă de curentul I în sensul lui x . Bara este considerată ca având secțiunea unitară.

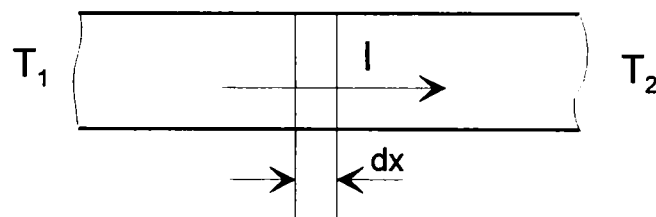


Figura 5.2

Conform legii lui Fourier pentru conducția de căldură, într-un element unidimensional, căldura ce intră prin suprafața stângă a secțiunii este:

$$- \lambda \frac{dT}{dx} \quad (5.1)$$

Căldura ce iese prin fața dreaptă a secțiunii este produsul dintre conductivitatea termică și gradientul de temperatură corespunzător, adică:

$$-\lambda \left[\frac{dT}{dx} + \frac{d}{dx} \left(\frac{dT}{dx} \right) dx \right] \quad (5.2)$$

Căldura Joule generată în volumul elementar are expresia:

$$J^2 \cdot \rho \cdot dx \quad (5.3)$$

în care J este densitatea de curent, $J = I/A$ și ρ este rezistivitatea electrică a materialului.

Prin asumarea ipotezei independenței de temperatură a mărimilor implicate în modelare, deci și $d\alpha/dT = 0$, rezultă că și coeficientul Thomson este zero. Pentru condiții de stare stabile, ecuația de echilibru energetic este:

$$\lambda \cdot \left(\frac{d^2T}{dx^2} \right) + J^2 \rho = 0 \quad (5.4)$$

Soluția ecuației (5.4), pentru condițiile la limită $T = T_1$ pentru $x = 0$ și $T = T_2$ pentru $x = L$ va fi:

$$T = \left[T_1 - \left(\frac{x}{L} \right) (T_1 - T_2) \right] + \left[\frac{J^2 \cdot \rho}{2 \cdot \lambda} \right] \cdot x \cdot (L - x) \quad (5.5)$$

Această ecuație prezintă doi termeni independenți, unul care este variația normală liniară în absența curentului electric, cel de al doilea, cu variație parabolică, fiind legat de căldura Joule. Variația și influențele acestor termeni este prezentată în figura 5.3 (T_C , T_R sunt temperaturile sursei calde și respectiv reci).

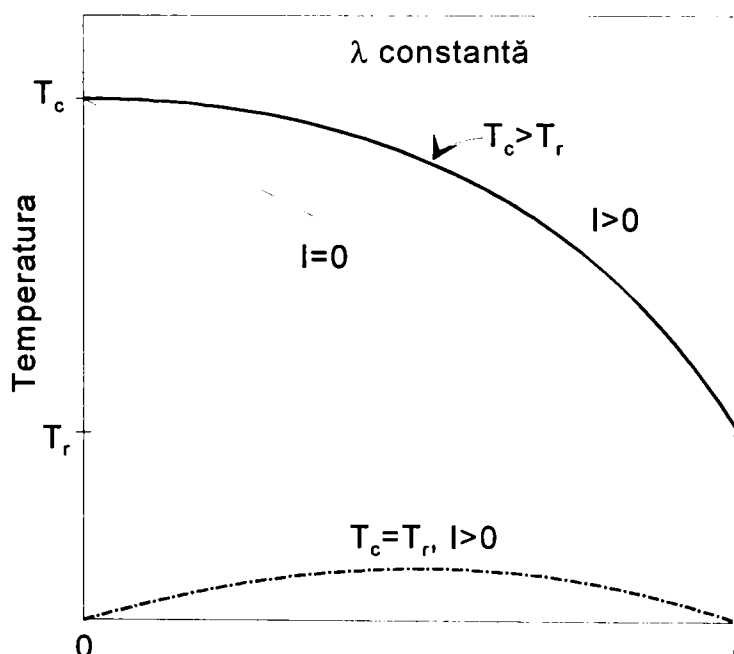


Figura 5.3

TEZĂ DE DOCTORAT

Căldura schimbată la nivelul joncțiunii unei termocuple conform cu ipotezele simplificatoare impuse poate fi împărțită în două părți: una corespunzătoare prezenței gradientului de temperatură la nivelul joncțiunii și o alta asociată efectului Peltier, de absorbție sau eliberare de căldură. Maximul primei părți rezultă ca urmare a aplicării legii lui Fourier de conducție a căldurii. Prin derivarea ecuației (5.5) în raport cu x și înmulțind ecuația cu secțiunea elementului și conductivitatea termică obținem pentru $x = 0$:

$$-A \cdot \lambda \cdot \left. \frac{dT}{dx} \right|_{x=0} = \gamma \cdot \lambda \cdot \Delta T - \frac{1}{2} I^2 \cdot \frac{\rho}{\gamma} \quad (5.6)$$

unde $\gamma = A/L$. Pentru joncțiunea rece căldura are expresia:

$$-A \cdot \lambda \cdot \left. \frac{dT}{dx} \right|_{x=L} = \gamma \cdot \lambda \cdot \Delta T + \frac{1}{2} I^2 \cdot \frac{\rho}{\gamma} \quad (5.7)$$

Din relațiile (5.6) și (5.7) se poate constata că la nivelul joncțiunii calde căldura transferată spre elementele termoelectrice este diminuată cu o jumătate din căldura Joule, în timp ce la nivelul joncțiunii reci acest schimb de căldură este suplimentat cu o jumătate din căldura Joule trimisă spre sursa de evacuare a căldurii. Această divizare a căldurii Joule este o consecință a distribuției de temperaturi conform ecuației (5.5) și nu implică un transfer termic ca urmare a gradientului de temperatură. Mai pe înțeles, căldura Joule se distribuie sub influența propriului gradient de temperatură, influență pusă în evidență și de modificarea parametrilor de control precum se poate observa și în figura 5.4 [18].

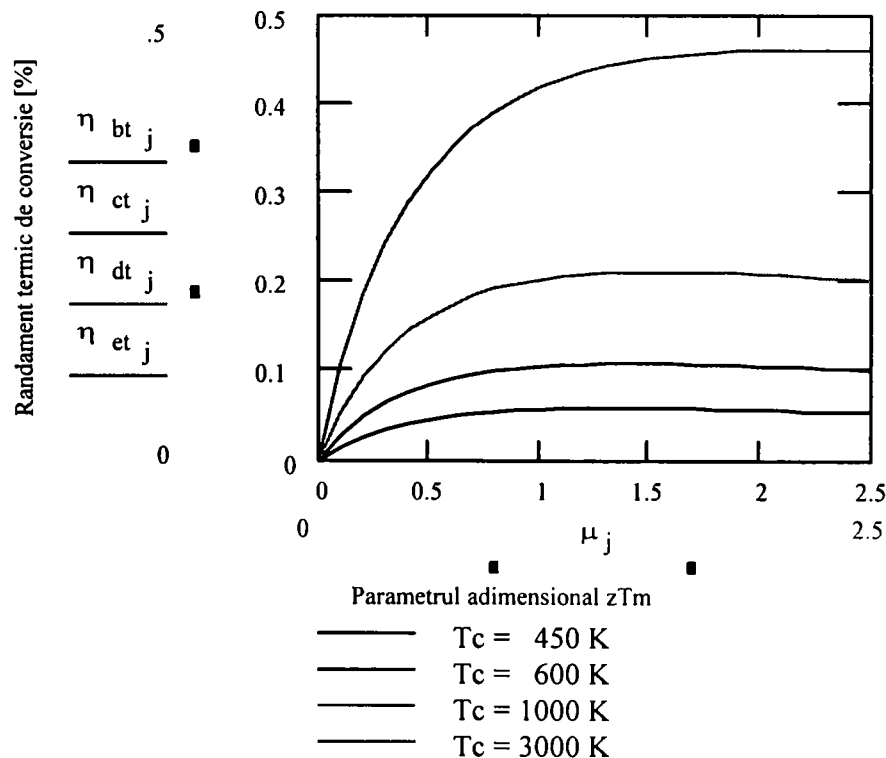


Figura 5.4

Schimbul de căldură datorat efectului Peltier la nivelul generatorului este:

$$-(\pi_{T_{(p)}} + \pi_{T_{(m)}}) \cdot I_{pn} = -\pi_{T_{(pn)}} \cdot I_{pn} \quad (5.8)$$

unde I_{pn} este curentul ce parcurge joncțiunea dispre brațul p spre brațul n. Prin aplicarea legii a doua a lui Kelvin, ecuația (5.8) se mai poate scrie:

$$-\pi_{T_{(pn)}} \cdot I_{pn} = -\alpha \cdot T \cdot I_{pn} \quad (5.9)$$

unde α este coeficientul Seebeck al joncțiunii dat de relația:

$$\alpha = |\alpha_n| + |\alpha_p| \quad (5.10)$$

Însumarea celor doi coeficienți Seebeck se justifică deoarece ei acționează ca și surse a tensiunilor termoelectromotoare în serie, fapt ce rezultă și din figura 5.3. Asemenea situație permite practic, pentru materialele termoelectrice moderne, o dublare a tensiunii termoelectromotoare oferită de circuitul deschis al generatorului.

5.1.3. Evaluarea randamentului conversiei termogeneratorului

În figura 5.5 se prezintă schița unei termocuple cu condițiile de contur, pe baza căreia se va face analiza comportării acesteia în regim de generator atât în condiții ideale cât și în condiții reale.

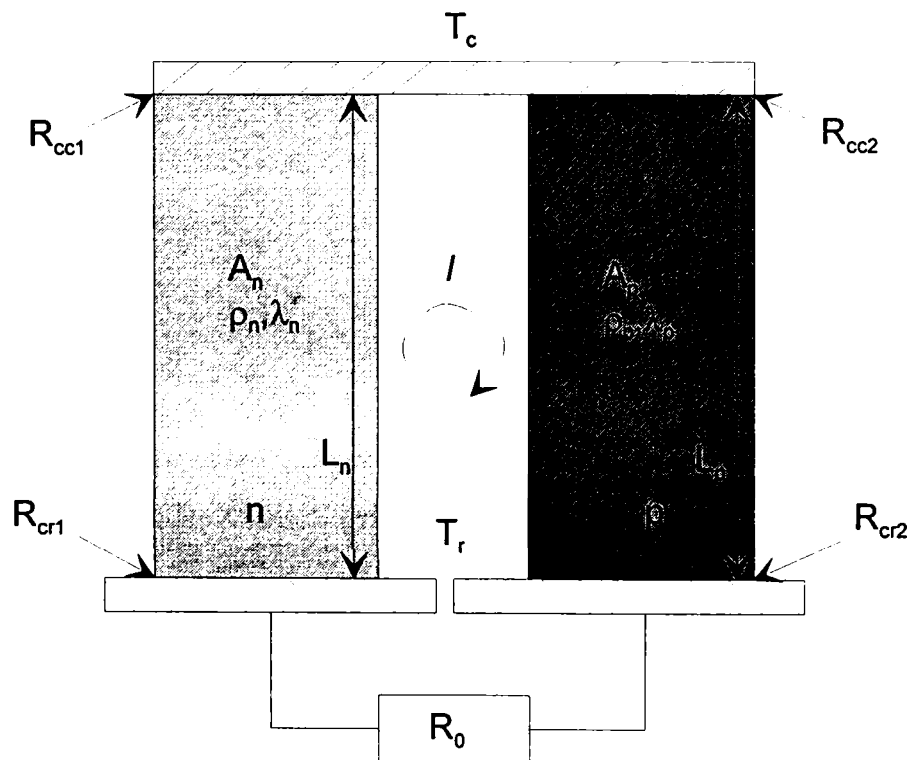


Figura 5.5

Randamentul termodinamic pentru o singură termocuplă, la care rezistențele de contact se neglijează, are expresia:

$$\eta = \frac{P_0}{Q_c} \quad (5.11)$$

în care

$$P_0 = I^2 \cdot R \quad (5.12)$$

reprezintă puterea electrică la bornele termogeneratorului și

$$Q_c = K \cdot \Delta T + \alpha \cdot T_1 \cdot I - \frac{1}{2} \cdot I^2 \cdot R \quad (5.13)$$

este căldura disponibilă pentru conversia termoelectrică.

Dacă introducem mărimea:

$$\mu = \frac{R_0}{R} \quad (5.14)$$

și

$$\eta_c = \frac{T_1 - T_2}{T_1} \quad (5.15)$$

randamentul ciclului Carnot, expresia (5.11) devine:

$$\eta = \frac{\mu \cdot \eta_c}{\left[K \cdot R \cdot \frac{(\mu + 1)^2}{\alpha^2} \cdot T_1 + (\mu + 1) - \frac{\eta_c}{2} \right]} \quad (5.16)$$

În expresia (5.16), $K \cdot R = \lambda_n \cdot \rho_n + \lambda_n \cdot \rho_p \cdot \Psi + \lambda_p \cdot \rho_p = K \cdot R(\Psi)$, cu $\Psi = \gamma_n / \gamma_p$, și $\gamma_i = A_i / L_i$, unde $i = n, p$.

Se poate concluziona că $\eta = \eta(\mu, \Psi)$, și cum, prin definiție $Z = \alpha^2 / K \cdot R = Z(\Psi)$, randamentul conversiei devine:

$$\eta = \frac{\mu \cdot \eta_c}{\left[\frac{(\mu + 1)^2}{Z} \cdot T_1 + (\mu + 1) - \frac{\eta_c}{2} \right]} \quad (5.17)$$

Relația (5.17) reprezintă expresia randamentului de conversie al generatorului termoelectric pentru o singură termocuplă, cu reprezentarea grafică în figura 5.6.

5.1.3.1. Criterii de optimizare ale randamentului de conversie

Pentru optimizarea randamentului de conversie al generatorului termoelectric, în vederea obținerii unui randament maxim de conversie, se pot aplica două metode, în conformitate cu expresiile de mai jos:

$$\frac{\partial}{\partial \Psi} (\eta)_\mu = 0 \quad (5.18)$$

și

$$\frac{\partial}{\partial \mu} (\eta)_{\Psi} = 0 \quad (5.19)$$

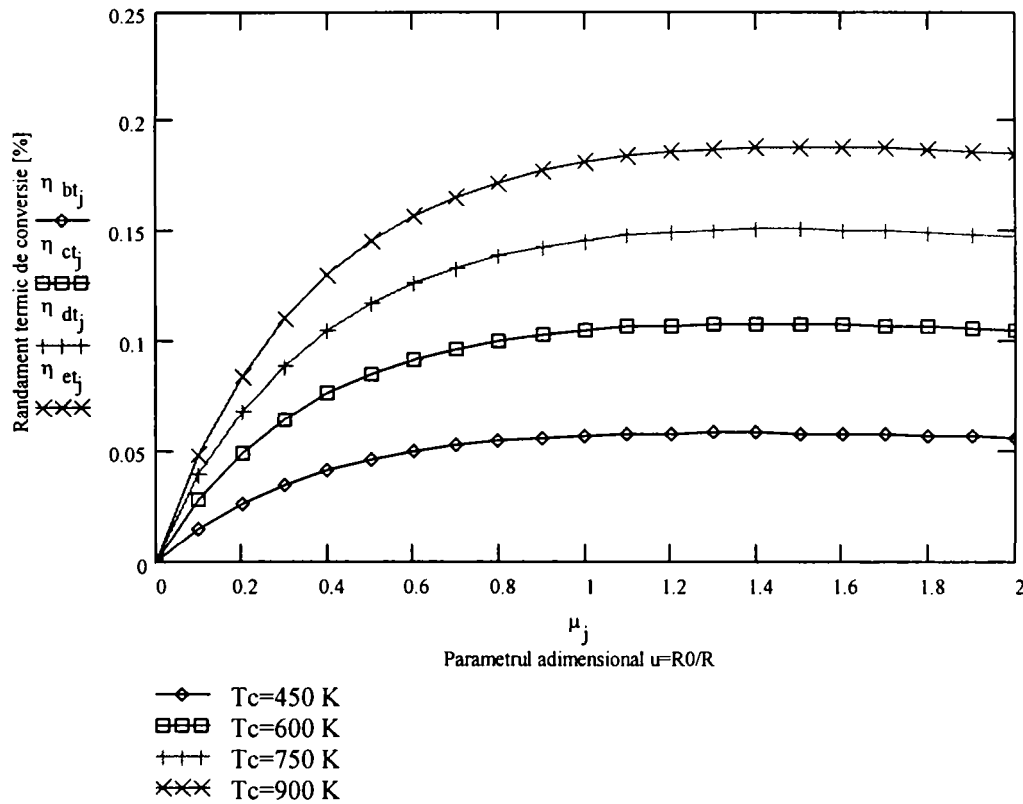


Figura 5.6. Variația coeficientului de conversie funcție de parametrii adimensionali și de temperatura de răcire

Aplicând (5.18) în expresia (5.17) obținem:

$$K \cdot R'(\Psi) = 0 = \lambda_n \cdot \rho_p - \lambda_p \cdot \rho_n / \Psi^2 \quad (5.20)$$

respectiv:

$$\Psi_{optim} = \Psi_o = \sqrt{\frac{\lambda_p \cdot \rho_n}{\lambda_n \cdot \rho_p}} \quad (5.21)$$

și

$$(K \cdot R)_{optim} = K \cdot R(\Psi_o) = \left(\sqrt{\lambda_n \cdot \rho_n} + \sqrt{\lambda_p \cdot \rho_p} \right)^2 \quad (5.22)$$

Din relația (5.20) rezultă:

$$Z_{optim} = \frac{\alpha^2}{(K \cdot R)_{optim}} = \frac{\alpha^2}{\left(\sqrt{\lambda_n \cdot \rho_n} + \sqrt{\lambda_p \cdot \rho_p} \right)^2} \quad (5.23)$$

Din relația (5.19) aplicată ecuației (5.17) mai obținem:

$$\mu_o = \sqrt{1 + Z \cdot T_M} \quad (5.24)$$

cu $T_M = \frac{1}{2} \cdot (T_1 + T_2)$ și respectiv:

$$\eta_o = \frac{(\mu_o - 1) \cdot \eta_C}{\mu_o + \frac{T_2}{T_1}} \quad (5.25)$$

Reprezentarea grafică în figura 5.7.

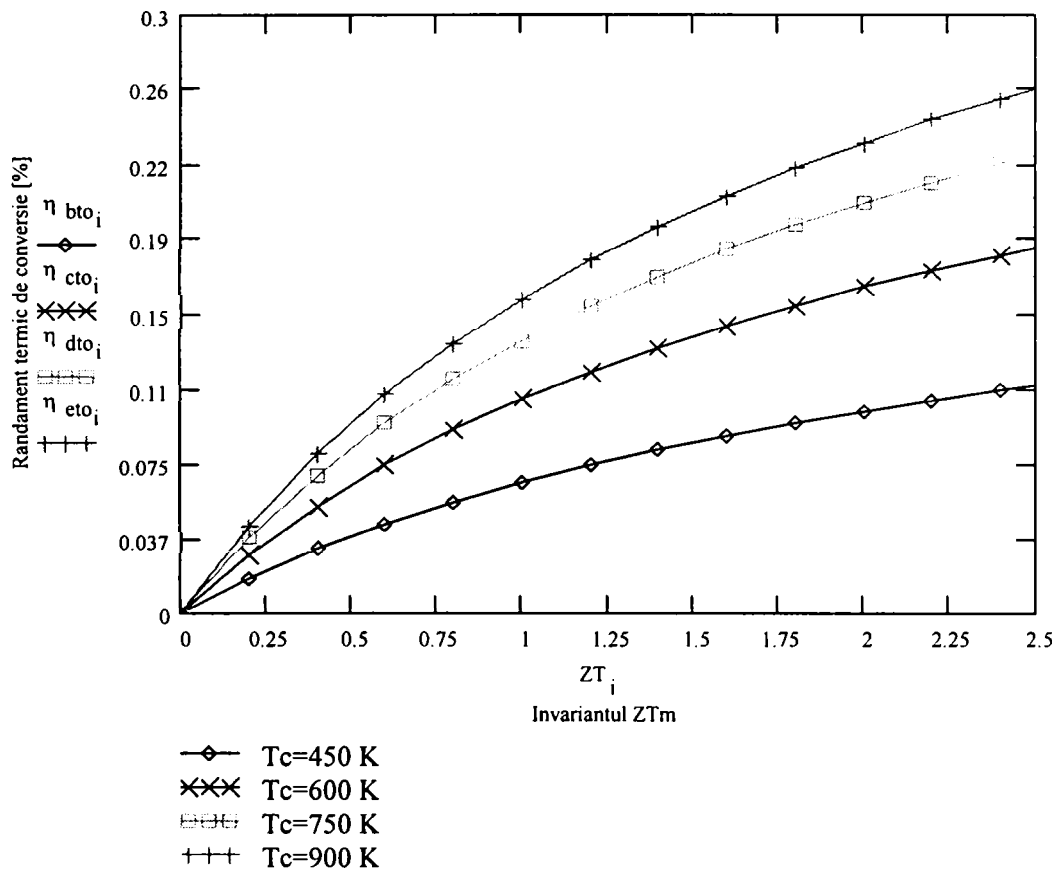


Figura 5.7. Variația randamentului de conversie funcție de parametrul $Z \cdot T_M$.

5.1.3.2. Criterii de optimizare ale puterii de conversie

Expresia puterii:

$$P_o = I^2 \cdot R_o = E_o^2 \cdot \mu / R \cdot (\mu + 1)^2 = P(\mu, R) \quad (5.26)$$

cu $E_o = \alpha \cdot (T_1 - T_2)$. Pentru optimizarea puterii generatorului termoelectric pentru o valoare constantă a rezistenței, R , efectuăm:

$$\frac{\partial}{\partial \mu} (P_o)_R = 0 \quad (5.27)$$

Obținem astfel:

$$\mu_{putere\ opt} = \mu_o = 1 \quad (5.28)$$

Astfel, puterea optimă, respectiv maximă, se obține pentru:

$$P_o(\mu_o, R) = \frac{E_o^2}{4 \cdot R} = P_{o\max\ ideal} = P_{o\ mi} \quad (5.29)$$

5.1.3.3. Criterii de optimizare ale puterii de conversie pe unitatea de suprafață

Dacă se definește:

$$\Omega = \frac{P_0}{A_t} = \frac{E_0^2 \cdot \mu}{R \cdot A_t \cdot (\mu + 1)^2} \quad (5.30)$$

unde A_t reprezintă aria totală a materialelor termoelectrice, și respectiv:

$$R \cdot A_t = (A_n + A_p) \cdot \left[\frac{\rho_n}{\gamma_n} + \frac{\rho_p}{\gamma_p} \right] = L \cdot \left[\rho_n \cdot \left(1 + \frac{1}{\Psi} \right) + \rho_p \cdot \left(1 + \frac{1}{\Psi} \right) \right] = R \cdot A_t(\Psi) \quad (5.31)$$

Pentru relația de mai sus am considerat $L = L_n = L_p$, astfel că $\Omega = \Omega(\mu, \Psi)$.

Pentru optimizarea expresiei Ω , avem două cazuri:

$$\frac{\partial}{\partial \mu} (\Omega)_\Psi = 0 \quad (5.32)$$

și

$$\frac{\partial}{\partial \mu} (\Omega)_\mu = 0 \quad (5.33)$$

Aplicând relația (5.33) la ecuația (5.30) obținem:

$$\mu_{putere\ opt} = \mu_{\Omega_0} = 1 \quad (5.34)$$

Din relația (5.34) aplicată ecuației (5.30) vom avea:

$$\Psi_{putere\ opt} = \Psi_{\Omega_0} = \sqrt{\frac{\rho_n}{\rho_p}} \quad (5.35)$$

Astfel că:

$$(R \cdot A_t)_{\Omega_{opt}} = R \cdot A_t(\Psi_{\Omega_0}) = L \cdot \left(\sqrt{\rho_n} + \sqrt{\rho_p} \right)^2 \quad (5.36)$$

respectiv

$$\Omega_{\max} = \Omega(\mu_0, \Psi_{\Omega_0}) = \frac{E_0^2}{4 \cdot L \cdot \left(\sqrt{\rho_n} + \sqrt{\rho_p} \right)^2} \quad (5.37)$$

5.1.3.4. Criterii de optimizare ale puterii de conversie pentru module termoelectrice

Deoarece valorile tensiunilor termoelectromotoare generate de o termocuplă sunt absolut insuficiente pentru utilizarea aplicativă, amplificarea tensiunii se obține prin înserierea lor și constituirea de module termoelectrice. Acestea sunt conectate în paralel la

nivelul suprafețelor de schimb de căldură și, desigur, în serie electric.

Considerând că avem n asemenea perechi de termocuple, vom avea următoarele expresii: $P_0^* = n \cdot P_0$ pentru puterea generată, $Q_c^* = n \cdot Q_c$ pentru căldura primită la nivelul sursei calde, $R^* = n \cdot R$, pentru rezistența electrică internă totală, $R_0^* = n \cdot R_0$, pentru rezistența electrică externă totală, $I^* = I$, pentru curentul obținut și $E_0^* = n \cdot E_0$ pentru tensiunea termoelectromotoare obținută la nivelul unui modul cu n termocuple.

Putem defini astfel randamentul total:

$$\eta^* = \frac{P_0^*}{Q_i^*} \quad (5.38)$$

Considerând $E^* = I^* \cdot R_0^* = I \cdot R_0 = n \cdot E$, obținem expresia randamentului de generare:

$$\eta^* = \frac{I^2 \cdot R_0}{K \cdot \Delta T + \alpha \cdot T_1 \cdot I - \frac{1}{2} \cdot I^2 \cdot R} = \eta \quad (5.39)$$

Deci,

$$\eta^* = \frac{\mu \cdot \eta_c}{\left[\frac{(\mu + 1)^2}{Z} \cdot T_1 + (\mu + 1) - \frac{\eta_c}{2} \right]} = \eta \quad (5.40)$$

Astfel, se poate constata că atât pentru o singură termocuplă cât și pentru un sistem modulat sau nu de termocuple, înseriate din punct de vedere electric, expresiile randamentelor de conversie coincid pentru cazurile ideale, care se bazează pe ipotezele simplificatoare menționate la începutul capitolului.

Relațiile de definire ale puterii de conversie, curentului electric generat și tensiunii obținute au aceleași expresii atât pentru o singură termocuplă cât și pentru mai multe termocuple înseriate electric:

$$P = \frac{P_0^*}{P_{0i}^*} = \frac{P_0}{P_{0i}} = \frac{4 \cdot \mu}{(\mu + 1)^2} \quad (5.41)$$

$$I = \frac{I^*}{I_i^*} = \frac{I}{I_i} = \frac{1}{\mu + 1} \quad (5.42)$$

$$V = \frac{V^*}{V_{oi}^*} = \frac{V}{V_{oi}} = \frac{\mu}{\mu + 1} \quad (5.43)$$

unde $I_i^* = I_i = E_0/R$, iar indicele i se referă la o termocuplă individuală.

Reprezentarea grafică în figura 5.8.

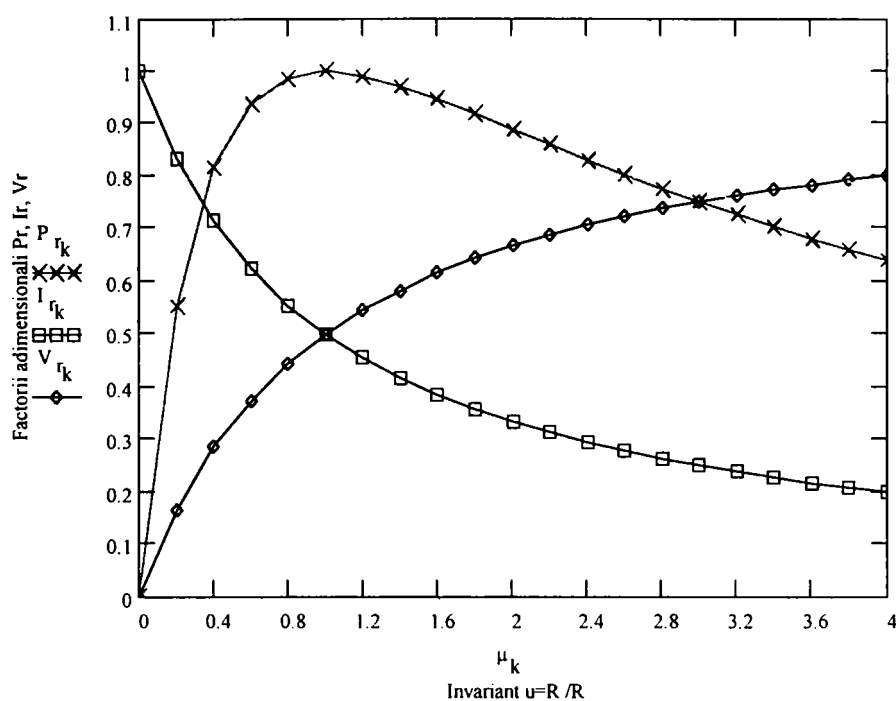


Figura 5.8. Variația puterii de răcire, a intensității curentului și tensiunii de alimentare pentru o singură termocuplă

5.2. Model real de cuantificare al fenomenelor proprii termogenerării

5.2.1. Considerații generale

Pornind de la ecuațiile (5.11), (5.12) și (5.13), valabile pentru cazul ideal, care nu iau în considerare diversele imperfecțiuni de material, sau mai ales rezistențele electrice suplimentare și rezistențele termice de contact, în cele ce urmează se prezintă modificările aduse relațiilor de calcul de aceste influențe. Vom avea astfel rezistența totală la nivelul unei termocuple:

$$R_t = R + R_0 + R_c \quad (5.44)$$

în care rezistența R_c a contactelor este dată de:

$$R_c = R_{cc} + R_{cr} = R_{cc1} + R_{cc2} + R_{r1} + R_{r2} \quad (5.45)$$

Dacă introducem parametrul adimensional:

$$\delta = \delta_c = \frac{R_c}{R} \quad (5.46)$$

pentru valoarea totală a rezistenței de contact, respectiv:

TEZĂ DE DOCTORAT

$$\delta_{cc} = \frac{R_{cc}}{R} \quad (5.47)$$

pentru rezistența de contact corespunzătoare joncțiunii calde și factorul:

$$\theta_c = 1 + 2\delta_{cc} \quad (5.48)$$

vom putea exprima randamentul conversiei termoelectrice:

$$\eta = \frac{\mu \cdot \eta_c}{\left[K \cdot R \cdot \frac{(\mu + 1 + \delta)^2}{\alpha^2} \cdot T_1 + (\mu + 1 + \delta) - \frac{\theta_c \cdot \eta_c}{2} \right]} \quad (5.49)$$

Deoarece, după cum am prezentat în paragrafele anterioare, $\eta = \eta(\mu, \Psi)$ și $Z = \alpha^2 / K \cdot R = Z(\Psi)$, vom obține o nouă exprimare a randamentului:

$$\eta = \frac{\mu \cdot \eta_c}{\left[\frac{(\mu + 1 + \delta)^2}{Z} \cdot T_1 + (\mu + 1 + \delta) - \frac{\theta_c \cdot \eta_c}{2} \right]} \quad (5.50)$$

Reprezentarea grafică în figura 5.9.

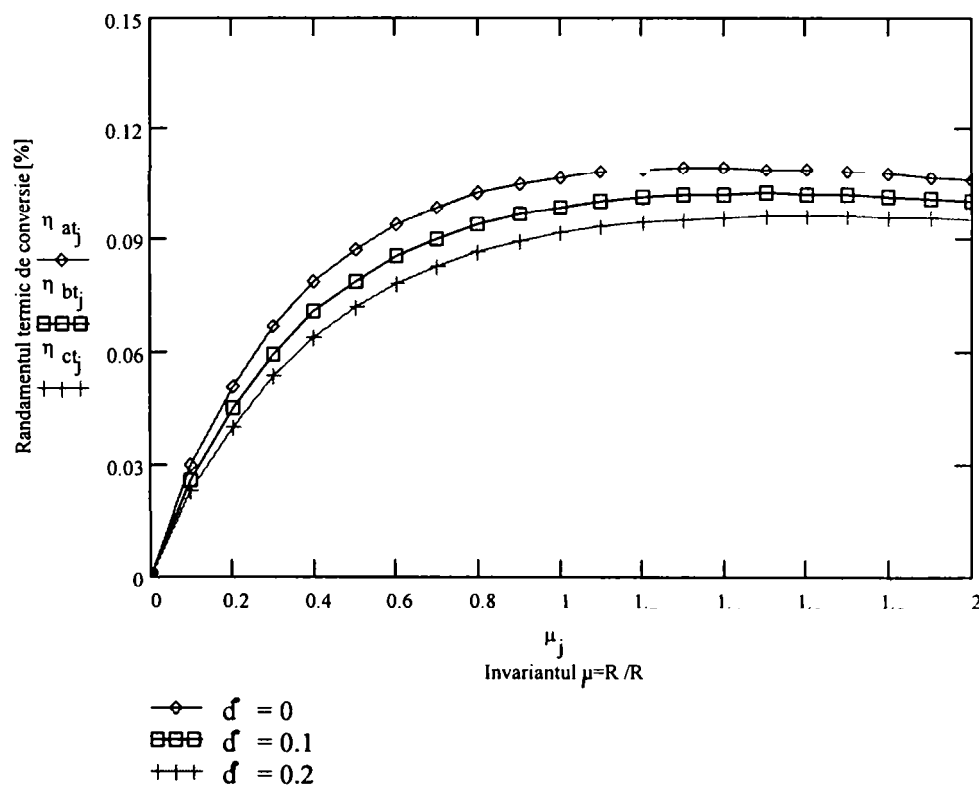


Figura 5.9. Variația randamentului de conversie funcție de parametrii μ și δ , specifici modelului “real”, cu rezistențe de contact

5.2.2. Criterii de optimizare ale randamentului de conversie ținând cont de rezistența de contact

Pentru optimizarea randamentului de conversie termoelectrică, pornind de la satisfacerea ecuațiilor (5.18) și (5.19) obținem:

$$\mu_{opt} = \mu_{o\eta} = \sqrt{(1 + \delta)^2 + (1 + \delta) \cdot Z \cdot T_M} = \mu_{o\eta}(\delta, Z) \quad (5.51)$$

Pentru condiția $\delta = 2 \cdot \delta_{cc}$ în zona joncțiunii calde, obținem:

$$\eta(\mu_{o\eta}, Z) = \frac{[\mu_{o\eta} - (1 + \delta)] \cdot \eta_c}{\left[\mu_{o\eta} - (1 + \delta) \cdot \frac{T_2}{T_1} \right]} = \eta_{opt} = \eta_o \quad (5.52)$$

Se poate observa că dacă $\delta_{cc} \rightarrow 0$ și $\delta \rightarrow 0$ expresiile (5.51) și (5.52) sunt identice cu expresiile (5.24) și (5.25). Putem concluziona deci că și pentru cazul modelului real, cu rezistență de contact:

$$\Psi_{optim} = \Psi_o = \sqrt{\frac{\lambda_p \cdot \rho_n}{\lambda_n \cdot \rho_p}} \quad (5.53)$$

Reprezentarea grafică a ecuației 5.51 în figura 5.10.

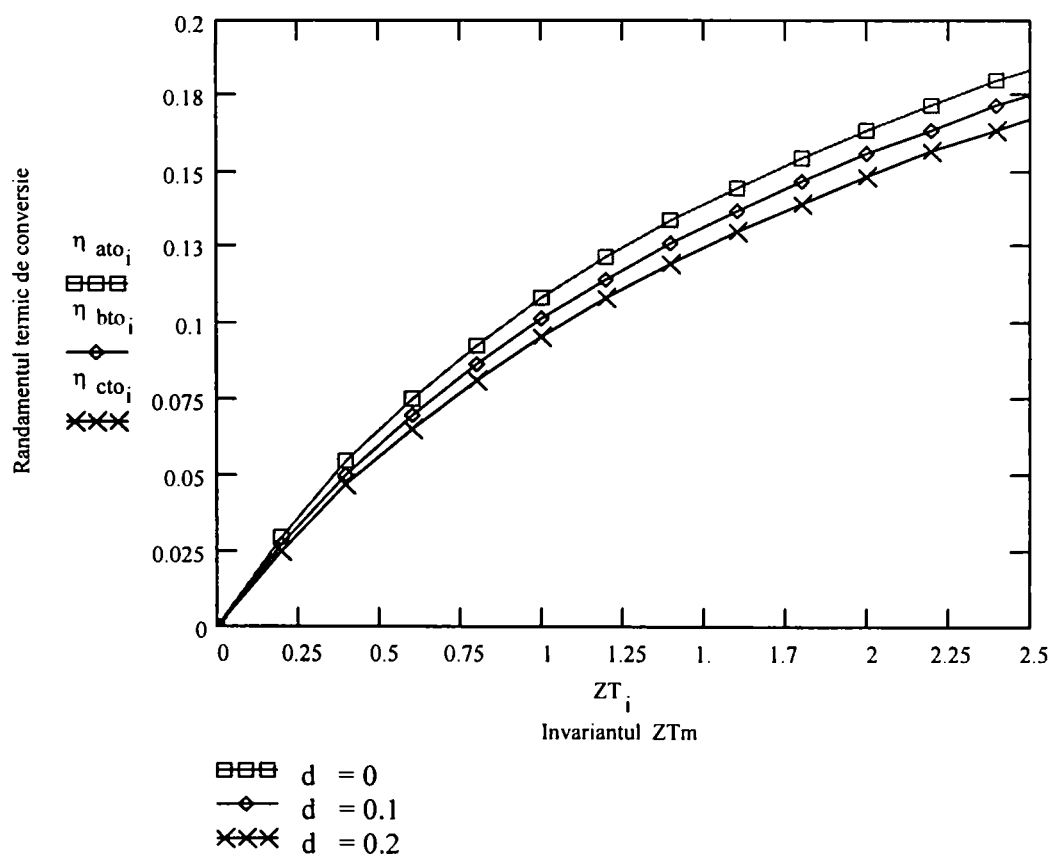


Figura 5.10 Variația randamentului de conversie optim funcție de parametrul $Z \cdot T_M$ și δ pentru o singură termocuplă

5.2.3. Criterii de optimizare ale puterii de conversie ținând cont de rezistența de contact

Expresia puterii convertorului termoelectric în noile condiții este:

$$P_0 = I^2 \cdot R_0 = E_0^2 \mu / R(\mu + 1 + \delta)^2 = P_0(\mu, R) \quad (5.54)$$

Aplicarea relației (5.27) pentru o valoare R constantă ne oferă expresia:

$$\mu_{putere\ opt} = \mu_{op} = 1 + \delta \quad (5.55)$$

respectiv puterea optimă:

$$P_0(\mu_{op}, R) = \frac{E_0^2}{4 \cdot R \cdot (1 + \delta)} \quad (5.56)$$

Pentru $\delta \rightarrow 0$, expresia (5.56) redevine identică cu relația (5.29).

5.2.4. Criterii de optimizare ale puterii de conversie pe unitatea de suprafață ținând cont de rezistența de contact

Din definiția criteriului Ω pentru condițiile actuale prin:

$$\Omega = \frac{P_0}{A_t} = \frac{E_0^2 \cdot \mu}{R \cdot A_t \cdot [\mu + (1 + \delta)]^2} \quad (5.57)$$

și, prin analogie cu cazul precedent $\Omega = \Omega(\mu, \Psi)$, vom obține:

$$\mu_{putere\ opt} = \mu_{\Omega_0} = 1 + \delta = \mu_{op} \quad (5.58)$$

și

$$\Psi_{putere\ opt} = \Psi_{\Omega_0} = \sqrt{\frac{\rho_n}{\rho_p}} \quad (5.59)$$

Astfel că:

$$(R \cdot A_t)_{\Omega_{opt}} = R \cdot A_t(\Psi_{\Omega_0}) = L \cdot (\sqrt{\rho_n} + \sqrt{\rho_p})^2 \quad (5.60)$$

respectiv

$$\Omega_{\max} = \Omega(\mu_{\Omega_0}, \Psi_{\Omega_0}) = \frac{E_0^2}{4 \cdot L \cdot (\sqrt{\rho_n} + \sqrt{\rho_p})^2 \cdot (1 + \delta)} \quad (5.61)$$

5.2.5. Criterii de optimizare ale puterii de conversie pentru module termoelectrice ținând cont de rezistența de contact

Numărul de cuple n care sunt luate în considerare la un generator termoelectric în serie va multiplica toate mărimile corespunzătoare, astfel încât vom obține:

$$\eta^* = \frac{I^2 \cdot R_0}{K \cdot \Delta T + \alpha \cdot T_1 \cdot I - \frac{1}{2} \cdot I^2 \cdot R \cdot (1 + \delta_{cc})} = \eta \quad (5.62)$$

Deci,

$$\eta^* = \frac{\mu \cdot \eta_c}{\left[\frac{[\mu + (1 + \delta)]^2}{Z} \cdot T_1 + [\mu + (1 + \delta)] - (1 + \delta) \cdot \frac{\eta_c}{2} \right]} = \eta \quad (5.63)$$

Analog, se poate constata că atât pentru o singură termocuplă cât și pentru un sistem modulat sau nu de termocuple, înseriate din punct de vedere electric, expresiile randamentelor de conversie coincid pentru cazurile reale.

Expresiile puterii de conversie, a curentului electric generat și a tensiunii obținute au aceleași relații atât pentru o singură termocuplă cât și pentru mai multe termocuple înseriate electric:

$$P = \frac{P_0^*}{P_{oi}^*} = \frac{P_0}{P_{oi}} = \frac{4 \cdot \mu}{[\mu + (1 + \delta)]^2} \quad (5.64)$$

$$I = \frac{I^*}{I_i^*} = \frac{I}{I_i} = \frac{1}{\mu + (1 + \delta)} \quad (5.65)$$

$$V = \frac{V^*}{V_{oi}^*} = \frac{V}{V_{oi}} = \frac{\mu}{\mu + (1 + \delta)} \quad (5.66)$$

unde $I_i^* = I_i = E_0/R$, iar indicele i se referă la o termocuplă individuală.

Reprezentarea grafică în figura 5.11.

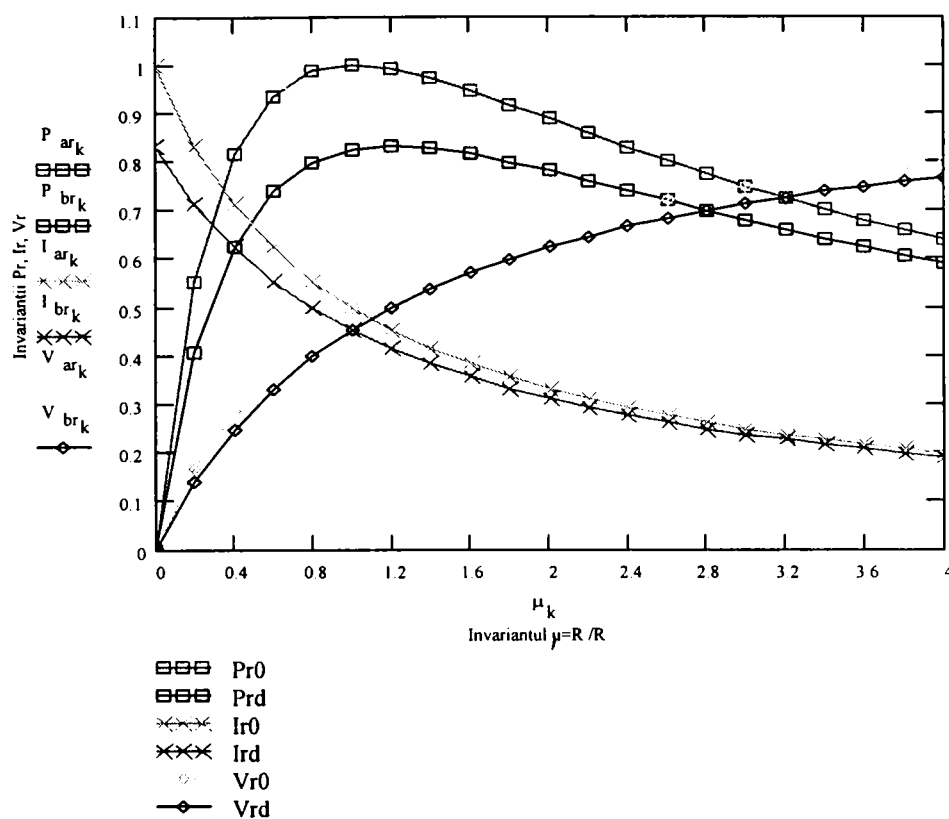


Figura 5.11. Variația puterii de răcire, a intensității curentului și tensiunii de alimentare funcție de μ și pentru $\delta=0.2$.

5.3. Model de cuantificare al fenomenelor proprii răcirii termoelectrice

5.3.1. Considerații generale

Pentru răcirea termoelectrică elementul de bază îl reprezintă tot termocupla individuală, constituită în principiu din materiale specifice, cu dopaj pozitiv respectiv negativ, și care are în general o secțiune pătrată a brațelor și aceeași lungime a acestora. Atunci când lungimile sunt egale, cele două secțiuni ale brațelor termocuplei satisfac relația:

$$\frac{A_p}{A_n} = \sqrt{\frac{\rho_p \cdot \lambda_n}{\rho_n \cdot \lambda_p}} \quad (5.67)$$

Deoarece la temperaturile normale de funcționare rezistivitatea electrică ρ și conductivitate termică λ au valori foarte apropiate pentru cele două materiale p și n, se adoptă aceeași valoare a secțiunilor pentru acestea.

Valoarea raportului secțiune/lungime, A/L , este determinată pentru fiecare termoelement de valoarea curentului electric ce străbate circuitul.

În principiu, orice putere de răcire necesară poate fi satisfăcută cu o singură termocuplă dacă secțiunea transversală a acesteia este suficient de mare, situație care devine totuși neaplicabilă datorită valorilor curenților electrici necesari. De aceea, în aplicațiile ce necesită valori ale puterii de răcire mari se aplică metoda cuplării termocuplelor în așa numitele module termoelectrice. Acestea se vor conecta termic în paralel și în serie din punct de vedere electric. Conductorii de legătură între termocuple și între module vor avea în aceste condiții o secțiune suficientă pentru a nu introduce o rezistență electrică semnificativă.

În teorie, puterea de răcire și intensitatea curentului electric pentru fiecare termocuplă din componența modulului termoelectric sunt determinate în mod individual de proprietățile de material și de raportul A/L . Din considerente economice de material în primul rând, atât secțiunea cât și lungimea termocuplelor se dorește a fi cât mai reduse, cu menținerea totuși a valorii raportului dintre ele. Alegerea unor valori foarte mici la nivelul lungimii termocuplelor este de neacceptat deoarece acest lucru conduce la amplificarea efectelor calorice a oricăror rezistențe electrice la nivelul contactelor și de asemenea imposibilitatea evitării schimbului de căldură între sursa caldă și rece și prin intermediul zonei ce înconjoară modulul termoelectric. În practică, lungimea termoelementelor se reduce pâna la limita a $1 \div 2$ mm.

5.3.2. Parametri și caracteristici proprii răcirii termoelectrice

Pornind de la modelul clasic al funcționării unei termocuple în regim de element Peltier și considerând cunoscute valorile pentru puterea de răcire necesară și valoarea diferenței de temperaturi între cele două surse de căldură, este relativ simplu de calculat coeficientul de performanță optim funcție de cifra caracteristică a materialelor termocuplei alese. Pentru obținerea acestor parametri, curentul electric necesar este:

$$I = \frac{(\alpha_p - \alpha_n) \cdot (T_2 - T_1)}{R \cdot (\sqrt{1 + Z \cdot T_M} - 1)} \quad (5.68)$$

unde R este rezistența electrică totală a materialelor termoelectrice, ceilalți parametri fiind definiți anterior.

Evident că în aceste condiții prin stabilirea intensității curentului electric și a rezistenței R se poate obține valoarea raportului A/L .

Întrucât valoarea puterii de răcire este dată de relația:

$$q_r = (\alpha_p - \alpha_n) \cdot I \cdot T_1 - K \cdot (T_2 - T_1) - \frac{1}{2} \cdot I^2 \cdot R \quad (5.69)$$

este posibil să se determine numărul de termocuple dintr-un modul pentru a se acoperi în totalitate acest necesar.

Valoarea tensiunilor de lucru la nivelul fiecărei termocuple în aceste condiții este relativ mică. Pentru funcționarea în regim de coeficient de performanță maxim, valoarea acestei tensiuni este dată de relația:

$$E = (\alpha_p - \alpha_n) \cdot (T_2 - T_1) \cdot \frac{\sqrt{1 + Z \cdot T_M}}{\sqrt{1 + Z \cdot T_M} - 1} \quad (5.70)$$

Valorile uzuale ale ultimului raport din relația (5.70) sunt în jurul cifrei 4, $(\alpha_p - \alpha_n)$ este de ordinul $4 \cdot 10^{-4} \text{V}$ și $(T_2 - T_1)$ în jur de 20 K, astfel că valoarea tensiunii aplicate termocuplei individuale dintr-un modul este aproximativ 0,03 V [92]. Asemenea tensiuni nu sunt posibil de obținut eficient de la nici o sursă de curent continuu existentă, dar este puțin probabil să existe o aplicație care să necesite un sistem de răcire format dintr-o singură termocuplă. Valorile uzuale ale tensiunilor aplicate modulelor termoelectrice comerciale, formate din câteva zeci de termocuple pornesc de la un volt spre zeci de volți.

5.3.3. Model de evaluare al corelației dintre schimbul de căldură și factorii geometrici asupra răcirii termoelectrice

Răcirea termoelectrică utilizează o mare varietate de materiale termoelectrice, o atenție deosebită acordându-se creșterii performanțelor acestor materiale. Deoarece, după cum am arătat în paragraful precedent, forma și dimensiunile elementelor ce compun o termocuplă au importanță pentru performanțe ridicate prin raportul A/L , în cele ce urmează am adoptat un model de calcul ce ține cont de acestea.

Reformulând expresia (5.69) convenabil, obținem:

$$q_r = (\alpha_p - \alpha_n) \cdot I \cdot T_1 - \frac{\lambda \cdot A}{x} (T_2 - T_1) - \frac{1}{2} \cdot \frac{\rho \cdot x}{A} \cdot I^2 \quad (5.71)$$

în care A este secțiunea materialului prismatic al brațelor termocuplei, λ conductivitatea termică și ρ rezistivitatea electrică a materialelor utilizate. Ultimii doi termeni ai relației (5.71) nu sunt în realitate riguros exact reprezentați în această expresie. Termenul al doilea include practic numai valoarea temperaturilor de capăt, fără a ține cont de valoarea gradientului de temperatură în lungul prisme materialului. În plus, valoarea căldurii Joule nu se distribuie exact în jumătate spre cele două extremități ale răcitorului termoelectric.

Expresia diferenței de temperaturi maxime devine astfel:

$$\Delta T_{\max} = T_2 + \frac{1}{Z} - \sqrt{\left(T_2 + \frac{1}{Z}\right)^2 - T_2^2} \quad (5.72)$$

Modelul propus pornește de la ecuația de echilibru energetic aplicată unei lungimi infinitezimale dx , conform figurii 5.2, în condițiile menținerii constante a mărimilor α , λ , ρ și considerând coeficientul Thomson de asemenea zero. Astfel:

$$\frac{\rho \cdot I^2}{A} \cdot dx + A \cdot \lambda \cdot d \frac{dT}{dx} = \alpha \cdot I \cdot dT \quad (5.73)$$

respectiv

$$\frac{\rho \cdot I^2}{A} + A \cdot \lambda \cdot \frac{d^2T}{dx^2} = \alpha \cdot I \cdot \frac{dT}{dx} \quad (5.74)$$

Rezolvarea ecuației diferențiale liniare omogene (5.74) are soluția:

$$T(x) = \left(T_2 - T_1 - \frac{\rho \cdot I \cdot L}{\alpha \cdot A}\right) \frac{\left(\exp \frac{x \cdot \alpha \cdot I}{\lambda \cdot A} - 1\right)}{\left(\exp \frac{L \cdot \alpha \cdot I}{\lambda \cdot A} - 1\right)} + \frac{\rho \cdot I \cdot x}{\alpha \cdot A} + T_1 \quad (5.75)$$

Reprezentarea grafică a ecuație 5.75 în figura 5.12.

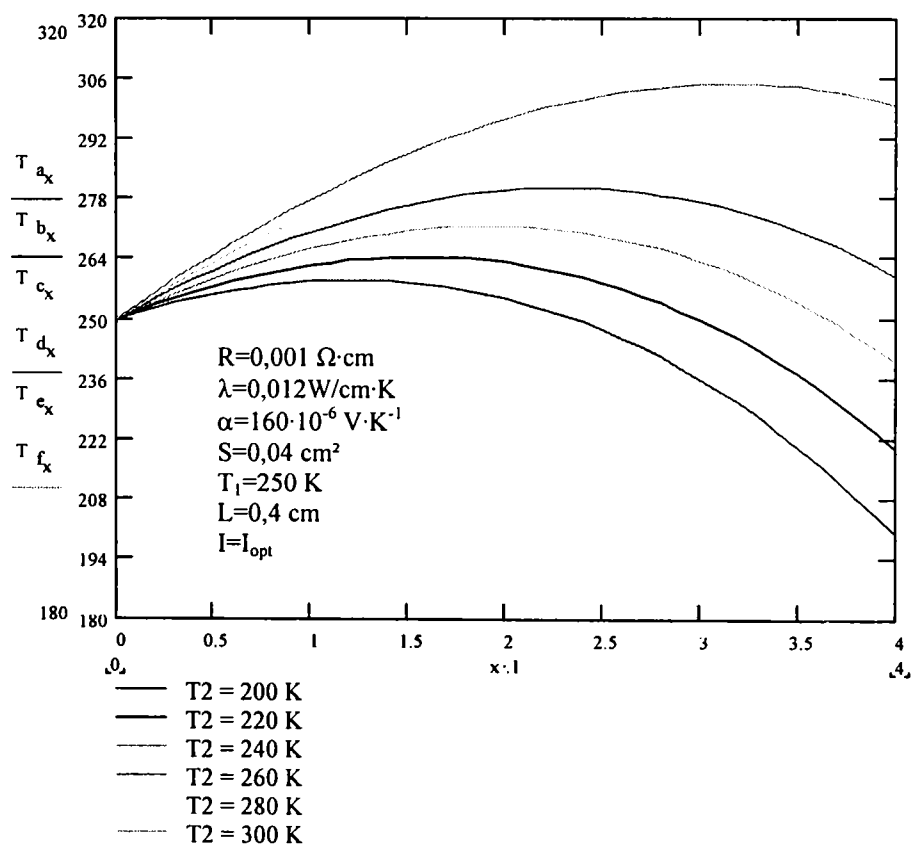


Fig. 5.12. Variația temperaturii materialului termoelectric funcție de lungimea acestuia

Pentru practică însă contează mai mult să cunoaștem variația temperaturii T_1 în funcție de temperatura T_2 . Aplicând condițiile la limită:

$$q_r = \alpha \cdot I \cdot T_1 - \lambda \cdot A \cdot \left(\frac{dT}{dx} \right) \Big|_{x=0}, \quad q_r + \frac{\rho \cdot L \cdot I^2}{A} = \alpha \cdot I \cdot T_2 - \lambda \cdot A \cdot \left(\frac{dT}{dx} \right) \Big|_{x=L} \quad (5.76)$$

ecuației (5.74) vom obține:

$$T_1 = \left(T_2 - \frac{\rho \cdot L \cdot I}{\alpha \cdot A} - \frac{q_r}{\alpha \cdot I} - \frac{\lambda \cdot \rho}{\alpha^2} \right) \exp\left(-\frac{L \cdot \alpha \cdot I}{\lambda \cdot A} \right) + \frac{q_r}{\alpha \cdot I} + \frac{\lambda \cdot \rho}{\alpha^2} \quad (5.77)$$

Reprezentarea grafică a ecuațiilor 5.71 și 5.77 în figura 5.13.

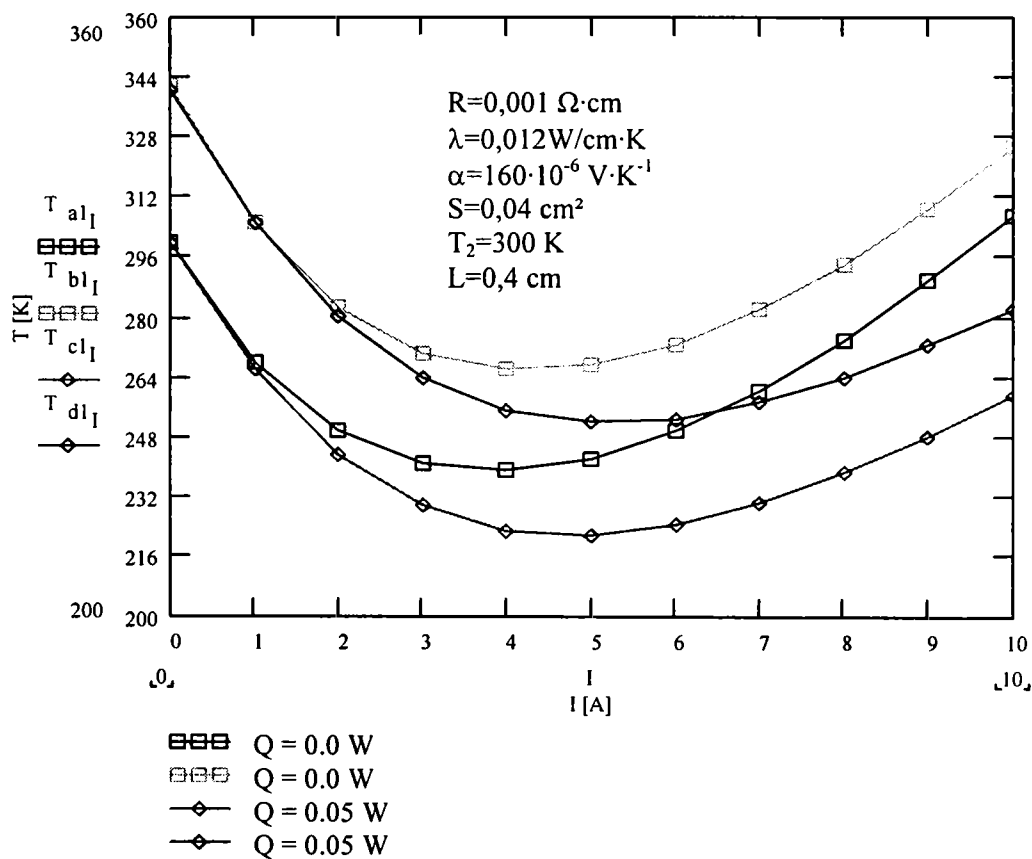


Fig. 5.13. Temperatura joncțiunii de răcire funcție de curentul aplicat

Reprezentarea grafică a ecuației 5.77 funcție de intensitatea curentului I și lungimea elementului L , în figura 5.14.

Ținând cont că cifra caracteristică $Z = \alpha^2/k \cdot \lambda$, din ecuația (5.77) obținem:

$$\Delta T_{\max} = T_2 + \frac{1}{Z} [\exp(-T_2 \cdot Z) - 1] \quad (5.78)$$

astfel încât cifra caracteristică poate fi redefinită ca:

$$Z = \frac{2 \cdot \Delta T_{\max}}{(T_2 - \Delta T_{\max})^2} \quad (5.79)$$

Reprezentarea grafică a ecuațiilor 5.72 și 5.78 în figura 5.15.

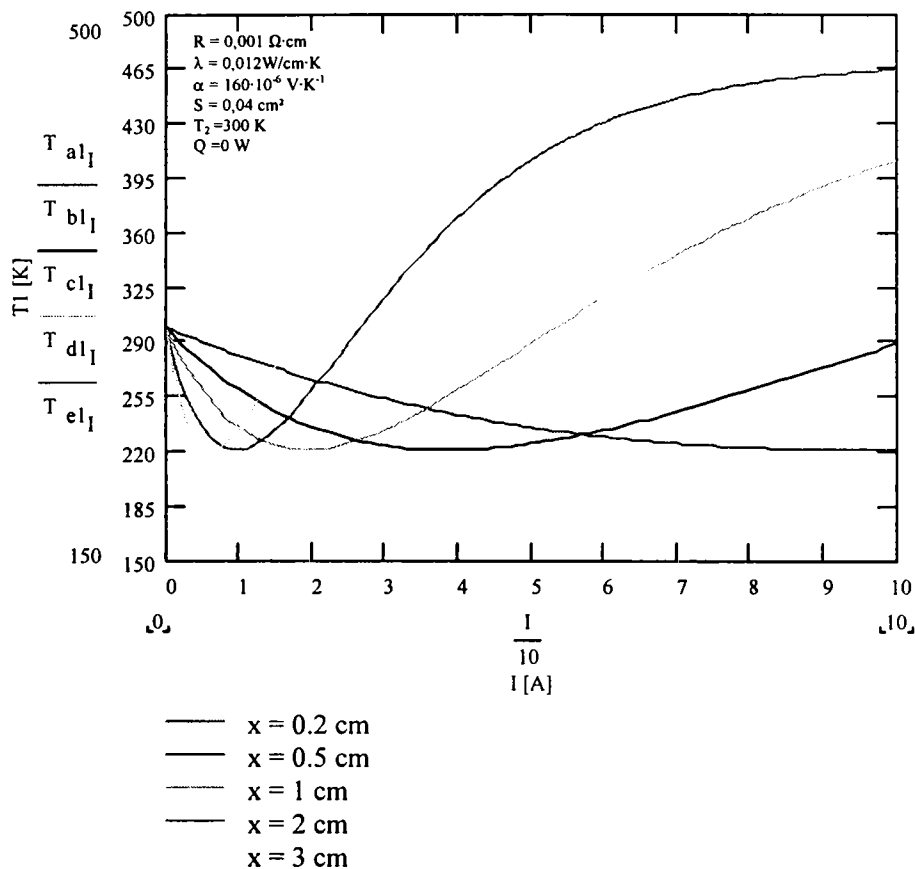


Fig. 5.14. Temperatura joncțiunii de răcire funcție de intensitatea curentului și lungimea materialului termoelectric

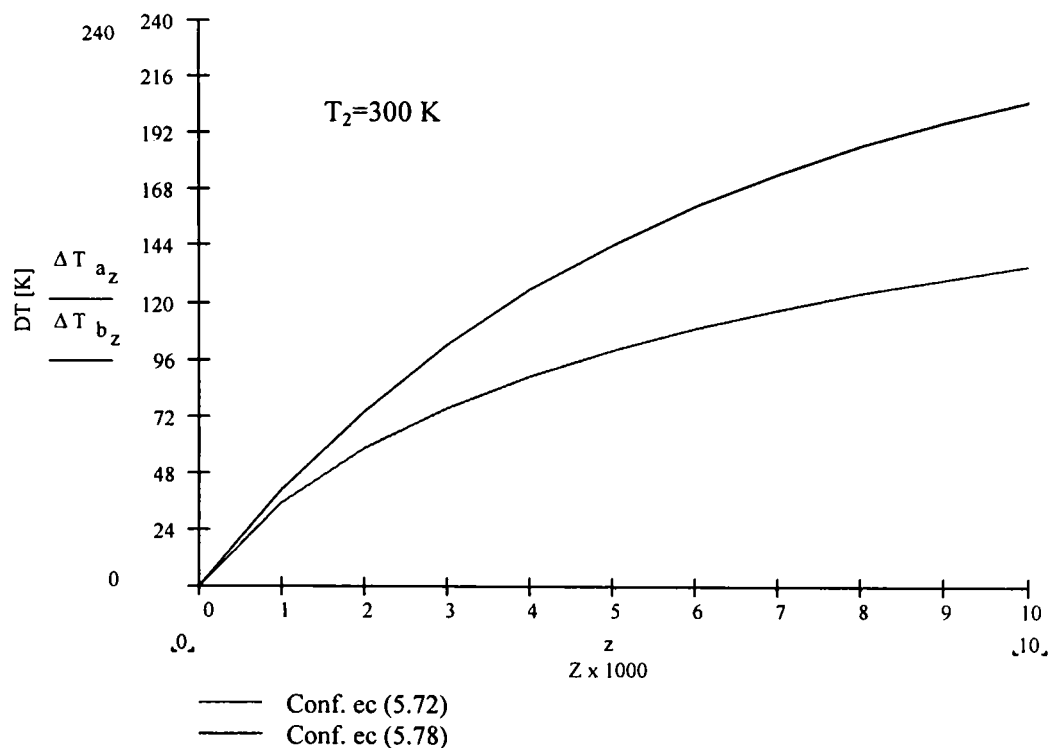


Fig. 5.15. Maximul diferenței de temperatură funcție de cifra caracteristică

Ecuțiile și relațiile precedente au fost stabilite pentru o formă pătrată a secțiunii materialului termoelectric. În dorința de a găsi o dependență explicită a temperaturii T_1 de

T_2 , considerând că materialul termoelectric nu are o formă prismatică de secțiune pătrată, am stabilit o dependență a secțiunii A în funcție de lungimea x . Considerând o dependență liniară de forma:

$$A = A_1 + \frac{x}{L} \cdot (A_2 - A_1) \quad (5.80)$$

unde A_1 este aria corespunzătoare pentru $x = 0$ și A_2 este aria pentru $x = L$. Ecuația (5.74) devine:

$$\frac{\rho \cdot I^2}{A_1 + \frac{x}{L} \cdot (A_2 - A_1)} + \left[A_1 + \frac{x}{L} \cdot (A_2 - A_1) \right] \cdot \lambda \cdot \frac{d^2 T}{dx^2} = \alpha \cdot I \cdot \frac{dT}{dx} \quad (5.81)$$

Condițiile la limită devin:

$$q_r = \alpha \cdot I \cdot T_1 - \lambda \cdot A_1 \cdot \left(\frac{dT}{dx} \right) \Big|_{x=0}, \quad q_r + \frac{\rho \cdot L \cdot I^2}{A} = \alpha \cdot I \cdot T_2 - \lambda \cdot A_2 \cdot \left(\frac{dT}{dx} \right) \Big|_{x=L} \quad (5.82)$$

unde:

$$\bar{A} = \frac{A_2 - A_1}{\ln \frac{A_2}{A_1}} \quad (5.83)$$

Rezolvarea ecuației diferențiale liniare omogene (5.81) conduce la o soluție de forma:

$$T_1 = \frac{T_2 \cdot \omega - \frac{q_r}{\alpha \cdot I} + \xi}{\omega - 1} \quad (5.84)$$

unde:

$$\omega = \frac{\lambda \cdot \bar{A}}{\alpha \cdot I \cdot L + \lambda \cdot (A_2 - A_1)} - \frac{\lambda \cdot \rho \cdot I \cdot L}{\alpha \cdot [\alpha \cdot I \cdot L + \lambda \cdot (A_2 - A_1)]} - \zeta \quad (5.85)$$

$$\xi = \frac{\zeta \cdot \rho \cdot I \cdot L}{\alpha \cdot \bar{A}} - \frac{\lambda \cdot \rho \cdot I \cdot L}{\alpha \cdot [\alpha \cdot I \cdot L + \lambda \cdot (A_2 - A_1)]} \quad (5.86)$$

$$\zeta = \frac{A_1^{\frac{L \cdot \alpha \cdot I}{\lambda \cdot (A_2 - A_1)} + 1}}{A_2^{\frac{L \cdot \alpha \cdot I}{\lambda \cdot (A_2 - A_1)} + 1} - A_1^{\frac{L \cdot \alpha \cdot I}{\lambda \cdot (A_2 - A_1)} + 1}} \quad (5.87)$$

Ecuația (5.84) reprezintă expresia temperaturii T_1 ce poate fi utilizată în proiectarea și optimizarea unei cascade termoelectrice. În condițiile $A_1 \rightarrow A_2$, prin

$$\lim_{A_1 \rightarrow A_2} \zeta' = \frac{1}{\exp \frac{L \cdot \alpha \cdot I}{\lambda \cdot A} - 1} \quad (5.88)$$

înlocuind această expresie în ecuația (5.84) obținem exact ecuația (5.77).

Rezultatele obținute pentru modelarea propusă conform ecuației 5.84 sunt reprezentate grafic în figurile 5.16, 5.17 și 5.18.

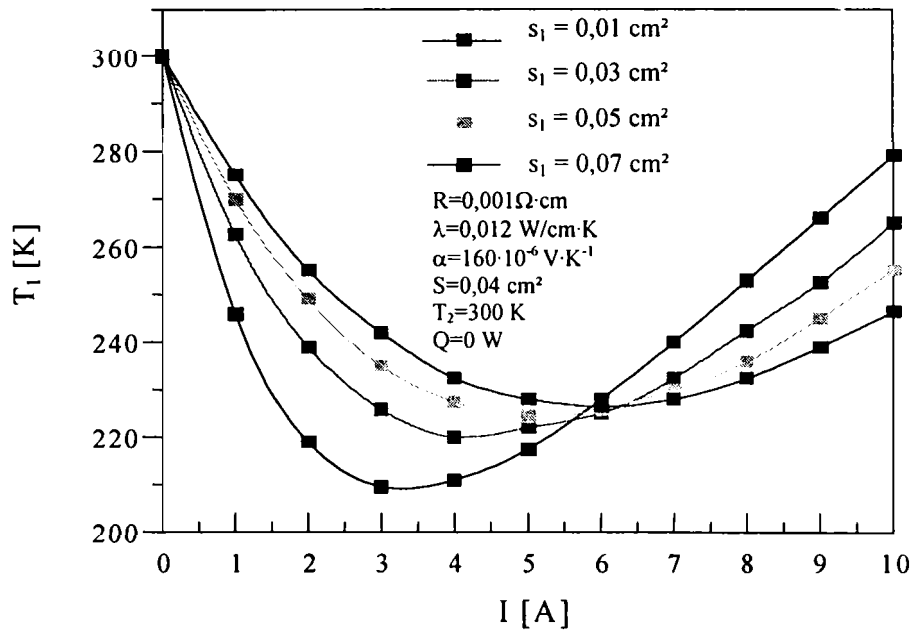
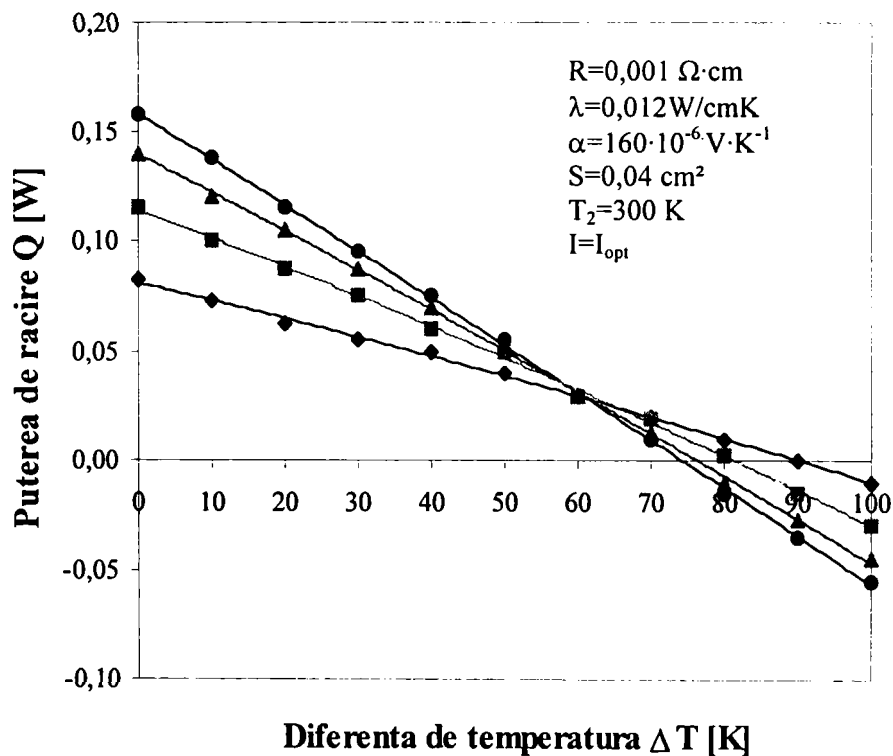


Figura 5.16 Temperatura joncțiunii de răcire funcție de intensitatea curentului și secțiunea materialului termoelectric



◆ "s1 = 0.01 cm²" ■ "s1 = 0.03 cm²" ▲ "s1 = 0.05 cm²" ● "s1 = 0.07 cm²"

Figura 5.17. Fluxul de răcire maxim funcție de diferența de temperatură ($I_{opt} = \alpha \cdot T_1 \cdot S / R \cdot L$)

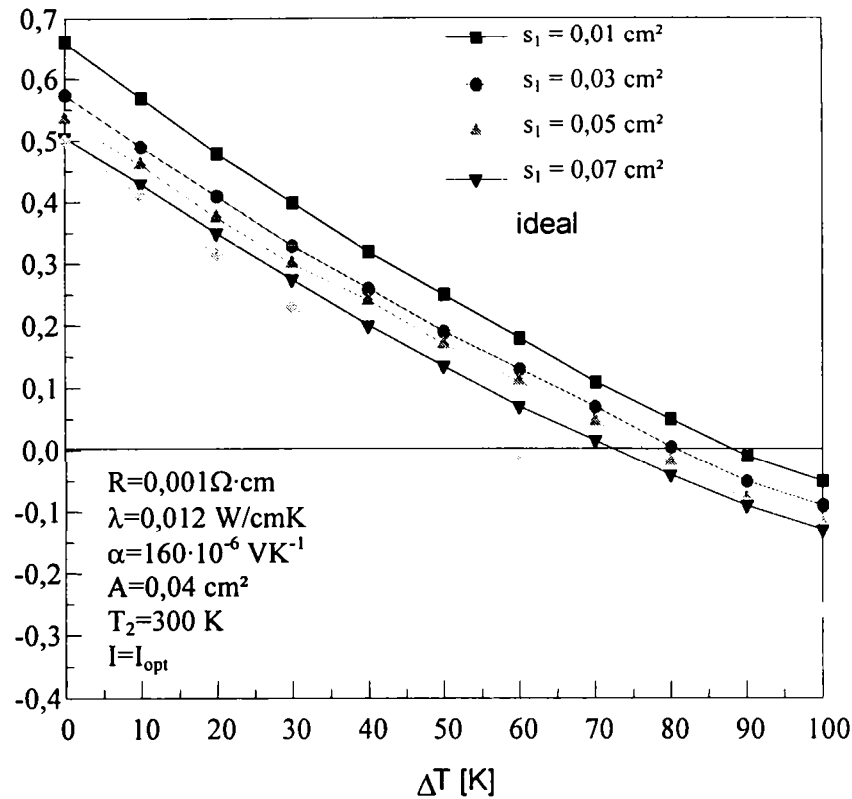


Figura 5.18. Coeficientul de răcire funcție de diferența de temperatură (conf. ec. 5.84)

5.4. Model analitic pentru conversia termoelectrică la potențiale termice reduse

5.4.1. Considerații generale

Cea mai mare parte a generatoarelor termoelectrice ce funcționează la ora actuală în lume utilizează ca sursă de căldură fie arderea unui combustibil fosil, fie o sursă cu izotopi radioactivi. Aceste surse oferă o putere cuprinsă între câțiva miliwați până la sute de wați și sunt utilizate în cele mai diverse domenii, de la medicină, la aplicații comerciale, militare sau de tehnică spațială [18, 92]. Pentru aceste sisteme de conversie s-a urmărit aproape întotdeauna să se realizeze o construcție care să țină cont fie de funcționarea la o putere maximă fie cu un randament maxim al conversiei, soluțiile fiind astfel “optimizate” funcție de criteriul ales. S-a ajuns astfel la alegerea unor materiale performante, cu valori ridicate ale cifrei caracteristice, și care funcționează, după cum am arătat în capitolele precedente, la diferențe de temperaturi cât mai mari posibile.

O atenție mai scăzută, din aceste considerente, a fost acordată generării termoelectrice ce poate exploata surse de căldură cu potențial (temperatură) redus. Combinația dintre materialele termoelectrice cu cifre caracteristice relativ scăzute și cu un ciclu termic Carnot de funcționare cu un randament foarte mic au făcut neatractivă soluția pentru aplicații comerciale. Dar, atunci când sursa de căldură este absolut gratuită sau la costuri extrem de scăzute, se poate lua în considerare și o asemenea posibilitate, prin compromisuri la nivelul randamentului de conversie. În plus nu trebuie neglijat faptul că prin conversia termoelectrică generarea de energie se face absolut “curat”, fără zgomot, fără fluide de lucru, etc.

5.4.2. Surse de căldură de potențial redus

Probabil că cea mai utilizabilă sursă de căldură cu potențial termic redus o poate constitui energia geotermală. Aceasta, având ca și sursă de proveniență tot depozite de surse radioactive (uraniu, thoriu, potasiu) are potențiale termice diferite, precum și debite și durate de funcționare continue sau intermitente (gheizere). O clasificare a acestor surse le împarte în surse geotermale de entalpie ridicată, cu temperaturi ale fluidelor între 150÷200 °C și în surse de entalpie coborâtă, cu temperaturi sub 150 °C. Deoarece cele din prima categorie au deja o posibilă exploatare directă prin utilizarea unor turbine cu abur, pentru conversia termoelectrică o importanță deosebită o reprezintă sursele geotermale de entalpie coborâtă [18, 41].

O altă posibilă sursă de căldură cu potențial coborât o reprezintă oceanul planetar, cu zonele cu un crescut gradient de temperatură a apei funcție de adâncimea acesteia. Aici gradientii de temperatură au uzual 20÷25 °C. La ora actuală aceste potențiale sunt exploatare prin cicluri Clausius-Rankine parcurse de lichide organice cu punct de fierbere coborât.

Procesul de putrefacție specific turbăriiilor, însoțit de o degajare continuă de căldură reprezintă de asemenea o posibilă sursă “caldă” pentru conversia termoelectrică.

La toate acestea se adaugă desigur multitudinea de surse de căldură disponibile din industrie, care sunt evacuate cu fluidele de lucru și care de cele mai multe ori nu se mai valorifică de loc.

5.4.3. Model de analiză fundamentală al conversiei termoelectrice a surselor de căldură de potențial redus

Pornind de la ipoteza cunoașterii mărimilor caracteristice de material și a coeficientului de performanță specific unei termocuple ce funcționează în regim de generator, în cele ce urmează se prezintă un model analitic quasiideal care urmărește implicațiile factorilor de influență asupra exploatării unor module termoelectrice în acest scop. Se iau în considerare efectele pierderilor de căldură datorate schimbului de căldură la cele două surse termice asupra puterii utile a generatorului termoelectric.

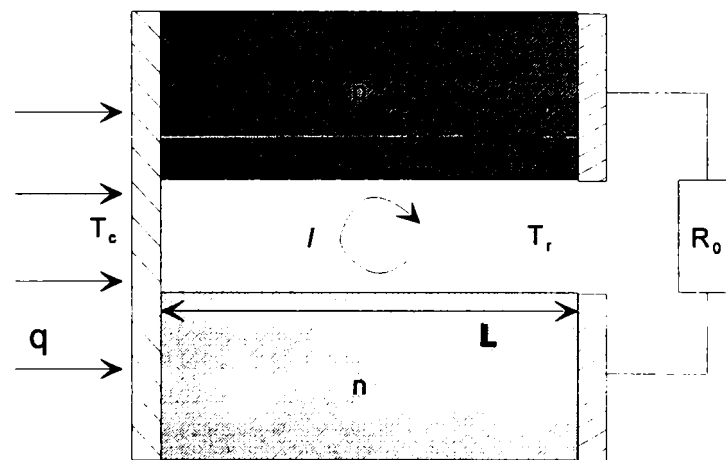


Figura 5.19

O schemă a modelului considerat este prezentată în figura 5.19. În conversia termoelectrică utilizând o sursă de căldură cu potențial coborât avem următoarele expresii pentru tensiunea la borne V , curentul I și puterea generată P :

$$V = \frac{n \cdot (1 - M \cdot I)}{N} \quad (5.89)$$

$$I = \frac{1}{M + \frac{R_0}{n} \cdot N} \quad (5.90)$$

$$P = V \cdot I = \frac{R_0}{\left(M + \frac{R_0}{n} \cdot N\right)^2} \quad (5.91)$$

în care R_0 reprezintă rezistența de sarcină a termogeneratorului și n numărul de termocuple, iar

TEZĂ DE DOCTORAT

$$M = \frac{R + \frac{K \cdot R \cdot (k_c + k_r)}{A \cdot k_c \cdot k_r} + \frac{\alpha^2 \cdot (T_c \cdot k_c + T_r \cdot k_r)}{A \cdot k_c \cdot k_r}}{\alpha \cdot (T_c - T_r)} \quad (5.92)$$

și

$$N = \frac{1 + \frac{K \cdot (k_c + k_r)}{A \cdot k_c \cdot k_r}}{\alpha \cdot (T_c - T_r)} \quad (5.93)$$

În relațiile de mai sus R este rezistența electrică a unei singure termocuple, K reprezintă conducția căldurii prin termocupla confecționată din materialele de tip n și p , k este schimbul de căldură prin conducție pe unitatea de suprafață corespunzătoare zonei de contact între modul și sursa caldă respectiv rece de căldură, A fiind suprafața de schimb de căldură corespunzătoare unei singure termocuple. Coeficienții c și r se referă la sursa (partea) caldă, respectiv rece a sistemului considerat. Pentru ușurința calculului am adoptat soluția $A = A_c = A_r$ precum și faptul că efectul Thomson este neglijabil.

Considerând că proprietățile de material rămân constante în gama redusă de diferențe de temperaturi la care lucrează convertorul termoelectric, expresiile fluxurilor de căldură schimbate la nivelul modelului considerat devin:

$$q_c = A_c \cdot k_c \cdot \Delta T_c = K \cdot \Delta T + \alpha \cdot I \cdot T_c - \frac{1}{2} \cdot I^2 \cdot R \quad (5.94)$$

$$q_r = A_r \cdot k_r \cdot \Delta T_r = K \cdot \Delta T + \alpha \cdot I \cdot T_r - \frac{1}{2} \cdot I^2 \cdot R \quad (5.95)$$

unde ΔT este diferența de temperatură dintre cele două joncțiuni ale termocuplei, iar ΔT_c și respectiv ΔT_r reprezintă diferențele de temperaturi dintre joncțiuni și respectiv fluid pe partea caldă și rece. Astfel:

$$T_c = T_{fc} - \Delta T_c \quad (5.96)$$

$$T_r = T_{fc} - \Delta T_c - \Delta T \quad (5.97)$$

$$\Delta T_r = T_{fc} - \Delta T_c - \Delta T - T_{fr} \quad (5.98)$$

Indicii fc și fr se referă la fluidele cald și respectiv rece ce parcurg sistemul.

Prin sarcina exterioară, R_0 vor trece curentul I , tensiunea V și puterea debitată P , date de:

$$I = \frac{n \cdot \alpha \cdot \Delta T}{n \cdot R + R_0} \quad (5.99)$$

$$V = I \cdot R_0 \quad (5.100)$$

$$P = I^2 \cdot R_0 \quad (5.101)$$

Ecuțiile (5.94)÷(5.101) reprezintă ecuațiile fundamentale ale convertorului termoelectric ce funcționează cu potențiale termice reduse, fiind luate în considerare și influențele schimbătoarelor de căldură aferente sursei calde și respectiv reci. Un calcul algebric al acestor ecuații conduc la o ecuație polinomială de ordinul trei în funcție de ΔT de forma [16]:

$$a \cdot \Delta T^3 + b \cdot \Delta T^2 + c \cdot \Delta T + d = 0 \quad (5.102)$$

unde

$$a = \frac{2 \cdot n^2 \cdot \alpha^4 \cdot R_0}{n \cdot R + R_0}$$

$$b = n \cdot \alpha^2 \cdot (n \cdot R + 2 \cdot R_0) \cdot (A_c \cdot k_c - A_r \cdot k_r)$$

$$c = -2n(nR + 2R_0)(A_c k_c T_{fc} + A_r k_r T_{fr}) \alpha^2 - (nR + R_0)^2 [A_c k_c A_r k_r - K(A_c k_c + A_r k_r)]$$

$$d = 2 \cdot (n \cdot R + R_0)^2 \cdot A_c \cdot k_c \cdot A_r \cdot k_r \cdot (T_{fc} - T_{fr})$$

Deoarece în condițiile funcționării termogeneratorului la nivele mici ale potențialelor termice următorii parametri au valorile aproximative [92]: $\alpha = 0,0001 \text{ VK}^{-1}$, $R+R_0/n = 0,01 \text{ } \Omega$, $K = 0,05 \div 0,1 \text{ W/K}$, $A_c = A_r = 1 \text{ cm}^2$, $k_c = k_r = 100 \div 10000 \text{ W/m}^2\text{K}$, $T_c = T_{fc} = 300\text{K}$ și $\Delta T = 10 \div 20 \text{ K}$, valoarea coeficientului a din ecuația (5.102) devine foarte mică și primul termen se poate neglija, astfel încât această ecuație ia forma:

$$b \cdot \Delta T^2 + c \cdot \Delta T + d = 0 \quad (5.103)$$

Aplicând relația de calcul a unei ecuații de gradul doi la care $c^2 \gg 4 \cdot b \cdot d$, $c < 0$ și ținând cont și de ipoteza $A_c = A_r = A$, uzuală pentru un modul termoelectric standard, obținem expresia diferenței de temperaturi ΔT de forma:

$$\Delta T = \frac{-c - \sqrt{c^2 - 4 \cdot b \cdot d}}{2 \cdot b} \cong -\frac{d}{c} = \frac{T_{fc} - T_{fr}}{\frac{n \cdot (k_c \cdot T_{fc} + k_r \cdot T_{fr}) \cdot \alpha^2}{(n \cdot R + R_0) \cdot A \cdot k_c \cdot k_r} + \left[1 + \frac{K \cdot (k_c + k_r)}{A \cdot k_c \cdot k_r} \right]} \quad (5.104)$$

Relația (5.104) stabilită pentru exprimarea diferenței de temperaturi necesară între joncțiunile generatorului termoelectric este o relație simplă în comparație cu cea obținută de Henderson [91] care a folosit metoda Lagrange de rezolvare numerică a ecuației (5.102). Metoda este mai exactă, dar mai laborioasă și mai greu de utilizat. Soluția aceasta reprezintă o opțiune mai simplă și cu aplicare practică mai directă.

Se poate observa că prin eliminarea ΔT din ecuațiile (5.99) și (5.104) se obține chiar expresia (5.90), unde M și N sunt definite de (5.92) și (5.93). Eliminând R_0 din ecuațiile (5.90) și (5.100) obținem expresia (5.89). Expresia puterii $P = I^2 \cdot R_0$ va fi identică

și în acest caz cu cea stabilită prin ecuația (5.91).

Derivata expresiei (5.89) în raport cu curentul I conduce la:

$$-\frac{\partial V}{\partial I} = \frac{n \cdot M}{N} = n \cdot R^* \quad (5.105)$$

în care

$$R^* = R + \frac{\alpha^2 \cdot (T_{jc} \cdot k_c + T_{jr} \cdot k_r)}{A \cdot k_c \cdot k_r + K \cdot (k_c + k_r)} \quad (5.106)$$

Expresia R^* reprezintă valoarea efectivă a rezistenței interne a unei singure termocuple compusă din materialele p și n . Se poate observa că R^* are o valoare mai mare decât cea considerată R și în plus ține cont de condițiile de funcționare ale modului.

În condiții de funcționare stabile factorii M și N sunt constanți și puterea maximă se obține din $\partial P / \partial R_0 = 0$. Aplicată la relația (5.91) obținem:

$$P_{\max} = \frac{V_{\text{deschis}}^2}{4 \cdot n \cdot R^*} \quad (5.107)$$

în care $R_0/n = M/N = R^*$ și

$$V_{\text{deschis}} = \frac{n}{N} \quad (5.108)$$

unde V_{deschis} este valoarea tensiunii circuitului deschis de la bornele generatorului termoelectric când impunem $I = 0$ în ecuația (5.89).

Expresia randamentului de conversie al căldurii în energie electrică, definit prin $\eta = P/q_c$ ne conduce la următoarea expresie:

$$\eta = \frac{P \cdot \left(1 + \frac{\alpha \cdot I}{A \cdot k_c}\right)}{K \cdot \Delta T + \alpha \cdot I \cdot T_c - \frac{1}{2} \cdot I^2 \cdot R} \quad (5.109)$$

unde căldura disponibilă la nivelul joncțiunii calde este:

$$q_c = \frac{K \cdot \Delta T + \alpha \cdot I \cdot T_c - \frac{1}{2} \cdot I^2 \cdot R}{1 + \frac{\alpha \cdot I}{A \cdot k_c}} \quad (5.110)$$

5.5. Model analitic de utilizare al modulelor Peltier pentru generarea termoelectrică

5.5.1. Considerații generale

Dispozitivele termoelectrice pot fi utilizate atât ca răcitoare Peltier cât și ca generatoare Seebeck, în ambele cazuri cerințele de bază ale materialelor termoelectrice fiind în principiu aceleași. În practică însă cele două tipuri de aplicații diferă foarte mult prin gama de temperaturi la care funcționează și prin modul diferit de proiectare și construcție. Răcitoarele termoelectrice utilizează în cea mai mare proporție, ca material pentru joncțiuni, telurura de bismut, Bi_2Te_3 , într-o gamă de temperaturi ce ajung de regulă sub valoarea temperaturii mediului ambiant, în timp ce generatoarele termoelectrice confecționate cu telurura de plumb, PbTe , sau aliaje siliciu-germaniu, ajung să funcționeze la 400÷1200 K.

În general, se poate afirma că utilizarea unui modul Peltier ca și generator sau invers, a unui modul Seebeck ca și răcitor, este total ineficientă.

Cum am prezentat și în pragraful anterior, interesul pentru exploatarea surselor de căldură cu potențial termic redus este în continuă creștere, astfel că atenția specialiștilor s-a oprit și asupra utilizării modulelor convenționale Peltier în acest domeniu.

Pentru a obține puterea maximă de conversie în cazul utilizării unui modul Peltier, trebuie reoptimizată geometria acestuia, care a fost în prealabil optimizată pentru condiții de răcire, pentru atingerea în noile condiții de exploatare a unui coeficient de performanță cât mai ridicat.

5.5.2. Model ideal de calcul al puterii de generare termoelectrică la utilizarea elementelor Peltier

Modelul ideal propus are la bază schema din figura 5.20 a. Conexiunile dintre materialele dopate n și p ale termocuplei sunt executate cu benzi din cupru.

Dacă se neglijează rezistențele de contact dintre termoelemente și benzile din cupru, expresia puterii de ieșire a termogeneratorului “ideal” este dată de :

$$P_i = \frac{(2 \cdot \alpha \cdot \Delta T_0)^2}{4 \cdot R_0} \quad (5.111)$$

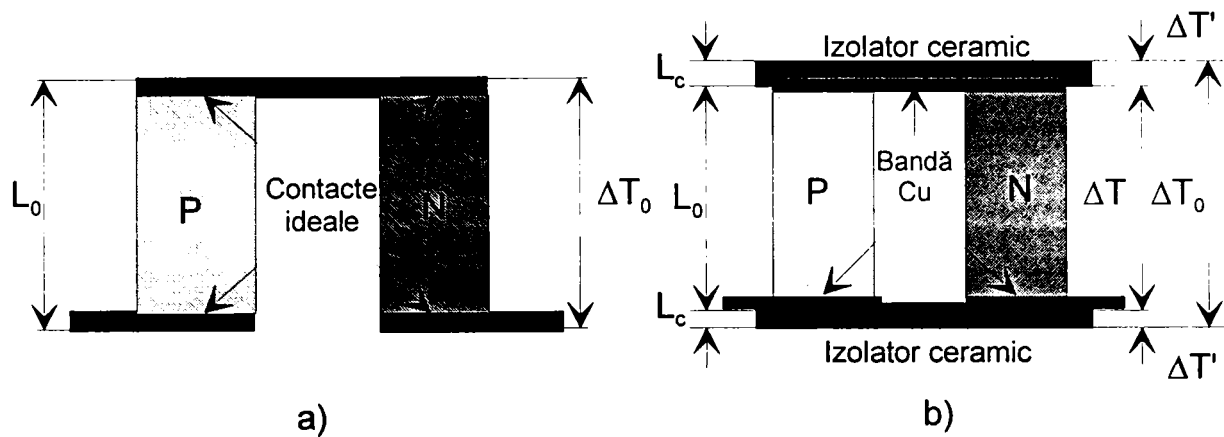


Figura 5.20

În această expresie, α este coeficientul Seebeck al termocuplei, ΔT_0 reprezintă diferența de temperaturi dintre cele două joncțiuni iar rezistența electrică totală a celor două materiale termoelectrice este:

$$R_0 = 2 \cdot \rho \cdot \left(\frac{L_0}{A_0} \right) \quad (5.112)$$

în care ρ este rezistivitatea electrică a materialelor și raportul L_0/A_0 ține cont de geometria materialelor. Expresia (5.111) devine astfel:

$$P_i = \left(\frac{\alpha^2}{\rho} \right) \left(\frac{\Delta T_0^2}{2} \right) \left(\frac{A_0}{L_0} \right) \quad (5.113)$$

Pentru formularea ecuației (5.113) s-a ținut cont de ipoteza conform căreia cele două materiale termoelectrice au aproximativ aceleași proprietăți de material și aceleași dimensiuni geometrice. Pentru a se putea aplica ecuația (5.113) și în cazul elementelor Peltier acestea trebuie să posede valori relativ mari ale lungimii termoelementelor astfel încât rezistența de contact să se poată neglija. Modelul propus este propice pentru estimarea puterii de ieșire a unui dispozitiv termoelectric cu termoelemente relativ lungi ce a fost optimizat pentru obținerea unui coeficient de performanță maxim la generare sau a unei diferențe maxime de temperatură în cazul răcirii.

5.5.3. Model real de calcul al puterii de generare termoelectrică la utilizarea elementelor Peltier

În cazul utilizării modulelor Peltier pentru conversia termoelectrică a potențialelor termice reduse este necesară recalcularea lungimii termoelementelor pentru optimizarea puterii de ieșire. În general, pentru conversia termoelectrică clasică lungimea relativă a

materialelor joncțiunii este mică față de cazul răcirii termoelectrice clasice unde ea este relativ mare [92]. Conform relației (5.113), în cazul unor elemente de lungime zero, puterea electrică generată atinge infinitul, ceea ce este nereal pentru cazurile practice. Pe măsură ce lungimea relativă scade, efectele rezistențelor de contact devin tot mai importante și nu mai pot fi neglijate.

De aceea, modelul “real” propus, figura 5.20 b, ține cont și de cele două plăci de ceramică, cu conductivitate termică semnificativă, dar izolatoare electric, care constituie suprafețele de contact ale modului Peltier cu cele două surse de căldură. Influența celor două plăci de ceramică afectează valoarea diferenței de temperatură dintre cele două joncțiuni, astfel că ea se poate exprima în funcție de ΔT_0 astfel:

$$\Delta T = \frac{\Delta T_0}{1 + 2 \cdot \left(\frac{\lambda}{\lambda_c}\right) \cdot \left(\frac{L_c}{L_0}\right)} \quad (5.114)$$

în care indicele c se referă la mărimile caracteristice stratului de ceramică. Utilizând notațiile $r = \lambda/\lambda_c$ și $w = L_c/L_0$, expresia diferenței de temperatură “reale” la nivelul joncțiunilor devine:

$$\Delta T = \frac{\Delta T_0}{1 + 2 \cdot r \cdot w} \quad (5.115)$$

Expresia rezistenței electrice totale devine $R = R_0 + R_c$, adică:

$$R_0 = 2 \cdot \rho \cdot \left(\frac{L_0}{A_0}\right) \cdot \left(1 + \frac{\omega}{L_0}\right) \quad (5.116)$$

cu $R_c = 4\rho_c/A_0$ și $\omega = 2\rho_c/\rho$. Prin înlocuirile corespunzătoare, expresia puterii “reale” devine:

$$P = \frac{P_i}{\left(1 + \frac{\omega}{L_0}\right) \cdot (1 + 2 \cdot r \cdot w)^2} \quad (5.117)$$

Comparația poate merge și mai departe dacă luăm în considerare raportul “real” al lungimii relative, A/L , și exprimăm modificarea relativă de putere $\Delta P(x)$ prin:

$$\Delta P(x) = \frac{P'}{P_i} = \frac{a \cdot x^2}{\left(x + \frac{\omega}{L_0}\right) \cdot (x + 2 \cdot r \cdot w)^2} \quad (5.118)$$

unde $a = A/A_0$ și $x = L/L_0$ și

$$P' = \frac{\left(\frac{A}{A_0}\right) P_i}{\left(\frac{L}{L_0} + \frac{\omega}{L_0}\right) \left[1 + 2 \cdot \left(\frac{\lambda}{\lambda_c}\right) \cdot \left(\frac{L_c}{L}\right)\right]^2} \quad (5.119)$$

Expresia P' reprezintă puterea electrică “reală” debitată de generatorul termoelectric cu elemente Peltier obținută cu un “generator ideal”.

5.5.4. Evaluarea randamentului de conversie al elementelor Peltier utilizate la generarea termoelectrică

Investigațiile experimentale descrise pe larg în [91] au condus la obținerea unor expresii de evaluare mai exacte ale puterii de conversie a modulelor Peltier comerciale, în special pentru o reducere însemnată a lungimii (înălțimii) materialelor utilizate. Modelarea efectuată conform paragrafului precedent este totuși satisfăcătoare ținând cont de alura curbelor reprezentate în figurile 5.20÷5.23. Curbele trasate iau în considerare și influențele rezistențelor de contact, prin tipul rezistenței electrice de contact, rezistenței termice de contact și a grosimii stratului de ceramică.

Optimizarea lungimii materialelor termocupelilor pentru atingerea unui maxim de diferență de temperatură sau de coeficient de performanță este de obicei mai mult utilizată pentru cazul termogenerării electrice ce exploatează potențiale termice reduse. În acest caz lungimea materialelor termoelectrice se ajustează până la lungimea optimă ce asigură maximul puterii de ieșire a termogeneratorului.

De asemenea, puterea de ieșire a termogeneratorului este puternic influențată de proprietățile de contact, fie ele electrice sau termice. Efectul acestor proprietăți poate fi de asemenea urmărit în alura curbelor din figurile 5.21÷5.24. În practică s-a constatat o creștere mai importantă a puterii electrice de ieșire a termogeneratorului prin îmbunătățirea calității contactelor de tip termic decât a celor de tip electric. Același efect îl are și reducerea grosimii stratului de ceramică față de măsurile de îmbunătățire a conductivității termice a acestui material.

TEZĂ DE DOCTORAT

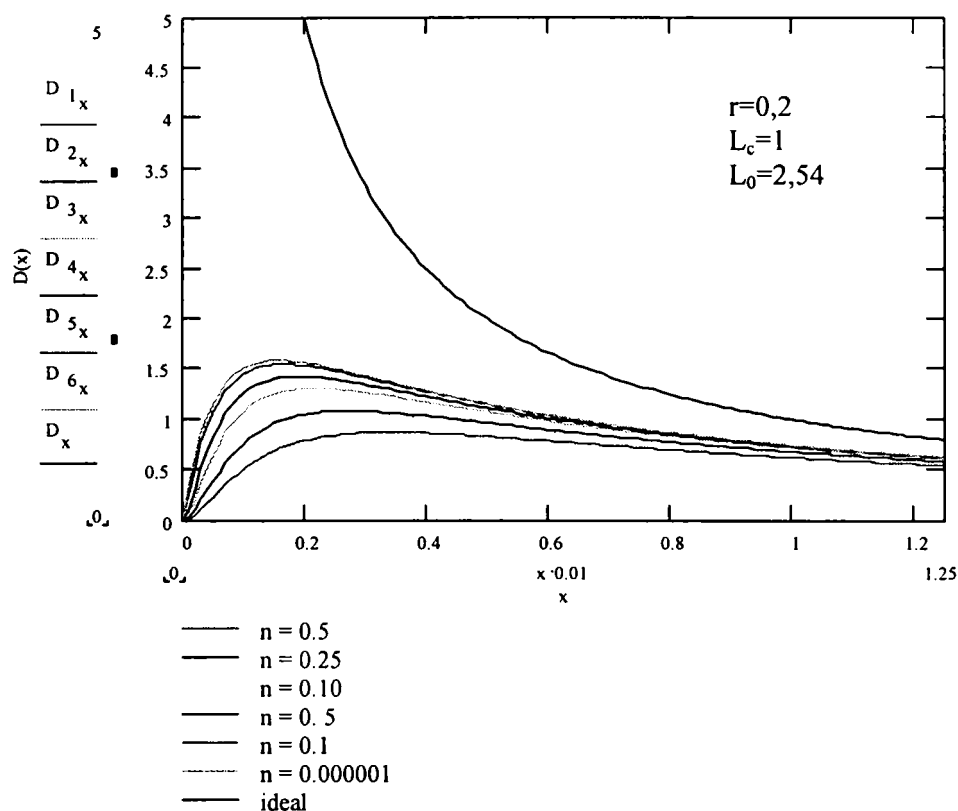


Figura 5.21. Variația puterii de răcire funcție de variația lungimii termoelementelor luând în considerare și rezistența electrică de contact

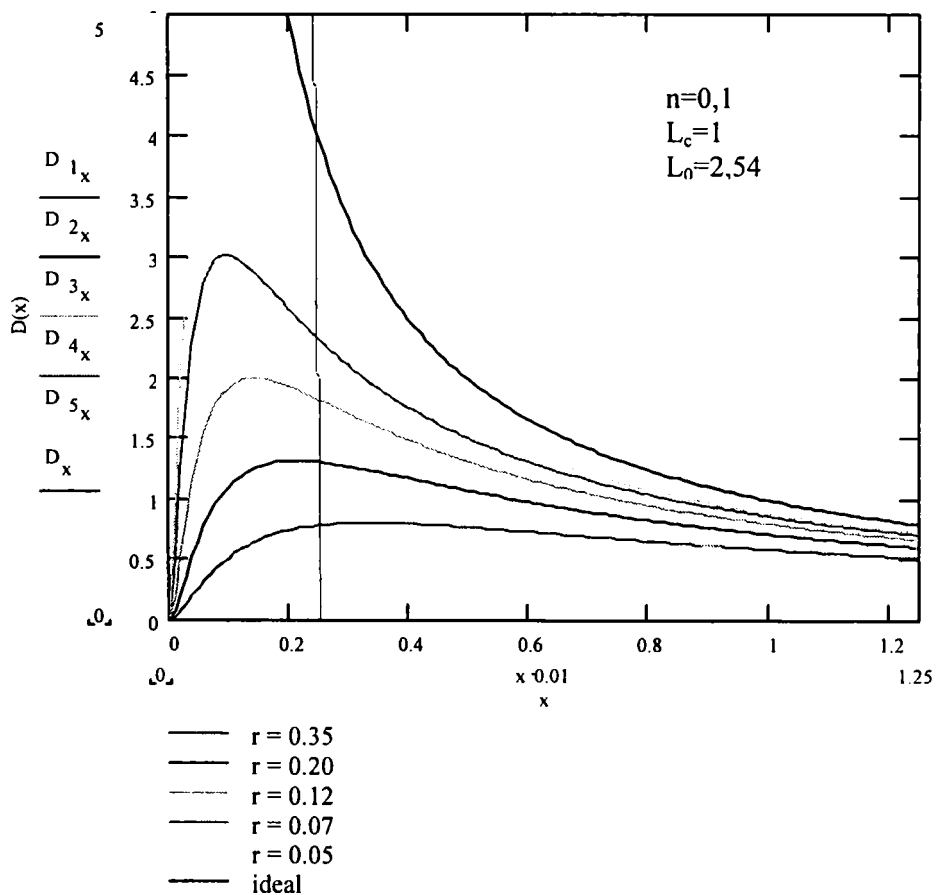


Figura 5.22. Variația puterii de răcire funcție de variația lungimii termoelementelor luând în considerare și rezistența termică de contact

TEZĂ DE DOCTORAT

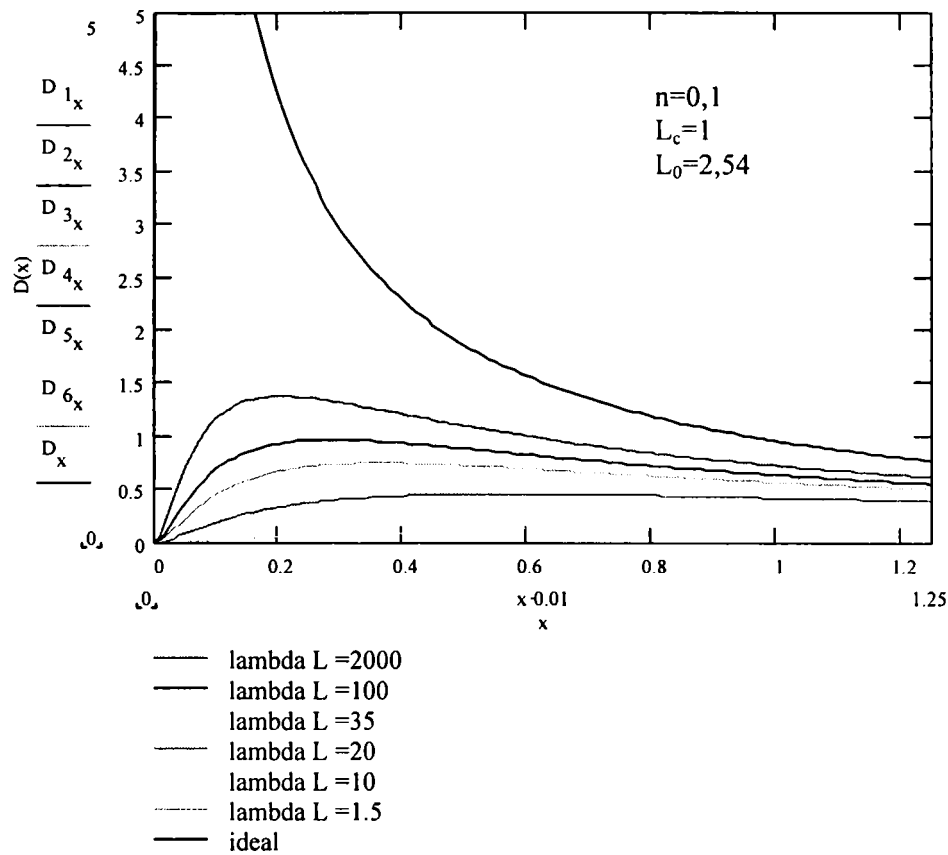


Figura 5.23. Variația puterii de răcire funcție de variația lungimii termoelementelor luând în considerare și rezistența termică a suprafeței de ceramică

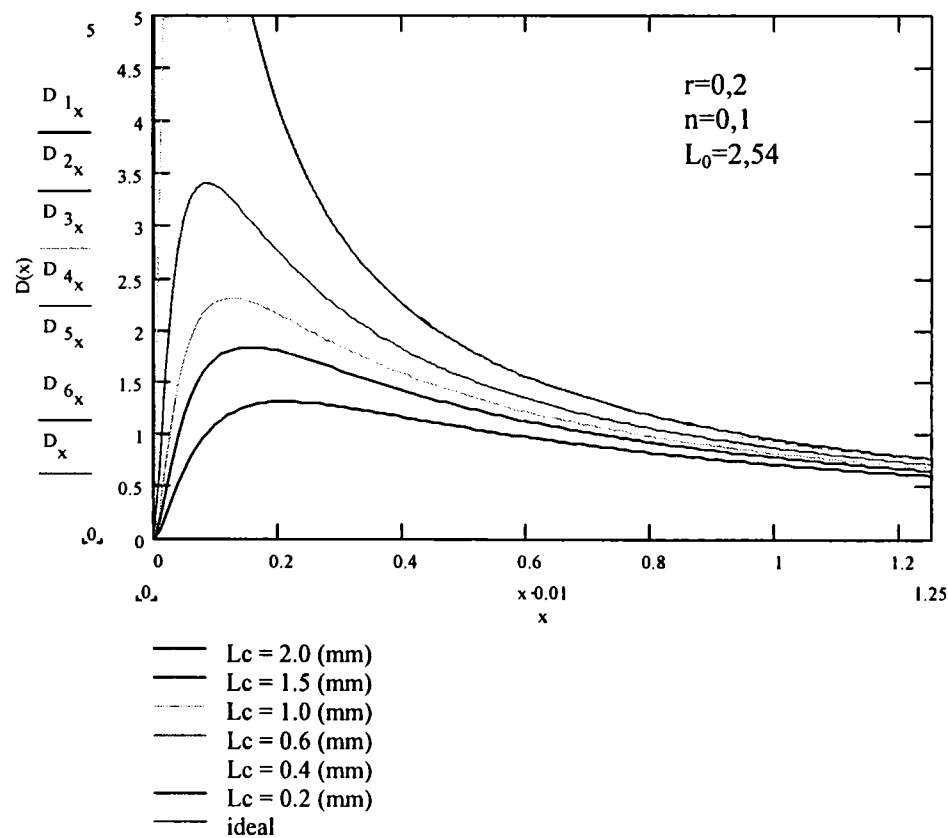


Figura 5.24. Variația puterii de răcire funcție de variația lungimii termoelementelor luând în considerare și grosimea stratului de ceramică

Odată ce s-a stabilit valoarea optimă pentru aceste rezistențe, se poate trece mai

departe, utilizând graficele corespunzătoare, la stabilirea lungimilor optime ale termoelementelor.

Expresia randamentului de conversie pentru sistemul "ideal" este :

$$\Phi_0 = \left(\frac{T_1 - T_2}{T_1} \right) \left[2 - \frac{1}{2} \left(\frac{T_1 - T_2}{T_1} \right) + \frac{4}{Z \cdot T_1} \right]^{-1}, \quad (5.120)$$

în care T_1 și T_2 sunt temperaturile sursei calde respectiv reci, este independentă de lungimile materialelor termoelectrice. Expresia (5.120) se poate utiliza în acest caz numai pentru modulele cu o lungime relativ mare a termoelementelor. Utilizarea modulelor Peltier pentru generare termoelectrică necesită luarea în considerare a rezistențelor de contact datorită lungimilor relativ mici ale materialelor utilizate.

$$\Phi = \left(\frac{T_1 - T_2}{T_1} \right) \left\{ (1 + 2 \cdot r \cdot w)^2 \left[2 - \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{T_1 - T_2}{T_1} \right) + \frac{4}{Z \cdot T_1} \left(\frac{1 + \frac{\omega}{L_0}}{1 + 2 \cdot r \cdot w} \right) \right] \right\}^{-1} \quad (5.121)$$

În figura 5.25 se prezintă modificările pe care le suferă randamentul de conversie odată cu modificarea lungimii materialelor termoelectrice din termocuple.

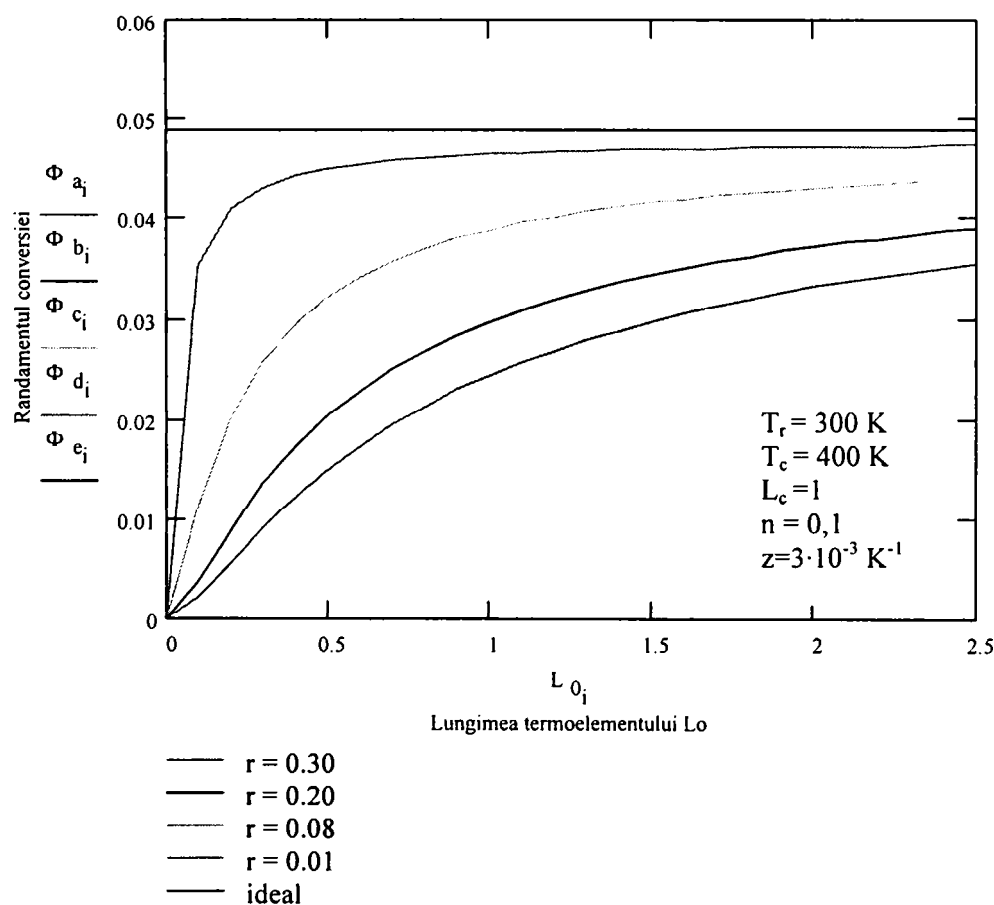


Figura 5.25. Variația randamentului de conversie funcție de lungimea termoelementelor în cazul utilizării elementelor Peltier în regim de termogenerare

Modelul considerat l-am utilizat și pentru o modelare asemănătoare cu cea prezentată în paragraful anterior, și anume considerând ca și sursă de căldură apa geotermală. Acest tip de aplicație ia în considerare transferul termic dintre sursele de căldură și joncțiunile termocuplelor, care țin cont de conducția prin straturile de ceramică și de rezistențele electrice și termice de contact, respectiv lungimea termoelementelor se “ajustează” pentru noile condiții reale de exploatare și puterea electrică de conversie termoelectrică se diminuează, astfel că:

$$S(x) = \frac{x + 2 \cdot r \cdot w}{x + 2 \cdot r \cdot w + 2 \frac{\lambda}{h \cdot L_0}} \left[\frac{a \cdot x^2}{\left(x + \frac{\omega}{L_0}\right) \cdot (x + 2 \cdot r \cdot w)^2} \right] \quad (5.122)$$

În expresia (5.122) $S(x)$ reprezintă valoarea relativă a puterii de ieșire a generatorului termoelectric ce funcționează la nivele reduse ale potențialului termic funcție de modificarea relativă a lungimii termoelementelor. Influența coeficientului de schimb de căldură asupra puterii generatorului termoelectric a fost de asemenea luată în considerare.

Variațiile parametrilor caracteristici funcție de factorii de influență considerați sunt reprezentate în figura 5.26.

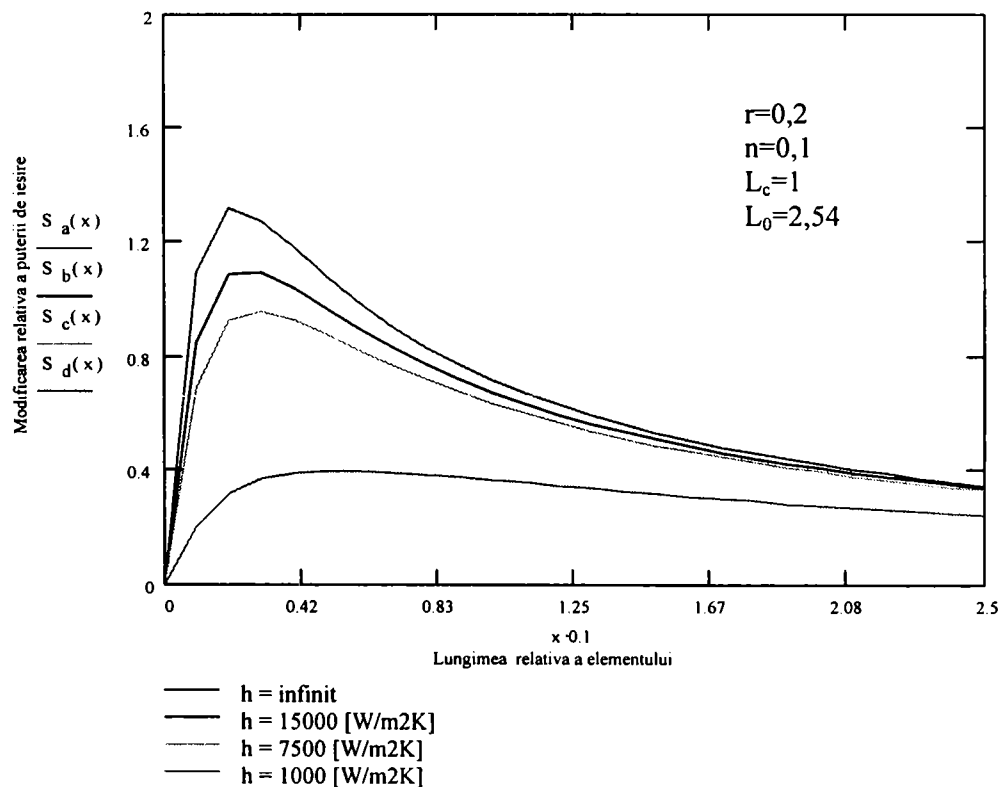


Figura 5.26. Variația coeficientului de transfer termic asupra puterii de ieșire a termogeneratorului cu elemente Peltier

6. Instalații experimentale și metodici de cercetare pentru determinarea performanțelor termice și de material ale elementelor termoelectrice

6.1. Instalație experimentală proprie pentru studiul generării termoelectrice

Investigațiile experimentale efectuate au fost realizate pe un stand de concepție și realizare proprie, în spațiul aferent laboratoarelor din cadrul Catedrei de Termotehnică, Mașini Termice și Autovehicule Rutiere a Facultății de Mecanică din Timișoara.

Standul utilizat pentru scopul propus este redat în figura 6.1.

În conceperea standului s-a ținut cont de posibilitatea de utilizare a acestuia atât pentru domeniul generării termoelectrice, pe baza efectului Seebeck, cât și, datorită reversibilității fenomenelor termoelectrice, pentru sistemele de răcire care utilizează efectul Peltier.

Sursa caldă pentru regimul de termogenerare o constituie o placă de aluminiu pe care s-a atașat prin lipire și fixare cu rășină epoxidică o înfășurare din conductor de cupru emailat Ø1, figura 6.2.

Standul a fost dotat cu două sisteme de evacuare a căldurii (surse reci). Acestea pot funcționa alternativ, prin schimbarea plăcii inferioare; în primul caz se poate utiliza o placă de bază din Al care are o serpentină din Cu atașată (lipită), fiind deci posibilă răcirea cu lichid și respectiv, cealaltă posibilitate este cu disiparea căldurii prin convecție forțată cu aer, cu un radiator din aluminiu nervurat la care s-a atașat un ventilator, figura 6.3.

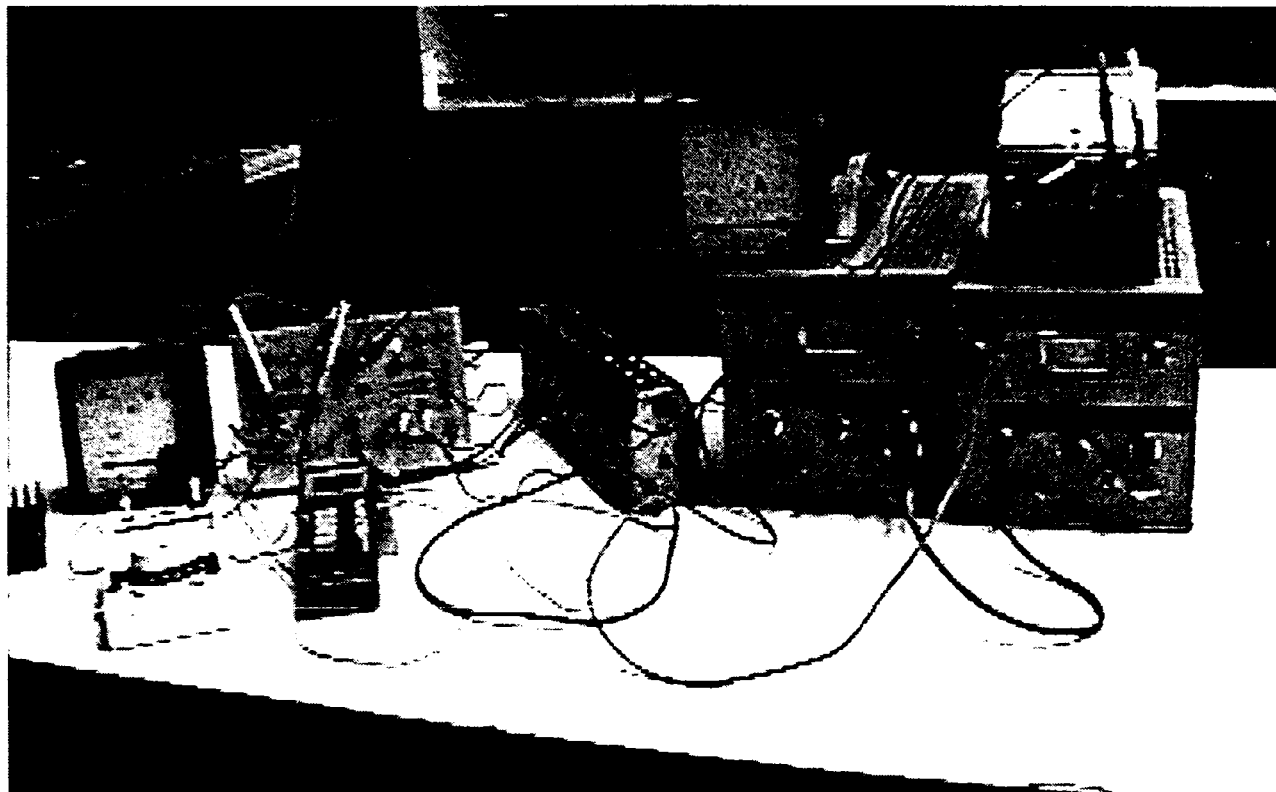


Figura 6.1

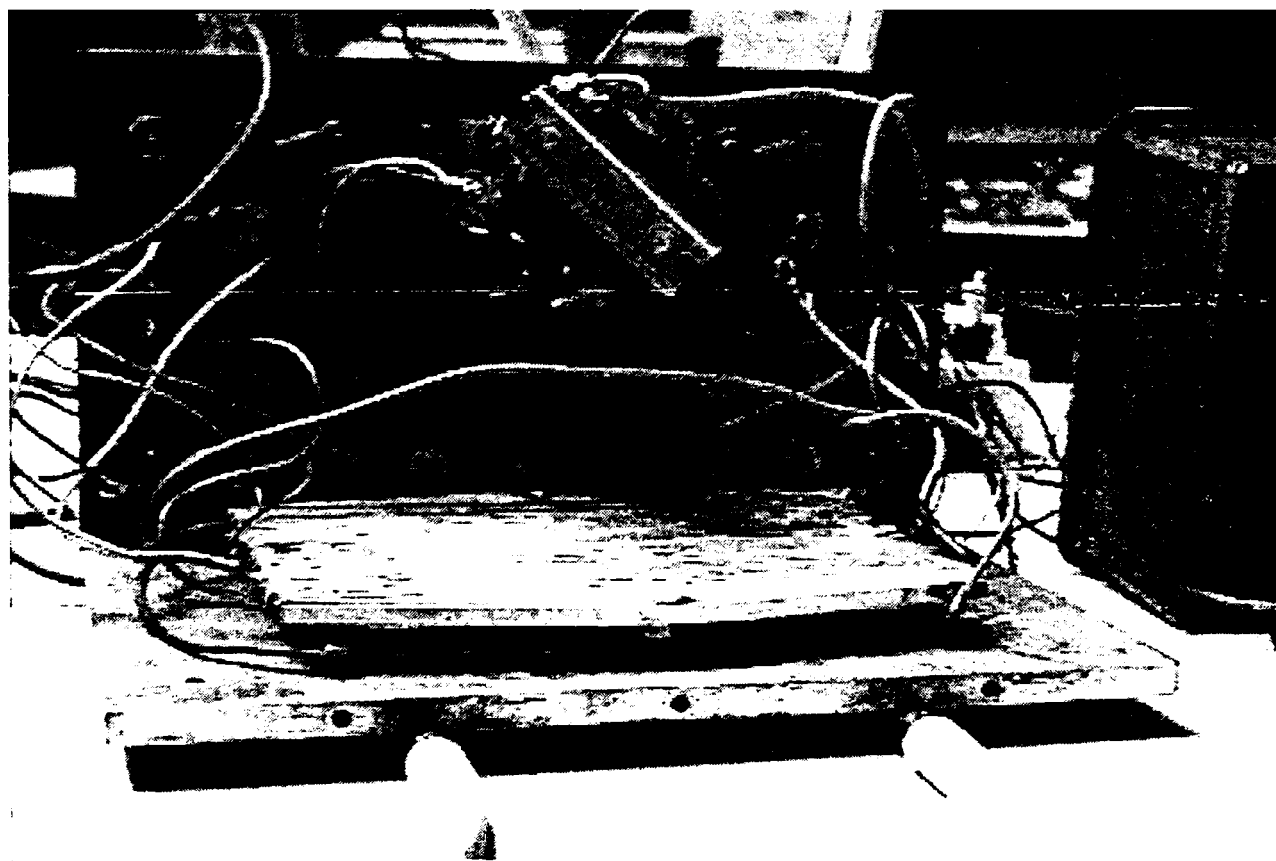


Figura 6.2

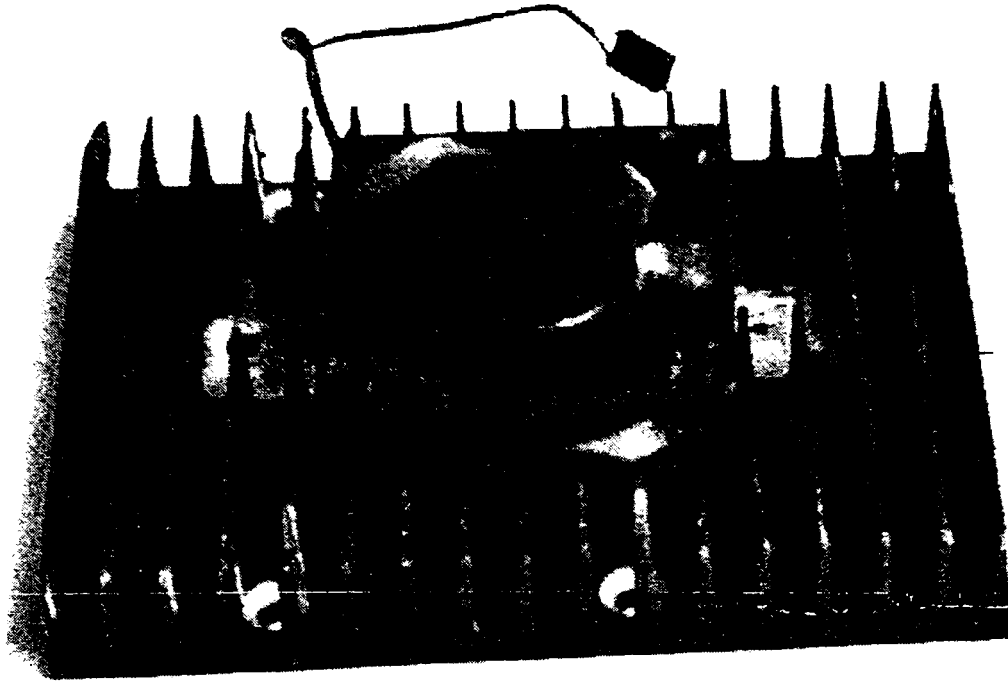


Figura 6.3

Standul permite testarea și încercarea modulelor termoelectrice individuale sau a mai multor module termoelectrice cu geometrie (grosime) identică, cuplate termic în paralel. Dimensiunile plăcii de bază (sursei reci) sunt de 250·160 cm, suficient pentru a putea fi montate până la maximum 8 module termoelectrice cu dimensiuni maxime de 55·55 mm.

Pentru experimentele efectuate s-au utilizat și surse reci individuale pentru modulele termoelectrice, constituite din radiatoarele de aluminiu eloxat și ventilatoarele corespunzătoare de la răcirea microprocesoarelor, figurile 6.4 și 6.5.

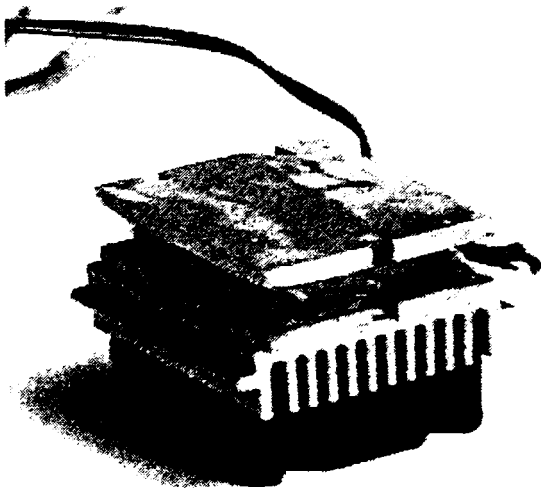


Figura 6.4

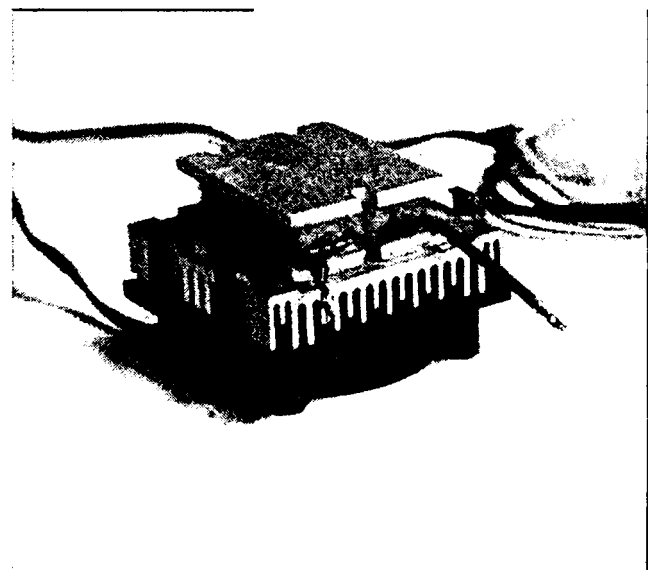


Figura 6.5

Pentru regimul de termogenerare, dar și de răcire, s-au utilizat un număr de 6 module termoelectrice montate termic în paralel, și care au fost aranjate și fixate într-o

matrice de (3·2) la o distanță de 2 cm între ele, figura 6.6. Între cele două plăci (surse de căldură) s-a utilizat un material izolator termic format din straturi multiple de fibră de sticlă, decupat astfel încât să completeze spațiile dintre module și să limiteze pierderile și schimbul de căldură prin radiație și convecție în exteriorul acestora.

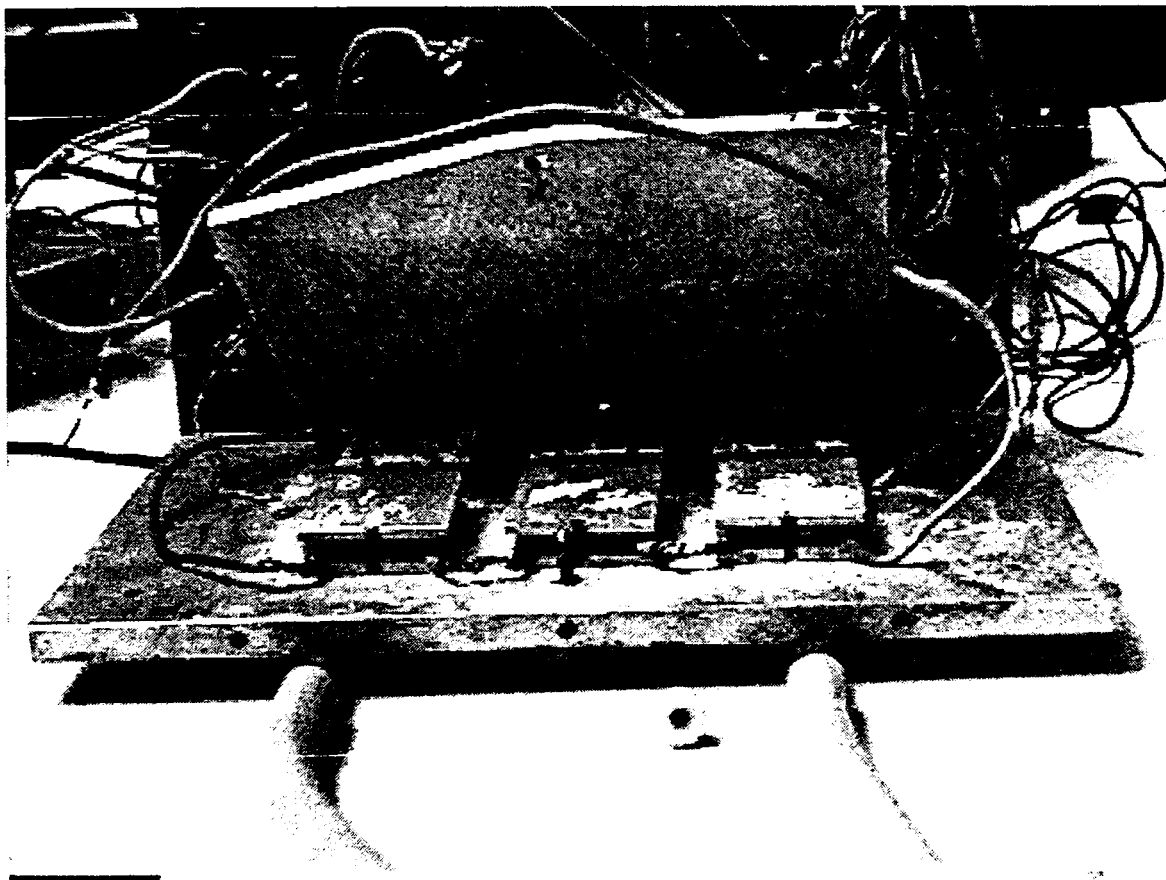


Figura 6.6.

Modulele termoelectrice, conectate electric în serie, au fost fixate și rigidizate prin două șuruburi amplasate la partea din mijloc a plăcilor superioară și inferioară, iar contactele dintre suprafețele modulelor termoelectrice și suprafețele surselor de căldură (plăcilor) au fost inițial curățate de orice urme de grăsime, impurități, etc., ulterior aplicându-se pe aceste suprafețe un strat de vaselină siliconică pentru îmbunătățirea transferului termic.

Cele două plăci superioară și inferioară, ce reprezintă totodată cele două surse de căldură, au fost prevăzute în axa mediană a laturii mici a acestora, în zona de mijloc în secțiune transversală, cu orificii de $\varnothing 1,5$ în care au fost montate termocuple pentru măsurarea temperaturii acestora. Ulterior, în aceste orificii s-au montat definitiv termocuple artisanale din cupru-constantan prin fixare cu rășină epoxidică.

Legăturile de tip electric pentru alimentarea rezistenței de cupru (sursa caldă), a conexiunilor dintre modulele termoelectrice și respectiv pentru alimentarea circuitului în regim de răcire termoelectrică a fost făcută cu cabluri electrice de tip VLPY 2,5 ÷ 5.

Standul are posibilitatea de a comuta două circuite electrice în două configurații distincte, respectiv în regim de termogenerare și de răcire termoelectrică. Comutarea se asigură printr-un întrerupător rotativ și este semnalizată optic, prin două lămpi de culori diferite asupra regimului de funcționare ales. Pe lângă comutatorul central al standului, pe panoul frontal al acestuia s-au montat borne pentru toate conexiunile circuitelor electrice, existând posibilitatea de a conecta prin conductori prevăzuți cu banane sau papuci toate aparatele necesare modificării și măsurării parametrilor electrice (voltmetre, ampermetre, reostate cu cursor) și termici (milivoltmetre sau termometre etalonate corespunzător). Ilustrativ, panoul frontal cuprinde și o schemă a conexiunilor electrice corespunzătoare, figura 6.7.

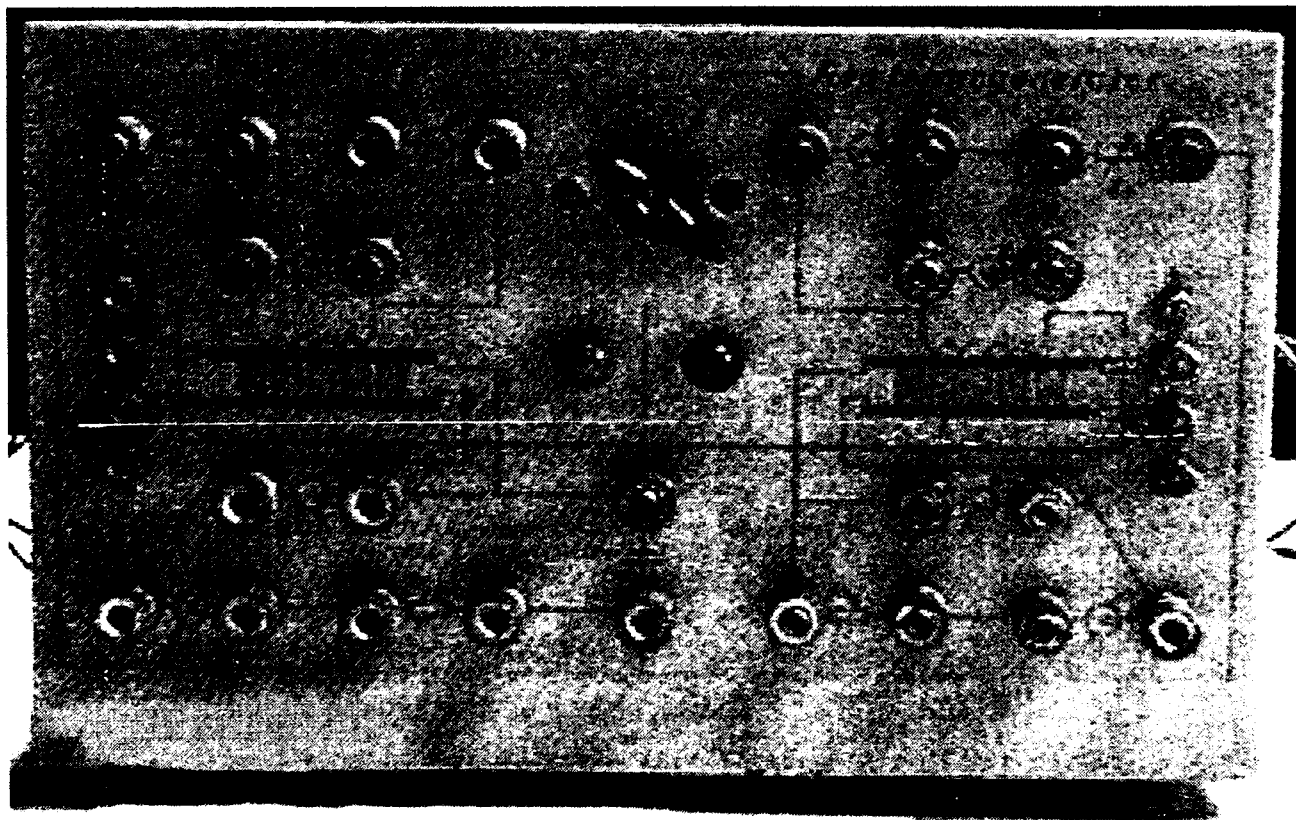


Figura 6.7

Pentru măsurarea căldurii evacuate prin sursa rece în cazul răcirii cu apă a instalației de măsurare, standului i-au fost atașate în plus și racordurile flexibile la instalația de apă rece a laboratorului, un vas gradat și respectiv două dispozitive pentru termocuple pentru măsurarea temperaturii apei la intrare și la ieșire. Concomitent, prin termocuplele fixate în placa sursei reci s-a urmărit temperatura acesteia.

În cazul utilizării radiatorului cu ventilator ca și sursă rece, în măsurători s-a urmărit doar temperatura radiatorului, neputându-se interveni pentru modificarea turației ventilatorului și deci a coeficientului de convecție.

Procedeul de măsurare a parametrilor termici și electrice în cazul modului de funcționare în regim termogenerator a presupus parcurgerea următoarelor etape:

- alegerea modulelor termoelectrice;
- alegerea tipului de sursă rece (răcire cu apă sau răcire cu lichid);
- montarea modulelor termoelectrice între cele două plăci (surse de căldură) și izolarea termică între cele două plăci în vederea reducerii transferului termic prin radiație;
- montarea termocuplelor și termometrelor la nivelul plăcilor, și pe circuitul de răcire cu apă;
- montarea reostatului cu cursor, ampermetrului și voltmetrului pe circuitul de încălzire al sursei calde;
- montarea voltmetrelor și a ampermetrelor pe circuitul de ieșire al generatorului termoelectric;
- montarea rezistenței de sarcină pe circuitul de ieșire al generatorului termoelectric;

Pentru experimentări am utilizat 8 module termoelectrice de tip MTER18-8, produse de către Institutul de Cercetări și Proiectări de Mașini și Instalații pentru Industria Alimentară și Frigorifică (I.C.P.I.A.F.) Cluj-Napoca care au următoarele caracteristici:

- material semiconductor: aliaje ternare pe bază de Bi, Te, Sb, Se
- numărul joncțiunilor p-n: 18
- dimensiunile modulului: 46·36·11 mm
- dimensiunile prismelor de material termoelectric: 3·3·5 mm
- raport suprafață joncțiuni/suprafață modul: 16,3%
- dimensiuni plăcuțe (Cu) legături joncțiuni: 5·11·0,8 mm
- dimensiuni plăci suprafețe schimb de căldură 46·36·3 mm
- alimentare: surse de curent continuu, baterii acide (acumulatoare)
- tensiune de alimentare: 2,3 V
- masa netă: 50 g

Alimentarea rezistenței electrice din conductor de cupru emailat al sursei calde a fost proiectată în vederea funcționării circuitului cu o tensiune de 12 V.

Sursa de curent continuu utilizată în timpul efectuării experimentelor a fost de tip

IEMI, cu parametri 40V/5A, tensiunea putând fi modificată cu un increment de zecime de volt și curentul putându-se modifica la valorile 0,2, 1, 2, 3, 4, 5 A. Pentru a acoperi o gamă superioară de curenți am utilizat două asemenea surse precum și o baterie acidă (acumulator auto) de 12V/55Ah.

Ventilatorul utilizat pentru răcirea suprafeței de evacuare a căldurii din joncțiunile termoelectrice este de tipul celor folosite la răcirea surselor de alimentare a computerelor și este alimentat la o tensiune de 12V.

Pentru răcirea “matricei” de șase module, placa de aluminiu a avut dimensiunile 250·160·10 mm, respectiv serpentina de răcire a acestei plăci, montată prin lipire este de Cu cu diametrul de 6 mm și interiorul de 5 mm.

Pentru modificarea convenabilă a curentului de alimentare s-au mai utilizat în timpul măsurătorilor și reostate cu cursor, cu una sau două rezistențe, și cu valori cuprinse între 9÷1500 Ω.

Pentru măsurarea tensiunilor și curenților am utilizat instrumente de măsură de tip panou și de tip MAVO-35 produs de IAEM Timișoara, în clasa de precizie 1.

Măsurarea temperaturilor în regim de generator s-a efectuat cu ajutorul aparatului TM 1300 K, termometru digital cu următoarele caracteristici:

- gama temperaturilor măsurate: -30 - 1370 °C
- precizia măsurătorilor: 0,1 °C în intervalul -30 ÷ 350 °C
 ± 2 °C în intervalul 351÷1050 °C
 ± 3 °C în intervalul 1051÷1370 °C

Datorită abaterii relativ mari a temperaturii înregistrate în gama peste 350°C, în cartea tehnică a aparatului este oferit un tabel cu valori compensatorii corespunzătoare. Deoarece în timpul investigațiilor nu am depășit valoarea de 350 °C am considerat că precizia de măsurare a aparatului este suficientă pentru scopurile propuse.

Termometrul digital este prevăzut din construcție cu două termocuple de tip K (NiCr-NiAl) de lungime 1 m fiecare, cu mărimea joncțiunii sub 1 mm și care sunt racordate la aparat prin conectoare speciale care să mențină polaritatea necesară în acest caz. Termometrul înregistrează simultan cele două temperaturi, dar poate afișa și numai câte una dintre ele prin selectarea corespunzătoare a uneia din termocuple sau există posibilitatea măsurării directe a diferenței de temperatură dintre cele două termocuple. Termometrul digital utilizat mai este prevăzut și cu borne de ieșire a tensiunii oferite de joncțiunile celor două termocuple, el fiind astfel pregătit și pentru inserarea într-un lanț de

măsură bazat pe achiziția electronică de date.

Tot în scopul determinării comportării materialelor termoelectrice în regim de termogenerator am utilizat un dispozitiv de tip TKG-3, de fabricație URSS, destinat special acestui scop. El se atașează practic la partea superioară a unei lămpi cu petrol în zona de evacuare a gazelor fierbinți. Modulul de conversie termoelectrică este prevăzut cu aripioare de răcire din aluminiu la exterior, deci schimbul de căldură la nivelul sursei reci se asigură prin convecție liberă, figura 6.8.

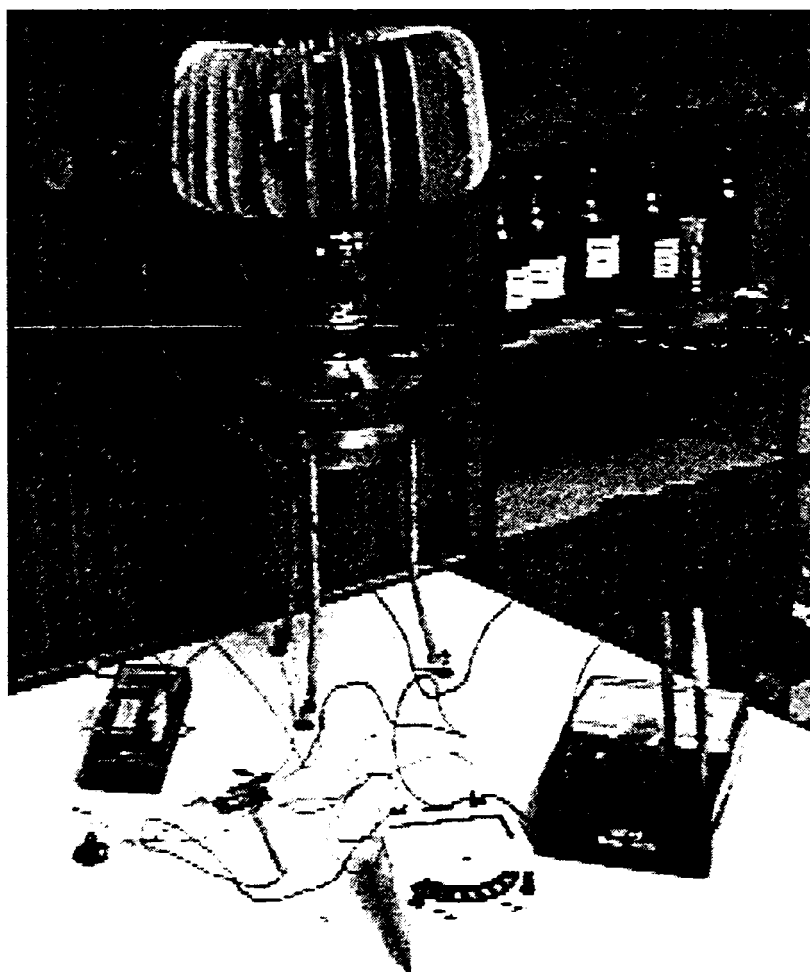


Figura 6.8

Măsurarea temperaturilor în aceste condiții s-a efectuat doar la nivelul pereților spălați de gazele de ardere evacuate din sistemul de combustie al lămpii cu petrol pentru sursa caldă și respectiv în zona bazei aripioarelor de răcire din aluminiu atașate capetelor materialelor termoelectrice pentru sursa rece.

Modulul de conversie termoelectrică TKG-3 este compus dintr-un cilindru de metal cu diametrul interior de 48 mm și grosimea peretelui de 8 mm, tot în interior el fiind prevăzut cu un sistem în formă de stea cu șase brațe cu rol de canalizare și uniformizare a distribuției căldurii gazelor arse pentru suprafața sursei calde. Înălțimea cilindrului este de 140 mm. Materialul termoelectric are dimensiuni diferite pentru cele două dopaje

specifice. Astfel, materialul termoelectric, în cazul nostru un aliaj de telurură de plumb TePb dopat pozitiv, are secțiunea de $1,2 \cdot 1,2 \text{ mm}^2$ și cel dopat negativ are de asemenea secțiunea $1,4 \cdot 1,4 \text{ mm}^2$. Lungimea termoelementelor este de 24 mm. Numărul de termocuple diferă și el în funcție de material, astfel pentru joncțiunile p se utilizează 60 prisme, iar pentru joncțiunile negative se utilizează 40 prisme, ele fiind dispuse în blocuri și izolate între ele. Dispunerea brațelor joncțiunilor, asamblate în aceste blocuri se face alternativ, pozitive și negative. Întrucât joncțiunile alternează, în final, la nivelul bornelor de ieșire se conectează de fapt capetele terminus ale înserierii tuturor joncțiunilor termogeneratorului. Spațiul dintre blocurile de prisme este izolat cu azbest, iar izolarea electrică și termică s-a făcut cu mică.

Aripioarele de aluminiu, cu grosimea de 2 mm au o suprafață totală de aproximativ 250 cm^2 și au o formă de litera v, cu baza dreaptă, figura 6.9.

Măsurarea cantității de combustibil consumat pentru diverse regimuri de funcționare s-a făcut prin cântărirea directă a rezervorului lămpii cu petrol cu ajutorul unei balanțe cu precizie de 1 gram.

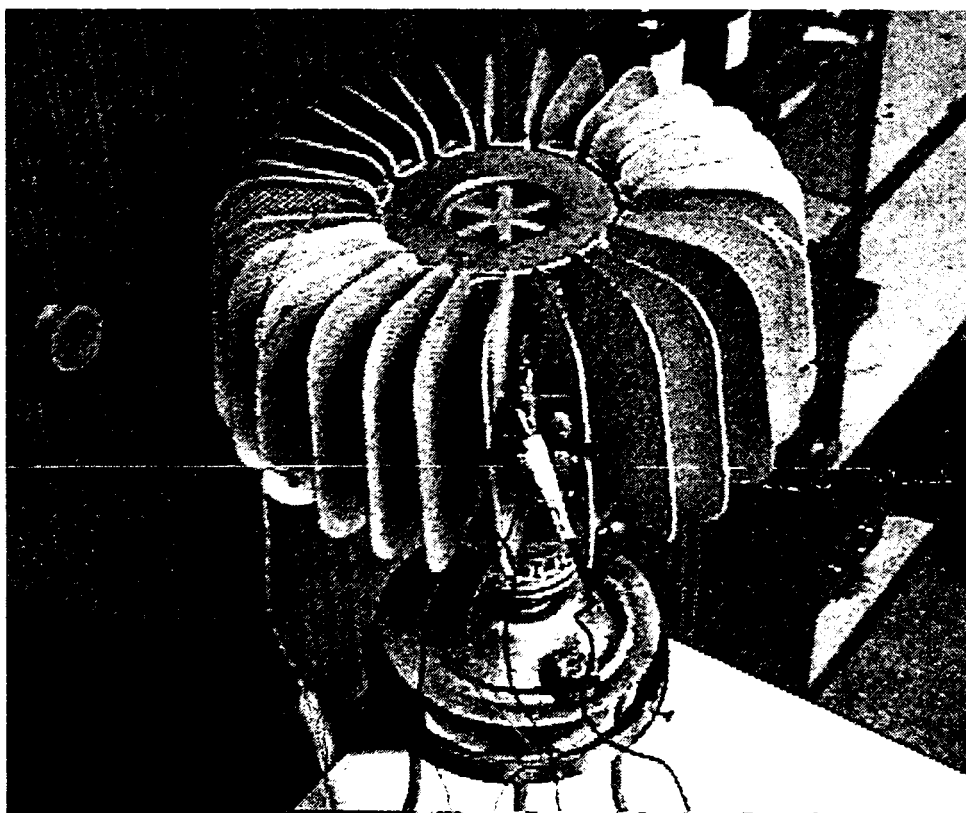


Figura 6.9

6.2. Instalație experimentală proprie pentru studiul răcirii termoelectrice

Sistemele termoelectrice care funcționează în regim de răcire, deci care utilizează efectul Peltier, prezintă particularitatea că ele necesită o sursă de alimentare cu caracteristici speciale. Astfel, ele furnizează, în funcție și de valoarea tensiunii de alimentare, curenți constanți, foarte bine filtrați și stabiliți, de ordinul zecilor sau chiar sutelor de amperi, iar factorul de ondulație admis este $< 10 \%$). Aceste caracteristici conduc la obligativitatea adoptării unor soluții deosebite pentru aceste surse de alimentare sau a unui compromis, prin utilizarea unor baterii de acumulare corespunzătoare. Această ultimă soluție nu este acceptabilă întotdeauna datorită caracteristicii de deficiență tensiune-curent-sarcină în timp a bateriilor acide [96]. Diferitele regimuri de răcire depind de valoarea intensității curentului ce trece prin joncțiuni, în experimente utilizându-se intensități de curent în gama $0 \div 8$ A. Datorită diferențelor de temperatură dintre cele două suprafețe ale modulelor termoelectrice și datorită faptului că distanța dintre aceste suprafețe este de ordinul milimetrilor se pune problema izolării termice corespunzătoare a modulului termoelectric pentru “canalizarea” schimbului de căldură exclusiv prin joncțiuni. Standul proiectat și executat pentru investigarea comportării modulelor Peltier la diverse regimuri de răcire este prezentat în figurile 6.1÷6.6. Particularitățile pentru măsurările specifice răcirii termoelectrice se referă la necesitatea asigurării evacuării căldurii la nivelul sursei “reci” de căldură, care în cazul meu a fost constituită din schimbătoare de căldură aripate ce au avut montate ventilatoare pe acestea. Pentru experimentele efectuate pe un aranjament de 6 module termoelectrice, la nivelul sursei reci căldura a fost evacuată cu ajutorul unei serpentine prin care a circulat apă, serpentină ce a fost practic montată pe o placă de aluminiu ce a constituit suprafața de contact cu aceste module. Testele s-au repetat și în cazul echipării sursei reci cu schimbătorul de căldură prezentat în figura 6.3, evacuarea căldurii făcându-se deci cu aer, prin convecție forțată.

Etapele parcurse în investigarea funcționării modulelor termoelectrice în regim de răcire au următorul itinerariu:

- alegerea modulelor termoelectrice;
- alegerea tipului de sursă rece (răcire cu apă sau răcire cu lichid);
- montarea modulelor termoelectrice între cele două plăci (surse de căldură) și izolarea termică între cele două plăci în vederea reducerii transferului termic prin radiație și convecție;

- montarea termocuplelor și termometrelor la nivelul plăcilor, și pe circuitul de răcire cu apă;
- montarea reostatului cu cursor, ampermetrului și voltmetrului pe circuitul de alimentare al modulelor termoelectrice;

S-au efectuat și încercări individuale cu module la care s-au atașat diverse radiatoare din aluminiu pentru sursa rece, figura 6.10.

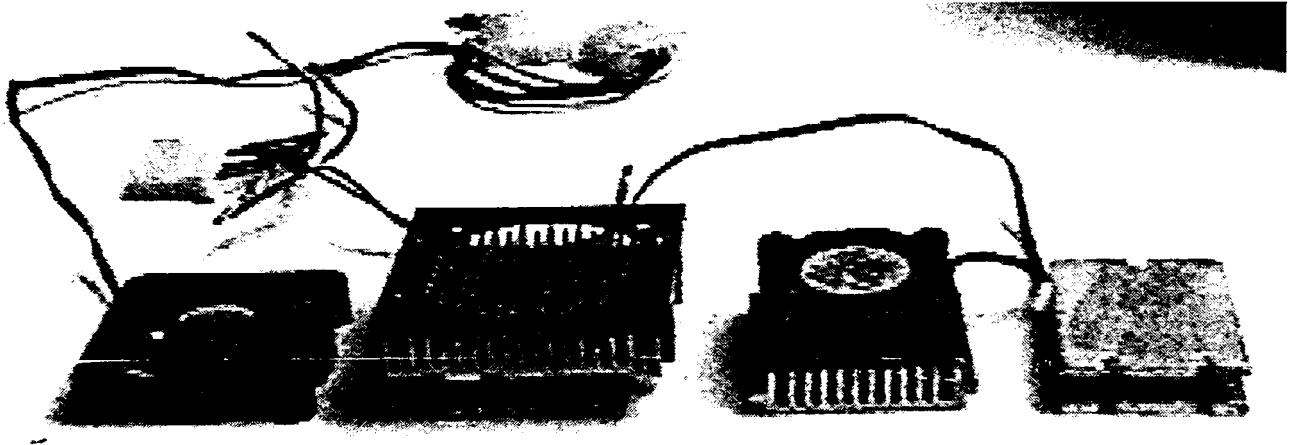


Figura 6.10

Pentru experimentări am avut la dispoziție 8 module termoelectrice de tip MTER 18-8, produse de către Institutul de Cercetări și Proiectări de Mașini și Instalații pentru Industria Alimentară și Frigorifică (ICPIAF) Cluj Napoca a căror caracteristici au fost prezentate în subcapitolul 6.1.

Ventilatoarele utilizate pentru răcirea suprafeței de evacuare a căldurii din joncțiunile termoelectrice, de tipul celor folosite la răcirea microprocesoarelor, sunt alimentate la o tensiune de 12V.

Pentru răcirea “matricei” de șase module, placa de aluminiu a avut dimensiunile 250·160·10 mm, respectiv serpentina de răcire a acestei plăci, montată prin lipire este de Cu cu diametrul de 6 mm și interiorul de 5 mm, acoperind practic numai zona de montare a modulelor termoelectrice după o configurație în formă de litera M.

Pentru modificarea convenabilă a intensității curentului de alimentare s-au mai utilizat în timpul măsurătorilor și reostate cu cursor, cu una sau două rezistențe, și cu valori cuprinse între 9÷1500 Ω .

Pentru măsurarea tensiunilor și curenților am utilizat instrumente de măsură de tip panou și MAVO-35 produse de IAEM Timișoara, în clasa de precizie 1.

Măsurarea temperaturilor pentru ambele variante de evacuare a căldurii la sursa rece s-a efectuat cu ajutorul aparatului TM 1300 K, termometru digital.

6.3. Metodici de investigare

Pe parcursul întregii perioade de măsurări experimentale am ținut în permanență cont de specificul fenomenului termoelectric investigat.

Pentru sistemul de conversie termoelectrică s-a avut în vedere faptul că sursa de căldură, în cazul standului prezentat, a fost realizată cu ajutorul unui conductor din Cu emailat, $\varnothing 1$, prin aplicarea acestuia pe suprafața unei plăci de aluminiu cu o grosime de 6 mm. Pe baza efectului Joule, placa a fost adusă la diverse regimuri termice prin modificarea intensității curentului de alimentare, tensiunea de lucru fiind de 12 V. În cel de al doilea caz, experimentele efectuate cu agregatul termoelectric TKG-3, prin însăși construcția echipamentului, au avut ca și sursă de căldură lampa cu petrol. În ambele cazuri condițiile pentru intrarea în regim termic constant au necesitat o perioadă de stabilizare a temperaturii după care a urmat practic înregistrarea mărimilor urmărite. Durata de intrare în regim stabil de temperatură se datorează conducției termice prin materialul plăcii de aluminiu, respectiv cilindrului pe care sunt dispuse radial termocuplele. Întotdeauna timpul de intrare în regim stabilizat al sursei calde s-a situat sub 2 minute.

Determinarea temperaturii sursei calde am efectuat-o prin măsurători directe cu ajutorul termocuplelor montate în orificiile special executate în acest scop. Pentru standul echipat cu module termoelectrice s-a făcut în permanență o confruntare a valorilor temperaturii oferite de cele două termocuple montate în axa mediană a plăcii sursei calde pentru ca înregistrarea parametrilor urmăriți să fie începută numai în momentul în care diferențele de temperatură între aceste zone se situau sub $0,3^{\circ}\text{C}$. În aceste condiții am apreciat ca temperatură a sursei calde temperatura medie a temperaturilor înregistrate în cele două puncte menționate anterior. Pentru determinarea temperaturii sursei reci s-a utilizat aceeași metodă, prin amplasarea unor termocuple în zona plăcii sursei reci.

Pentru temperatura sursei calde în cel de al doilea caz am luat în considerare valoarea temperaturii cilindrului în imediata apropiere a joncțiunilor calde, prin amplasarea într-un orificiu corespunzător a unei termocuple în zona cilindrului metalic, iar în zona joncțiunilor reci, prin aceeași metodă, am înregistrat practic temperatura bazei nervurii de răcire. Cunoscând aceste temperaturi s-a putut face și o evaluare a coeficientului de

convecție între gazele arse și peretele interior al cilindrului și respectiv și un calcul al coeficientului global de schimb de căldură la nivelul ansamblului cilindru-materiale termoelectrice, aer exterior.

Consumul de petrol s-a măsurat prin cântărirea rezervorului de petrol după fiecare regim stabilizat de funcționare.

Pe parcursul măsurărilor am efectuat mai multe regimuri de temperaturi, și am modificat sistemul de răcire al sursei reci pentru cazul modulelor termoelectrice, respectiv prin răcire cu apă și răcire cu aer.

Sarcina electrică aplicată bornelor termogeneratorului a fost modificată de mai multe ori, încercările pornind de la sarcină zero (mers în gol).

Pentru cazul investigațiilor în exploatarea modulelor în regim de răcire Peltier, am utilizat pe rând unul sau 6 module termoelectrice. Reversibilitatea fenomenului Peltier, adică schimbarea sensului de transfer termic în condițiile modificării sensului curentului electric am probat-o prin inversarea polarității sursei de alimentare la nivelul modulului. În final, s-a putut constata că timpul de răspuns este foarte mic pentru acest tip de modificare și pentru stabilirea performanțelor modulelor Peltier m-am stabilit pentru un anumit sens de parcurgere a curentului prin circuitul electric realizat care plasa suprafața de răcire (sursa caldă) la partea superioară și partea caldă (sursa rece) la partea inferioară.

Pentru modulul individual studiat am utilizat două surse de alimentare, cuplate în paralel, în gama de tensiuni $0 \div 2,5V$ și intensități ale curentului $0 \div 8A$, iar ventilatorul radiatorului de disipare a căldurii la nivelul joncțiunilor reci a fost alimentat separat cu tensiunea de 12 V. Pe baza rezultatelor obținute în gama de curenți $0 \div 8A$ pentru diferențele de temperatură între cele două suprafețe de schimb de căldură și a calculelor efectuate, am putut stabili graficele de performanță și curbele caracteristice ale unui modul. Încercările efectuate asupra unui modul s-au repetat și la nivelul celorlalte 7 asemenea module avute la dispoziție. Nu s-au constatat abateri semnificative ale mărimilor investigate pentru nici unul dintre acestea.

În condițiile realizării unui montaj grupat de module Peltier într-o matrice de $3 \cdot 2$ de asemenea dispozitive, a existat necesitatea izolării acestora între ele cu fâșii de fibră de sticlă pentru micșorarea cât mai mult posibil a pierderilor de căldură, respectiv transferului de căldură prin radiație și convecție între sursele de căldură sau însăși între module.

Răcirea suprafeței de disipare a căldurii s-a efectuat în acest caz cu ajutorul apei care a circulat prin serpentina montată pe placa de montaj a celor șase module, debitul apei

fiind măsurat cu ajutorul metodei de cronometrare a timpului de umplere a unor vase etalon.

Pentru măsurarea temperaturilor celor două suprafețe de schimb de căldură am folosit de asemenea termometrul digital TM 1300 K cu care am citit pe rând temperatura sursei calde, a sursei reci și a diferenței de temperaturi între cele două suprafețe.

Gradientul termic al apei de răcire s-a stabilit prin măsurarea directă a diferenței de temperatură între secțiunea de intrare și secțiunea de ieșire cu ajutorul aparatului TM 1300K.

Pentru determinarea valorii fluxului de căldură extras (puterii de răcire) am utilizat metoda calorimetrică, adică cunoscând capacitatea termică a unei piese de duraluminu am determinat variația de temperatură a acesteia, cronometrând și intervalul de timp în care s-a efectuat această variație de temperatură

Curbele de performanță obținute fac obiectul capitolului 7.

7. Rezultate experimentale privind performanțele termice și electrice ale modulelor termoelectrice individuale și multiple

7.1. Performanțe ale modulelor termoelectrice în regim de generare

În studiile și experimentările efectuate am utilizat instalațiile descrise în capitolul 6. Am efectuat măsurări ale parametrilor termici (temperaturi) ale surselor de căldură și ale parametrilor electrici (tensiuni, curenți) pentru cazul modulelor termoelectrice exploatate în regim de termogenerare.

Ansamblul de termocuple înseriate electric și dispuse termic în paralel, în structură modulară, de tip MTER 18-8, produse de I.C.P.I.A.F. Cluj-Napoca a fost testat atât individual cât și într-o matrice de 3·2 elemente. Sursa rece a constituit-o pentru modulul termoelectric individual radiatorul din aluminiu și ventilatorul atașat acestuia, prezentat în figura 6.4. Pentru ansamblul de 6 module termoelectrice, cu ajutorul instalației prezentate în figura 6.1 s-a utilizat ca și sursă rece atât varianta de răcire cu lichid (apă), figura 6.2, cât și varianta de răcire cu aer, figura 6.3.

În figurile 7.1÷7.5 se prezintă caracteristicile cele mai importante ale unui modul termoelectric testat în regim de termogenerare.

În figurile 7.6÷7.10 se prezintă caracteristicile cele mai importante ale unui matrici de 3·2 module termoelectrice montate termic în paralel, testate în regim de termogenerare.

În figurile 7.11÷7.14 se prezintă caracteristicile cele mai importante ale ansamblului TKG-3 testat în regim de termogenerare.

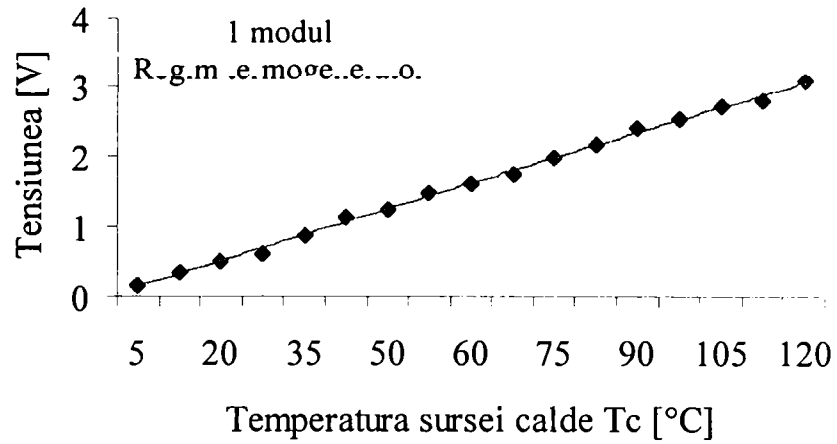


Figura 7.1

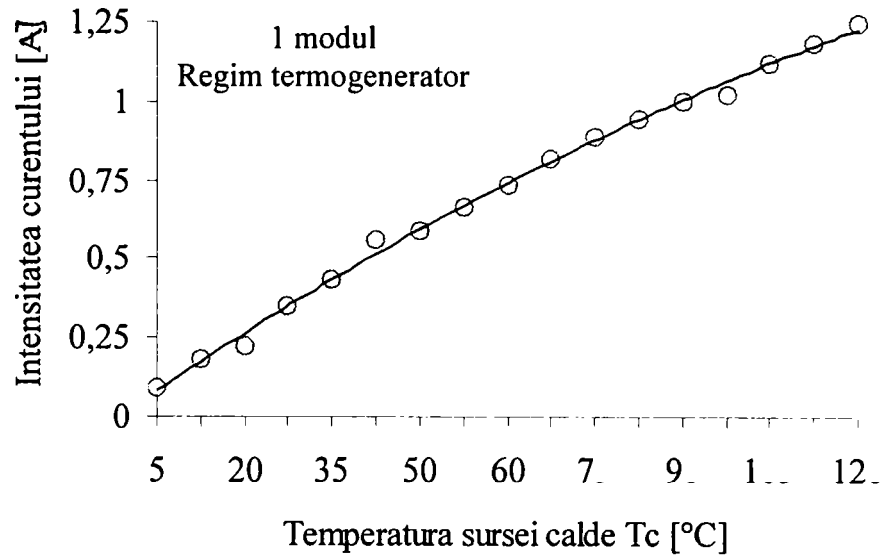


Figura 7.2

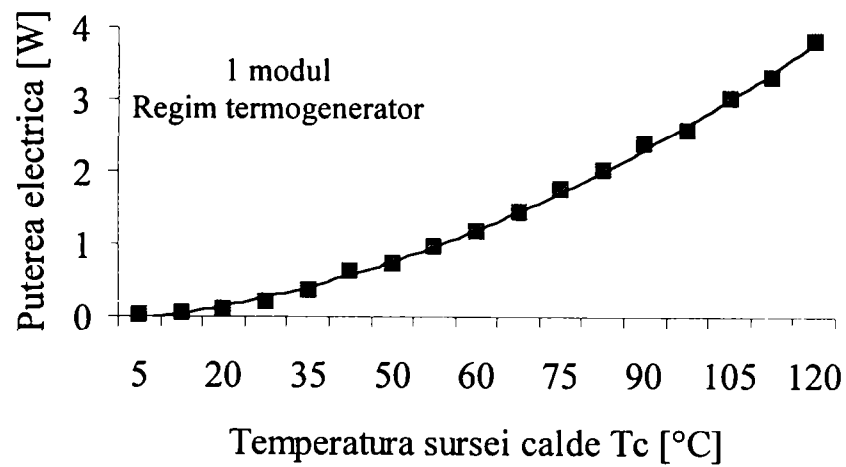


Figura 7.3

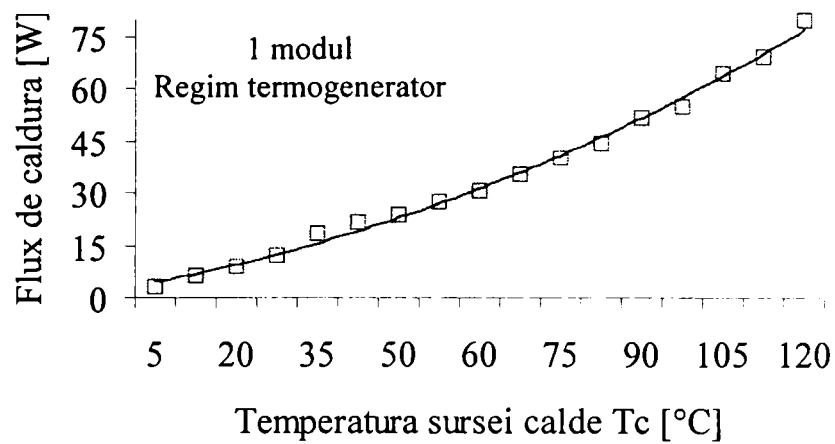


Figura 7.4

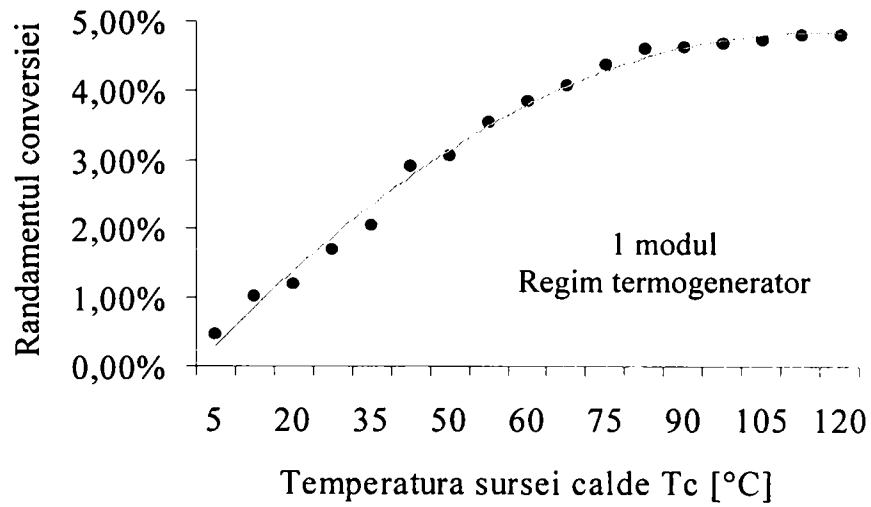


Figura 7.5

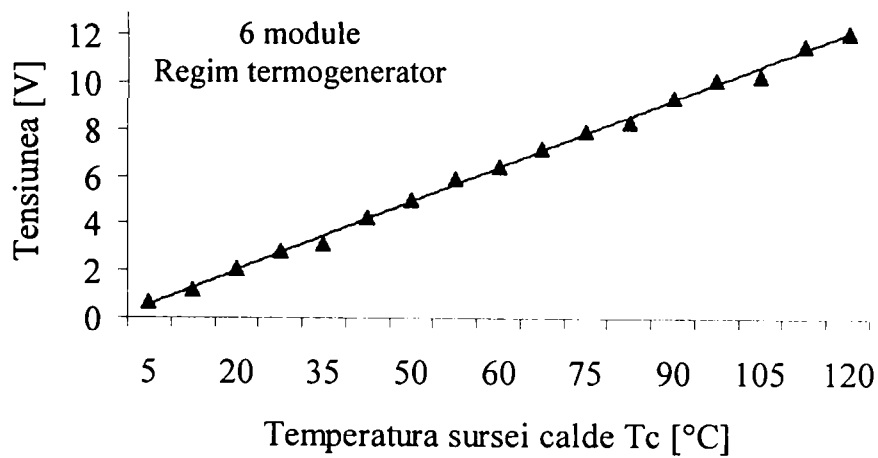


Figura 7.6

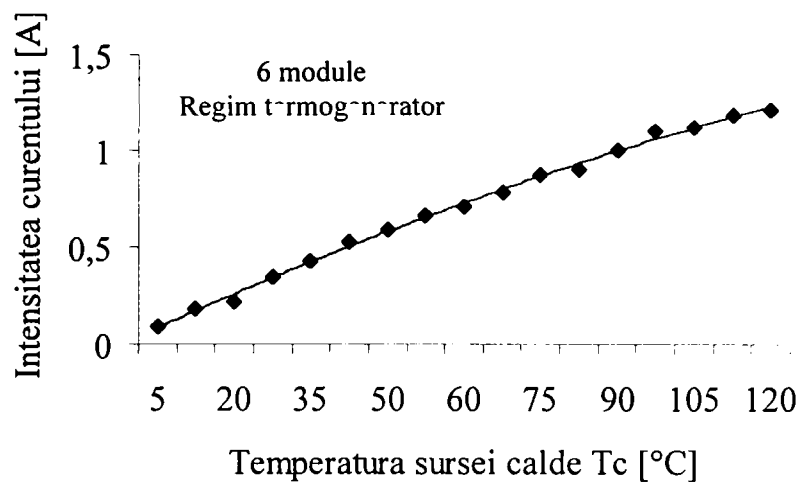


Figura 7.7

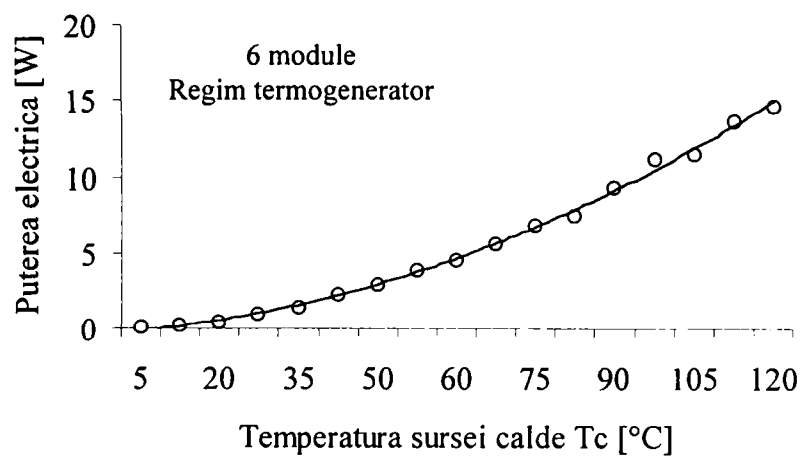


Figura 7.8

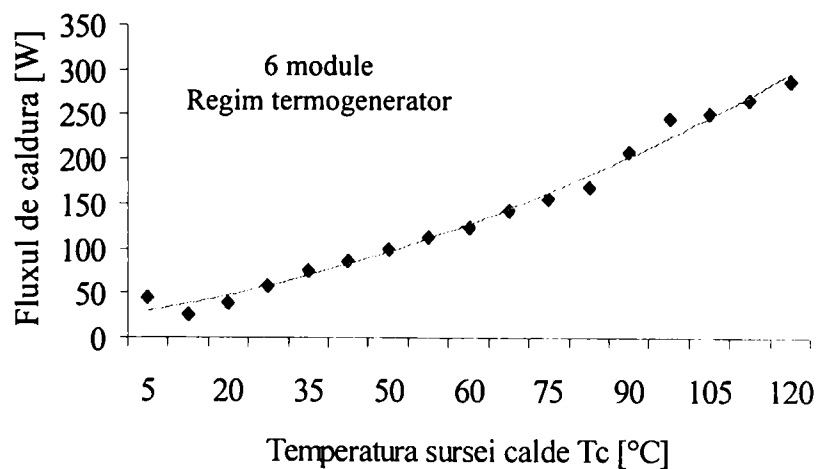


Figura 7.9

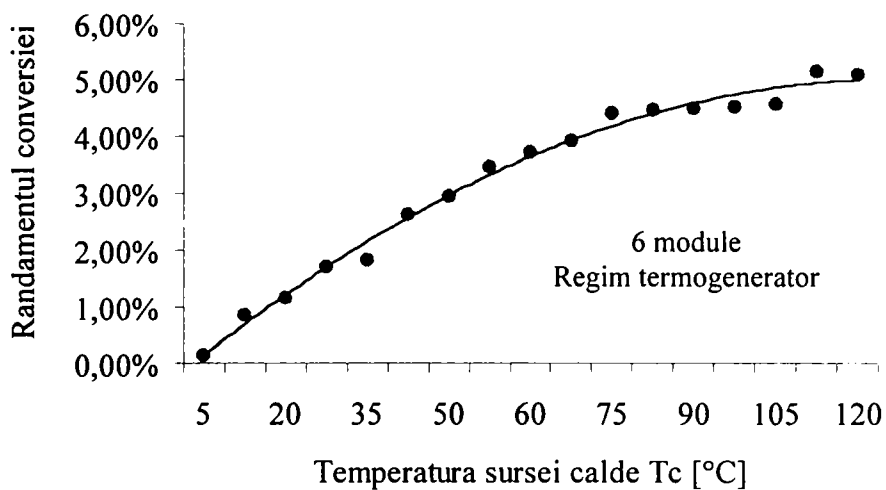


Figura 7.10

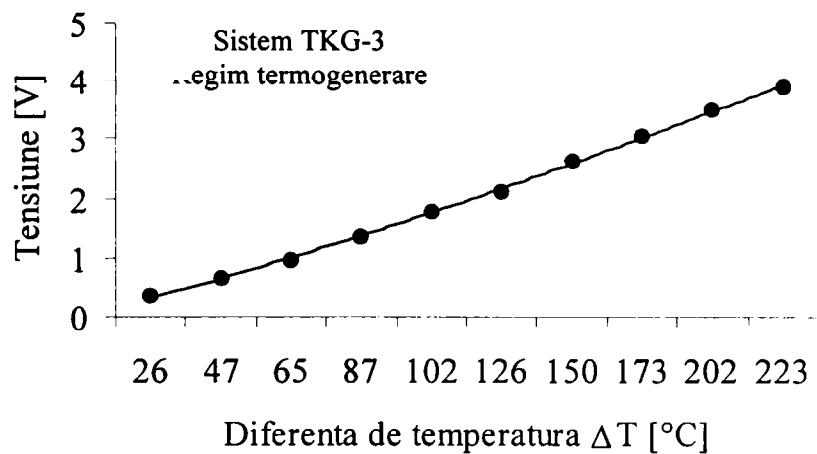


Figura 7.11

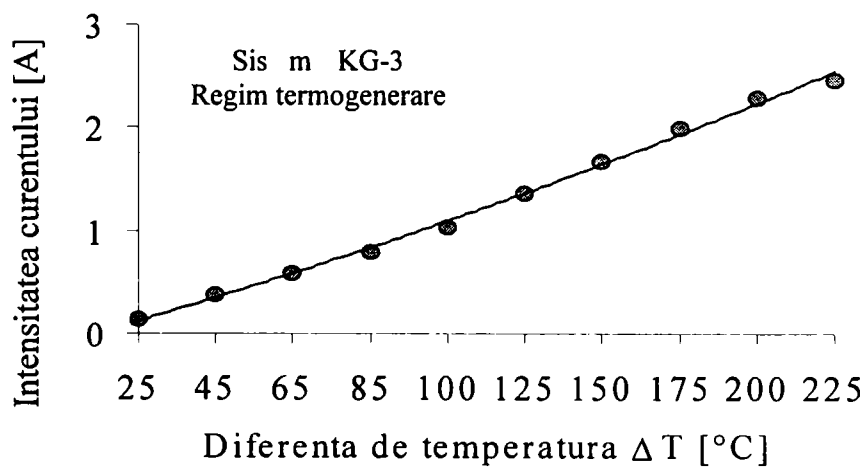


Figura 7.12

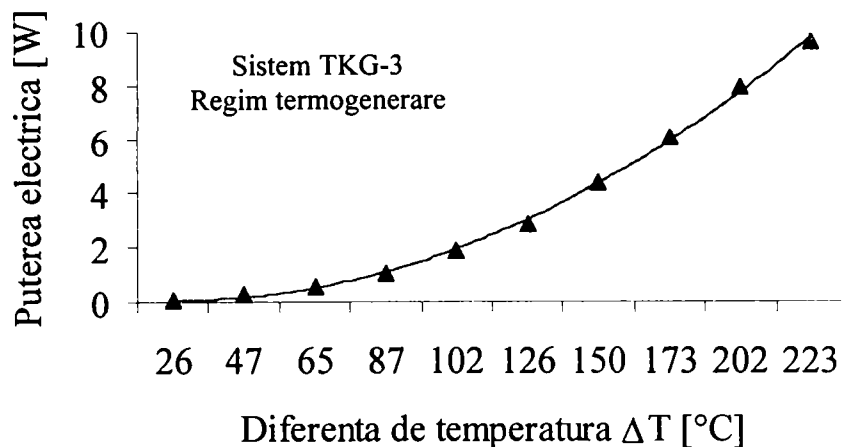


Figura 7.13

Randament conversie

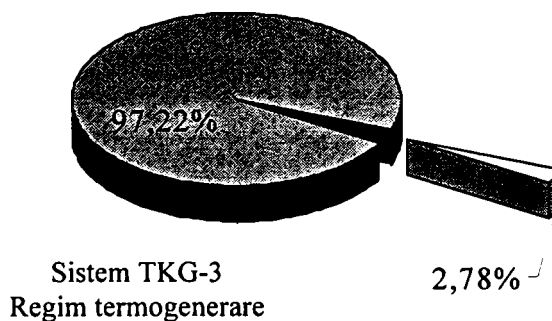


Figura 7.14

7.2. Performanțe ale modulelor termoelectrice în regim de răcire

În cele ce urmează sunt prezentate caracteristicile cele mai importante ale comportării modulelor termoelectrice MTER 18-8, produse de I.C.P.I.A.F. Cluj-Napoca și care au fost supuse unor regimuri de încercare prin alimentare cu curenți și tensiuni variabile. Testările s-au efectuat atât asupra unui singur modul, cât și asupra matricii de 3·2 module termoelectrice.

Disiparea căldurii la sursa rece s-a realizat cu aer și apă în cazul modulului testat individual și numai cu apă în cazul matricii de 3·2 module termoelectrice.

În final s-au ridicat și curbele caracteristice de funcționare astfel încât la nivelul joncțiunilor să nu se depășească o diferență de temperatură mai mare de 45°C.

TEZĂ DE DOCTORAT

În figurile 7.15.÷7.20. sunt prezentate curbele caracteristice ale funcționării unui modul termoelectric în regim de răcire la care căldura se disipă la nivelul sursei reci prin convecție forțată cu aer.

În figurile 7.21.÷7.26. sunt prezentate curbele caracteristice ale funcționării unui modul termoelectric în regim de răcire la care căldura se disipă la nivelul sursei reci prin convecție forțată cu apă.

În figurile 7.27.÷7.32. sunt prezentate curbele caracteristice ale funcționării matricei de 3·2 module termoelectrice în regim de răcire la care căldura se disipă la nivelul sursei reci prin convecție forțată cu apă.

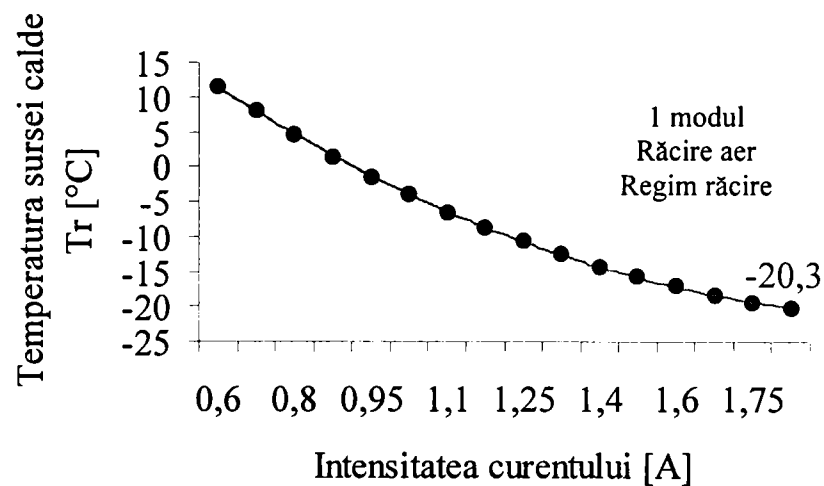


Figura 7.15

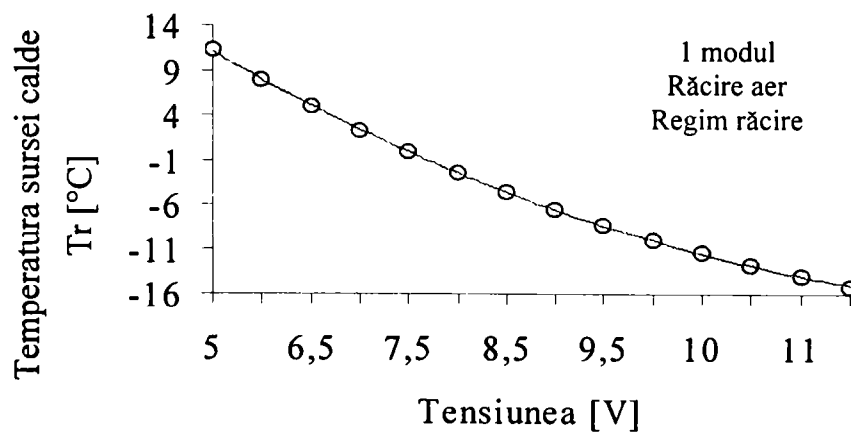


Figura 7.16

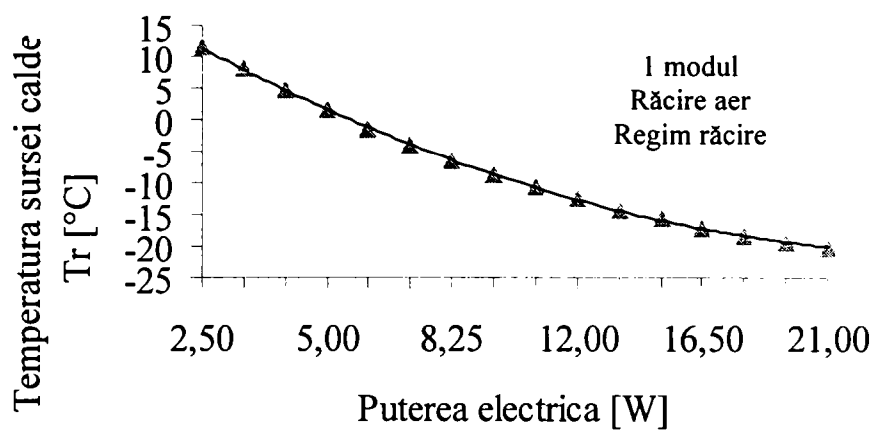


Figura 7.17

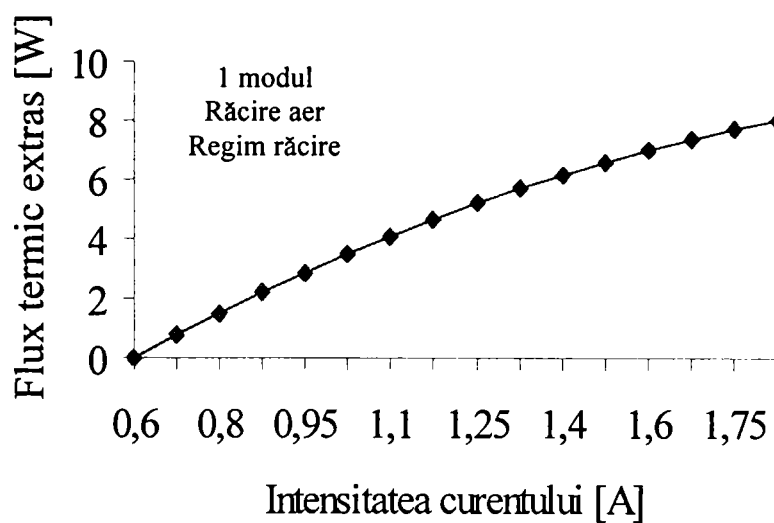


Figura 7.18

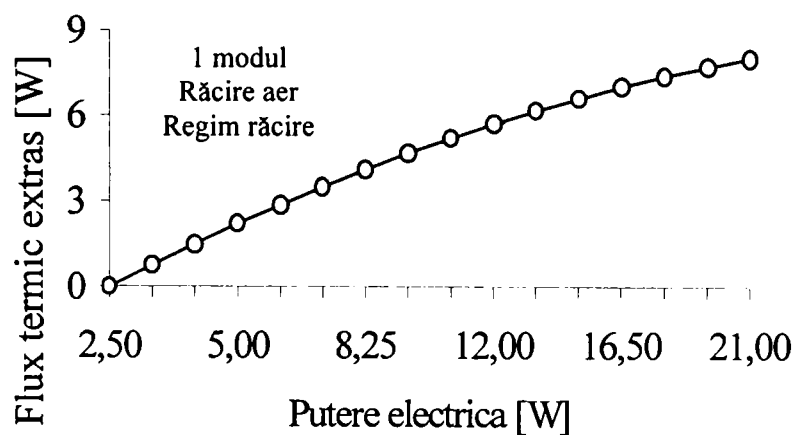


Figura 7.19

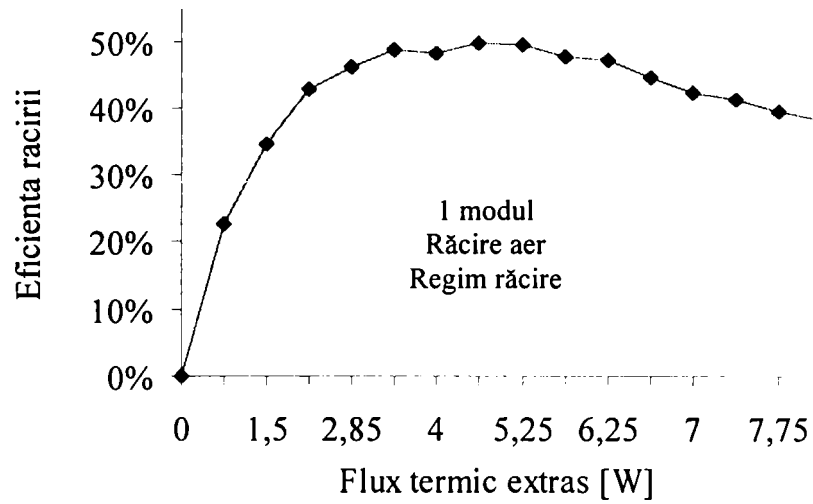


Figura 7.20

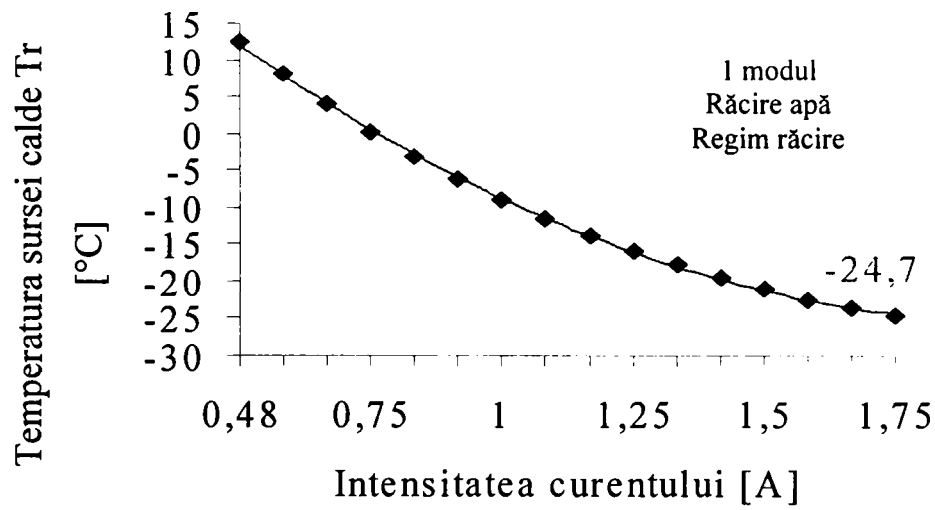


Figura 7.21

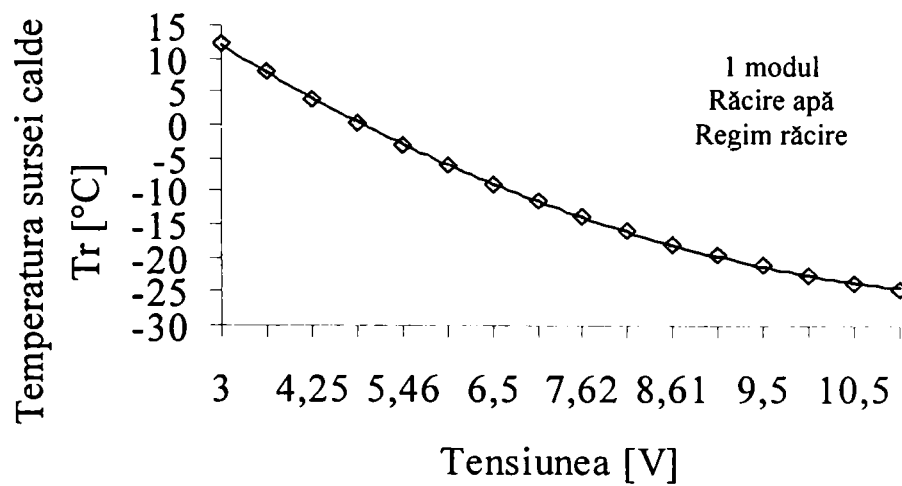


Figura 7.22

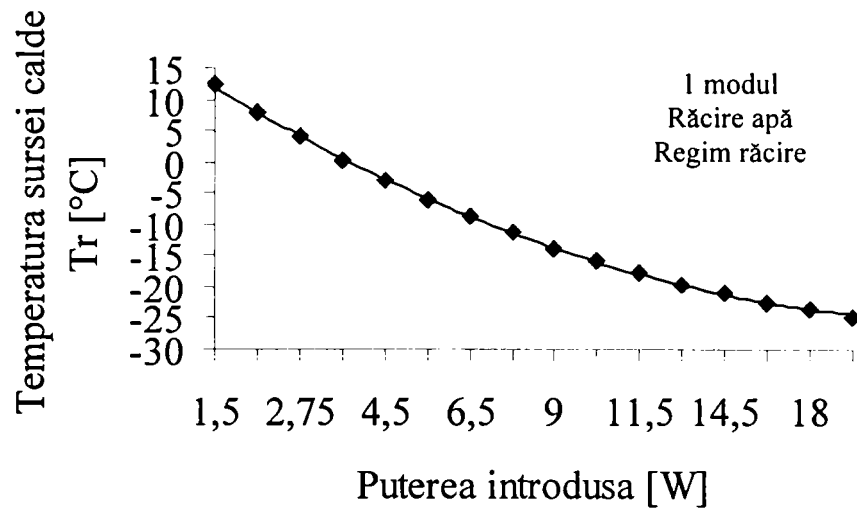


Figura 7.23

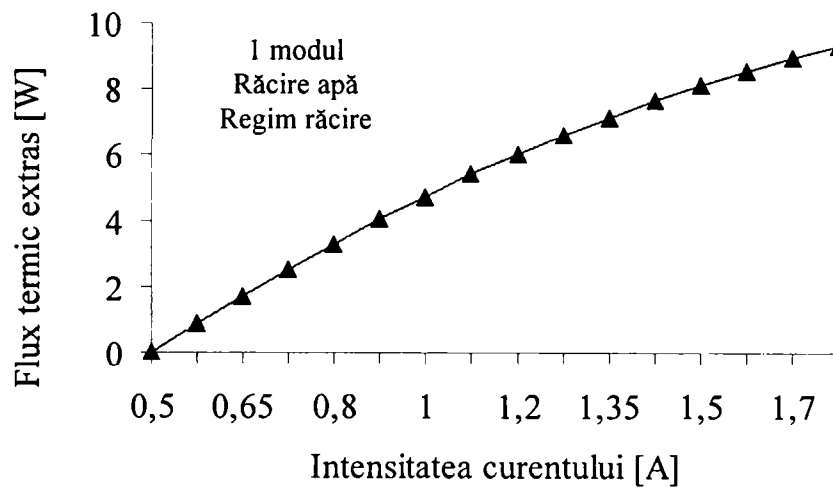


Figura 7.24

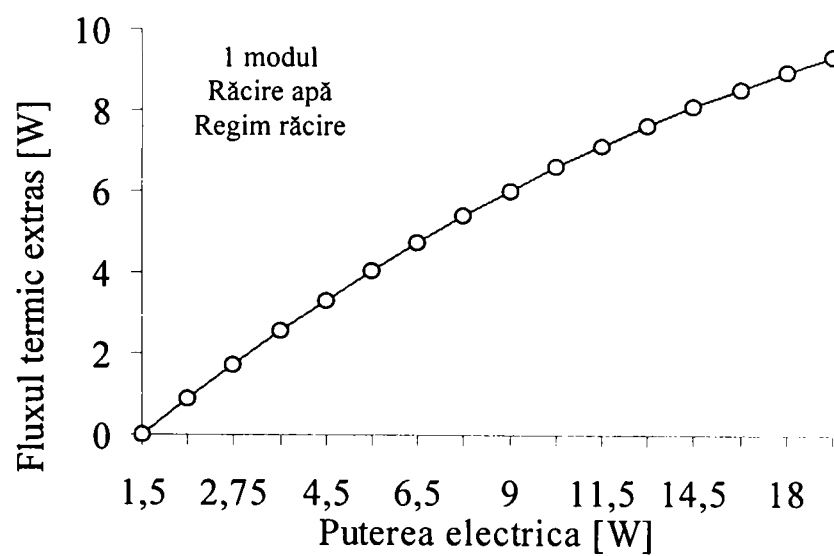


Figura 7.25

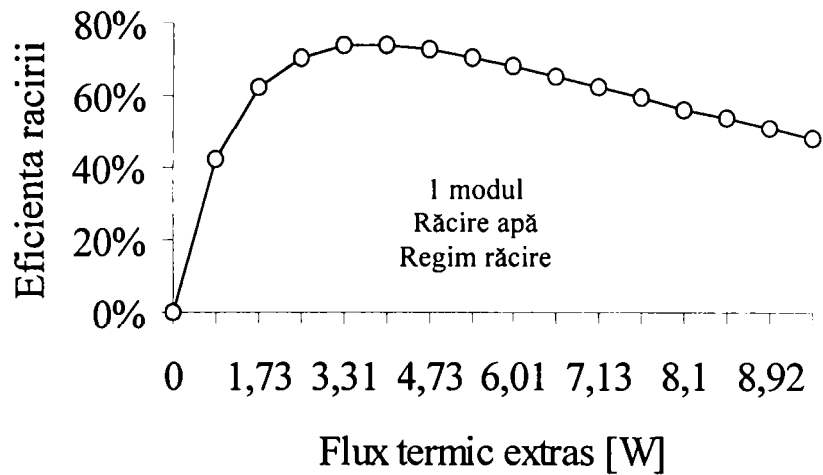


Figura 7.26

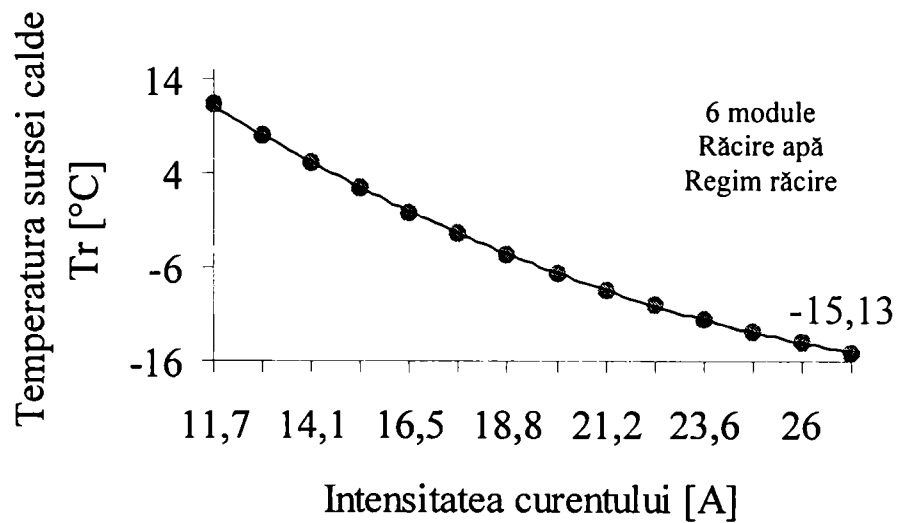


Figura 7.27

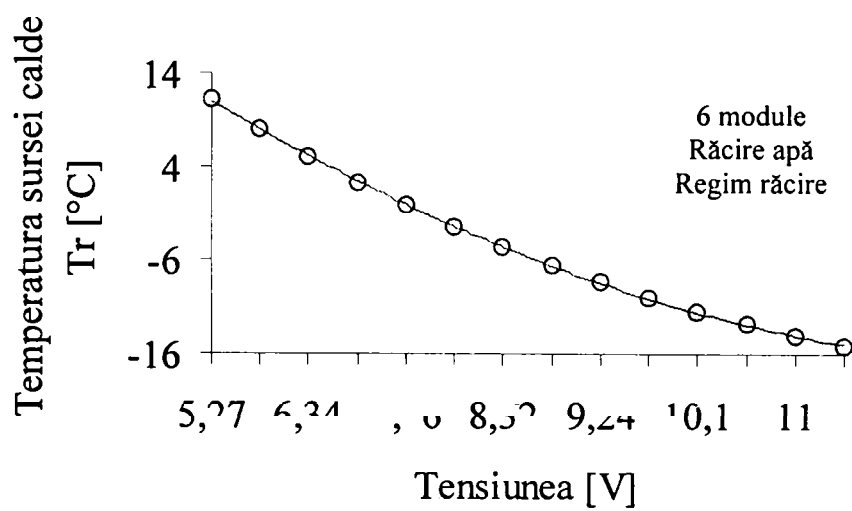


Figura 7.28

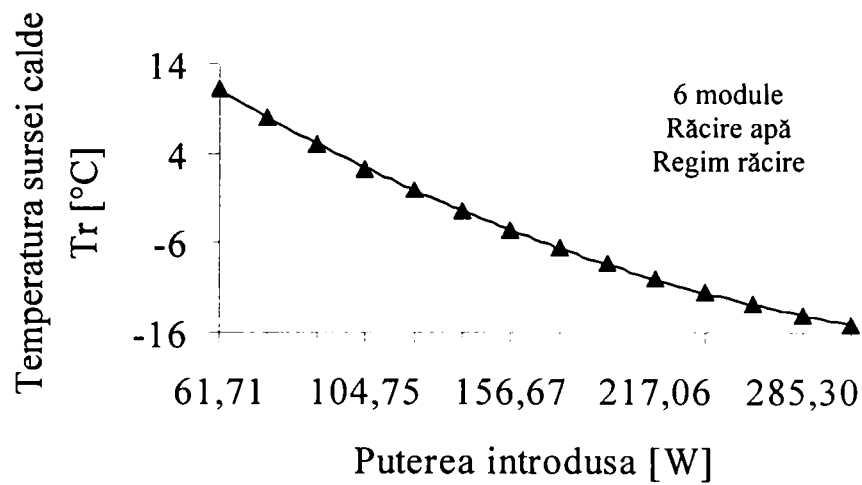


Figura 7.29

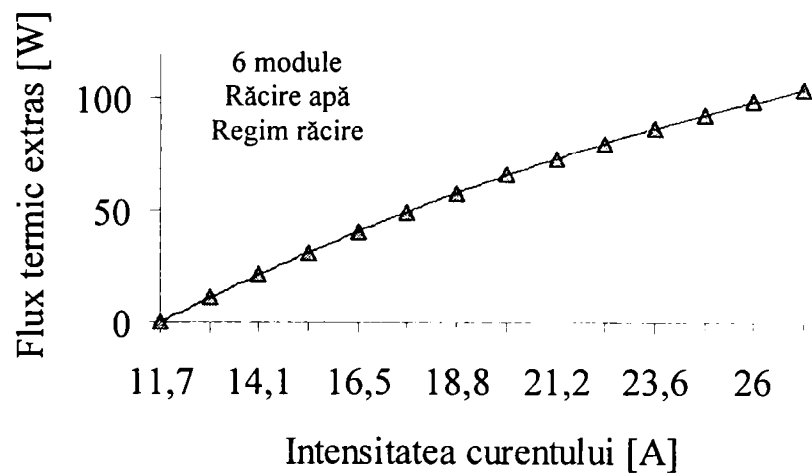


Figura 7.30

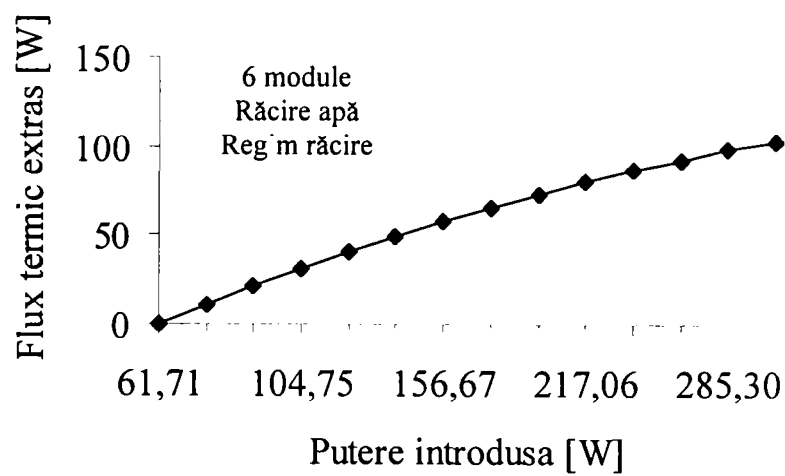


Figura 7.31

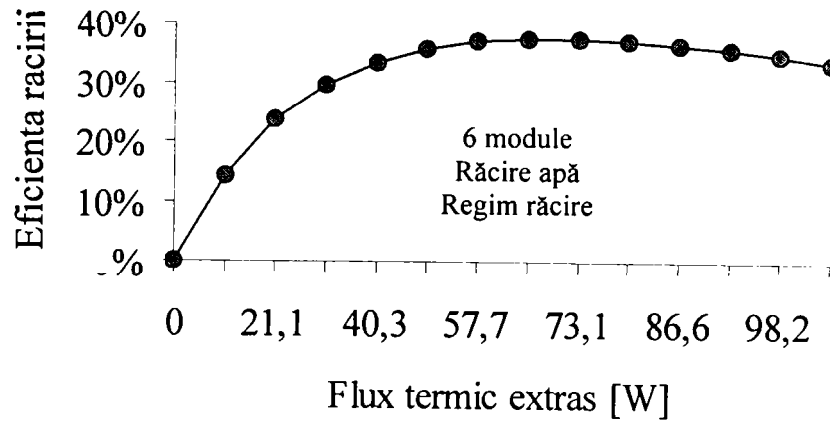


Figura 7.32

Curbele caracteristice de utilizare ale modulului MTER 18-8 sunt trasate în figurile 7.33.-7.35.

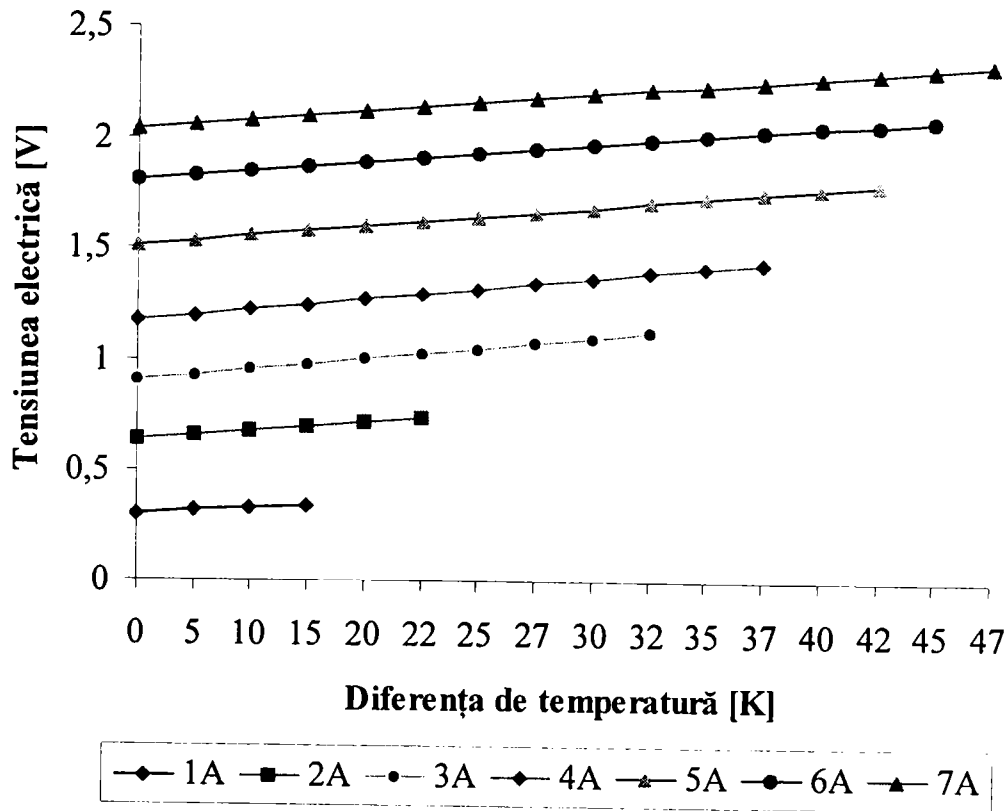


Figura 7.33

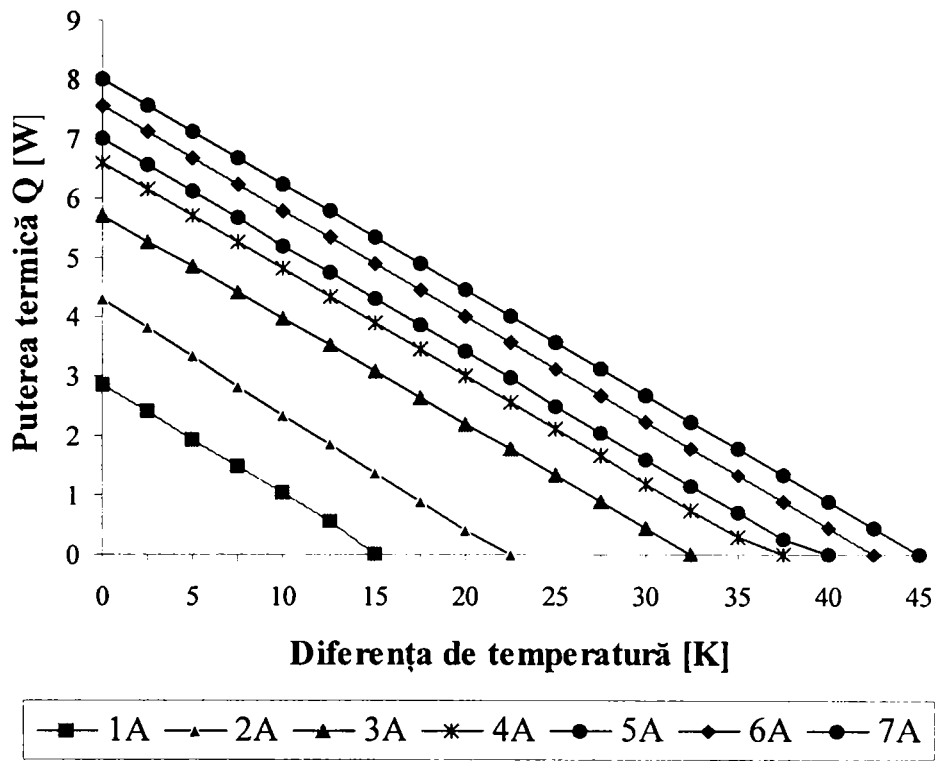


Figura 7.34

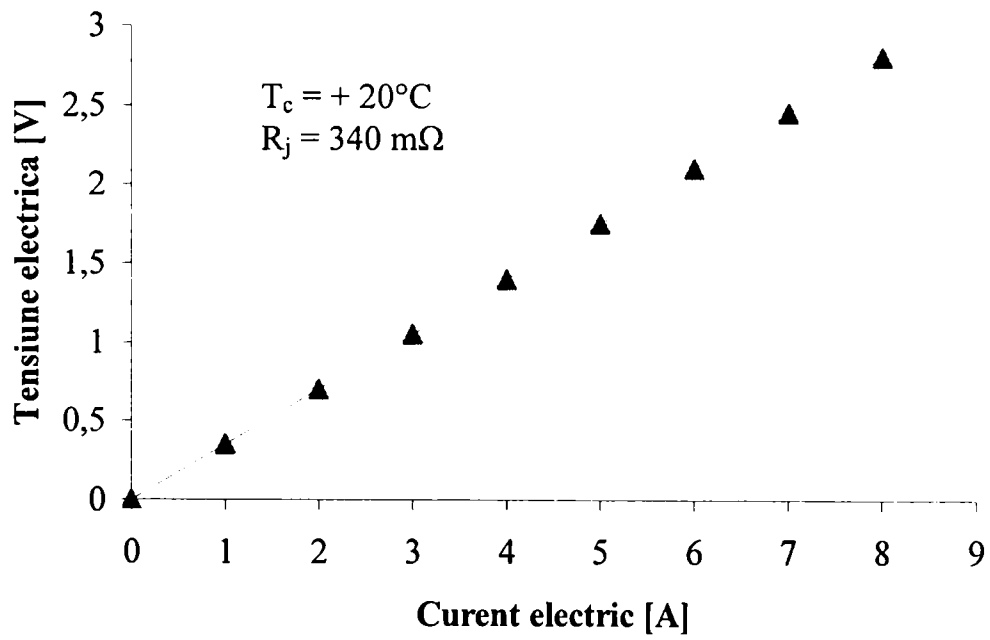


Figura 7.35

8. Interpretarea datelor de calcul în juxtapunere cu datele experimentale relativ la influența proceselor de transfer termic asupra efectelor termoelectrice

În urma aplicării soluțiilor numerice la modelele propuse s-a putut verifica corectitudinea ecuațiilor alese și mai ales a ipotezelor simplificatoare ce stau la baza exploatării fenomenelor termoelectrice. Pentru aceasta s-a recurs la investigația experimentală la diverse sarcini și temperaturi de lucru, în cazul modulelor termoelectrice utilizate în regim de termogenerare și la diverse sarcini și intensități ale curentului electric în cazul modulelor termoelectrice exploatare în regim de răcire.

Complexitatea fenomenelor termoelectrice a necesitat o modelare foarte strictă și riguroasă, care să țină cont de variațiile proprietăților de material cu temperatura, și care să urmărească cât mai fidel ecuațiile ce guvernează funcționarea materialelor termoelectrice. Din datele avute la dispoziție, existente în literatura de specialitate [7, 14, 18, 45, 92] și care mi-au oferit numeroase valori numerice ale proprietăților de material, au rezultat ecuații și aproximări, prin ipotezele simplificatoare, de o acuratețe foarte bună.

Bazate în principiu pe exploatarea proprietăților de material de tip semiconductor, fenomenele termoelectrice au permis adoptarea unor ipoteze simplificatoare atât pentru aplicarea ecuațiilor fundamentale de fenomen, cât și a numeroase compromisuri geometrice și de material, explicate amănunțit în capitolul 5.

Modulele termoelectrice avute la dispoziție au permis într-o foarte bună măsură să acopere gama de experimente necesare stabilirii interdependențelor dintre proprietățile de material, geometria acestuia și schimbul de căldură asupra fenomenelor termoelectrice.

Modelarea efectuată însă pentru stabilirea performanțelor și caracteristicilor

fenomenelor termoelectrice atât în regim de termogenerare cât și în regim de răcire acoperă o gamă mai largă de mărimi valorice și caracteristici de material și de aceea, pentru interpretarea acestora, s-au folosit în principiu mărimi adimensionale (vezi capitolul 5).

Din numărul mare de proprietăți caracteristice specifice fenomenului termoelectric de termogenerare, cele mai importante rămân totuși tensiunea de lucru și intensitatea curentului, deci puterea electrică, pe care o poate asigura o asemenea sursă de energie. La acestea se adaugă desigur randamentul de exploatare, adică de conversie a energiei termice în energie electrică.

Pentru modulul MTER18-8 și pentru cele 3·2 module de același tip s-au reprezentat în figurile 8.1÷8.6 curbele caracteristice de funcționare experimentală și curbele de modelare a fenomenelor, rezultate prin aplicarea ecuațiilor descrise în capitolul 5, pentru cazul exploatării regimurilor de termogenerare. S-au luat în considerare cazurile răcirii sursei reci prin convecție forțată cu aer și cu apă.

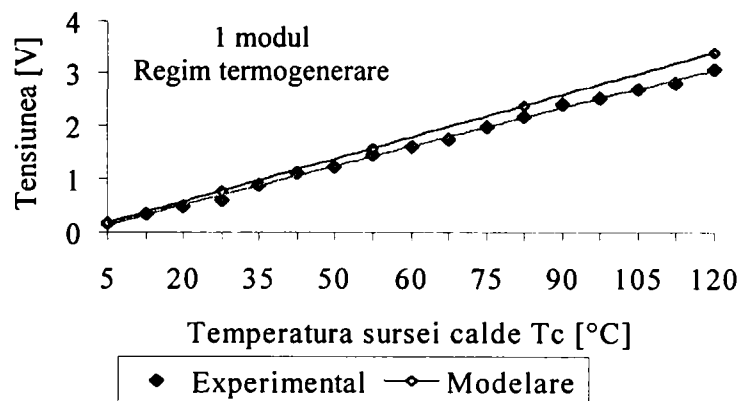


Figura 8.1

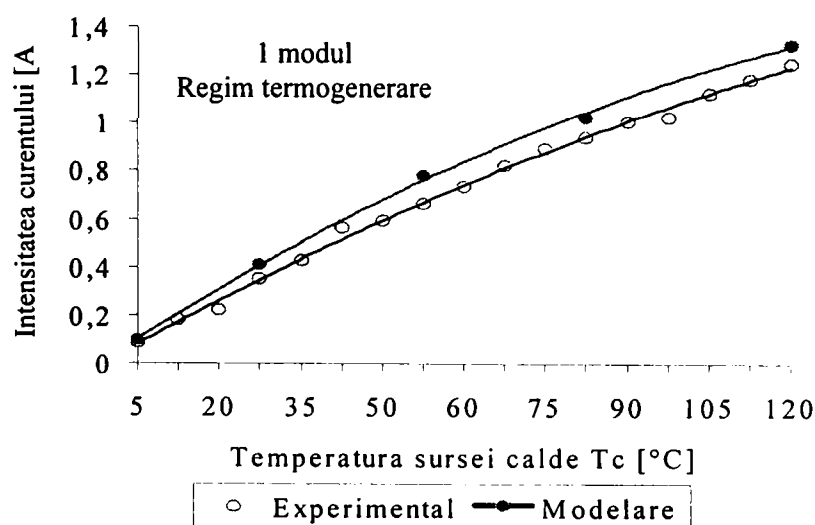


Figura 8.2

TEZĂ DE DOCTORAT

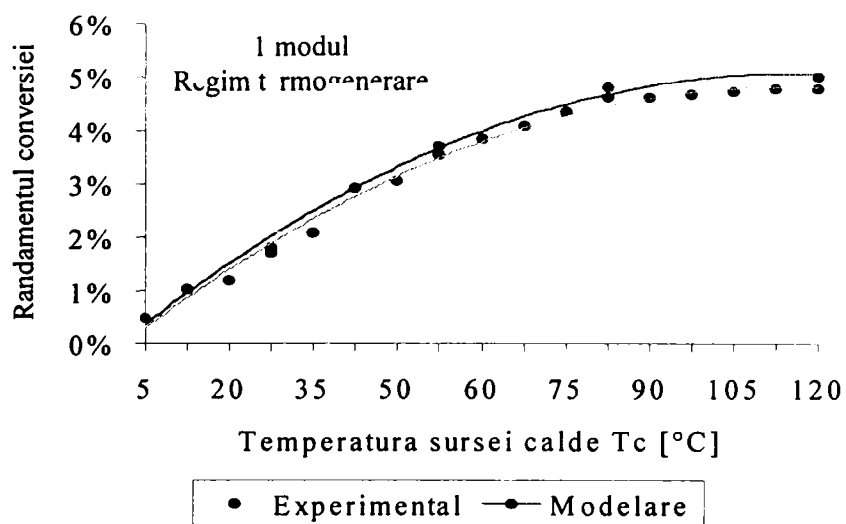


Figura 8.3

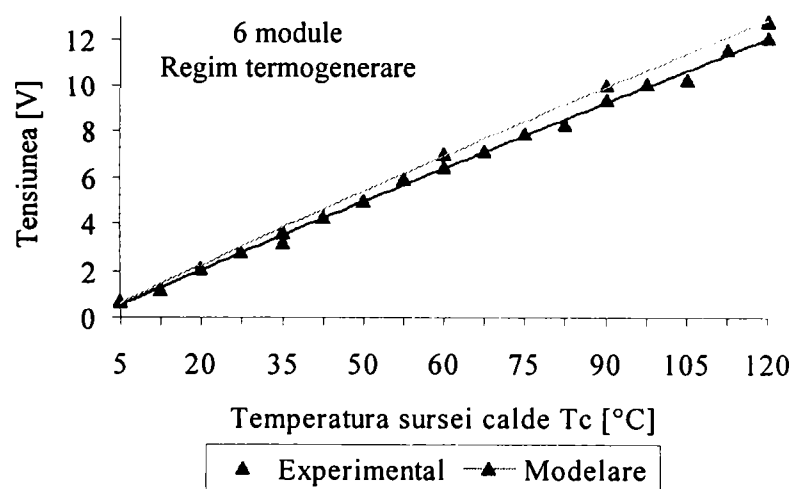


Figura 8.4

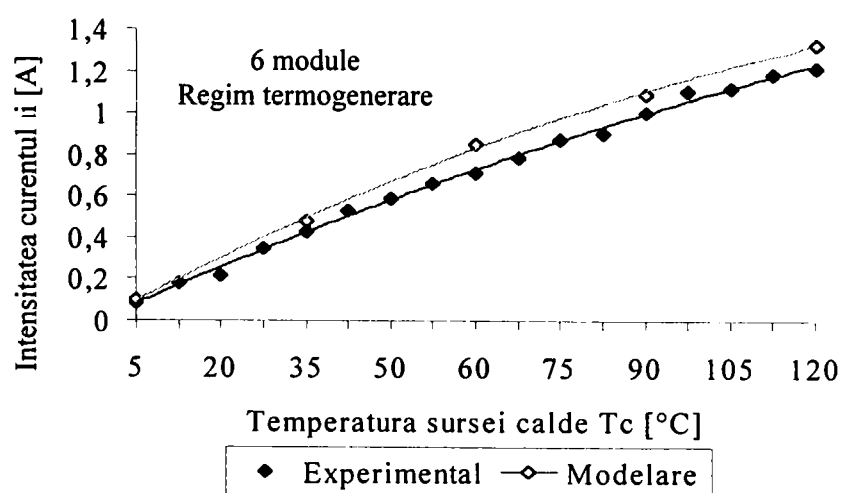


Figura 8.5

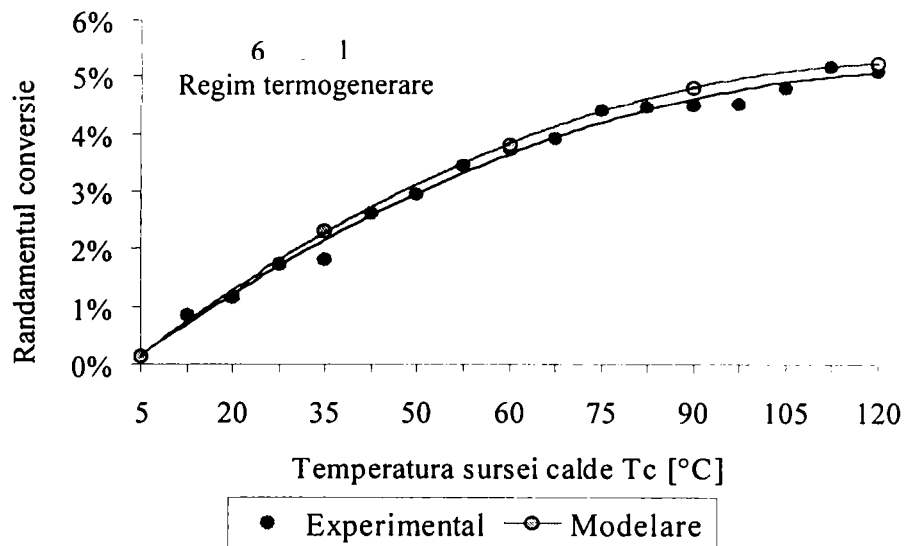


Figura 8.6

În figurile 8.7÷8.9 se reprezintă suprapunerea curbelor experimentale cu cele de modelare aplicate în cazul agregatului TKG-3, utilizat exclusiv în regim de termogenerare.

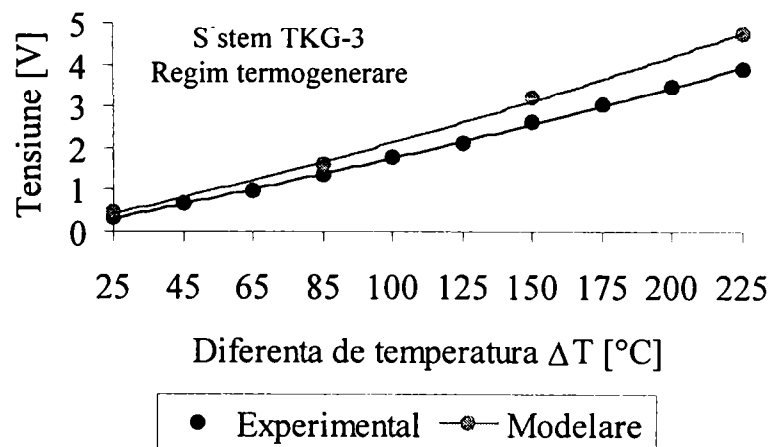


Figura 8.7

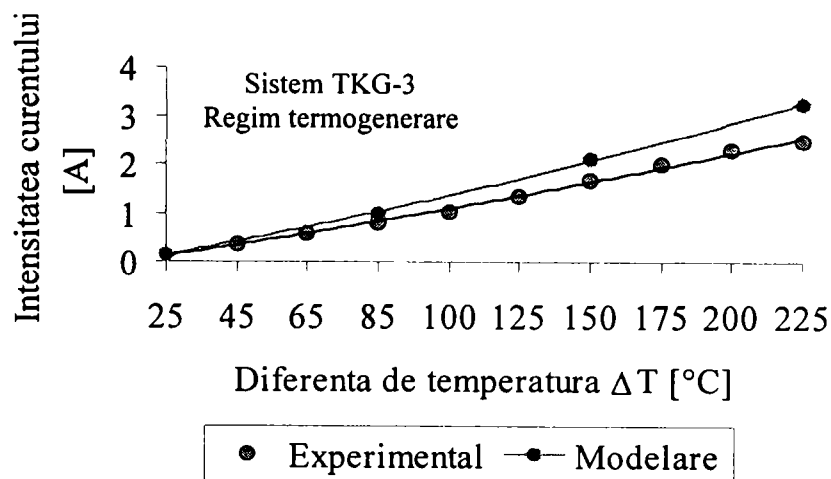


Figura 8.8

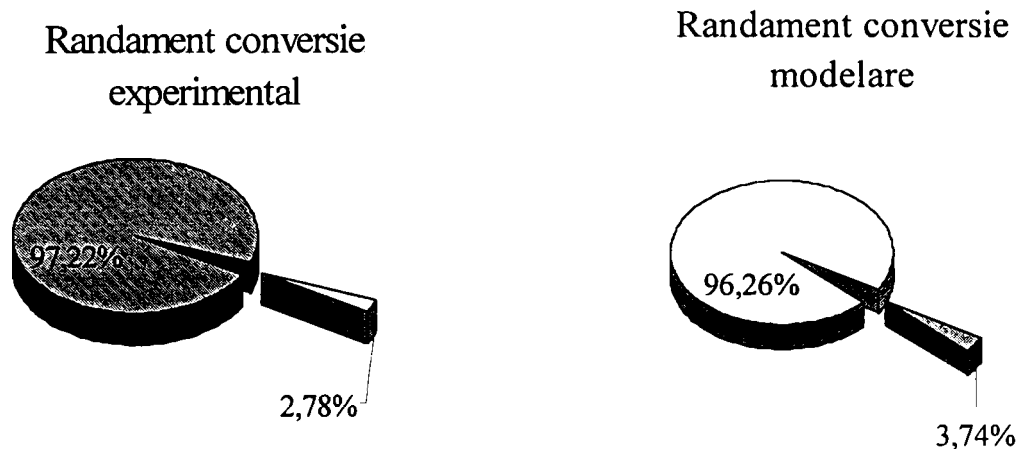


Figura 8.9

Din graficele prezentate se poate observa o bună concordanță între datele experimentale și cele rezultate în urma modelării, iar valorile corespunzătoare ipotezelor teoretice sunt întotdeauna mai mari decât cele obținute practic. În acest fel, se poate concluziona că modelarea propusă este corectă, iar diferențele care apar se pot datora atât ipotezelor simplificatoare cât și neomogenităților proprietăților de material corespunzătoare modulelor utilizate. O altă influență asupra valorilor ce caracterizează funcționarea modulelor termoelectrice în regim de termogenerare apare și datorită reducerii fluxului de căldură înspre joncțiunile calde de la sursa de căldură prin straturile de material cu rol de legături sau izolatoare electrice. Echiparea surselor reci cu diferite tipuri de schimbătoare de căldură, cu răcire în convecție liberă, în cazul echipamentului TKG-3, sau cu răcire în convecție forțată cu aer sau apă în celelalte cazuri, au reprezentat de asemenea cauze ale obținerii unor performanțe diferite.

Dacă în cazul modulului termoelectric individual curbele teoretice urmăresc destul de bine alura curbelor experimentale, cu valori apropiate până la aproximativ 85% din intervalul de variație considerat, spre maximum valorilor experimentale se observă o îndepărtare a curbei teoretice de cea reală, cu până 7,5%, datorată în principal influențelor canalizării schimbului de căldură exclusiv prin modulul termoelectric și a limitării pierderilor de căldură în exteriorul acestuia, figura 8.3. S-a ajuns astfel la un randament de conversie maxim teoretic de 5,1% față de cazul experimental de 4,7%.

Pentru cazul matricei de 3·2 module termoelectrice se poate observa o menținere a performanțelor teoretice ale randamentului de conversie de 5,2%, figura 8.6, care se motivează prin luarea în considerare a creșterii pierderilor prin creșterea suprafeței de schimb de căldură și a creșterii pierderilor de tip căldură Joule în legăturile electrice dintre module, care se regăsesc și în cazul valorilor măsurate și care justifică pierderile de căldură

dintre module la aranjarea acestora în matrice și a unei distribuiri neuniforme a căldurii obținute de la sursa caldă, datorită construcției artizanale a acesteia. Performanțele experimentale ating un maxim situat în jurul a 4,8% și confirmă faptul că aceste surse de energie electrică funcționează cu valori reduse ale randamentelor de conversie indiferent de valoarea fluxului de căldură vehiculat.

Nici în cazul sursei de energie electrică bazat pe modulul TKG-3 nu se poate regăsi în totalitate variația parametrilor caracteristici datorită faptului că modulul termoelectric este asamblat manual, are un regim termic relativ neuniform datorat construcției modulului și are numeroase pierderi prin căldură Joule în circuitele electrice dintre joncțiunile materialelor dopate diferit, figura 8.9. Valorile mai mici ale randamentelor de conversie față de cazul modulelor MTER 18-8 se datorează faptului că în cazul ansamblului TKG-3 s-a utilizat ca sursă de căldură o lampă cu petrol, de la care căldura este preluată prin convecție liberă și la care sursa rece este de asemenea răcită prin convecție liberă. De asemenea, materialele termoelectrice utilizate pentru echipamentul TKG-3, chiar dacă sunt optimizate geometric pentru conversia termoelectrică, sunt produse cu o tehnologie învechită, ele fiind depășite la acest capitol de materialele folosite pentru construcția modulelor MTER 18-8. Nu în ultimul rând trebuie menționată și influența pe care o are asamblarea mecanică prin strângere cu șuruburi, fără posibilitatea unui control riguros a acesteia, a materialelor termoelectrice în cazul echipamentului TKG-3, care cresc rezistențele termice la nivelul modulului, micșorându-i astfel performanțele.

În cazul exploatării fenomenului de răcire termoelectrică aplicat unui modul MTER 18-8 individual sau unei matrici de 3-2 module așezate termic în paralel și electric în serie, prin modelare s-a reușit o apropiere foarte bună de caracteristicile experimentale. Acest lucru a fost posibil prin acuratețea cu care s-a putut efectua modelarea când se cunosc valori de material și de construcție a modulelor termoelectrice, dar și datorită faptului că în exploatarea fenomenului se poate interveni mult mai strict prin controlul tensiunilor și al intensității curenților ce parcurg joncțiunile. Tipurile de schimbătoare de căldură utilizate pentru evacuarea energiei calorice la nivelul sursei reci influențează și ele valorile performanțelor de exploatare și implicit de modelare ale modulelor utilizate.

Ca și în cazul fenomenului de conversie termoelectrică, în acest caz s-au luat în considerare pentru comparație cu modelarea propusă doar valorile intensității curenților de exploatare, a fluxului de căldură extras și a eficienței răcirii.

Astfel în figurile 8.10÷8.12 s-au trasat curbele corespunzătoare valorilor

TEZĂ DE DOCTORAT

experimentale în juxtapunere cu valorile alese pentru modelarea răcirii termoelectrice la nivelul unui singur modul răcit cu aer prin convecție forțată, iar în figurile 8.13÷8.15 aceleași curbe caracteristice specifice însă modulului termoelectric echipat cu răcire cu apă la nivelul sursei reci.

În figurile 8.16÷8.18 s-au reprezentat curbele comparative pentru matricea de 3·2 module termoelectrice în cazul răcirii cu apă a sursei reci.

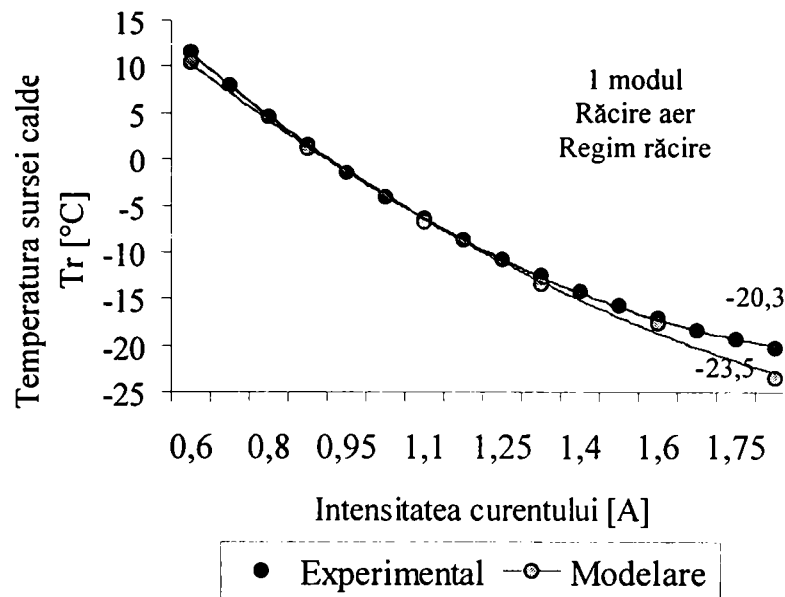


Figura 8.10

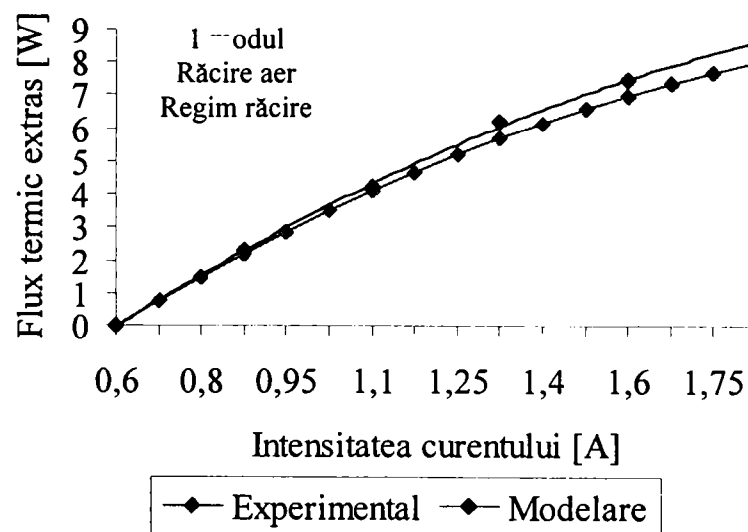


Figura 8.11

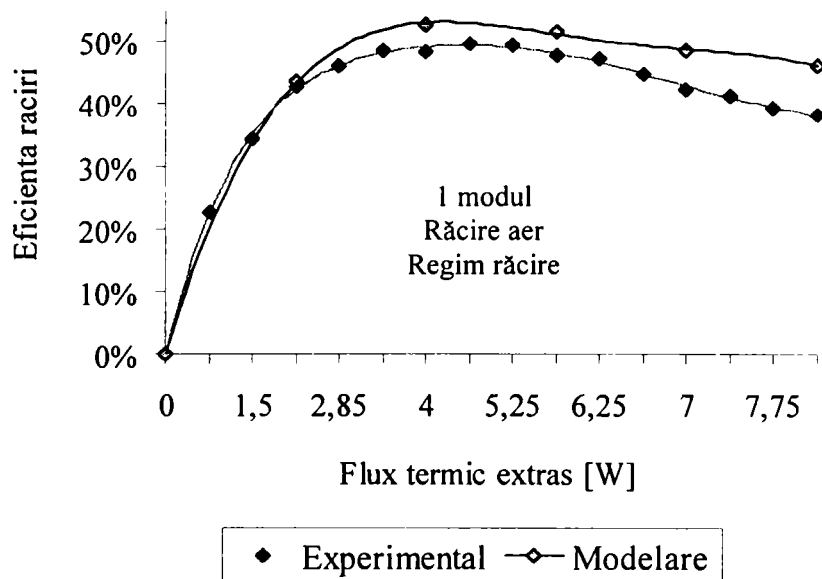


Figura 8.12

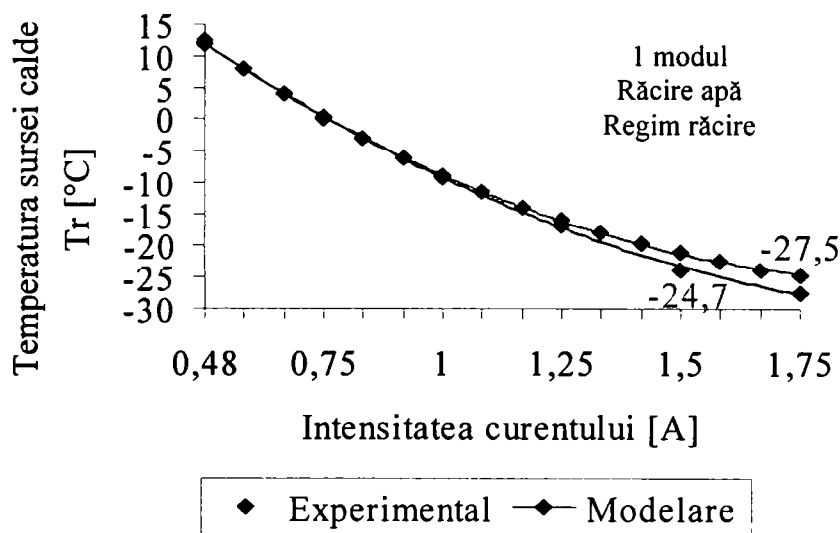


Figura 8.13

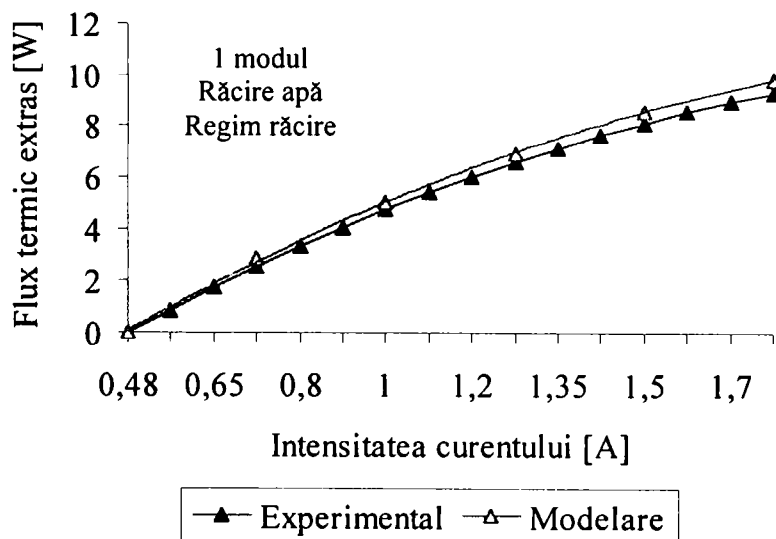


Figura 8.14

TEZĂ DE DOCTORAT

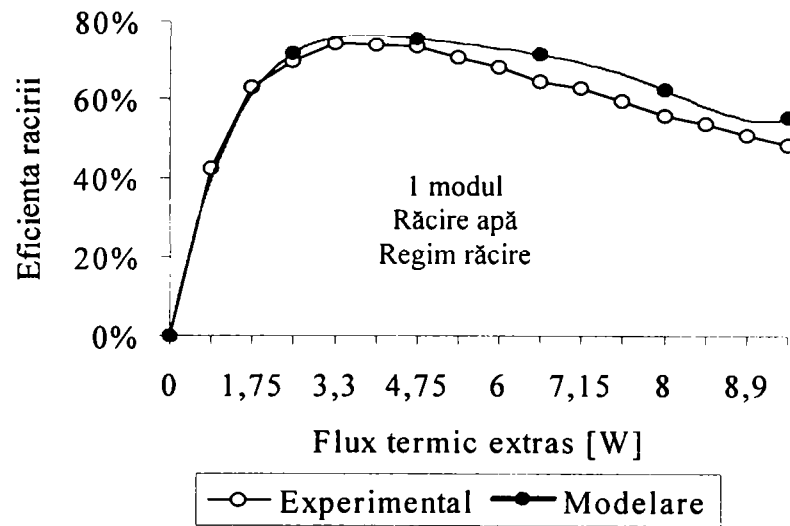


Figura 8.15

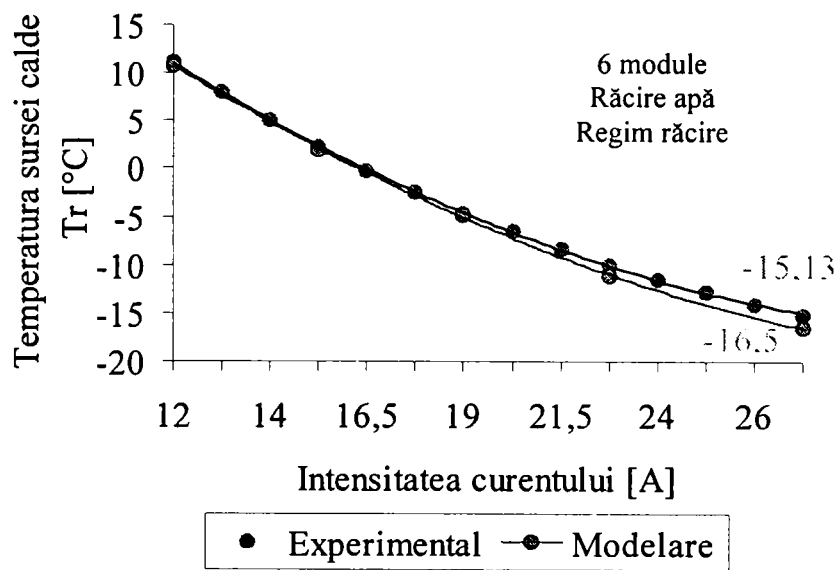


Figura 8.16

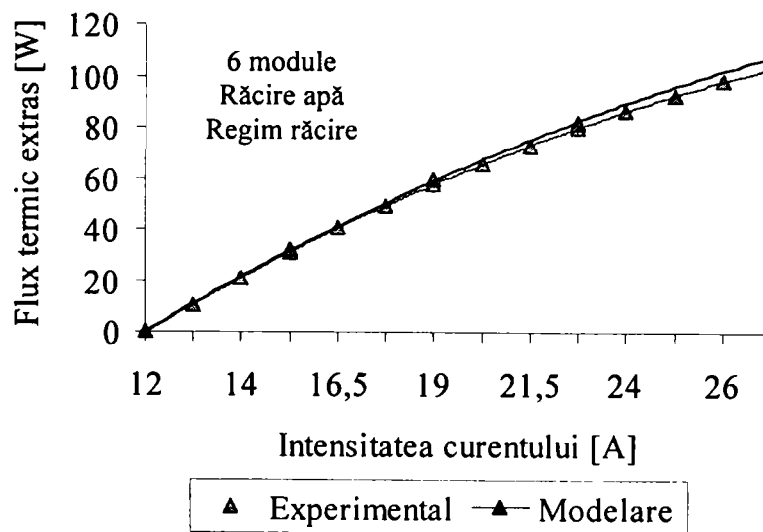


Figura 8.17

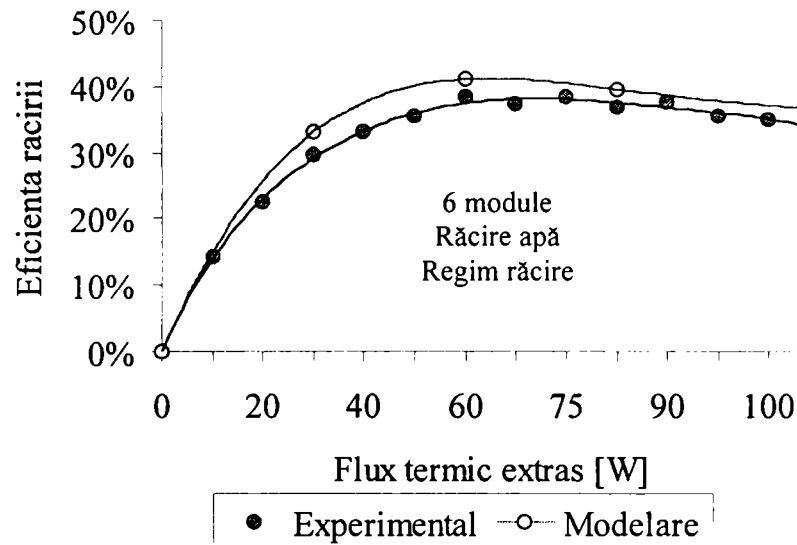


Figura 8.18

Se poate constata din alura acestor curbe că în toate cazurile modelarea este foarte aproape de cazul real și valorile experimentale se încadrează în limitele regăsite și în literatura de specialitate [7, 12, 14, 45, 92].

Diferențele care apar între modelare și valorile experimentale, la nivelul superior al intervalului de variație al parametrilor, se datorează în bună măsură calităților de material, greu de controlat în realizarea practică și influențelor pe care le au controlul pierderilor de căldură înspre mediul ambiant în jurul valorilor negative mari.

Se poate constata că eficiența răcirii se modifică substanțial în cazul utilizării ca sursă de evacuare a căldurii a apei în regim de convecție forțată, cu o creștere de aproape 20% a acesteia. În schimb, valoarea eficienței de răcire a unui grup de șase module nu diferă foarte mult de cea a unui modul individual, la aceasta contribuind foarte mult creșterea pierderilor prin izolația sistemului și prin componentele utilizate la fixarea modulelor între cele două surse de căldură.

Precum se poate constata din analiza acestor grafice, în principiu, modelarea fenomenelor termoelectrice nu este dificilă; trebuie alese cu atenție ipotezele simplificatoare specifice fiecărui regim de funcționare și respectarea cu acuratețe a celor care impun măsuri de îmbunătățire a schimbului de căldură la nivelul surselor de căldură și de limitare a pierderilor de căldură la nivelul ansamblului modul termoelectric-schimbătoare de căldură.

Alegerea regimurilor de funcționare la nivelul diferenței maxime de temperatură sau a cifrei caracteristice maxime constituie de asemenea o altă condiție de alegere optimă a ipotezelor simplificatoare.

9. Modelarea funcționării modulelor termoelectrice echipate cu schimbătoare de căldură

În cataloagele firmelor producătoare de module și materiale termoelectrice se găsesc informații referitoare la performanțele acestora funcție de temperaturile fețelor calde sau reci și de curentul de alimentare al modulului.

Utilizatorul este preocupat de atingerea unor anumite temperaturi la nivelul echipamentului în care folosește module termoelectrice. El cunoaște la nivelul suprafeței răcite fie temperatura acesteia fie temperatura unui fluid care o răcește, iar la nivelul suprafeței calde cunoaște de regulă temperatura unui fluid.

În cele ce urmează se prezintă un model de funcționare al unui modul termoelectric echipat pe ambele fețe cu schimbătoare de căldură, exploatat în regim de răcire.

Această modelare poate servi ca și un prim pas în alegerea modulelor termoelectrice pentru o anumită aplicație, ținându-se cont de performanțele lor și de proprietățile schimbătoarelor de căldură atașate celor două suprafețe.

9.1. Modelul termic al modulului termoelectric

Modelul termic al modulului termoelectric, echipat pe ambele fețe cu schimbătoare de căldură, se prezintă în figura 9.1. Pentru modelarea termică s-au luat în considerare șase ecuații de echilibru cu șase necunoscute.

Ipotezele simplificatoare ale modelării termice în acest caz, dar care influențează în mică măsură rezultatele finale, sunt:

- straturile ceramice ale celor două suprafețe ale modulului au aceleași

- temperaturi ca și fețele elementelor termoelectrice ale modulului aflate în contact cu ele;
- toate elementele termoelectrice sunt conectate termic în paralel și electric în serie;
 - căldura Joule produsă în elementele termoelectrice se disipează (repartizează) uniform înspre cele două capete ale materialului termoelectric. Această ipoteză este desigur valabilă pentru materiale termoelectrice cu proprietăți liniare funcție de temperatură, dependența de temperatură a materialelor utilizate contribuind cu un factor de ordinul doi, ce poate fi neglijat la nivelul diferențelor de temperatură ce apar în condițiile de funcționare ale modulului termoelectric;
 - singurele pierderi de căldură în afara modulului termoelectric sunt exprimate prin coeficientul de conducție k_{ext} , între fața răcită și respectiv încălzită a modulului; în figura modelului aceasta se regăsește în materialul izolator, care include de asemenea și sistemul de prindere prin șuruburi [61].

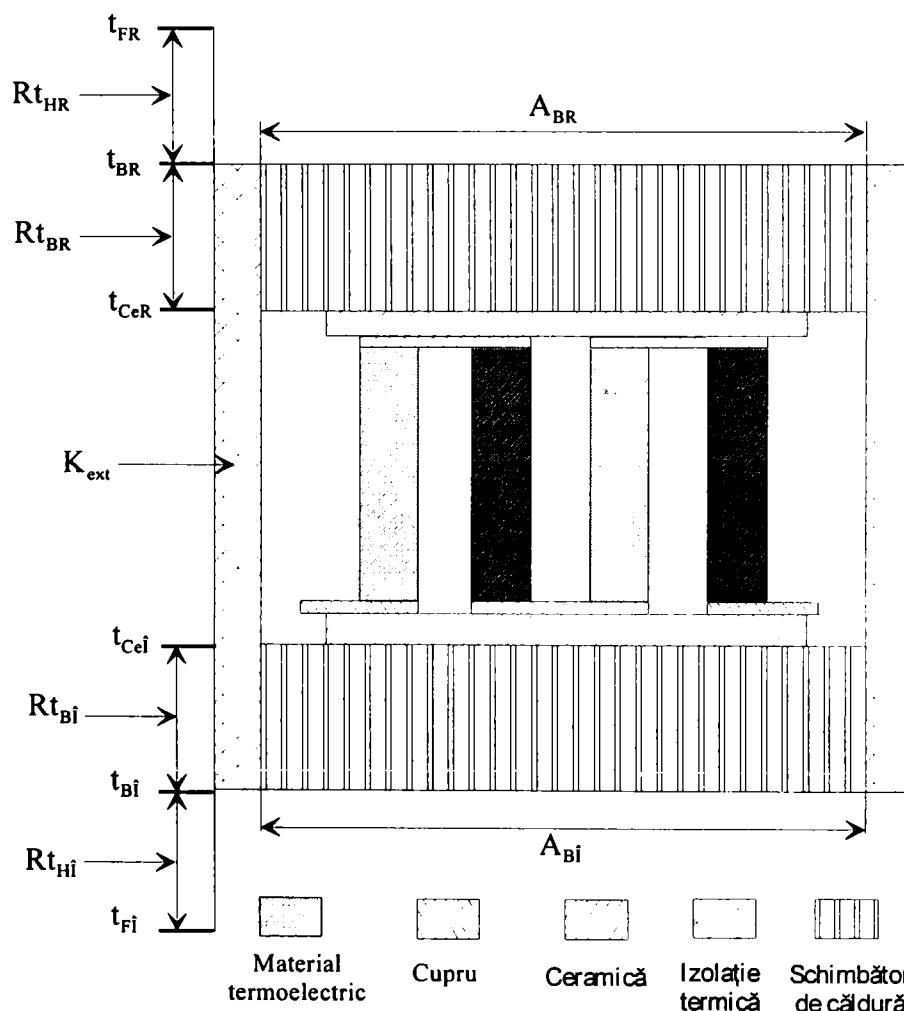


Figura 9.1. Modelarea modulului termoelectric cu schimbătoare de căldură

Experiența practică [26, 54, 96] a arătat că pierderile prin conducție, caracterizate prin coeficientul k_{ext} între suprafața răcită și încălzită a modului termoelectric și care au loc în exteriorul zonei cu material termoelectric, sunt bine approximate dacă se consideră și pentru această zonă temperatura t_B a bazei schimbătorului de căldură. Dacă schimbătorul de căldură este cu lichid, această temperatură este reprezentată de temperatura peretelui prin care are loc curgerea fluidului. Pentru schimbătoarele de căldură cu gaze, această temperatură se constituie ca medie a temperaturilor bazelor nervurilor (aripioarelor) de răcire.

9.2. Notații utilizate

Notațiile utilizate sunt cât se poate de sugestive, ele fiind compuse din notația de bază, însoțită de un indice corespunzător. Astfel:

- Notații de bază:

Simbol	Unitate de măsură	Mărime reprezentată
A	m ²	arie
B	m ²	aria bazei schimbătorului de căldură
C	W/K	conducția termică
Ce		ceramică
CP	-	coeficient de performanță
E		electric
ext		exterior
F		fluid
FG	m	factorul geometric al materialului termoelectric
H		hidraulic
I	A	intensitatea curentului electric
Î		zona încălzită
k	W/(m·K)	coeficientul de conductivitate termică
M		modul termoelectric
N	-	număr de elemente termoelectrice
n		nervură

TEZĂ DE DOCTORAT

Simbol	Unitate de măsură	Mărime reprezentată
P	W	putere
R		zona răcită
Re	Ω	rezistența electrică
Rt	K/W	rezistența termică
S	V/K	tensiunea termoelectrică Seebeck
t	$^{\circ}\text{C}$	temperatura
TE		termoelectric
t_m	$^{\circ}\text{C}$	temperatura medie
U	V	tensiunea aplicată modulului termoelectric
α^*	W/(m ² ·K)	coeficientul de convecție termică
η_n	-	randamentul nervurării
ρ	$\Omega\cdot\text{m}$	rezistivitatea electrică

Variabile:

Simbol	Unitate de măsură	Mărime reprezentată
A_{TE}	m ²	aria elementului termoelectric
k_{ext}	W/K	conducția termică exterioară
k_M	W/K	conducția termică a modulului termoelectric
FG	-	factorul geometric al elementului termoelectric = A_{TE}/L_{TE}
α_{BR}^*	W/(m ² ·K)	coeficientul de convecție al bazei schimbătorului de căldură pe partea răcită
α_{BI}^*	W/(m ² ·K)	coeficientul de convecție al bazei schimbătorului de căldură pe partea încălzită
k_{TE}	W/(m·K)	conductivitatea termică a materialului termoelectric
L_{TE}	m	lungimea materialului termoelectric
P_R	W	puterea de răcire
P_E	W	puterea electrică

TEZĂ DE DOCTORAT

Simbol	Unitate de măsură	Mărime reprezentată
P_i	W	puterea de încălzire
ρ_{TE}	$\Omega \cdot m$	rezistivitatea electrică a materialului termoelectric
R_{eM}	Ω	rezistența electrică a modului termoelectric
α_{TE}	V/K	coeficientul Seebeck al materialului termoelectric
α_M	V/K	coeficientul Seebeck al modului termoelectric
t_{FR}	$^{\circ}C$	temperatura fluidului răcit
t_{Fi}	$^{\circ}C$	temperatura fluidului încăzit
t_{BR}	$^{\circ}C$	temperatura bazei schimbătorului de căldură în zona răcită
t_{Bi}	$^{\circ}C$	temperatura bazei schimbătorului de căldură în zona încălzită
t_{CeR}	$^{\circ}C$	temperatura ceramicii în zona răcită
t_{CeI}	$^{\circ}C$	temperatura ceramicii în zona încălzită
t_{mTE}	$^{\circ}C$	temperatura medie a modului termoelectric
U	V	tensiunea aplicată modului termoelectric

9.3. Caracteristicile modului termoelectric

Materialele termoelectrice sunt caracterizate de trei parametrii importanți, coeficientul Seebeck α_{TE} [V/K], rezistivitatea electrică ρ_{TE} [$\Omega \cdot m$], și conductivitatea termică k_{TE} [W/(m·K)]. Acești parametrii sunt însă dependenți de temperatură, dependență care se apreciază printr-o funcție de tip polinomial. Relațiile se pot aplica atât la materiale termoelectrice de tip p cât și n.

Definirea acestor parametrii s-a făcut cu relațiile:

$$\rho_{TE}(t_m) = [10.8497 + 0.0535 \cdot (t_m - 23) + 62.8 \cdot 10^{-6} \cdot (t_m - 23)^2] \cdot 10^{-6}$$

$$\alpha_{TE}(t_m) = [210.9019 + 0.34426 \cdot (t_m - 23) - 0.9904 \cdot 10^{-3} \cdot (t_m - 23)^2] \cdot 10^{-6}$$

$$k_{TE}(t_m) = 1.65901 - 3.32 \cdot 10^{-3} \cdot (t_m - 23) + 41.3 \cdot 10^{-6} \cdot (t_m - 23)^2$$

Funcțiile utilizate au fost preluate din [7]. În aceste formule s-a utilizat temperatura ($t_m - 23$), astfel încât primul termen este valoarea parametrului considerată la temperatura camerei și cel de al doilea termen reprezintă panta curbei de variație la 23 °C.

Astfel, un modul termoelectric poate fi caracterizat de ρ_M , α_M și k_M . Aceste mărimi pot fi măsurate direct la nivelul unui modul termoelectric [44], astfel că proprietățile materialelor ceramice și a conectorilor electrici sunt luate în considerare implicit. Prin aceasta se înțelege de asemenea că temperatura stratului ceramic este aceeași cu temperatura capătului materialului termoelectric.

Pentru caracterizarea completă a unui modul termoelectric pe lângă proprietățile de material mai luăm în considerare și alți doi parametri: N (numărul elementelor termoelectrice din modul) și respectiv FG (factorul geometric). Vom avea astfel:

$$\rho_M = N \cdot \rho_{TE}/FG$$

$$\alpha_M = N \cdot \alpha_{TE}$$

$$k_M = N \cdot FG \cdot k_{TE}$$

9.4. Caracteristicile schimbătoarelor de căldură

Pentru caracterizarea schimbătoarelor de căldură am apelat la rezistențele termice ale acestora din două motive: atunci când sunt în serie, ele se însumează, iar atunci când lipsesc, valoarea lor este zero.

Modelul propus necesită cunoașterea valorii rezistențelor termice pentru ambele schimbătoare de căldură. Am împărțit această rezistență termică în două, corespunzător cu felul schimbului de căldură ce apare în proces:

9.4.1. Rezistența termică datorită convecției

Rezistența termo-hidraulică, corespunzătoare părții răcite, respectiv încălzite este:

$$R_{tj} = 1/(\alpha_B^* \cdot A_B) \text{ [K/W]}$$

În această relație, A_B reprezintă aria bazei schimbătorului de căldură pe partea fluidului [m^2] și α_B^* coeficientul de convecție la nivelul acestei suprafețe [$W/(m^2 \cdot K)$].

Pentru schimbătoarele de căldură prevăzute cu nervuri (aripioare), vom face acest calcul după cum urmează:

$$\alpha_B^* = A_n \cdot \eta_n \cdot \alpha^* / A_B$$

În această relație A_n reprezintă aria totală a nervurilor, A_B aria bazei corespunzătoare schimbătorului de căldură și η_n randamentul nervurării.

La calculul ariei de schimb de căldură cu fluidul s-a neglijat aria corespunzătoare distanței dintre nervuri.

Pentru schimbătoarele de căldură cu lichid, coeficientul de convecție al fluidului, α_B^* , este cel stabilit la interfața dintre fluid și peretele ce îi delimitează curgerea.

9.4.2. Rezistența termică datorită conducției

Rezistența termică a bazei schimbătorului de căldură se poate calcula (de exemplu prin metoda diferențelor finite sau metoda elementului finit) sau măsura [26].

Rezistența termică este independentă de condițiile de contur (limită).

Deoarece cele două rezistențe termice sunt în funcție de coeficienții de convecție de la nivelul bazelor schimbătoarelor de căldură, acestea pot fi considerate practic ca și pseudo rezistențe termice. Rezistența termică a bazei, R_{tB} , trebuie să includă și rezistența termică la nivelul interfeței dintre baza schimbătorului de căldură și suprafața ceramică a modulului termoelectric.

9.5. Modelarea matematică a modelului propus

9.5.1. Puterea termică extrasă pe partea de răcire a modulului

$$P_R = -\alpha_M \cdot I \cdot (t_{CeR} + 273) + (Re_M \cdot I^2)/2 + C_M \cdot (t_{CeI} - t_{CeR}) + k_{ext} \cdot (t_{Bi} - t_{BR})$$

unde:

- $\alpha_M \cdot I \cdot (t_{CeR} + 273)$ este puterea termoelectromotoare Seebeck, $(Re_M \cdot I^2)$ este căldura Joule, $C_M \cdot (t_{CeI} - t_{CeR})$ este conducția termică prin materialul termoelectric iar $k_{ext} \cdot (t_{Bi} - t_{BR})$ reprezintă conducția termică în afara modulului termoelectric.

9.5.2. Puterea termică degajată pe partea de încălzire a modulului

$$P_I = \alpha_M \cdot I \cdot (t_{CeI} + 273) + (Re_M \cdot I^2)/2 - C_M \cdot (t_{CeI} - t_{CeR}) + k_{ext} \cdot (t_{Bi} - t_{BR})$$

unde:

$\alpha_M \cdot I \cdot (t_{CeI} + 273)$ este puterea termoelectromotoare Seebeck, $(Re_M \cdot I^2)$ este puterea calorică Joule, $C_M \cdot (t_{CeI} - t_{CeR})$ este conducția termică prin materialul termoelectric iar

$k_{ext} \cdot (t_{Bi} - t_{BR})$ reprezintă conducția termică în afara modulului termoelectric.

9.5.3. Calculul temperaturii plăcii ceramice răcite în contact cu baza schimbătorului de căldură

$$t_{CeR} = t_{FR} + P_R \cdot (R_{tBR} + R_{tHR})$$

unde:

$(R_{tBR} + R_{tHR})$ este rezistența termică de la nivelul bazei schimbătorului de căldură și de la nivelul interfeței cu fluidul răcit.

9.5.4. Calculul temperaturii plăcii ceramice încălzite în contact cu baza schimbătorului de căldură

$$t_{CeI} = t_{Fi} + P_i \cdot (R_{tBi} + R_{tHi})$$

unde:

$(R_{tBi} + R_{tHi})$ este rezistența termică de la nivelul bazei schimbătorului de căldură și de la nivelul interfeței cu fluidul încălzit.

9.5.5. Calculul temperaturii bazei schimbătorului de căldură la interfața cu fluidul răcit

$$t_{BR} = t_{FR} + P_R \cdot R_{tHR}$$

9.5.6. Calculul temperaturii bazei schimbătorului de căldură la interfața cu fluidul încălzit

$$t_{Bi} = t_{Fi} + P_i \cdot R_{tHi}$$

9.6. Mărimi de intrare

Mărimile de intrare ale acestei modelări au fost împărțite în 4 categorii și anume: caracteristicile elementelor termoelectrice, caracteristicile modulului termoelectric, caracteristicile schimbătoarelor de căldură și condițiile de funcționare.

9.6.1. Caracteristicile elementelor termoelectrice

Materialele termoelectrice au trei proprietăți ce depind de temperatura medie, t_m , rezistivitatea electrică $\rho_{TE}(t_m)$, coeficientul Seebeck $\alpha_{TE}(t_m)$ și conductivitatea termică $k_{TE}(t_m)$. Dependența de temperatură este cea dată în paragraful 9.3.

9.6.2. Caracteristicile modului termoelectric

Există numai două mărimi de intrare ce caracterizează modulul termoelectric și anume N , numărul de elemente termoelectrice și FG , factorul geometric.

9.6.3. Caracteristicile schimbului de căldură

Avem cinci mărimi de intrare:

R_{tBR} - rezistența termică a bazei răcite

R_{tHR} - rezistența termo-hidraulică a fluidului răcit

R_{tBi} - rezistența termică a bazei încălzite

R_{tHi} - rezistența termo-hidraulică a fluidului încălzit

C_{ext} - conducția termică exterioară

9.6.4. Condițiile de funcționare

S-au luat în considerare următoarele mărimi:

I - curentul electric prin modul

t_{FR} - temperatura fluidului de răcire care se încălzește

t_{Fi} - temperatura fluidului încălzit care se răcește

9.7. Rezolvarea matematică

Pentru rezolvarea modelului propus am luat în considerare sistemul de șase ecuații cu șase necunoscute: P_R , P_i , t_{CeR} , t_{CeI} , t_{BR} , t_{Bi} . În ecuațiile considerate sunt implicate și alte unsprezece variabile: C_M , k_{ext} , I , Re_M , R_{tBR} , R_{tBi} , R_{tHR} , R_{tHi} , α_M , t_{FR} , t_{Fi} . La rezolvarea sistemului de ecuații am utilizat o metodă clasică de evaluare a sistemelor de ecuații, prin multiplicarea matricilor. Rezolvarea acestuia am realizat-o efectiv cu ajutorul programului

ajutorul unui program efectuat cu MathCAD 7.0.

Procesul de calcul al programului implică un calcul iterativ pentru stabilirea cu o precizie suficientă a temperaturii medii, t_m , problemă rezolvată direct cu ajutorul facilităților oferite de programul Microsoft EXCEL. În cadrul procesului de rezolvare a programului s-au impus inițial un număr de 100 iterații, cu un pas de $0,1^\circ\text{C}$. Prin acest procedeu, s-a constatat că după un număr de 3-4 iterații, modificările temperaturii calculate se modifică cu zecimi de grade, deci o precizie în aceste condiții, mai bună de 1%.

Ecuțiile ce descriu funcționarea modului termoelectric oferă valori negative pentru puterea de răcire și respectiv a factorului de performanță. Pentru generarea tabelor în vederea reprezentărilor grafice, am efectuat o schimbare de semn pentru aceste valori.

9.8. Exemple

- Pentru a testa veridiciatea rezultatelor programului am ales un modul termoelectric fabricat de Melcor Inc., USA, de tip CP5-31-06. Pentru proprietățile de material am utilizat relațiile din paragraful 9.3. Acest modul are un număr de elemente $N = 62$ și un factor geometric $FG = 0.012$ m. Mărimea plăcilor de ceramică este $55 \cdot 55 \text{ mm}^2$, dar această mărime influențează numai rezistența termică a bazei [7].

S-au examinat două cazuri:

- modul termoelectric fără schimbătoare de căldură;
- modul termoelectric cu suprafața răcită având rezistență termică corespunzătoare vaselinei termice și suprafața caldă prevăzută cu schimbător de căldură.

Rezultatele modelului propus sunt prezentate sub forma unor grafice tridimensionale și cuprind variațiile puterii de răcire și a factorului de performanță în funcție de curentul electric de alimentare și de diferența de temperatură între suprafața caldă (27°C) și suprafața rece, stabilită la nivelul modului termoelectric.

Pentru cel de al doilea caz rezistența termică la nivelul suprafeței răcite a fost aleasă astfel: rezistența termo-hidraulică s-a considerat nulă, $R_{t_{HR}} = 0$ și rezistența termică a bazei, $R_{t_{BR}} = 0.013 \text{ K/W}$, corespunzătoare unei vaseline siliconice cu o rezistivitate specifică de $0.35 \text{ K} \cdot \text{cm}^2/\text{W}$ [82]. Modulul Melcor CP5-31-06 are o suprafață de $55 \cdot 55 \text{ mm}^2$ [7]. La nivelul suprafeței încălzite am luat în considerare proprietățile unui schimbător de căldură răcit cu aer. Astfel, rezistența termică a bazei schimbătorului de căldură, de dimensiuni $90 \cdot 90 \cdot 5 \text{ mm}^3$, este $R_{t_{Bj}} = 0.045 \text{ K/W}$, și $R_{t_{Hi}} = 0.25 \text{ K/W}$, rezistența termo-

hidraulică pentru un schimbător de căldură cu aripioare, compact, cu aer ce funcționează în regim de convecție forțată [82]. Pentru pierderile prin conducție în exteriorul modulului termoelectric, prin izolația exterioară și prin șuruburile de prindere, am acceptat un coeficient $k_{\text{ext}} = 0.01 \text{ K/W}$ [61].

Figurile 9.3 și 9.5 corespund cu datele oferite de producătorul de module termoelectrice și în care ΔT reprezintă diferența de temperatură dintre suprafața ceramică ce se încălzește și care se răcește.

În figurile 9.4 și 9.6 același modul termoelectric funcționează cu ΔT între suprafața rece (fără rezistență termică, dar cu un strat "termic" subțire, între placa de ceramică și placa ansamblului) și gazul (aerul) ce răcește suprafața caldă printr-un schimbător de căldură cu rezistență termică cunoscută.

9.9. Interpretarea rezultatelor

În figura 9.2. se prezintă un ansamblu general asupra rezolvării programului de modelare cu ajutorul programului Microsoft EXCEL. Tabelul 9.1. cuprinde sursa programului.

Programul (foaia de calcul EXCEL) calculează temperatura suprafeței ceramice pe partea încălzită, dar există o mare diferență între temperatura acestei suprafețe și a fluidului care o răcește. Acest aspect poate fi o explicație a considerabilelor reduceri de performanță a modulelor termoelectrice. De cele mai multe ori această diferență nu trebuie neglijată de către utilizatorii de module termoelectrice deoarece ea poate conduce, în mod paradoxal, la atingerea unor performanțe (puteri de răcire) mai slabe decât a unui modul neechipat cu schimbător de căldură.

Aspectul celor două suprafețe pentru variația puterii de răcire este același, de asemenea și pentru variația factorului de performanță. Totuși, se poate observa diferența de valori, care este considerabilă.

Astfel, pentru modulul Melcor CP5-31-06 neechipat cu schimbător de căldură, puterea de răcire maximă se poate obține la alimentarea acestuia cu un curent de 70 A. Dar, prin utilizarea unui schimbător de căldură compact, puterea de răcire maximă se poate obține pentru 30 A. Se observă că pentru cazul modulului termoelectric echipat cu schimbător de căldură față de cel fără asemenea dispozitiv, valorile puterii maxime de răcire și a factorului de performanță sunt diminuate cu aproape 50%.

TEZĂ DE DOCTORAT

răcire și a factorului de performanță sunt diminuate cu aproape 50%.

Astfel, utilizatorul trebuie să fie foarte atent să nu depășească valoarea curentului de alimentare al modului care corespunde cu valoarea maximă a puterii de răcire pentru un anumit tip de schimbător de căldură ales.

În concluzie, trebuie astfel subliniat faptul că, pentru o anumită aplicație unde cunoaștem valorile de gabarit ale ansamblului modul-schimbătoare de căldură, și dorim să obținem un maximum al puterii de răcire, schimbătorul de căldură se va dimensiona în consecință.

Și în acest caz, printr-o dimensionare corespunzătoare a schimbătorului de căldură, putem atinge maximum puterii de răcire la valori ale curentului de sub 70 A.

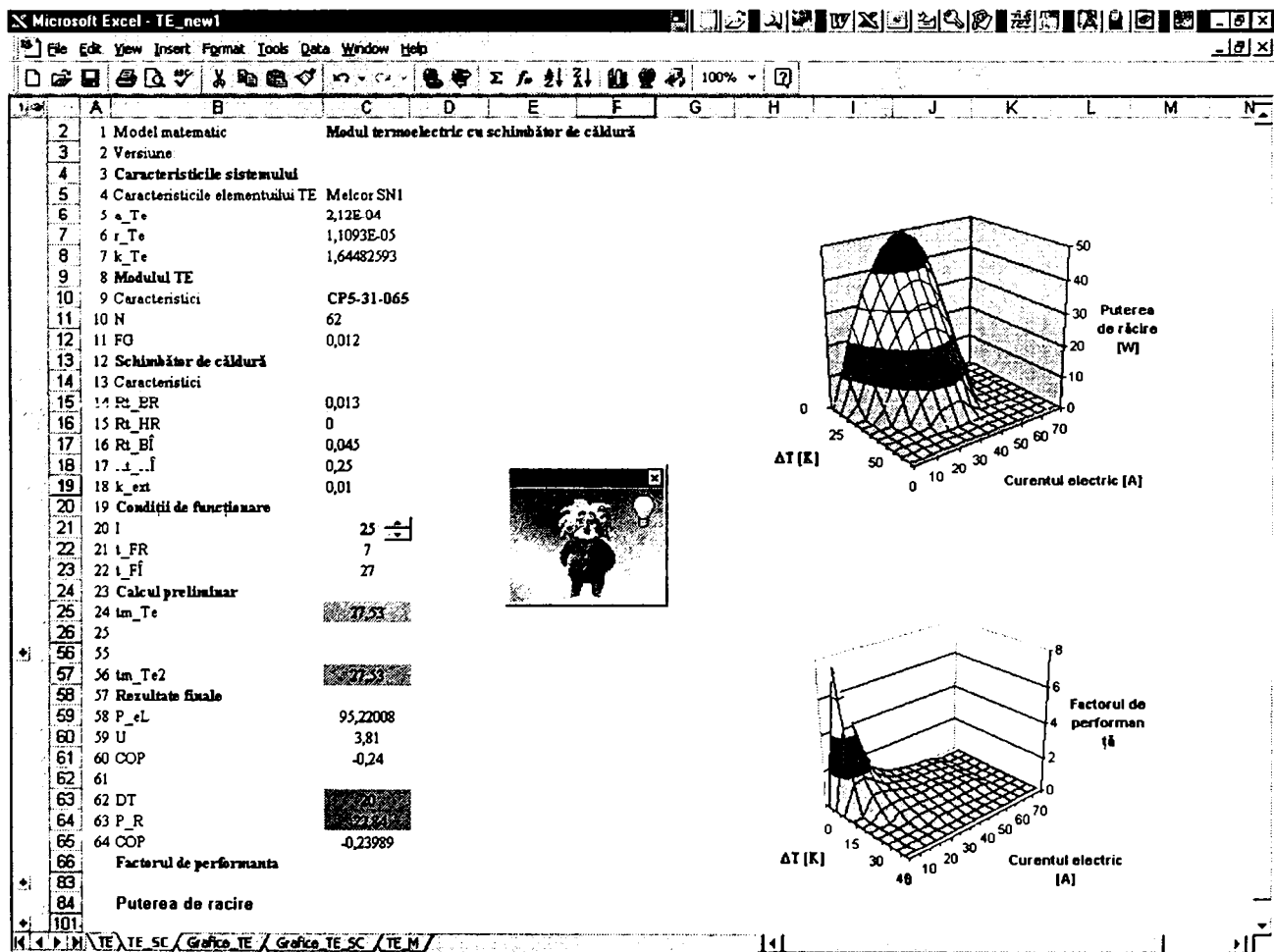


Fig.9.2. Programul de modelare

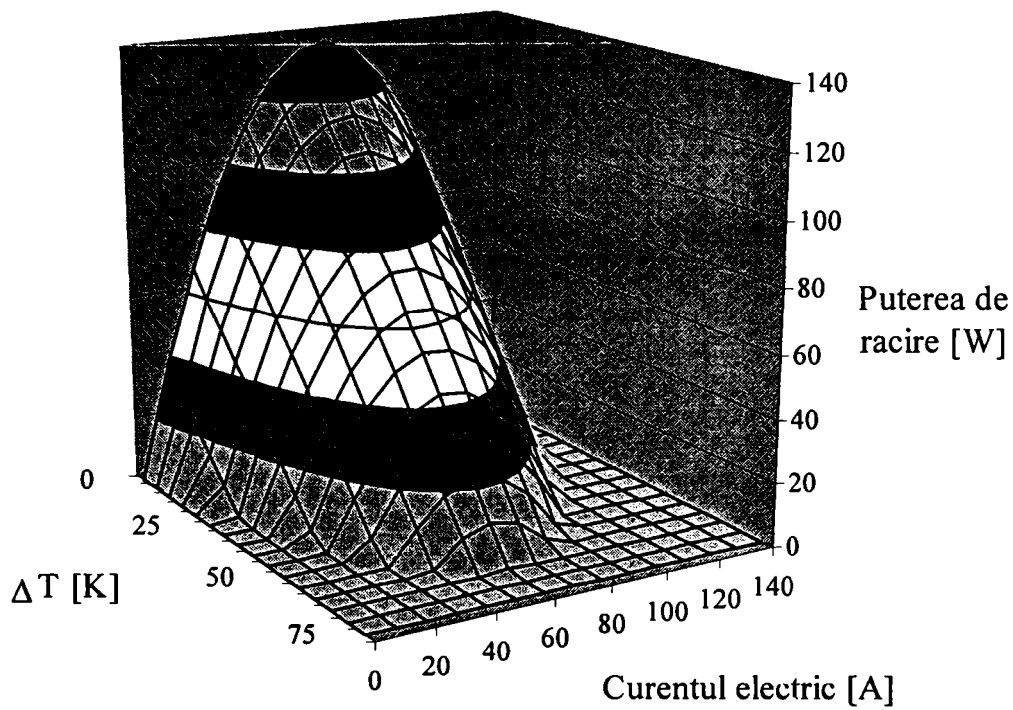


Figura 9.3 Variația puterii de răcire pentru modul termoelectric neechipat cu schimbător de căldură

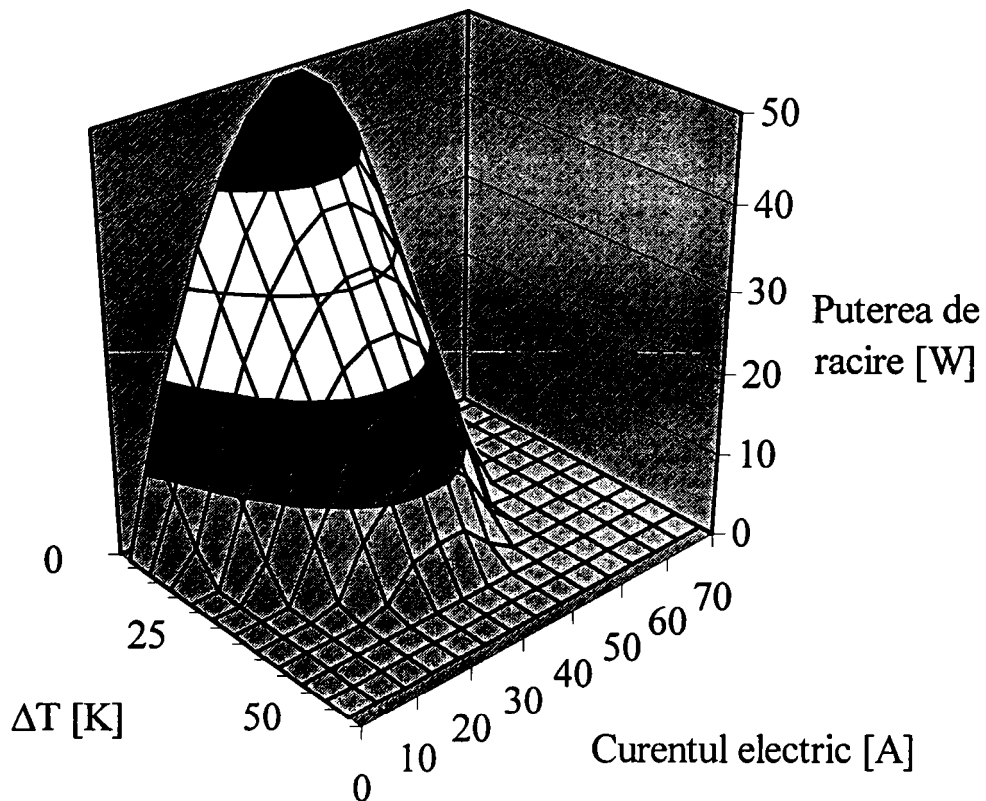


Figura 9.4. Variația puterii de răcire pentru modul termoelectric echipat cu schimbător de căldură

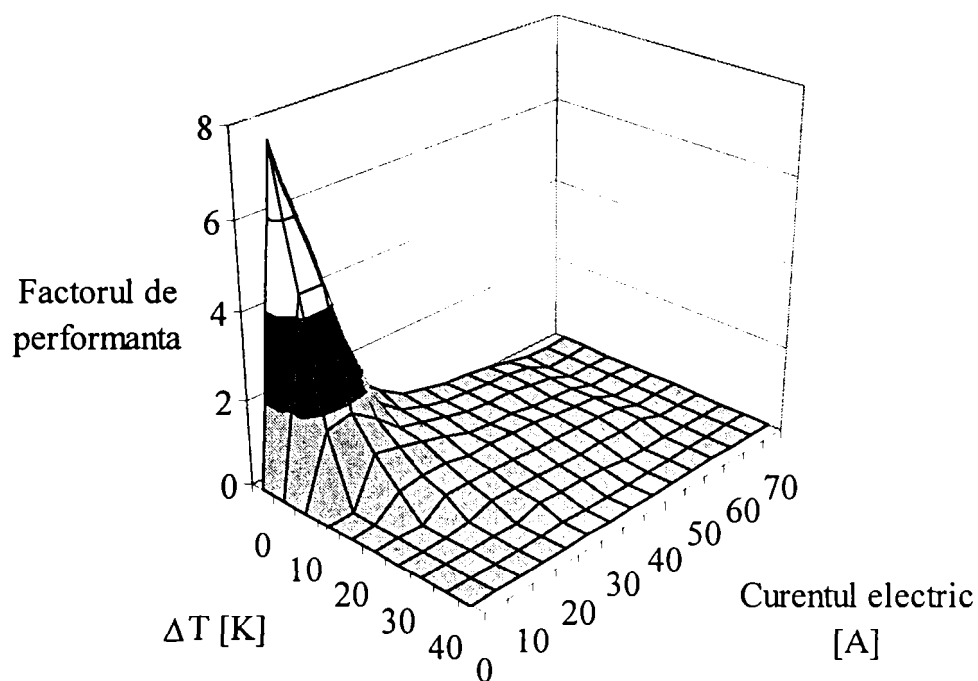


Figura 9.5. Variația factorului de performanță la un modul termoelectric neechipat cu schimbător de căldură

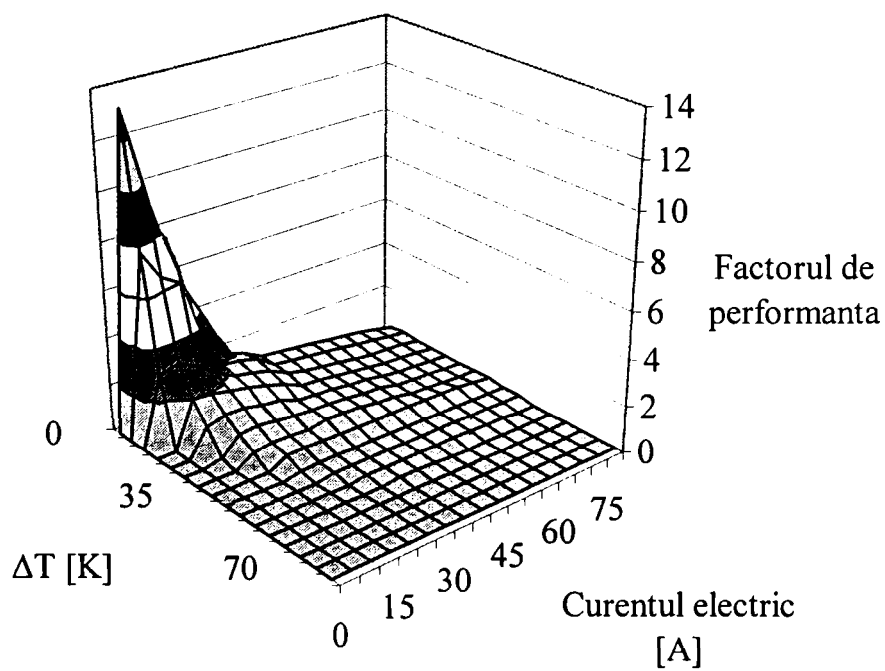


Figura 9.6. Variația factorului de performanță la un modul termoelectric echipat cu schimbătoare de căldură

TEZĂ DE DOCTORAT

Tabelul 9.1

A	B	C	D	E	F	G	H
1	Model matematic	Modul termoelectric cu schimbător de căldură					
2	Versiune:	2.0					
3	Caracteristicile sistemului						
4	Caracteristicile elementului TE	Melcor SN1					
5	α_{Te}	$= (210,9019+0,34426*(C25-23)-0,0009904*(C25-23)^2)/1000000$					
6	ρ_{Te}	$= (10,8497+0,0535*(C25-23)+0,0000628*(C25-23)^2)/1000000$					
7	k_{Te}	$= 1,65901-0,00332*(C25-23)+0,0000413*(C25-23)^2$					
8	Modulul TE						
9	Caracteristici	CP5-31-065					
10	N	62					
11	FG	0,012					
12	Schimbător de căldură						
13	Caracteristici						
14	Rt_BR	0,013					
15	Rt_HR	0					
16	Rt_BÎ	0,045					
17	Rt_HÎ	0,25					
18	k_ext	0,01					
19	Condiții de funcționare						
20	I	55					
21	t_FR	7					
22	t_FÎ	27					
23	Calcul preliminar						
24	tm_Te	= C57					
25							
26	α_M	= C11*C6					
27	Re_M	= C11*C7/C12					
28	k_M	= C11*C8*C12					
29							
30	Calculule						
31	Matricea A	A	B	C	D	E	F
32		P Co	P Î	t CeR	t CeÎ	t BR	t BÎ
33	a_{ij}	a_{i1}	a_{i2}	a_{i3}	a_{i4}	a_{i5}	a_{i6}
34	a_{1j}	1	0	= C27*C21+C29	= -C29	= C19	= -C19
35	a_{2j}	0	1	= -C29	= -C27*C21+C29	= -C19	= C19
36	a_{3j}	= -C15-C16	0	1	0	0	0
37	a_{4j}	0	= -C17-C18	0	1	0	0
38	a_{5j}	= -C16	0	0	0	1	0
39	a_{6j}	0	= -C18	0	0	0	1
40							
41	Vectorul B						
42	b1	$= -C27*C21*273+(C28*C21^2)/2$					
43	b2	$= C27*C21*273+(C28*C21^2)/2$					
44	b3	= C22					
45	b4	= C23					
46	b5	= C22					
47	b6	= C23					

TEZĂ DE DOCTORAT

48	Soluția $A \cdot X = B$					
49	P_R	= MMULT(E43:J48;C43:C48)				
50	$P_{\hat{I}}$	= MMULT(E43:J48;C43:C48)				
51	t_{CeR}	= MMULT(E43:J48;C43:C48)				
52	$t_{Ce\hat{I}}$	= MMULT(E43:J48;C43:C48)				
53	t_{BR}	= MMULT(E43:J48;C43:C48)				
54	$t_{B\hat{I}}$	= MMULT(E43:J48;C43:C48)				
55						
56	tm_{Te2}	= (C52+C53)/2				
57	Rezultate finale					
58	P_{eL}	= C51-C50				
59	U	= C59/C21				
60	CP	= C50/C59				
61						
62	ΔT	= C23-C22				
63	P_R	= C49				
64	CP	= C60				
65	Factorul de performanță					
66						
67	Puterea de răcire					
68						

10. Concluzii și contribuții personale

10.1. Concluzii generale

Aplicarea fenomenelor termoelectrice pentru diverse domenii reprezintă la ora actuală încă un teren fertil, neexplorat în totalitate. Modificarea polului de interes s-a mutat de la cunoașterea proprietăților de material în intimitatea lor spre exploatarea și optimizarea fenomenelor termoelectrice spre zona puterilor maxime sau a randamentelor de conversie și de răcire cât mai mari cu costuri minime.

S-a dovedit, în urma a numeroase cercetări științifice în domeniu, că un rol foarte important în eficientizarea și optimizarea performanțelor modulelor termoelectrice îl au tocmai calitățile de material ale acestora. Cunoașterea în amănunțime a tuturor fenomenelor termice și electrice implicate în funcționarea modulelor termoelectrice, dar mai ales influența factorilor perturbatori constituie o altă cale de îmbunătățire permanentă a randamentelor de funcționare.

La ora actuală în toate domeniile de vârf nu se mai concepe studiul și cercetarea fenomenelor abordate fără ajutorul computerului. De cele mai multe ori modelările numerice reprezintă un mare câștig de timp și resurse financiare, cu condiția ca modelul propus să fie cât mai “real” și cu posibilitatea de a studia influența a cât mai mulți parametri.

Prin studiile de caz efectuate în cadrul acestei teze am urmărit în amănunțime identificarea celor mai importanți factori de influență în funcționarea modulelor termoelectrice. Complexitatea acestor fenomene este marcată și de multitudinea factorilor

de influență studiați, stabilindu-se ecuații de definiție și criterii adimensionale de evaluare, compatibile cu teoria în vigoare. S-au stabilit relații de definiție a randamentelor de conversie, a puterii debitate de termogeneratorul termoelectric și a puterii de răcire pentru răcitorul termoelectric. Cifra caracteristică a unui material termoelectric și coeficientul de performanță al acestuia au fost alți doi parametri importanți pentru care s-au stabilit ecuații de definiție, factori de influență și curbe de variație, foarte utile pentru evaluarea și modelarea fenomenelor termoelectrice.

Modelarea propusă pentru studiul fenomenului termoelectric s-a efectuat pornind de la termocupla simplă la modulul de n termocuple, atât pentru regimul generator cât și pentru regimul de răcire. Particularitățile fenomenului de generare au fost la rândul lor abordate pentru cazul unor surse de căldură cu entalpie ridicată dar și pentru cazul surselor de căldură cu potențial redus, care la ora actuală tind să devină interesante și din punct de vedere comercial.

Ecuațiile ce guvernează per ansamblu fenomenele termoelectrice au fost analizate cu atenție, s-au stabilit criterii adimensionale de evaluare și s-au găsit interpretări critice la criteriile de optimizare propuse. Factorii de influență cu atenție studiați au fost cei cu influență directă asupra mărimilor electrice dar mai ales cei care au influențat parametri termici ai termocuplelor sau modulelor analizate.

În cazul conversiei directe a căldurii în energie electrică, prin efect Seebeck, se pot realiza surse de energie electrică independente care să asigure, în tandem fie cu un acumulator, fie utilizând un convertor de curent continuu-curent continuu (DC-DC), funcționarea unor sisteme de ghidare, alarmare, radiorelee sau chiar aparatură electrocasnică. Extremele acestei conversii directe merg până acolo încât cu ajutorul ei s-a reușit obținerea unor surse de energie electrică pentru stimulatori cardiace, de puteri de ordinul μW electrice, iar la polul opus, realizarea unor surse de energie cu căldura primită de la izotopi radioactivi ce echipează sondele spațiale și stațiile orbitale.

S-a dovedit că o influență foarte mare asupra creșterii randamentului de conversie o reprezintă creșterea temperaturii sursei calde, dar nu mai puțin adevărat este și faptul că acesta ar crește și mai mult dacă s-ar reuși o reducere a temperaturii sursei reci.

Aplicarea fenomenului Peltier asigură la ora actuală vârful producției mondiale de termoelemente și module termoelectrice. Și în acest caz domeniile de utilizare sunt foarte vaste, iar problemele care se impun a fi rezolvate în acest caz sunt de o cu totul altă natură decât cele de la conversia directă termoelectrică. Reversibilitatea fenomenelor

termoelectrice constituie o proprietate deosebită a acestora, permițând un control absolut riguros și cu mare finețe a fenomenelor termice pe care acestea le controlează.

În procesul de transfer de căldură intervin proprietățile de material care, funcție și de gama de temperaturi de exploatare, au o influență pregnantă asupra randamentelor de exploatare ale modulelor și sistemelor termoelectrice.

Studiile și cercetările efectuate pentru stabilirea parametrilor și performanțelor de funcționare ale termocuplelor termoelectrice au condus la următoarele constatări:

- o termocuplă termoelectrică poate funcționa în regim reversibil, adică atât în regim de generare electrică prin efect Seebeck, cât și în regim de răcire, prin efect Peltier;

- materialele utilizate sunt clasificate în bună măsură în funcție de tipul specific al aplicației și depind foarte mult de gama de temperaturi la care se desfășoară fenomenul, existând diferențe majore între materialele destinate răcirii sau generării termoelectrice;

- datorită diferitelor proprietăți și caracteristici de material apar probleme de optimizare a geometriei formelor materialelor ce intră în componența termocuplelor;

- valorile mici ale tensiunilor termoelectromotoare la nivelul unei termocuple (uzual $\sim 250 \mu\text{V}/^\circ\text{C}$) conduc la necesitatea înserierii electrice a acestora, în vederea obținerii unor tensiuni de exploatare rezonabile (comerciale);

- modularizarea termocuplelor prin montarea lor în serie din punct de vedere electric și în paralel din punct de vedere termic conduc la o robustețe și o fiabilitate mult crescută a acestora;

- prin aplicarea efectului Peltier se pot atinge diferențe de temperaturi de peste 130 K printr-o etajare corespunzătoare a materialelor termoelectrice utilizate, soluție ce are totuși limitări substanțiale a valorii potențialului de răcire;

- în cazul alimentării modulelor termoelectrice pentru utilizarea efectului Peltier caracteristicile sursei de energie trebuie să aibă parametrii de ieșire foarte bine controlați;

- funcționarea modulelor termoelectrice fără sisteme de evacuare a căldurii la nivelul sursei reci conduce la distrugerea iremediabilă a joncțiunilor acestora;

- schimbătoarele de căldură de la nivelul celor două surse de căldură, dacă există, trebuie optimizate pentru creșterea randamentului ansamblului termoelectric la cele mai mari valori;

Siguranța în exploatare, fiabilitatea extrem de mare și mai nou și costurile relativ scăzute pentru aplicații cu caracter civil, îndreptate în mod special spre biochimie, medicină și uz casnic vor face ca aceste fenomene termoelectrice, dar mai ales aplicațiile acestora să fie tot mai cunoscute.

Obținerea unor materiale termoelectrice performante au condus la realizarea unor module de cea mai bună calitate și care se pretează atât în domeniul termogenerării cât și în cel al răcirii termoelectrice.

Modelarea funcționării modulelor termoelectrice cu o acuratețe ridicată este greu de realizat datorită complexității fenomenelor de material, în pofida controlului absolut sever ce se impune în obținerea acestora. De asemenea, realizările și performanțele modulelor termoelectrice țin cont de un mare număr de factori de influență, pornind de la dimensiunile brațelor termocuplelor, la dispunerea acestora (factorul geometric), a materialelor celor două plăci de susținere ale modulului și poate, cel mai important, a tipurilor de schimbătoare de căldură ce se atașează celor două suprafețe. Desigur, cel mai important factor de influență rămâne gama de temperaturi în care modulul termoelectric trebuie să lucreze.

Pe parcursul investigațiilor s-a pus în evidență avantajul răcirii cu apă (coeficienți de convecție mai buni) în ceea ce privește performanțele modulelor termoelectrice. Această situație este valabilă numai în anumite condiții. Alegerea răcirii cu aer este o soluție mai comodă și mult mai simplă din punct de vedere constructiv.

Nu trebuie neglijat faptul că la utilizarea modulelor termoelectrice prin exploatarea efectului Peltier se va ține cont în permanență de un compromis legat de funcționarea în condiții de performanță maximă (diferență de temperatură maximă) sau de costuri minime, în detrimentul performanței.

Randamentele de funcționare ale sistemelor bazate pe modulele termoelectrice nu se pot compara cu cele ale unor sisteme consacrate deja. În condiții de termogenerare spre exemplu nu se depășesc valori de 6÷8% ceea ce le situează într-o poziție net inferioară generării hidro sau termice clasice. Scopul și domeniul de utilizare le oferă însă un avantaj incontestabil și aprecierea că această soluție este, deocamdată, singura posibilă.

În domeniul răcirii termoelectrice se poate constata că valoarea puterilor termice de utilizare sunt limitate la valori sub 500 W, valori superioare acesteia fiind nejustificate din punct de vedere al raportului preț - performanță.

Caracteristicile și performanțele modulelor termoelectrice care au stat la baza cercetărilor din cadrul tezei de doctorat au permis punerea în evidență a tuturor mărimilor și factorilor de influență studiați și o confirmare a teoriei ce s-a dezvoltat în acest domeniu.

Programele de modelare au confirmat justetea ipotezelor simplificatoare adoptate și alegerea corespunzătoare a ecuațiilor și factorilor de influență cei mai adecvați.

Programul de simulare a funcționării modulului termoelectric în regim de răcire realizat permite utilizarea acestuia pentru orice modul comercial existent pe piața mondială la ora actuală și el este configurabil pentru orice soluție constructivă, oferind curbe caracteristice de funcționare utile și absolut necesare în alegerea parametrilor de exploatare inițiali.

10.2. Contribuții personale

Din multitudinea de probleme pe care le-am abordat și le-am tratat pentru finalizarea acestei teze îmi permit să amintesc pe cele pe care le consider că au un grad mai mare de originalitate, cel puțin pentru literatura și specialiștii din țara noastră. Astfel:

- sistematizarea legilor care guvernează efectele Seebeck, Peltier și Thomson din punct de vedere termodinamic, stabilind și criteriile de optimizare ale mărimilor caracteristice acestor fenomene;
- cuantificarea complexă cantitativă a efectelor termoelectrice prin parametri dimensionali și adimensionali;
- elaborarea unor modele matematice originale, pentru literatura noastră de specialitate, pentru regimurile de funcționare specifice termoelementelor;
- ecuații de dimensionare geometrică și evaluare a funcționării modulelor termoelectrice pentru atingerea parametrilor energetici maximi sau a coeficienților de performanță maximi;
- investigarea fenomenelor termoelectrice în complexitatea lor pornindu-se de la un model de bază simplificat care se dezvoltă ulterior prin construirea modelelor de evaluare cantitativă a efectelor de încălzire și răcire termoelectrică;
- analiza în intimitatea lor și stabilirea influențelor cantitative pe care le au rezistențele electrice de contact și rezistențele termice dintre termocuple și sursele de căldură asupra performanțelor modulelor termoelectrice;
- analizarea posibilităților de întrebuințare a materialelor dedicate răcirii termoelectrice pentru cazul generării electrice cu studiul redimensionării geometriei acestora;
- analiza utilizării potențialelor termice reduse pentru generarea termoelectrică;
- concepția și realizarea standului de experimentare pentru exploatarea efectului Seebeck;

- concepția și realizarea standului de experimentare pentru exploatarea efectului Peltier;

- modelarea pe calculator a funcționării modulelor termoelectrice în condițiile echipării acestora cu schimbătoare de căldură care să permită proiectantului să cunoască încă din faza de concepție și să optimizeze constructiv-funcțional echipamentele ce exploatează fenomenele termoelectrice;

- oferta făcută potențialilor utilizatori de sisteme termoelectrice, atât pentru exploatare, din punct de vedere energetic, la nivelul cantitativ la care energia poate fi vehiculată, cât și experimentatorului, care, prin inventarierea fenomenelor termoelectrice în intimitatea lor, pot stabili influențele și condițiile în care sunt realizabile sistemele cele mai performante și cele mai avantajoase economic;

- experimente numerice, având la bază un program propriu, elaborat în Microsoft EXCEL, și verificat cu MathCAD 7.0, ce permite evaluarea funcționării modulelor termoelectrice dotate cu schimbătoare de căldură în condiții de răcire;

- interpretarea critică a rezultatelor experimentale în comparație cu cele teoretice, stabilind influența rezistenței de contact și a schimbului de căldură pentru obținerea performanțelor maxime ale modulelor termoelectrice;

Bibliografie

- [1] *** AZTEC Ver1.0, Melcor's software for Thermoelectrics, USA, 1998
- [2] *** ECOLD – Thermoelectric cooling units, Fandis S.p.A., Borgoticino, Italy, 1998
- [3] *** FeroTec America, Thermo Module, USA, 1998
- [4] *** Hi-Z Technology Inc., HZ-14 Thermoelectric Module, San Diego, USA, 1998
- [5] *** <http://www.cyberport.com/powersource/stack.html>
- [6] *** MathCAD 7 Professional Edition - User's Guide, MathSoft Inc., USA, 1998
- [7] *** MELCOR Thermal Solutions, Melcor Corporation, Trenton, NJ, USA, 1998
- [8] *** P.A.Hilton Ltd., Thermo-Electric Heat Pump unit R533, UK, 1997
- [9] *** Ramet Ltd, Peltier Coolers, Moscow, 1998
- [10] *** R-Theta Inc., FABFIN-The High Performance Powersink, 3rd Edition, USA, 1998
- [11] *** TELEDYNE Brown Engineering - Energy Systems, Engineering and Applications Manual (Thermoelectric Generators), Canada, 1997
- [12] *** Tellurex Corp., Z-Max, High performance thermoelectric coolers, USA, 1998
- [13] *** The Watt Comitee on Energy Report nr.26, Profiting from low-grade heat, Thermodynamic cycles for low-temperature heat sources, 1987
- [14] *** Thermoelectric Cooling Systems Design Guide, Marlow Industries, USA, 1998
- [15] Alquier, S., a.o., Les pompes a chaleur et la maison individuelle, Editura Du Moniteur, Paris, 1982
- [16] Anatyчук, L.I., Rational areas of investigation and application of thermoelectricity, Journal of Thermoelectricity, Vol.1, 1993, p.5-19
- [17] Anderson, J.R., Adv. Energy Conversion 2, 241, (1962)
- [18] Angrist, S.W., Direct Energy Conversion, 3rd edition, Allyn and Bacon, Boston, MA, 1977
- [19] Apostolescu, N., Bazele cercetării experimentale a mașinilor termice, Editura Didactică și Pedagogică, București, 1979
- [20] Bass, J.C., a.o., Examples of Power From Waste Heat for Gas Fields, Hi-Z Technology Inc., USA, 1995
- [21] Bass, J.C., a.o., Performance of the 1 kW Thermoelectric Generator for Diesel Engines, XIII th International Conference on Thermoelectrics, Kansas City, 1994
- [22] Bean, J.E., *Indstrie Electronique* 1, 132 (1962)
- [23] Beeforth, A., Goldsmid, H.J. – Physics of Solid States Devices, NY, 1965
- [24] Bejan A., Advanced Engineering Thermodynamics, 2nd Edition, Wiley, NY, 1998
- [25] Bejan A., Convection Heat Transfer, 2nd Edition, Wiley, NY, 1995
- [26] Bejan A., Geometric optimization of cooling techniques, chapter 1 in Air Cooling Technology for Electronic Equipment, Kim, S.J. and Lee, S.W., eds., CRC Press, Boca

- Raton, FL, 1996
- [27] Bejan A., Heat Transfer, Wiley, NY, 1993
- [28] Bejan A., Modeling and optimization in thermal science: from engineering to predicting organisation in nature, WIT Press, 1999
- [29] Blatt, F.J., Physics of Electronic Conduction in Solids, Prentice Hall, London, 1968
- [30] Bojic, M., a.o., Energy efficiency of an application of Peltier-cooling devices on a train carriage using a coldness-recovery devices, Kragujevac, 1993
- [31] Bojic, M., a.o., Thermoelectric cooling of a train carriage by using a coldness-recovery device, Energy, vol.22, No.5, pp493-500, 1997
- [32] Buffet, J.P., a.o., Industrial thermoelectric water cooling, 18th Intersociety Energy Conversion Engineering Conference, Orlando, 1983
- [33] Buffet, J.P., a.o., L'effet Peltier applique au conditionnement d'air-avantages, 16eme Congres International de Froid, Paris, 1983
- [34] Bursuc, I., Sulițanu, G. - Solidul-Fenomene, teorii, aplicații, Editura Didactică și Pedagogică, 1973
- [35] Carlson, J.M., a.o., - Chemical Engineering-Fluid Flow, Heat Transfer and Mass Transfer, 5th Edition, London, 1996
- [36] Chiriac F., Instalații frigorifice, Editura Didactică și Pedagogică, 1981
- [37] Connery, C.A., Thermoelectric module optimized for low temperature difference, U.S.Patent 4828627, 1989
- [38] De Sabata, C., ș.a., Bazele fizice ale conversiei energiei solare, Editura Facla, Timișoara, 1982
- [39] Decher, R., Energy Conversion-Systems, Flow Physics and Engineering, Oxford University Press, 1994
- [40] Fanger, P.O., Thermal comfort, MacGraw-Hill, New York, NY, 1970
- [41] Fraas, A.P., Engineering evaluation of energy systems, McGraw Hill, 1982
- [42] Gelb, A.S., Thermoelectric heat pump, U.S.Patent 4855810, 1989
- [43] Godfrey, S., An introduction to thermoelectric coolers, Melcor Corporation, 1996
- [44] Goldsmid, H.J., The Thermal Properties of Solids, McGraw-Hill, NY, 1967
- [45] Goldsmid, H.J., Thermoelectric refrigeration, Heywood Book, London, 1964
- [46] Guenin, B.M., Convection and radiation heat loss from a printed circuit board, *Electronics cooling*, Vol 4., nr.3, september 1998
- [47] Hardy, W.S., *Nature* 196, 786, (1962)
- [48] Harmann, T.C.J., *J. Appl. Phys.*, 29, 1373, (1958)
- [49] Heikes, R., Sherman, B., Ure, R., *J.Appl.Phys.*, 31,1,(1960)
- [50] Incropera, J.P, De Witt, F., Fundamentals of Heat and Mass Transfer, John Wiley & Sons, 1996
- [51] Ioffe, A.F., Stilban, L., - Răcirea termoelectrică, (l.rusă), Moscova, 1956
- [52] Ioffe, A.F., Termoelemente cu semiconductori, (l.rusă) Moscova, 1960
- [53] Ioffe, A.V., *Soviet Physics* 3, 2163, (1958)
- [54] Jeong, S, a.o., Optimum temperature staging of cryogenic refrigeration system, *Cryogenics*, 1994, Vol.34., Nr.11, p.929-933
- [55] Kaganov, M.A., *Soviet Physics* 3, 2169, (1958)
- [56] Killander, A., a.o., A stove-top generator for cold areas, XIVth International Conference on Thermoelectrics, Pasadena, 1996
- [57] Kittel, Ch., Introducere în fizica corpului solid, ET, 1972
- [58] Kolenko, E.A., *Vestn. Akad. Nauk. URSS*, 27, 50, (1957)
- [59] Lee, S., Optimum design and selection of heat sink, *IEEE Transactions on Components, Packaging and Manufacturing Technology*, 1995, p.812-817
- [60] Lindenblad, N.E., *Electrical Engineering* 77, 802, (1958)
- [61] Maddren, J, Marschall, E., Finite element modeling of heat transfer across bolted joints, *Int.Journal of Microelectronic Packaging*, Vol.1, pp.51-61, 1995

TEZĂ DE DOCTORAT

- [62] Manea, D., Pompa de caldură, Editura Tehnică, București, 1981
- [63] Marthinuss, J., Hall G., Cooling electronics at high altitudes made easy, *Electronics cooling*, Vol 4., nr.3, september 1998
- [64] Mihon, L., Construction of the cooling units, *Bul.tehnic UP Timișoara*, Tom 41(55), 1996
- [65] Mihon, L., Determinarea conductivității termice la materialele termoelectrice, Conferința Națională de Termotehnică, Iași-Chișinău 1996
- [66] Mihon, L., Direct measurement of the figure of merit, *Buletinul tehnic al UP Timișoara*, Tom 41(55), 1996
- [67] Mihon, L., Evaluarea prin măsurare a parametrilor termoelectrice, Conferința Națională de Termotehnică, Iași-Chișinău 1996
- [68] Mihon, L., Stromerzeugung mittels thermoelectrischer Methoden, Symposium Timișoara-Munchen, 1997
- [69] Mihon, L., Tehnologii de construcție și montaj ale pompelor de căldură cu unități termoelectrice, Sesiunea Jubiliară a Universității Sibiu, 1996
- [70] Moțoc, C., Fizica solidului, Editura Didactică și Pedagogică, 1968
- [71] Nakayama, W., Behnia, M., Roles of CFD simulation in thermal analysis of microelectronic equipment, WIT Press, 1999
- [72] Nakayama, W., Heat transfer engineering in system integration: outlook for closer coupling of thermal and electrical designs of computers, *IEEE Transactions on Components, Packaging and Manufacturing Technology*, p.818-824
- [73] Neacșu, E., ș.a., Termotehnică – Tabele, Diagrame, Formule, Lito UPT, Timișoara, 1992
- [74] Negrea, V.D., Bazele cercetării experimentale a mașinilor termice, Vol. II, Lito UPT, Timișoara, 1979
- [75] Negru, L.D., Transmiterea căldurii și dinamica gazelor, Lito UPT, Timișoara, 1992
- [76] Nelson, J.L., Encapsulated thermoelectric heat pump and method of manufacture, U.S.Patent 4907060, 1990
- [77] Nicula, Al., Fizica semiconductorilor și aplicații, Editura Didactică și Pedagogică, 1975
- [78] Nossiter, J., Utilizare Microsoft Excel 97, Editura Teora, București, 1998
- [79] Ochterbeck, J.M., Peterson, G.P., Modeling of heat transfer in heat pipes, in: *Modeling and optimization in thermal science*, WIT Press, 1999
- [80] Parrot, J.E., Penn, A.W., *Solid-State Electronics*, 1961
- [81] Pârvu, I., Produse anorganice semiconductoare, Editura Sedona, Timișoara, 1998
- [82] Pascu A., Transferul termic în aparatele electronice, Editura Tehnică, 1995
- [83] Person, R., Ediție specială – Utilizare Excel pentru Windows 95, Editura Teora, București, 1997
- [84] Petrescu S., Comments and optimal spacing of parallel plates cooled by forced convection, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 37:1283, 1994
- [85] Popa B., ș.a., Schimbătoare de căldură industriale, Editura Tehnică, 1977
- [86] Popescu, I.I., Compendiu de fizică, Editura Didactică și Pedagogică, București 1988
- [87] Putley, E.H., *Proc. Phys. Soc. B68*, 35 (1955)
- [88] Radcenco, V., ș.a., Instalații de pompe de căldură, Editura Tehnică, 1985
- [89] Radcenco, V., ș.a., Instalații frigorifice și criogenice, Editura Tehnică, 1987
- [90] Ražnjević, K., Tabele și diagrame termodinamice, Editura Tehnică, București, 1978
- [91] Rowe D.M., "Thermoelectric generation" in *Profiting from Low-Grade Heat Thermodynamic Cycles*, p.115-126, A.W.Crook ed., The Institution of Electrical engineers, London UK, 1994
- [92] Rowe D.M., *CRC Handbook of Thermoelectricity*, Boca Raton, 1995
- [93] Schlett Z., ș.a., Forțe de gradient și aplicații, Editura Mirton, Timișoara, 1995
- [94] Stockholm, J.G., a.o., Experimental characterization with single band analysis of bismuth-telluride materials at 300 K, 20th Intersociety Energy Conversion Engineering

TEZĂ DE DOCTORAT

Conference, Miami, 1985

- [95] Stockholm, J.G., a.o., Industrial thermoelectric air cooling in the kilowatt range with heat rejection to air, 21th Intersociety Energy Conversion Engineering Conference, San Diego, 1986
- [96] Stockholm, J.G., a.o., Large gas to gas thermoelectric heat pumps, 3rd International Conference on Thermoelectric Energy Conversion, Arlington, Texas, 1980
- [97] Stockholm, J.G., a.o., Large scale thermoelectric cooling, 2nd International Conference on Thermoelectric Energy Conversion, Arlington, Texas, 1978
- [98] Stockholm, J.G., a.o., Prototype thermoelectric air conditioning of a passenger railway coach, 4th International Conference on Thermoelectric Energy Conversion, Arlington, Texas, 1982
- [99] Stockholm, J.G., a.o., Thermoelectric cooling of cabinets with water heat rejection, 19th Intersociety Energy Conversion Engineering Conference, San Francisco, 1984
- [100] Stockholm, J.G., a.o., Transient response of a railroad driver's cab cooled by a thermoelectric heat pump, 16th Intersociety Energy Conversion Engineering Conference, Atlanta, 1982
- [101] Stockholm, J.G., a.o., Transient response of enclosures heated by a thermoelectric heat pumps, 15th Intersociety Energy Conversion Engineering Conference, Atlanta, 1981
- [102] Stockholm, J.G., Current state of Peltier Cooling, XVI th International Conference on Thermoelectrics, Dresden, 1997
- [103] Stockholm, J.G., Future prospects in thermoelectric cooling systems, XII th International Conference on Thermoelectrics, Yokohama, 1993
- [104] Styppa, H., Schaltschrank-Klimatisierung: Grundlagen, Komponenten, Anwendungen, Moderne Industrie Verlag, 1992
- [105] Suciu, I., Bazele solicitărilor termice ale aparatelor electrice, Editura Tehnică, 1980
- [106] Sunden B., Faghri, M., Modeling of engineering heat Transfer Phenomena, WIT Press, 1999
- [107] Swann, W.F.N., *J. Franklin Inst.*, 267, 362, (1959)
- [108] Szekely, V., Thermal testing and control by means of built-in temperature sensors, *Electronics cooling*, Vol 4., nr.3, september 1998
- [109] Ștefănescu, D., ș.a., Transferul de căldură în tehnică, Vol.I, Conducție, convecție, radiație, schimb global, Editura Tehnică, 1982
- [110] Ștefănescu, D., ș.a., Transferul de căldură în tehnică, Vol.II, Schimbătoare de căldură, Editura Tehnică, 1982
- [111] Tănăsescu, F., ș.a., Conversia Energiei. Tehnici neconvenționale, Editura Didactică și Pedagogică, București, 1984
- [112] Theil H., Utilaje termice, Vol. I, II, Lito UPT, Timișoara, 1984
- [113] Tölle, H., Măsurări în instalații termice, Editura Tehnică, București, 1972
- [114] Tribus, M., Thermostatics and Thermodynamics, D. Van Nostrand company, NY, 1961
- [115] Vlădea, I., Tratat de termodinamică tehnică și transmiterea căldurii, Editura Didactică și Pedagogică, București, 1974
- [116] Warner, R.M.Jr., a.o., Semiconductor-Device Electronics, Hol, Reinhart and Winston Publishers, London, 1991
- [117] Zemansky, M.W., Dittman, R.H. - Heat and Thermodynamics, McGraw-Hill, 1989