

# OPTIMISATION DU FONCTIONNEMENT SUR MARS D'UN MOTEUR DE STIRLING SOLAIRE

Conf. dr. ing. Viorel BĂDESCU\*, Conf. dr.ing. Gheorghe POPESCU\*, Prof. dr. ing. Michel FEIDT\*\*,  
Ș.l. dr. ing. Monica COSTEA\*

\* UNIVERSITATEA POLITEHNICA București, \*\* UNIVERSITE "H. Poincaré", Nancy I, (France)

**Résumé.** L'approche porte sur un moteur de Stirling solaire avec régénération thermique interne imparfaite fonctionnant sur Mars. Le but de l'optimisation est celui de maximiser la puissance mécanique fournie par le moteur. L'analyse est basée sur les données météorologiques et actinométriques disponibles suite à la mission Viking Lander 1 sur Mars. On considère quatre stratégies de collection de la radiation solaire. L'influence de plusieurs facteurs sur le maximum de la puissance mécanique fournie par le moteur est étudiée. Parmi eux on mentionne: (1) la stratégie de collection de la radiation solaire, (2) le degré de régénération thermique interne, (3) le rapport volumique de compression et (4) la nature du fluide cyclé.

## 1. INTRODUCTION

Parmi les différentes technologies d'utilisation de l'énergie solaire les cellules photovoltaïques se trouvent dans une position importante. Elles sont proposées pour fournir l'énergie nécessaire à la mise en marche des petits véhicules (Hibbs, 1989), ainsi que pour le bon déroulement de l'activité d'une expédition scientifique de 40 jours (McKissock et al, 1990) sur la surface de la planète Mars.

Une autre technologie d'utilisation de l'énergie solaire (filiale thermodynamique) consiste dans un moteur de Stirling couplé à un collecteur solaire et un générateur électrique (Hunt, 1993). Dans ce cas, des concentrateurs sont généralement utilisés en vue d'augmenter la température du fluide cyclé. Ils reflètent le flux de radiation solaire sur un récepteur où le fluide cyclé du moteur est réchauffé. L'énergie électrique peut être fournie par un générateur électrique rotatif ou linéaire, entraîné par le moteur thermique. Dans cette approche on propose un modèle du moteur de Stirling solaire destiné à fonctionner sur Mars. Il s'agit de considérer ici le cas du cycle de Stirling idéal avec régénération thermique interne imparfaite, similaire à celui présenté par Bădescu (1992). Le régime de fonctionnement est optimisé par la maximisation de la puissance mécanique fournie par le moteur. On a utilisé des données météorologiques et actinométriques fournies par la mission Viking Lander 1 (Lee, 1995).

Le but de ce travail est celui de présenter des résultats témoignant que la technologie solaire "thermodynamique" représente une alternative viable par rapport à celle photovoltaïque. Aussi, l'influence des divers paramètres constructifs et fonctionnels du moteur de Stirling solaire sur les performances du système est analysée. L'approche développe les recherches théoriques antérieures relatives à l'optimisation de la conversion de l'énergie solaire à l'aide de la technologie "thermodynamique" (Bădescu et al, 1999, 2000).

## 2. LE MODÈLE DU MOTEUR DE STIRLING SOLAIRE

On considère le couplage d'un collecteur solaire plan avec un moteur de Stirling avec régénération imparfaite de la chaleur. Le bilan thermique du collecteur solaire peut être écrit comme suit:

$$\dot{\Phi}_{abs} - \dot{Q}' - \dot{Q}_{conv} = 0 \quad (1)$$

avec  $\dot{\Phi}_{abs}$  - flux solaire énergétique absorbé par le collecteur,  $\dot{Q}'$  - flux thermique cédé par le collecteur solaire au fluide cyclé du moteur de Stirling (généralement, un gaz dont les propriétés sont proches de celles du gaz parfait - air, dioxyde de carbone ou plutôt l'hélium) et  $\dot{Q}_{conv}$  - flux de chaleur cédé par convection vers l'environnement.

Le flux solaire énergétique absorbé par le collecteur est:

$$\dot{\Phi}_{abs} = \varphi_{abs} A_C \quad (2)$$

avec  $\varphi_{abs}$  - densité de flux solaire énergétique absorbé et  $A_C$  - la surface absorbante du collecteur.

La densité de flux solaire énergétique absorbé est donnée par la relation suivante:

$$\varphi_{abs} = (\tau\alpha)_{dif} G_{dif} + (\tau\alpha)_{dir} G_{dir} C \quad (3)$$

où  $G_{dif}$  et  $G_{dir}$  sont les irradiances solaires diffusive et respectivement directe,  $(\tau\alpha)_{dif}$  et  $(\tau\alpha)_{dir}$  sont les produits effectifs absorbance-transmittance du collecteur plan pour la radiation solaire diffuse et respectivement directe et  $C$  est le facteur de concentration de la radiation solaire directe.

Le flux de chaleur cédé par convection de la surface du collecteur vers l'environnement est exprimé comme:

$$\dot{Q}_{conv} = U_L A_C (T_C - T_a) \quad (4)$$

avec  $U_L$  - coefficient global de transfert de chaleur entre la plaque absorbante du collecteur solaire, dont la température est  $T_C$ , et l'environnement, de température  $T_a$ .

Le degré de régénération thermique interne du cycle thermodynamique est introduit dans le modèle par  $\mu_{Rg} \in (0+1)$  ( $\mu_{Rg}=1$  correspond au cycle avec régénération thermique parfaite), qui est défini comme le rapport de la chaleur effectivement régénérée et la chaleur maximale qu'on pourrait régénérer entre des processus dont la température thermodynamique moyenne est la même. Une autre hypothèse du modèle considère que le fluide cyclé a la même température que celle du réservoir thermique avec lequel il est en contact. Ainsi, le rendement thermique du cycle de Stirling idéal (Rallis et al, 1977) est:

$$\eta_{\text{cycle}} = \frac{P}{\dot{Q}} = \frac{\eta_{\text{max}}}{1 + D\eta_{\text{max}}} \quad (5)$$

Ici  $\eta_{\text{max}} = 1 - \theta$  représente le maximum du rendement thermique de la famille de cycles thermodynamiques moteurs avec régénération interne parfaite caractérisés par le même rapport de températures extrêmes  $\theta = T_C / T_a$  (Popescu, 1993). Dans l'hypothèse d'un fluide cyclé considéré gaz parfait, le coefficient  $D$  est exprimé par:

$$D = \frac{(1 - \mu_{Rg})}{(k - 1) \ln \varepsilon_V} \quad (6)$$

avec  $k$  - exposant adiabatique du fluide cyclé et  $\varepsilon_V$  - rapport volumique de compression (le rapport des volumes extrêmes correspondant au volume total actif du moteur de Stirling (Rallis et al, 1977)).

Par la combinaison des relations (1), (2), (4) et (5) on obtient la relation de calcul de la puissance mécanique  $P$  en fonction du rapport des températures des réservoirs thermiques  $\theta$  et respectivement, des autres paramètres constructifs ( $A_C$ ,  $\varepsilon_V$ ) et fonctionnels ( $\phi_{\text{abs}}$ ,  $T_a$ ,  $U_L$  et  $\mu_{Rg}$ ) antérieurement définis:

$$P(\theta) = \frac{\theta - 1}{\theta + D(\theta - 1)} [\phi_{\text{abs}} - U_L T_a (\theta - 1)] A_C \quad (7)$$

La valeur optimale du rapport des températures des réservoirs de chaleur ( $\theta_{\text{opt}}$ ) et respectivement, la valeur optimale de la température du collecteur solaire ( $T_{C,\text{opt}}$ ) seront obtenues de la condition de maximum de la puissance mécanique fournie par le moteur:

$$\frac{P(\theta)}{d\theta} = 0 \quad (8)$$

Comme dans le développement de Bădescu (1992), les calculs basés sur les relations (7) et (8) conduisent à l'équation:

$$\theta^2 - 2 \frac{D}{D+1} \theta + \frac{D-1}{D+1} - \frac{1}{D+1} \frac{\phi_{\text{abs}}}{U_L T_a} = 0 \quad (9)$$

La seule solution à sens physique ( $\theta_{\text{opt}} > 1$ ) de l'eq. (9), donnera la valeur optimale du rapport de températures:

$$\theta_{\text{opt}} = \frac{1}{D+1} \left( D - \sqrt{1 + (D+1) \frac{\phi_{\text{abs}}}{U_L T_a}} \right) \quad (10)$$

Ensuite, en remplaçant l'expression de  $\theta_{\text{opt}}$  dans la relation (7), il en résulte la valeur maximale de la puissance mécanique fournie par le moteur:

$$P_{\text{max}} = P(\theta_{\text{opt}}) \quad (11)$$

et respectivement, la valeur correspondante du rendement de conversion de l'énergie solaire:

$$\eta_{\text{sol,max}} = P_{\text{max}} / \phi_{\text{abs}} \quad (12)$$

On a considéré le cas d'un collecteur solaire plan dont la plaque absorbante (la tête chaude du moteur de Stirling) est protégée par une couverture transparente. Les valeurs des grandeurs caractéristiques du collecteur solaire analysé sont indiquées dans le *Tableau 1*. Le coefficient global des pertes thermiques  $U_L$  du collecteur solaire présente une dépendance complexe de paramètres météorologiques et actinométriques, ainsi que de paramètres fonctionnels et constructifs du collecteur et du moteur de Stirling. La solution constructive et le modèle d'évaluation des pertes thermiques du collecteur solaire sont pareilles à celles présentées par Bădescu et al (1998), si on enlève la couche d'isolation thermique de la partie inférieure du collecteur.

*Tableau 1. Données du capteur solaire*

Facteur de concentration	1
Nombre de couches de la couverture transparente	1
L'épaisseur de la couche de la couverture transparente	0,003 m
La distance entre la couverture transparente et la plaque absorbante	0,045 m
La surface de la plaque absorbante	0,22 m <sup>2</sup>
Transmittance de la couverture transparente	0,82
Absorbance de la plaque absorbante	0,90
Emittance de la plaque absorbante	0,10
Emittance de la couverture transparente	0,88

### 3. RÉSULTATS ET DISCUSSION

L'objectif principal de cette étude est celui de réaliser une comparaison entre les performances d'un système photovoltaïque et d'un moteur de Stirling solaire.

On considère comme exemple de référence pour un système photovoltaïque le petit véhicule robot à six roues (Sojourner) de la mission Pathfinder, qui est

arrivé sur Mars le 4 Juillet 1997, à la fin de l'été boréal martien (longitude aréocentrique  $L_S \approx 143^\circ$ ), et qui a fonctionné 83 sols (jours martiens). Les équipements de Sojourner (ordinateur, moteurs électriques, modem radio) ont fonctionné à l'aide de l'énergie électrique fournie par un panneau solaire de cellules photovoltaïques pesant 0,34 kg dont la surface réceptrice était environ de 0,22 m<sup>2</sup>. Le système photovoltaïque a été projeté pour la production d'une puissance électrique de 16 W à midi d'un jour martien. Le lieu d'action de cette mission a été en Ares Vallis, à 19,17° N et 33,21° E (Bădescu, 1998).

Pour permettre une comparaison succincte avec les performances du Sojourner, le système thermodynamique analysé ici est un moteur de Stirling solaire équipé d'un collecteur plan incorporé. La surface totale de la plaque absorbante du collecteur plan a la même valeur que celle du panneau de cellules de Sojourner (0,22 m<sup>2</sup>). En vue de la simulation du fonctionnement sur Mars, les données météorologiques et actinométriques utilisées ont été celles enregistrées lors de la mission Viking Lander 1 (VL1), pendant le sol 301 (automne martien). La distance entre les positions sur Mars des missions VL1 (22,30° N et 47,90° E) et Pathfinder est d'approximativement 815 km, ce qui permet de considérer que les deux positions correspondent à peu près aux mêmes conditions météorologiques et actinométriques.

De façon similaire aux travaux de Bădescu et al (1999, 2000), on a considéré quatre stratégies différentes pour la collection de l'énergie solaire: (i) capteur horizontal *H*, (ii) capteur incliné sud, orienté à un angle optimum instantané *IOP*, (iii) capteur incliné sud, orienté à un angle optimum journalier *DOP* et (iv) capteur orienté perpendiculairement à la direction des rayons solaires *P*.

Une partie des résultats obtenus par l'étude de l'influence des divers paramètres constructifs et fonctionnels du moteur sur le régime de puissance maximale est présentée à la suite. Ainsi, dans la Fig. 1 est illustrée l'influence du type de stratégie de collection de l'énergie solaire sur la variation journalière de la puissance  $P_{max}$ . On considère l'hélium ( $k=1,66$ ) comme fluide cyclé dans le moteur, et des valeurs courantes du rapport volumique de compression ( $\varepsilon_V=1,2$ ) et du degré de régénération thermique interne ( $\mu_{Rg}=0,8$ ). Dans ce cas on constate que, parmi les stratégies d'orientation considérées, la plus performante est celle de type *P* qui permet l'obtention d'une puissance mécanique maximale de 12,77 W.

Les performances de deux types de stratégies analysées (*IOP* et *DOP*) sont comparables à celle du collecteur horizontal (*H*), qui permet de fournir une puissance mécanique maximale de seulement 6% inférieure à la valeur obtenue pour le cas de la stratégie de type *P*. En prenant en compte les avantages de la simplicité constructive, le choix du capteur horizontal (*H*) devient très attractif. Il est adopté dans le cas de tous les résultats qui seront présentés en ce qui suit.

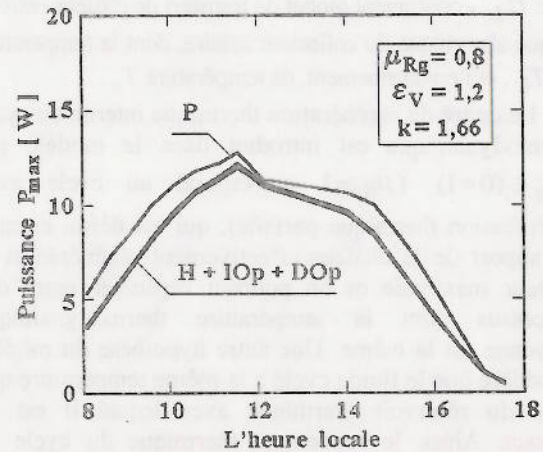


Fig. 1. La variation journalière de la puissance  $P_{max}$  en fonction de la stratégie de captation de l'énergie solaire.

L'influence du degré de régénération thermique interne  $\mu_{Rg}$  sur la variation journalière de la puissance  $P_{max}$  est présentée dans la Fig. 2.

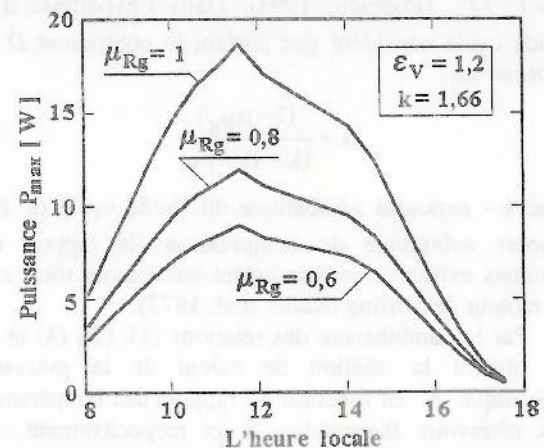


Fig. 2. La variation journalière de la puissance  $P_{max}$  en fonction du degré de régénération thermique interne  $\mu_{Rg}$ .

On a considéré des valeurs usuelles pour le moteur de Stirling:  $k=1,66$  (l'hélium comme agent thermique du cycle) et  $\varepsilon_V=1,2$ . Ainsi, on constate que la puissance mécanique  $P_{max}$  fournie par le moteur de Stirling solaire avec collecteur horizontal diminue beaucoup (de 36%) et respectivement de façon dramatique (52%), quand le degré de régénération thermique interne baisse de  $\mu_{Rg}=1$  (cas idéal de la régénération parfaite) à  $\mu_{Rg}=0,8$  (valeur souvent rencontrée en pratique), et respectivement à  $\mu_{Rg}=0,6$  (valeur possible lors des accidents dans le fonctionnement). Ceci confirme le fait que le degré de régénération thermique interne est un paramètre essentiel du cycle du moteur de Stirling.

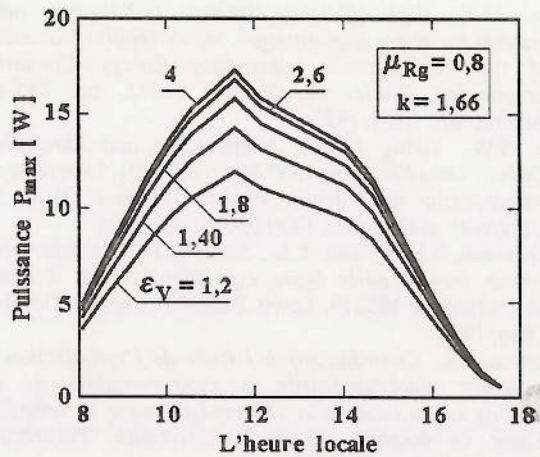


Fig. 3. La variation journalière de la puissance  $P_{max}$  en fonction du rapport volumique de compression  $\epsilon_V$ .

Dans la Fig. 3 on présente l'influence du rapport volumique de compression  $\epsilon_V$  sur la variation journalière de la puissance mécanique  $P_{max}$  fournie par le moteur de Stirling solaire à capteur horizontal. La puissance mécanique augmente avec le rapport  $\epsilon_V$ . On remarque que pour des valeurs élevées de  $\epsilon_V$  il n'y a plus une augmentation importante de la puissance mécanique fournie (pour les données de la Fig. 3 il est raisonnable de limiter ce rapport à des valeurs plus petites que 2). Des résultats similaires sont publiés par Rallis et al (1977) qui ont obtenu une valeur optimale de ce paramètre ( $\epsilon_{V,opt} \approx 2$ ) correspondant au maximum du rendement du moteur de Stirling.

La Fig. 4 présente l'influence du type du fluide cyclé dans le moteur de Stirling solaire à capteur horizontal sur la variation journalière de la puissance mécanique  $P_{max}$ .

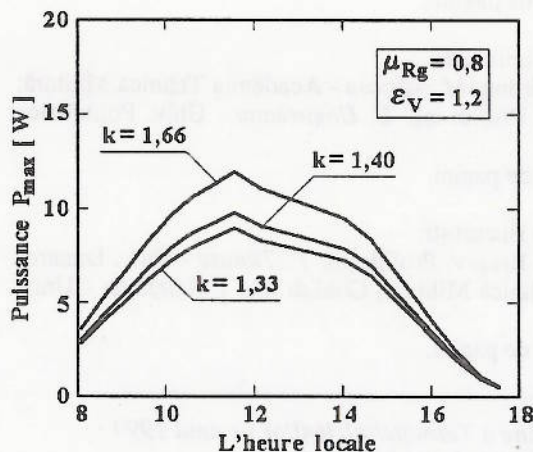


Fig. 4. La variation journalière de la puissance  $P_{max}$  en fonction de l'exposant adiabatique  $k$ .

On a analysé le fonctionnement du moteur avec trois types d'agents thermiques: (i) dioxyde de carbone ( $k=1,33$ ), agent thermique possible d'utiliser pour un moteur de Stirling sur Mars (l'atmosphère de Mars ayant une concentration élevée de  $CO_2$  ( $\approx 95\%$ )); (ii) air ( $k=1,40$ ), agent thermique utilisé surtout dans le moteur de Stirling terrestre et (iii) l'hélium ( $k=1,66$ ) agent thermique usuel dans le moteur de Stirling à haute pression (et performance élevée). On constate que la puissance mécanique maximale fournie par le moteur de Stirling à dioxyde de carbone est inférieure de 8,6% que dans le cas du fonctionnement à l'air. Pour les moteurs de Stirling remplis hermétiquement d'hélium la puissance mécanique maximale est de 22% supérieure à celle du fonctionnement à l'air.

#### 4. CONCLUSION

Les résultats préliminaires de l'étude montrent que: (1) un moteur de Stirling solaire équipé avec un capteur plan horizontal présente des performances proches de celles de la conversion photovoltaïque; (2) les performances du moteur de Stirling solaire terrestre (à l'air) diminuent de 8,6% dans le cas du fonctionnement avec le dioxyde de carbone comme fluide cyclé; (3) on confirme que la régénération imparfaite est une source importante de la diminution des performances du moteur de Stirling et que l'utilisation de l'hélium dans ce moteur conduit à une augmentation substantielle des performances.

#### NOMENCLATURE

- A surface d'échange thermique,  $m^2$
- C facteur de concentration de la radiation
- D coefficient
- G irradiance,  $W m^{-2}$
- k exposant adiabatique
- P puissance mécanique, W
- $\dot{Q}$  flux de chaleur, W
- T température, K
- $U_L$  coefficient global transfert thermique,  $W m^{-2} K^{-1}$

#### Lettres grecques

- $\alpha$  absorptance de la plaque absorbante
- $\epsilon$  rapport volumique de compression
- $\phi$  flux solaire énergétique, W
- $\eta$  rendement thermique du cycle
- $\varphi$  densité de flux solaire,  $W m^{-2}$
- $\mu$  degré de régénération thermique interne
- $\theta$  rapport de températures
- $\tau$  transmittance de la couverture

#### Indices

- |      |            |     |              |
|------|------------|-----|--------------|
| a    | ambient    | dir | directe      |
| abs  | absorbé    | max | maximum      |
| C    | collecteur | opt | optimum      |
| conv | convection | Rg  | régénération |
| dif  | diffusif   | V   | volumique    |

## BIBLIOGRAPHIE

- Bădescu, V., *Optimum operation of a solar converter in combination with a Stirling or Ericsson heat engine*, Energy, Vol. 17, No. 6, pp. 601-607, 1992.
- Bădescu, V., *Simulation of solar cells utilization on the surface of Mars*, Acta Astronautica, Vol 43, pp. 443-453, 1998.
- Bădescu, V., Popescu, Gh., Feidt, M., *Capteurs solaires fonctionnant sur Mars: Modèle des pertes thermiques*, Travaux de la VIII-ème Conférence Nationale de Thermodynamique, Ed. Univ. Pitești, Pitești, Roumanie, Vol. 2, pp. 1-7, 1998.
- Bădescu, V., Popescu, Gh., Feidt, M., *Model of optimized solar heat engine operating on Mars*, Energy Conversion and Management, No. 40, pp. 1713-1721, 1999.
- Bădescu, V., Popescu, Gh., Feidt, M., *Simulation of a Martian solar thermal power plant: diurnal operation and power-efficiency correlations*, Journal of the British Interplanetary Society, Vol. 53, No. 3/4, pp. 131-144, 2000.
- Hibbs, B.D., *Mars rover feasibility study*, Final Report Aero Vironement Inc, Report AV -FR 89/7011, 1989.
- Hunt, M.E., *High efficiency dynamic radioisotope power systems for space exploration-A status report*, Proceedings of the 28<sup>th</sup> Annual Intersociety Energy Conversion Engineering Conference, Record 93372, pp. 445-449, Atlanta, GA, USA, 1993.
- Lee, S.W., *Viking Lander Meteorology and Atmospheric Opacity Data Set Archive*, Volume VL-1001, Laboratory for Atmospheric and Space Physics, Campus Box 392, University of Colorado, CO 80309-0392, 1995.
- McKissock, B.I., Kohout, L.L., Schmitz, P.C., *A solar power system for an early Mars expedition*, NASA Technical Memorandum 103219, Lewis Research Center, Cleveland, Ohio, 1990.
- Popescu, Gh., *Contributions à l'étude de l'optimisation des systèmes endorégénératifs et exoirréversibles de type Stirling sur la base de la Thermodynamique en temps fini*, Thèse de doctorat, Chap. 3, Université "Politehnica", Bucarest, Roumanie, 1993.
- Rallis, C.J., Urieli, I., Berchowitz, D.M., *A new ported constant volume external heat supply regenerative cycle*, Proceedings of the 12<sup>th</sup> Annual Intersociety Energy Conversion Engineering Conference, Record 779256, Vol. 1, pp. 534-536, Washington D.C., USA, 1977.

## CONFERINȚA NAȚIONALĂ DE TERMOTEHNICĂ

### Ediția a-IX-a, CRAIOVA 1999

Ediția a-IX-a a CONFERINȚEI NAȚIONALE DE TERMOTEHNICĂ s-a desfășurat la Craiova între 27-29 mai 1999 sub egida Ministerului Educației Naționale, Societății Române a Termotehnicienilor și Universității din Craiova. Comitetul de organizare a fost coordonat de prof.dr.ing. *Vsevolod Radcenco*, prof.dr.ing. *Constantin Brătianu* și conf.dr.ing. *Marin Bică*.

Lucrările Conferinței au fost împărțite în 4 secțiuni:

#### I. Secțiunea Termodinamică Generală

Președinte: Prof.dr.ing. *N.P. Leonăchescu* - Univ. Tehnică de Construcții

Membri: Prof.dr.ing. *Th. Mădărășan* - Univ. Tehnică Cluj-Napoca; Prof.dr.ing. *V. Musteață* - Univ. Tehnică a Moldovei Chișinău; Prof.dr.ing. *C-tin Iosifescu* - Univ. Dunărea de jos Galați; Prof.dr.ing. *V. Benche* - Univ. Transilvania Brașov.

În această secțiune au fost prezentate 53 de lucrări pe 362 pagini.

#### II. Secțiunea Transfer de căldură și masă

Președinte: Prof.dr.ing. *C. Mihăilă* - Univ. Tehnică de Construcții București

Membri: Acad. *M. Bologa* - Inst. de Fizică Aplicată Chișinău; Prof.dr.ing. *B. Apahidean* - Univ. Tehnică Cluj-Napoca; Prof.dr.ing. *Maria Șova* - Univ. Transilvania Brașov; Prof.dr.ing. *O. Mălăncioiu* - Univ. Politehnica București.

În această secțiune au fost prezentate 56 de lucrări pe 387 de pagini.

#### III. Secțiunea Mașini și echipamente Termice

Președinte: Prof.dr.ing. *V.D. Negrea* - Univ. Politehnica Timișoara;

Membri: Conf.dr.ing. *M. Bică* - Univ. din Craiova; Prof.dr.ing. *M. Năstase* - Academia Tehnică Militară; Prof.dr.ing. *N. Băran* - Univ. Politehnica București; Prof.dr.ing. *C. Ungureanu* - Univ. Politehnica Timișoara;

În această secțiune au fost prezentate 56 de lucrări pe 380 de pagini.

#### IV. Secțiunea Metode Numerice:

Președinte: Prof.dr.ing. *C-tin Brătianu* - Univ. Politehnica București;

Membri: Prof.dr.ing. *N. Veștemeanu* - Univ. Transilvania Brașov; Prof.dr.ing. *P. Tănase* - Univ. Dunărea de jos Galați; Conf.dr.ing. *G. Maloș* - Academia Tehnică Militară; Conf.dr.ing. *I. Aștefanei* - Univ. din Craiova.

În această secțiune au fost prezentate 23 de lucrări pe 155 de pagini.

S-a acordat Premiul Special al Societății Române a Termotehnicienilor pe anul 1999

D-lui prof.dr.ing. Nicolae LEONĂCHESCU,  
Universitatea Tehnică de Construcții București.