

REVISTA
BRASILEIRA
DE CIÊNCIAS
MECÂNICAS

PUBLICAÇÃO DA ABCM
ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE CIÊNCIAS MECÂNICAS

A Revista Brasileira de Ciências Mecânicas é uma publicação técnico-científica, da Associação Brasileira de Ciências Mecânicas. Destina-se a divulgar trabalhos significativos de pesquisa científica e/ou tecnológica nas áreas de Engenharia Civil, Mecânica, Metalúrgica, Naval, Nuclear e Química e também em Física e Matemática Aplicada. Pequenas comunicações que apresentem resultados interessantes obtidos de teorias e técnicas bem conhecidas serão publicadas sob o título de Notas Técnicas.

Os trabalhos submetidos devem ser inéditos, isto é, não devem ter sido publicados anteriormente em periódicos de circulação nacional ou internacional. Excetuam-se em alguns casos publicações em anais e congressos. A apreciação do trabalho levará em conta a originalidade, a contribuição à ciência e/ou tecnologia, a clareza de exposição, a propriedade do tema e a apresentação. A aceitação final é da responsabilidade dos Editores e do Conselho Editorial.

Os artigos devem ser escritos em português, ou espanhol ou em inglês, datilografados, acompanhados dos desenhos em papel vegetal, em tamanho reduzido que permita ainda a redução para as dimensões da Revista e enviados para o Editor Executivo no endereço abaixo.

Departamento de Engenharia Mecânica — PUC/RJ
Rua Marquês de São Vicente, 225 — Gávea
22453 — Rio de Janeiro — RJ — Brasil

A composição datilográfica será processada pela própria secretaria da RBCM de acordo com as normas existentes.

The Revista Brasileira de Ciências Mecânicas (Brazilian Journal of Mechanical Sciences) is a technical-scientific publication, sponsored by the Brazilian Association of Mechanical Sciences. It is intended as a vehicle for the publication of Civil, Mechanical, Metallurgical, Naval, Nuclear and Chemical Engineering as well as in the areas of Physics and Applied Mathematics. Short communications presenting interesting results obtained from well-known theories and techniques will be published under heading of the Technical Notes.

Manuscripts for submission must contain unpublished material, i.e., material that has not yet been published in any national or international journal. Exception can be made in some cases of papers published in annals or proceedings of conferences. The decision on acceptance of papers will take into consideration their originality, contribution to science and/or technology, writing clearness, propriety of the subject and presentation. The Editors and the Editorial Committee are responsible for the final approval.

The papers must be written in Portuguese, Spanish or English, typed and with graphics done on transparent white drawing paper in reduced size in such a way as to permit further reduction to the dimensions of the Journal, and sent to the Executive Editor at the following address.

PUC — Pontifícia Universidade Católica do RJ
Departamento de Engenharia Mecânica
Rua Marquês de São Vicente, 225 — Gávea
22453 — Rio de Janeiro, RJ — Brasil

The final typing will be done by the secretary of RBCM according to the journal norms.

REVISTA

BRASILEIRA DE
CIÊNCIAS
MECÂNICAS



Associação Brasileira de Ciências Mecânicas

MEMBROS DA DIRETORIA DA ABCM

Luiz Bevilacqua (Presidente)

Hans Ingo Weber (Vice-Presidente)

Augusto Cesar Galeão (Secretário Geral)

Mauro Sergio Pinto de Sampaio (Secretário)

Maurício Nogueira Frota (Diretor de Patrimônio)

Vol. VIII nº 1 - Fev. 1986

EDITOR
RESPONSÁVEL

Rubens Sampaio

EDITOR
EXECUTIVO

J. M. Freire

CONSELHO
EDITORIAL

Abimael F. D. Loula

Arthur J. V. Porto

Berend Snoeijer

Bernardo Horowitz

C. S. Barcellos

D. E. Zampieri

Duraid Mahrus

E.O. Taroco Aliano

F. Venâncio Filho

F. E. Mourão Saboya

Giulio Massarani

Guillermo Creuss

Hans Ingo Weber

Henner A. Gomide

Jan Leon Scieszko

Jerzy T. Sielawa

J. J. Espíndola

Liu Hsu

Maurício N. Frota

Miguel H. Hirata

Nelson Back

Néstor Zouain

Nivaldo L. Cupini

O. Maizza Neto

Pedro Carajilescov

Sergio Colle

Conselho da ABCM - Biênio 86/87

Vibrating Subsoilers: A way reduce power and draft forces in soil preparation

Léopore N., F.P.

Steffen Jr., V.

Mech. Eng. Department

Federal University of Uberlândia

38400 Uberlândia - MG

Brasil

Flow past an oscillating infinite vertical plate with oscillating plate temperature

V. M. Soundalgekar

7/10, Vivekanand housing Soc.

Saraswat Colony

Dombivali (E) 421 201

India

S. T. Revankar

Dept. of Nuclear Engng.

University of California

Berkeley - CA

USA

Análise da solidificação em lingotamento contínuo nas várias etapas do processo

Carlos Lineu de Farias e Alves

CTA-ITA-IEM-IEM

Roberto Vanuchi Fernandes

EEl

Análise da troca de calor por radiação difusa em uma cavidade cinzenta trapezoidal

Rogério Martins Saldanha da Gama, Membro da

ABCM

LNCC/CNPq

Análise experimental de tensões térmicas em trilhos longos soldados

Jaime Tupiassú Pinho de Castro, Membro da ABCM

José Luiz de França Freire, Membro da ABCM

Deptº de Engenharia Mecânica - PUC/RJ



J. DI GIORGIO EDITORES

TEL.: 261-5042 (PABX)

**A REVISTA BRASILEIRA DE CIÊNCIAS MECÂNICAS
É PUBLICADA COM O APOIO**

**DO CNPq E FINEP
COMPANHIA VALE DO RIO DOCE
IBM DO BRASIL**

Conselho da ABCM eleito para o Biênio 86/87

Eng^o Carlos Alberto Couto, FINEP
Dr. Edgardo Taroco, LNCC/CNPq
Dr. Hazim Ali Al-Qureshi, ITA
Dr. Henner Alberto Gomide, UFU
Suplente - Dr. Jaime Tupiassú Pinto de Castro, PUC/RJ
Eng^o José Augusto R. do Amaral, NUCLEN
Suplente - Eng^o José Carlos Balthazar, UnB
Prof. José de Mendonça Freire, PUC/RJ
Suplente - Dr. Kazuo Hatakeyama, CEPED/BA
Dr. Raúl A. Feijóo, LNCC/CNPq
Dr. Rubens Sampaio Filho, PUC/RJ
Dr. Tito Luiz da Silveira, Fund. Souza Marques
Dr. Valder Steffen Junior, UFU

VIBRATING SUBSOILERS: A WAY TO REDUCE POWER AND DRAFT FORCES IN SOIL PREPARATION

Lépore N., F. P.
Steffen Jr., V.
Mech. Eng. Department
Federal University of Uberlândia
38400 Uberlândia —MG
Brasil

ABSTRACT

An exact solution to the flow past an oscillating vertical infinite plate whose temperature is also oscillating about a zero mean, is presented here. Temperature and velocity profiles, the penetration distance due to leading edge effect are shown graphically and the numerical values of the skin-friction are entered in a table. It is observed that for $\omega t = \pi/2$, (ω = frequency of the oscillating temperature and oscillating plate, t = time) in the presence of the plate being cooled by free convection currents, an increase in ω leads to more separated type of flow but when the plate is being heated by free convection currents, separation does not occur at small values of ω .

INTRODUCTION

Flow past an impulsively started infinite horizontal plate or an infinite oscillating horizontal plate in its own plane was studied by Stokes [1]. Fluid was assumed to be viscous and incompressible. The corresponding flow past an infinite vertical isothermal plate, either impulsively started in its own plane or oscillating in its own plane, was studied by Soundalgekar [2,3]. The effects of heating or cooling of the plate by free convection currents were studied. As these problems are of basic importance, other physical situations also need investigation. One such case is when the plate temperature is oscillating, how the flow is affected? Such a study is important

properties changes, when it is under vibration action; the vibration devices used in agricultural machines present low efficiency; the direction in which to apply the vibration motion is an important parameter which depends, however, on the tool geometry; quantitative results are not available.

Important and long reference lists are also presented in [5] and [6].

In reference [7], the author presents some results concerning draft force reductions for vibratory tools. These reductions are associated to soil-tool friction reductions.

The influence of high frequencies on soil-metal friction is studied in [8], where a vibrating plate is moved in contact with soil. The authors show that vibrations cause variations in the soil characteristics such as: shear modulus and damping factor.

A modified Coulomb soil model is proposed in [9]: it was assumed that a particular blade-soil combination has a constant resistance to forward motion through virgin soil and a low constant resistance to backward motion or to forward motion through penetrated soil.

Experiments conducted with vibratory bulldozer blades [10] show good results concerning to strong, brittle soils for which the tillage-tool force reduction by tool vibration is significant when compared to more plastic soils. Reductions as much as 50 percent are obtained when vibrations are applied to a model tillage tool.

This paper presents the results obtained with vibrating sub-soilers in a soil-bin using reduced scale models and in field tests.

In general the soil cutting force depends on the shear strength and on the soil-tool dry friction in the non-vibrating case. The soil shear strength is related to the soil grain-size, moisture, compaction and structure. The dry-friction is a function of the tool geometry/contact area and the forward speed. If vibrations are imposed to the tool, reductions of the draft force are expected and other parameters influence the soil resistance: frequency, amplitude and direction of the vibrations.

The soil may be understood as an elasto-plastic matrix with concentrated hard particles [11]. The forward motion in this medium generates an additional compaction zone in front of the tool, composed of hard particles which results in larger draft forces. This happens because the effective contact area is increased and in

the compacted zone it is necessary to surpass the shear elasto-plastic strength and the friction between the particles.

When vibrations are applied to the tool the main goal is to break up the compacted zone using specially determined frequency and amplitude in the right direction. In theory, the force reduction is obtained by the soil failure caused by wave propagation in the tool-soil near field which indicates that the tool has to vibrate in small amplitudes in one of the natural frequencies of the soil-tool system.

EXPERIMENTAL INVESTIGATIONS

Laboratory experiences were conducted on a 7.0m x 1.0m x 1.0m soil bin.

Trying to determine the region of the soil affected by the tool vibrations, experiments were made to find out the point where the soil vibrating amplitude (u) is zero for different frequency/amplitude tool vibrations as shown in figure 1. The soil in the bin was prepared for 85% of compaction and 8% of moisture. Figure 2 shows the variation of the soil horizontal amplitude (A) in function of the distance between the sensor-gage and the vibrating tool (a single chisel in this case) for different values of the excitation frequency.

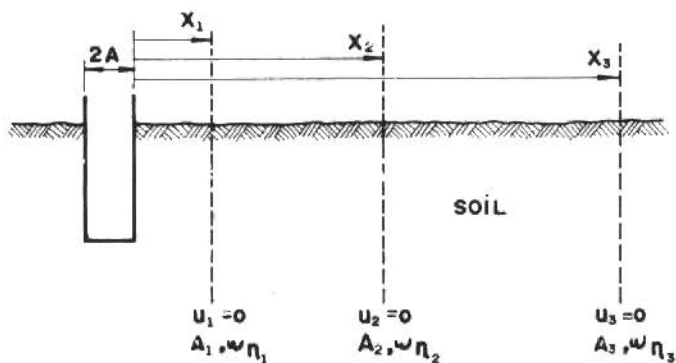


Figure 1. Influence of vibration on the soil due to tool oscillatory motion

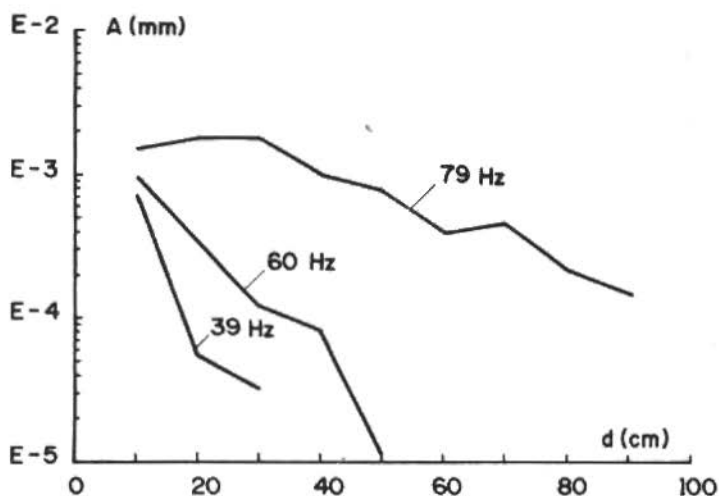


Figure 2. Variation of amplitude in function of the distance chiselsensor

To determine the influence of the vibration on the draft force and on the total power, reduced scale subsoilers (1:2.5) were used. For this purpose experiments were conducted in the soil bin which was divided in two regions: in the first, a non-vibrating subsoiler was tested; in the second, a transverse vibratory motion was introduced to the subsoiler. The soil was prepared with 77.7% of compaction and 7.4% of moisture. Figure 3 shows the tests configuration. Figures 4 and 5 show the influence of the vibrations on the draft force where a reduction of 47.6% was obtained for the mean force. Considering the total power used in each case the overall power reduction was greater than 8.7%. To calculate the overall power, the energy used in the eccentric masses device to excite the tool was considered. The excitation frequency in this case was 80 Hz.

Field tests were conducted in order to verify the phenomenon of power reduction in real plowing conditions. The field tests device is presented by Figure 6. A 100 HP traction-power unit was used. The overall power used in the vibrator device was equal to 9.78 watts, the unbalance was 83.1 g.cm and the subsoiler was excited at the frequency of 62 Hz. Under these conditions a 26.8% reduction was observed for the total power when vibrations were imposed to the subsoiler. Figure 7 shows the results for this case.

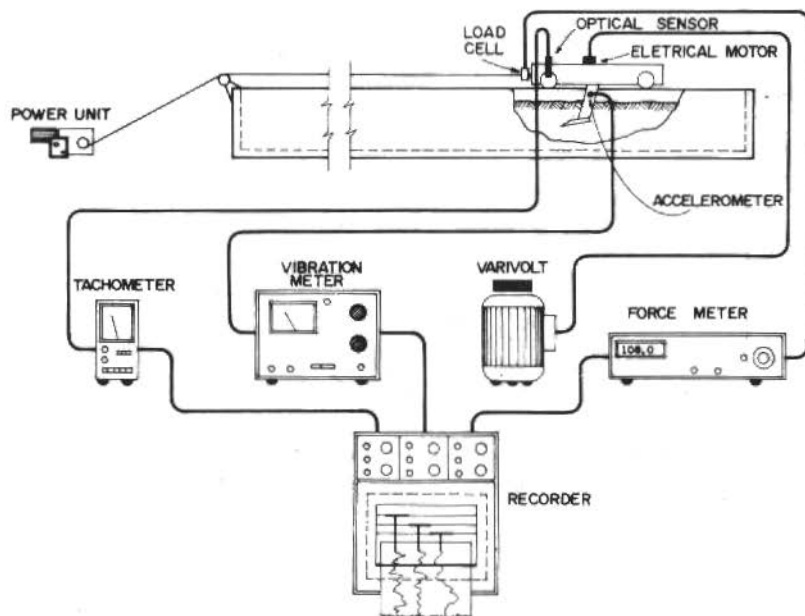


Figure 3. Experimental apparatus and instrumentation

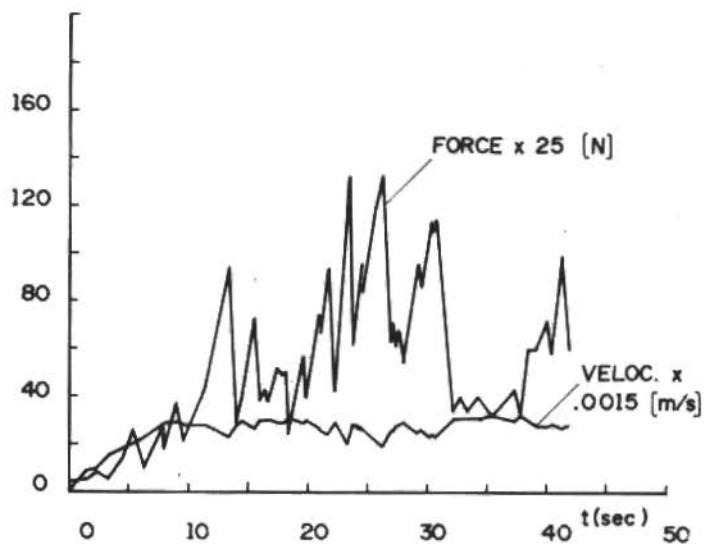


Figure 4. Test with the non vibrating subsoiler

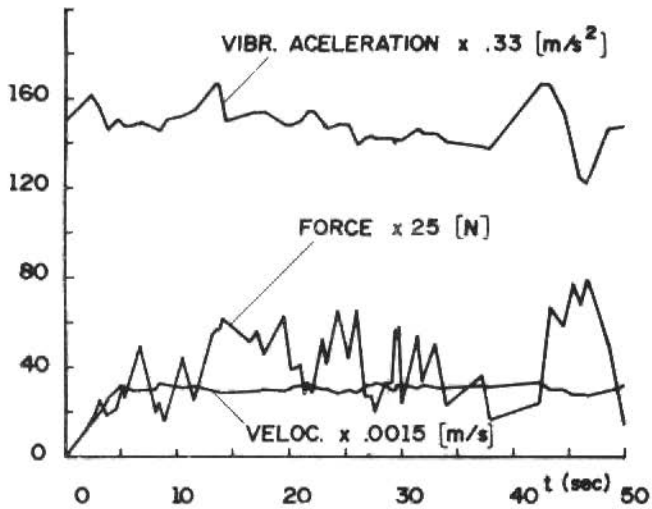


Figure 5. Test with the vibrating subsoiler

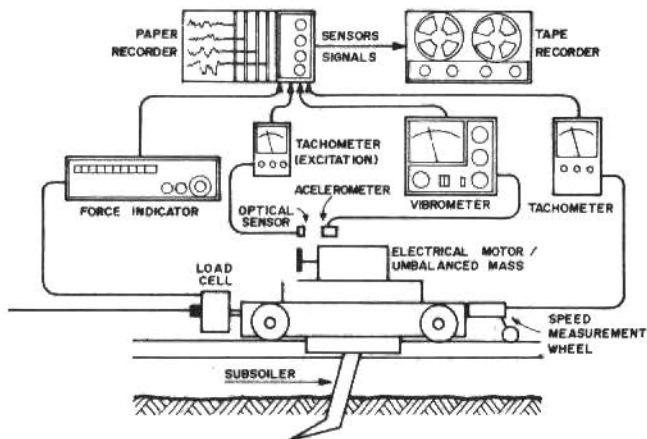


Figure 6. Field tests device

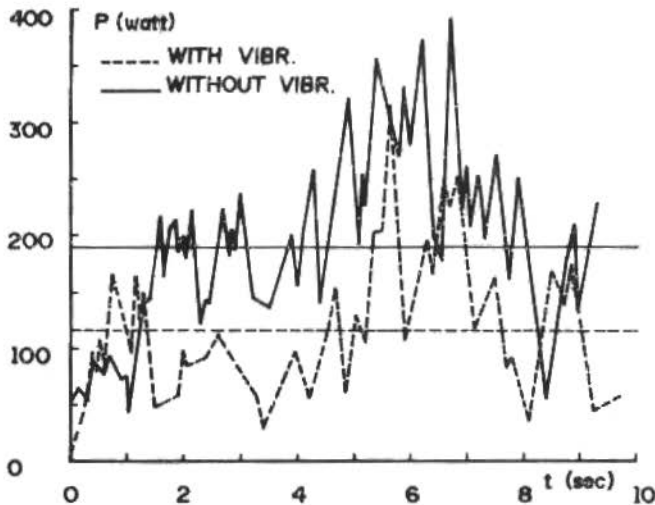


Figure 7. Draft power-field test

ANALYTICAL MODEL

Finally, an analytical model for the soil cutting force is proposed [12]:

$$F = F_0 + k \cdot v \quad (\text{for } v > 0) \quad (1)$$

where F_0 is the static force component for $v = 0$; v is the forward speed of the tool and k is a constant depending on the viscous characteristics of the soil. The static component F_0 is related to soil parameters such as compaction, moisture and grain size and it is also related to the tool geometry. The data of the plots shown in Figures 4 and 5 was used to relate the draft force to the velocity of the subsoiler for both studied cases. This was done for the acceleration period of the subsoiler until it reached the desired forward speed. Figure 8 shows that the linear regression line presents a good correlation for the experimental data indicating that the mathematical model represents quite well what happens experimentally. As the vibrating subsoiler was submitted to a forward acceleration approximately twice the acceleration for the non-vibrating subsoiler, the results of Figure 8 were manipulated in such a way that it is possible to compare the values

of k obtained when vibrations were applied to the tool (k_v) and when a non-vibrating tool was tested (k_n). This way the following values are obtained:

$$k_n = 12154.3 \text{ N.s/m} \quad ; \quad k_v = 8362.5 \text{ N.s/m}$$

which indicates a reduction of 45% in the value of k when vibrations were imposed to the tool.

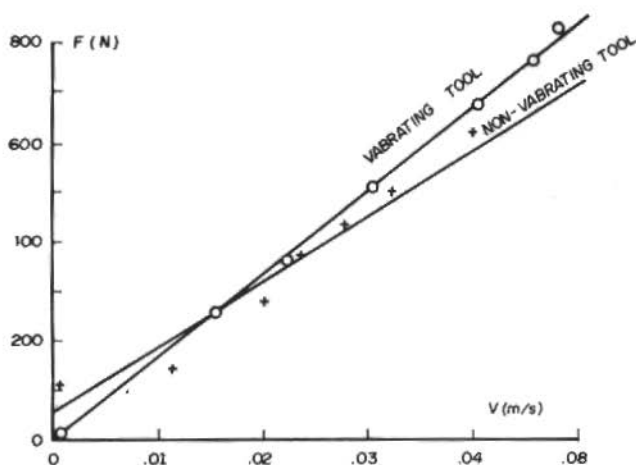


Figure 8. Experimental data-linear regression

CONCLUSIONS

The presented techniques seem to be very effective in determining the best working tool frequencies and they showed that draft force reductions are related to the soil disaggregation caused by the tool vibrations.

The geometrical form of the tool influences the results. To obtain significant power reductions it is very important to design a high efficiency tool vibration device. In this work sinusoidal vibrations in the direction transverse to the forward motion were

imposed to the tool}. Other wave forms and directions can be used and analysed.

The study presented in this paper shows great potentiality not only for vibrating soil preparation tools but also for studies concerning soil-tool interactions.

ACKNOWLEDGEMENTS

The authors wish to acknowledge the financial support of the "Banco do Brasil - FIPEC" and the expertise of the technical team involved in this research.

REFERENCES

- [1] Larson, L.W. - The future of vibratory tillage tools, Trans. of the ASAE, vol. 10, nº 1, 78,79,83 (1967).
- [2] Boyd, R.J. and Nalesny, C.C. - A model of vibratory soil cutting, Trans. of the ASAE, vol. 76 (1976).
- [3] Brixius, W.W. and Weber, J.A. - Soil failure characteristics for oscillating tillage tool in bulldozer blade models, presented at the 1973 Winter Meeting of the ASAE, Chicago, I.11, Dec (1973).
- [4] Hendrick, J.G. - An annotated bibliography on vibratory soil dynamics 1969-1979, NTML/USDA, Science and Education Administration, Auburn, ALA, USA (1979).
- [5] Barkan, D.D. - Dynamics of Bases and Foundations, McGraw-Hill (1962).
- [6] Verma, B.P. - Oscillating soil tools - A review, Trans. of the ASAE, 1107-1121 (1971).
- [7] Eggenmuler, A. - Oscillating implements: Kinematics and experiments with models, Grundlagen der Landtechnik 10, 55-69 (1958).
- [8] Sharma, V.K. et al. - High frequency vibrational effects on soil-metal friction, Trans. of the ASAE (1977),
- [9] Senator, M. and Warren, R.E., Penetration rates of fore-aft vibrating plows, Trans. of the ASAE (1971).
- [10] Sommer, M.S. and Weber, J.A. - Model study of vibrating tines - bulldozer blade systems, Trans. of the ASAE (1977).
- [11] Steffen, Jr., V. and Lépore N., F.P. - Ferramentas vibratórias para o corte do solo - comentários gerais e uma nova proposta, Proc. VII Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, Uberlândia, Brasil, Dec (1983).
- [12] Lépore N., F.P. and Steffen Jr., V. - Estudo da redução da potência e da força de arraste num implemento agrícola vibratório, Proc. VII Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, Brasil, Dec (1983).

FLOW PAST AN OSCILLATING INFINITE VERTICAL PLATE WITH OSCILLATING PLATE TEMPERATURE

V.M. Soundalgekar

7/10, Vivekanand housing Soc.
Saraswat Colony
Dombivali (E) 421 201
India

S.T. Revankar

Dept. of Nuclear Engineering
University of California
Berkeley — CA
USA

RESUMO

As possibilidades de redução das forças de arraste e da potência total são analisadas, quando um subsolador é submetido a um movimento vibratório sobreposto a seu movimento de avanço, através de verificações conduzidas em um canal de solo e em testes de campo, usando modelos em escala reduzida. Usando diagramas de força, velocidade de avanço e aceleração da ferramenta em função do tempo, o comportamento dinâmico do sistema solo-ferramenta é identificado.

ABSTRACT

The possibilities of draft forces and total power reductions are analysed when a subsoiler is submitted to a vibratory motion superimposed to its forward motion, by verifications conducted in a soil bin and by field tests using reduced scale models. Using diagrams of force, forward speed and tool acceleration as functions of time, the dynamical behaviour of the soil tool-system is identified.

INTRODUCTION

Many papers in the last 20 years have tried to explain the phenomena [1], [2]. Experimental results [3] show that 50% reduction of the draft force can be expected when horizontal vibrations are applied to the tool and some interesting conclusions are presented in [4]: there is no complete comprehension of the soil physical

and useful in space-science, nuclear engineering, structural engineering etc. Hence it is now proposed to study the problem of Ref. [3] under the condition of oscillating wall temperature. In Sec. 2, the mathematical analysis is presented and in Sec. 3, the conclusions are set out.

MATHEMATICAL ANALYSIS

Consider the flow of an incompressible viscous fluid past an infinite vertical plate oscillating harmonically in its own plane. We take x' -axis along the plate in the vertically upward direction and y' -axis is taken normal to the plane. At time $t'=0^-$, the plate and the fluid are at the same temperature. Then at the time $t'=0^+$, the plate starts oscillating in its own plane and the plate temperature also starts oscillating. On the infinite plate, the flow variables are independent of x' and these depend only on the y' -coordinate. Then under usual Boussinesq's approximation, the flow can be shown to be governed by the following equations

$$\frac{\partial u'}{\partial t'} = g\beta(T' - T'_\infty) + \nu \frac{\partial^2 u'}{\partial y'^2} \quad (1)$$

$$\rho c_p \frac{\partial T'}{\partial t'} = k \frac{\partial^2 T'}{\partial y'^2} \quad (2)$$

Here u' is the velocity in the x' -direction, g the acceleration due to gravity, β the coefficient of volume expansion, T' the temperature of the fluid far away from the plate, ν the kinematic viscosity, ρ the density, c_p the specific heat at constant pressure, t' the time and k is the thermal conductivity of the fluid.

The initial and the boundary conditions are

$$\begin{aligned} u' &= U'_0 \cos \omega' t', \quad T' = T'_\infty + (T'_\omega - T'_\infty) \cos \omega' t', \quad \text{at } y'=0, \quad t' > 0 \\ u' &= 0, \quad T' = T'_\infty \quad \text{as } y' \rightarrow \infty \\ u' &= 0, \quad T' = T'_\infty \quad \text{for all } y', \quad t' < 0 \end{aligned} \quad (3)$$

We now introduce the following non-dimensional quantities

$$\begin{aligned} y &= y' U'_0 / \nu, \quad t = t' U_0^2 / \nu, \quad \omega = \omega' \nu / U_0'^2 \\ u &= u' / U'_0, \quad \theta = \frac{T' - T'_\infty}{T'_\omega - T'_\infty}, \quad G = \frac{\nu g \beta (T'_\omega - T'_\infty)}{U_0'^3} \end{aligned} \quad (4)$$

$$P = \mu c_p / k \quad (G-\text{Grashof number, } P-\text{Prandtl number})$$

in equations (1)-(3) which then reduce to the following non-dimensional form

$$\frac{\partial u}{\partial t} = G\theta + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \quad (5)$$

$$P \frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} \quad (6)$$

Here T'_ω is the plate temperature. The initial and the boundary conditions are

$$\begin{aligned} u &= \cos \omega t, \quad \theta = \cos \omega t && \text{at } y=0, \quad t>0 \\ u &= 0, \quad \theta = 0 && \text{as } y \rightarrow \infty \\ u &= 0, \quad \theta = 0 && \text{for all } y, \quad t < 0 \end{aligned} \quad (7)$$

Equations (5) and (6) are solved by Laplace - transform technique under the boundary conditions (7) and the solutions are as follows

$$\theta = \exp(-\eta\sqrt{2P})\cos(\omega t - \eta\sqrt{2P}) \quad (8)$$

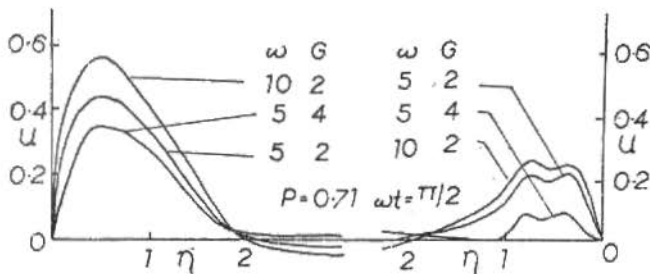
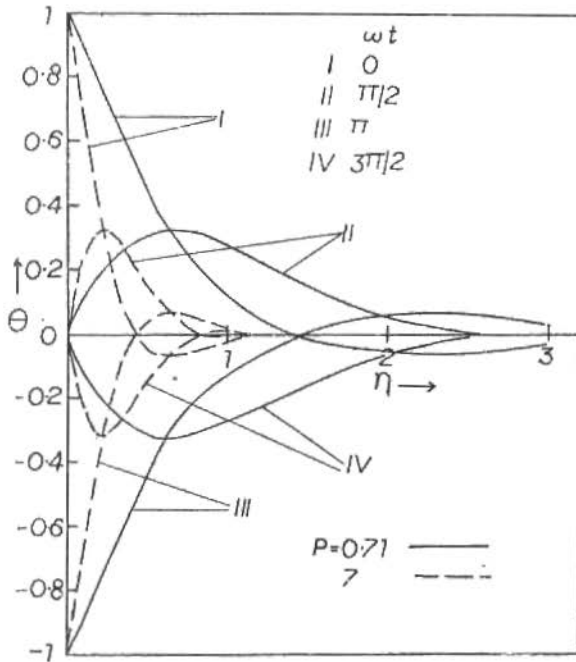
$$\begin{aligned} u &= \exp(-\eta\sqrt{2})\cos(\omega t - \eta\sqrt{2}) + \frac{G}{\omega(P-1)} [\exp(-\eta\sqrt{2}) \cdot \\ &\quad \cdot \sin(\omega t - \eta\sqrt{2}) - \exp(-\eta\sqrt{2P})\sin(\omega t - \eta\sqrt{2P})] \end{aligned} \quad (8)$$

where

$$\eta = y\sqrt{\omega/2}$$

In order to get the physical insight into the problem, we have evaluated the numerical values of u for air ($P=0.71$) and θ for air and water. Temperature profiles are shown on Fig. 1. We observe from this figure that the temperature of the fluid decreases with increasing the Prandtl number of the fluid. Moreover, the temperature profiles are symmetric about η -axis. On Fig. 2 the velocity profiles are shown for $G > 0$. We observe from this figure that for $\omega t = \pi/2$, greater cooling or heating of the plate causes a fall in the velocity of air. But the velocity increases with increasing ω .

From the velocity field, we now study the influence of the oscillating plate temperature on the leading edge effects of the



oscillating plate. We can derive the penetration distance by integrating u with respect to t and the maximum penetration distance $X_{p(\max)}$ at any time can be determined by differentiating X_p with respect to y keeping t constant and then setting the derivative equal to zero. Then the penetration distance X_p is given by

$$X_p = \int_0^t u(y, t) dt \quad (10)$$

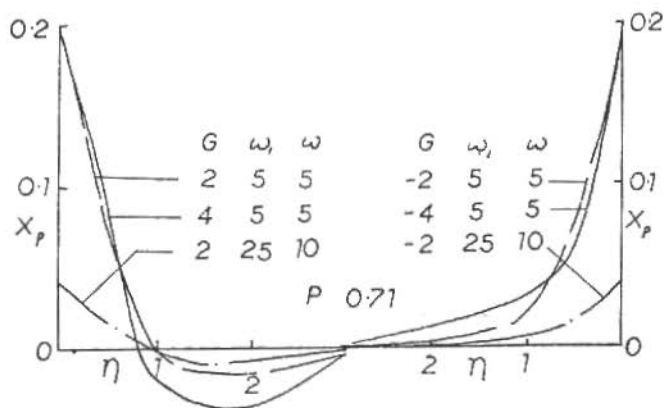
X_p can be expressed in terms of the Laplace-transform and inverse transform with respect to variable t as

$$\begin{aligned} X_p &= L^{-1}\left\{\frac{1}{s} L(u(y,t))\right\} \\ &= L^{-1}\left\{\frac{1}{s} \bar{u}(y,s)\right\} \end{aligned} \tag{11}$$

Substituting for $\bar{u}(y,s)$ and taking the inverse, we have

$$\begin{aligned} X_p &= \frac{\exp(-\eta\sqrt{2})}{\omega} \sin(\omega t - \eta\sqrt{2}) - \frac{G}{\omega^2(P-1)} [\exp(-v\sqrt{2}) \cdot \\ &\cdot \cos(\omega t - \eta\sqrt{2}) - \exp(-\eta\sqrt{2P}) \cos(\omega t - v\sqrt{2P})] \end{aligned} \tag{12}$$

We have calculated the numerical values of X_p and these are shown on Fig. 3 for $\omega t = \pi/2$. We observe from this figure that an increase in the frequency ω , of the oscillating plate, there is a fall in the penetration distance for both $G > 0$,



We now study the skin-friction. It is given by

$$\begin{aligned} \tau &= \tau' / \rho U_0'^2 = \frac{\partial u'}{\partial y'} \Big|_{y'=0} \\ &= \frac{1}{2\sqrt{\epsilon}} \frac{du}{d\eta} \Big|_{\eta=0} \end{aligned} \tag{13}$$

Substituting equation (9) in equation (13) and simplifying, we get

$$\tau = \sqrt{\omega} \cos(\omega t + \pi/4) + \frac{G}{\omega(P-1)} \cos(\omega t - \pi/4) \quad (14)$$

We have calculated the numerical values of τ and these are entered in Table I. We observe from this table that at small values of ω , there is a separated type of flow when the plate is cooled by free convection currents. When the plate is being heated by free convection currents, at small values of ω , there is a separated type of flow when $G(<0)$ is small, but at large values of $G(<0)$, separation does not occur. However, at large values of ω , there is separated type of flow for both $G >_< 0$.

Table I. Values of τ , $P=0.71$

ω/G	2	4	-2	-4
5	-3.7885	-5.0931	-0.803	0.6211
10	-3.8754	-4.5905	-2.4479	-1.7336

CONCLUSION

At high frequencies, there is separated type of flow for both $G >_< 0$.

REFERENCES

- [1] Stokes, G.G. - On the effect of the internal friction of fluids on the motion of pendulums, Trans. Cambridge Philosophical Society, vol. IX, 8-106(1851).
- [2] Soundalgekar, V.M. - Free convection effects on the Stokes problem for an infinite vertical plate, ASME J. of Heat Transfer, vol. 99C, 499-501(1977).
- [3] Soundalgekar, V.M. - Free convection effects on the flow past a vertical oscillating plate, J. Astrophysics and Space Science, vol. 64, 165-172 (1979).

ANÁLISE DA SOLIDIFICAÇÃO EM LINGOTAMENTO CONTÍNUO NAS VÁRIAS ETAPAS DO PROCESSO

Carlos Lineu de Farias e Alves

CTA-ITA-IEM

Roberto Vanuchi Fernandes

EEI

RESUMO

Com a formulação do problema de transferência de calor na solidificação de ligas em lingotamento contínuo supondo que o processo seja controlado por condução, analisa-se a influência dos parâmetros do problema nas várias etapas do processo. As etapas analisadas são de resfriamento a temperatura especificada no molde, de fluxo de calor imposto e finalmente de convecção. A partir da solução da equação da energia colocada na forma entálpica e com um esquema numérico de solução, a distribuição de temperatura é apresentada em função do tempo para Alumínio 2024.

ABSTRACT

The formulation of heat transfer controlled by conduction in the solidification during continuous casting was made using the enthalpy form of energy equation. A numerical solution was obtained for the three boundary conditions found in the process: specified temperature in the mold, specified heat flux and natural convection in the final step.

NOMENCLATURA

a_p, a_{p0}, a_n, a_s - constantes das equações algébricas

a - metade da largura do lingote

C	- calor específico volumétrico
c	- calor específico
H	- entalpia volumétrica
h	- coeficiente de convecção
K	- condutividade térmica
L	- calor latente de fusão
y	- coordenada transversal
q	- fluxo de calor especificado
T	- temperatura
T_i	- temperatura inicial
T_w	- temperatura de parede
T_∞	- temperatura de ambiente
T_m	- temperatura de mudança de fase
t	- tempo
u	- velocidade do lingote
x	- coordenada longitudinal
λ	- calor latente de fusão volumétrica
ρ	- densidade
$\delta(T-T_m)$	- função de Dirac
Δ	- variações

Índices

s	- refere a fase sólida
l	- refere a fase líquida
N,S,E,W	- referem aos pontos nodais

INTRODUÇÃO

No processo de lingotamento contínuo, o material na fase líquida é derramado no molde e submetido a um resfriamento ao longo do processo. Esse resfriamento é feito inicialmente pelo próprio molde que é mantido a temperatura constante. Ao sair do molde o lingote é submetido a uma condição de fluxo especificado e posteriormente é resfriado por convecção.

Na solidificação de materiais impuros e outros que são compostos, a mudança de fase sólido-líquido é feita com transição gradual de maneira que não há interface aparente. Neste caso é conveniente considerar a forma entálpica da equação de energia conforme apresentado por Alves [1].

O número de trabalhos nesta área é elevado e conforme apresentado em Alves [1], são diversas as técnicas de solução utilizadas e os problemas abordados [3-11], contudo não se encontrou na bibliografia um trabalho em que as várias etapas da solidificação fossem formuladas e analisadas, o que motivou a realização deste.

FORMULAÇÃO DO PROBLEMA

O problema a ser analisado neste trabalho é o processo de solidificação controlada por condução de um lingote retangular submetido a várias condições de contorno conforme mostrado na figura 1.

Como o lingote tem uma velocidade (u) em relação ao molde, é conveniente se colocar o sistema de coordenada fixa em relação ao lingote. Desta maneira a equação da energia é escrita como:

$$\rho_i c_i \frac{\partial T_i}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial y} \left[K_i \frac{\partial T_i}{\partial y} \right] \quad (1)$$

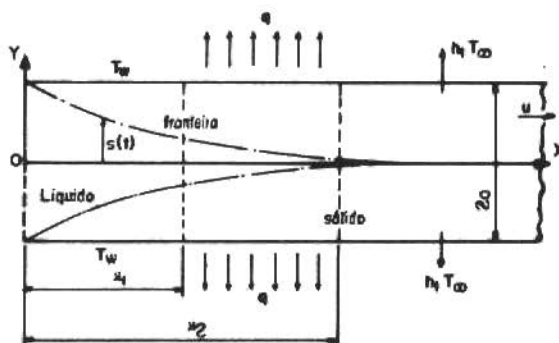


Figura 1. Esquema do Problema

com $i=s$, para a fase sólida e $i=l$, para a fase líquida, onde ρ é a densidade, c o calor específico, T a temperatura, t o tempo, y a coordenada transversal e K a condutividade térmica.

Definindo-se:

$$C_i = \rho_i c_i \quad (2)$$

como calor específico volumétrico,

$$\lambda = \rho_S L \quad (3)$$

como calor latente volumétrico ρ_S a densidade da fase sólida e L o calor latente de fusão, pode-se escrever conforme Bonacina [2] e Alves [1] que:

$$\bar{c}(T) = \frac{dH(T)}{dT} C(T) + \lambda \delta(T-T_m) \quad (4)$$

onde $\delta(T-T_m)$ é a "função" de Dirac, e H a entálpica volumétrica.

A equação (4) simula a variação da entálpia com a temperatura durante todo o processo de mudança de fase sólido-líquido. Contudo devido as dificuldades na simulação da "função" de Dirac é conveniente reescrever a equação (4) na forma abaixo,

$$\bar{C}(T) = \begin{cases} C_S(T) & \text{para } T < T_m - \Delta T \\ C_L(T) & \text{para } T > T_m + \Delta T \\ \frac{\lambda}{2\Delta T} + \frac{C_S(T_m - \Delta T) + C_L(T_m + \Delta T)}{2} & \text{para } T_m - \Delta T \leq T \leq T_m + \Delta T \end{cases} \quad (5)$$

onde T_m é a temperatura média de mudança de fase e ΔT a metade da faixa de mudança de fase.

Caso a condutividade térmica (\bar{K}) varie durante a mudança de fase, pode-se também levar em conta esta variação conforme mostrado tanto em Bonacina [2] como em Alves [1].

Como a velocidade do lingotamento é uniforme e igual a u , pode-se relacionar o tempo de solidificação com a coordenada longitudinal x por:

$$x = ut \quad (6)$$

A partir das considerações anteriores pode-se reescrever a equação (1) como:

$$\bar{C}(T) \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial y} \left[\bar{K}(T) \frac{\partial T}{\partial y} \right] \quad (7)$$

e as condições de contorno como

$$\frac{\partial T}{\partial y}(0,t) = 0 \quad (8)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} T(a,t) = T_w \quad \text{para } 0 \leq t < x_1/u \\ -K \frac{\partial T}{\partial y}(a,t) = q \quad \text{para } x_1/u \leq t < x_2/u \\ -K \frac{\partial T}{\partial y}(a,t) = h[T(a,t) - T^\infty] \quad \text{para } x_2/u \leq t \end{array} \right. \quad (9)$$

sendo a condição inicial escrita como

$$T(y,0) = T_i \quad (10)$$

OBTENÇÃO DAS EQUAÇÕES ALGÉBRICAS

Para a obtenção das equações algébricas segundo o método dos volumes de controle descrito por Patankar [12] deve-se integrar a equação (7) nos volumes em que o domínio do problema.

Efetuada as integrais com variação linear de T com y , supondo que T permaneça uniforme dentro do volume de controle durante o intervalo de tempo t e para um esquema implícito tem-se a seguinte equação algébrica,

$$a_p T_P^1 - a_n T_N^1 - a_s T_S^1 = a_{po} T_P^u \quad (11)$$

onde

$$a_{po} = \frac{\bar{C}(T) \Delta y}{\Delta t} \quad (12)$$

$$a_n = \frac{K_n}{(\delta_y)_n} \quad (13)$$

$$a_s = \frac{K_s}{(\delta_y)_s} \quad (14)$$

$$a_p = a_{p0} + a_n + a_s \quad (15)$$

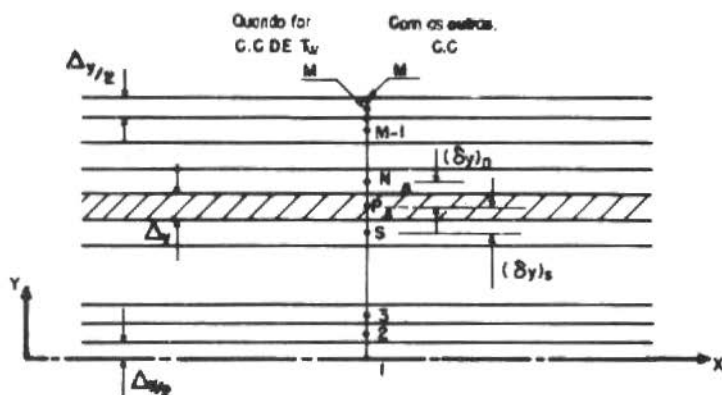


Figura 2. Esquema dos Volumes de Controle

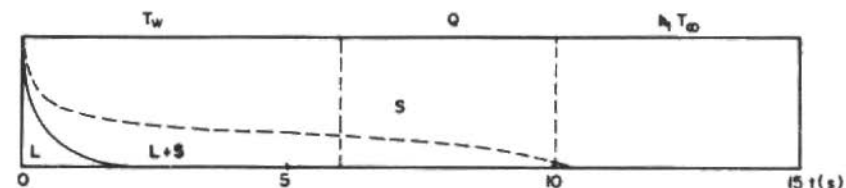
entre o expoente "0" indica o tempo atual e o expoente "1" o tempo subsequente ao acréscimo de t e sendo que os subscritos em letras maiúsculas indicam os pontos nodais e em letras minúsculas as fronteiras dos volumes de controle.

Para o volume de controle isolado referente a equação (7) a equação algébrica fica:

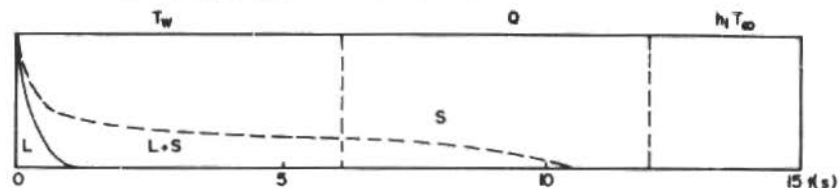
$$(a_p - a_s)T_P^1 - a_n T_N^1 = a_{p0} T_P^0 \quad (16)$$

Para a face do lingote em que se tem várias condições de contorno a equação algébrica deve ser colocada de acordo com a equação (8) como:

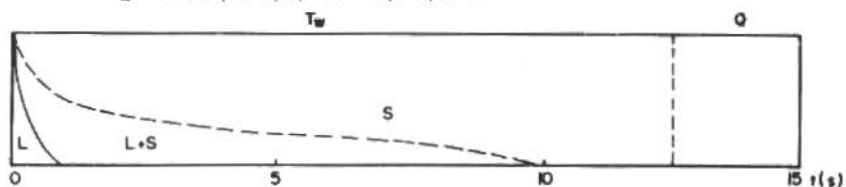
$$\begin{cases} a_p T_P^1 - a_s T_S^1 = a_{p0} T_P^0 + a_n T_W & \text{para } 0 < t < x_1/u \\ [a_p - a_n]T_P^1 - a_s T_S^1 = a_{p0} T_P^0 - q\Delta t & \text{para } x_1/u < t < x_2/u \\ [a_p + h]T_P^1 - a_s T_S^1 - a_s T_S^0 = a_{p0} T_P^0 + h T^\infty & \text{para } x_2/u < t \end{cases} \quad (17)$$



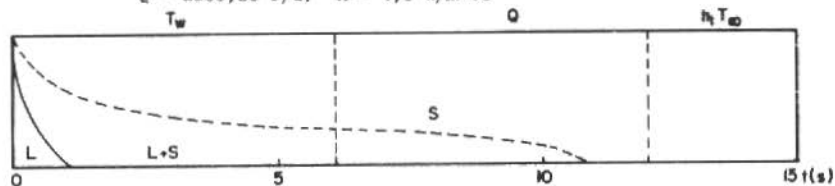
1º Caso: $U = 0,16$ m/s; $X_1 = 1,0$ m; $X_2 = 1,5$ m; $T_w = 40^\circ\text{C}$; $T_\infty = 30^\circ\text{C}$;
 $Q = 2255,28$ J/s; $h = 4,5$ w/m² °C



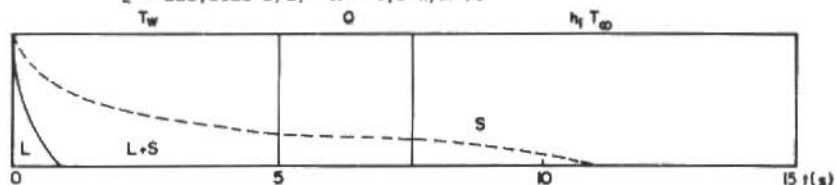
2º Caso: $U = 0,16$ m/s; $X_1 = 1,0$ m; $X_2 = 2,0$ m; $T_w = 40^\circ\text{C}$; $T_\infty = 30^\circ\text{C}$;
 $Q = 2255,28$ J/s; $h = 4,5$ w/m² °C



3º Caso: $U = 0,08$ m/s; $X_1 = 1,0$ m; $X_2 = 1,5$ m; $T_w = 40^\circ\text{C}$; $T_\infty = 30^\circ\text{C}$;
 $Q = 2255,28$ J/s; $h = 4,5$ w/m² °C



4º Caso: $U = 0,16$ m/s; $X_1 = 1,0$ m; $X_2 = 2,0$ m; $T_w = 50^\circ\text{C}$; $T_\infty = 40^\circ\text{C}$;
 $Q = 225,5528$ J/s; $h = 4,5$ w/m² °C



5º Caso: $U = 0,2$ m/s; $X_1 = 1,0$ m; $X_2 = 1,5$ m; $T_w = 40^\circ\text{C}$; $T_\infty = 30^\circ\text{C}$;
 $Q = 2255,28$ J/s; $h = 4,5$ w/m² °C

Figura 3. Fronteiras sólida e líquida em lingotes de Alumínio-2024

RESULTADOS

Os resultados são apresentados para a liga de Alumínio 2024, cujas propriedades podem ser obtidas em Roshsenow [13].

A condição inicial é que todo o material a ser solidificado esteja a temperatura igual a temperatura superior de mudança de fase ($T_m + \Delta T$) e a condição final é que todo o material esteja a temperatura igual ou menor que a temperatura inferior de mudança de fase ($T_m - \Delta T$).

A seguir são apresentados alguns resultados para um lingote de largura igual a 10cm ($A=0,05m$). As fronteiras sólida e líquida mostradas na figura 3 demonstram a influência dos parâmetros no resfriamento. Qualquer outra isotérmica pode ser traçada possibilitando a análise detalhada da solidificação.

CONCLUSÕES

Com o método proposto é possível obter a distribuição de temperatura de um lingote nas várias etapas de um processo contínuo.

Os resultados obtidos a partir desta solução podem determinar uma combinação dos parâmetros envolvidos para se ter uma determinada curva de resfriamento.

Projetos de lingotamento contínuo e melhorias nestes lingotamentos podem ser discutidas a partir desta solução.

AGRADECIMENTO

Gostaria de agradecer as sugestões e indicações bibliográficas feitas pelo Prof. Odmir Simões Pires.

REFERÊNCIAS

- [1] Alves, C.L.F. - Análise numérica de solidificação controlada por condução em lingotamento contínuo, Anais do VI CBECIMAT, PUC/RJ, Rio de Janeiro, 168-172, dez (1984).
- [2] Bonacina, C. et alii - Numerical solution of phase change problems, Int. J. Heat Mass Transfer, vol. 16, 1825-1832 (1973).
- [3] Tien, R.H. and Geiger, G.E. - Heat-transfer analysis of the solidification of a binary eutectic system, J. Heat Transfer, 230-234, aug (1967).
- [4] Kroeger, P.G. and Ostrach, S. - The solution of a two-dimensional freezing problem including convection effects in the liquid region, Int. J. Heat Mass Transfer, vol. 17, 1191-1207 (1974).

- [5] Hills, A.W.D.; Malhotra, S.L. and Moore, M.R. - The solidification of pure metals (and eutectics) under uni-directional heat flow conditions: II solidification in the presence of superheat, Metallurgical Trans. B., vol. 68, 131-142, march (1975).
- [6] Sfeir, A.A. and Clumpner, J.A. - Continuous casting of cylindrical ingots, J. Heat Transfer, 29-34, fev (1977).
- [7] Siegel, R. - Shape of two-dimensional solidification interface during directional solidification by continuous casting, J. Heat Transfer, vol. 100, 3-10, fev (1978).
- [8] Siegel, R. - Analysis of solidification interface shape during continuous casting of a slab, Int. J. Heat Mass Transfer, vol. 21, 1421-1430 (1978).
- [9] Clyne, T.W. and Garcia, A. - Assessment of a new model for heat flow during unidirectional solidifications of metals, Int. J. Heat Mass Transfer, vol. 23, 773-782 (1980).
- [10] Gau, C. and Viskanta, R. - Melting and solidification of a metal system in a rectangular cavity, Int. J. Heat Mass Transfer, vol. 27, nº 1, 113-123 (1984).
- [11] Siegel, R. - Solidification interface shape for continuous in an offset mold-two analytical methods, J. Heat Transfer, vol. 106, 237-240, fev (1984).
- [12] Patankar, S.V. - Numerical Heat Transfer and Fluid Flow, McGraw-Hill (1980).
- [13] Rashsenow, W.M. and Hartnett, J.P. - Handbook of Heat Transfer, McGraw-Hill (1973).

ANÁLISE DA TROCA DE CALOR POR RADIAÇÃO DIFUSA EM UMA CAVIDADE CINZENTA TRAPEZOIDAL

Rogério Martins Saldanha da Gama, Membro da ABCM
LNCC/CNPq

RESUMO

É analisada a troca de calor, por radiação térmica difusa, entre uma cavidade cinzenta alongada e isotérmica formada por três superfícies planas. O fenômeno é governado por uma equação integral de Fredholm de segunda espécie a qual é resolvida aqui, aproximadamente, através de uma técnica variacional. Neste trabalho propõem-se aproximações formadas por degraus, o que permite a aplicação do Método de Hottel como uma ferramenta para a utilização da técnica variacional.

ABSTRACT

In this work is analysed the heat exchange by thermal diffuse radiation in an elongated gray cavity that is assumed to be isothermal. This cavity is formed by three plane surfaces. The phenomenon is governed by a Fredholm integral equation of second kind that is numerically solved by a variational method. Here we assume that the approximate solution is a step function, and this approach allows us to apply the Hottel's method for carrying out the necessary integrations.

INTRODUÇÃO

Neste trabalho desejamos determinar a troca de calor por radiação térmica difusa em uma cavidade formada por três superfícies planas cinzentas, isotérmicas e alongadas, como é esquematizado na

figura 1.

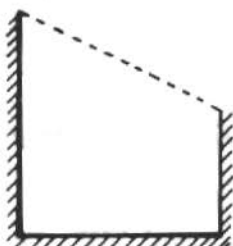


Figura 1. Uma cavidade típica

As três superfícies planas que compõem a cavidade podem ser tratadas como uma única superfície. Suporemos que esta esteja a uma temperatura T_w e possua uma emissividade ϵ_w . A linha pontilhada será tratada aqui como uma superfície negra fictícia estando a uma temperatura efetiva de corpo negro T_e .

Uma vez que toda a radiação envolvida no processo é difusa, trabalharemos com a radiosidade local "B", que é uma medida de toda a energia que deixa uma certa superfície, por reflexão e por emissão, por unidade de tempo e de área, sendo expressa no ponto $\underline{\Omega}$ da cavidade por [1]

$$B(\underline{\Omega}) = \epsilon_w \sigma T_w^4 + (1 - \epsilon_w) H(\underline{\Omega}) \quad (1)$$

onde $H(\underline{\Omega})$ é a energia radiante térmica incidente por unidade de tempo e área, no ponto $\underline{\Omega}$ e σ é a constante de Stefan-Boltzmann.

No caso do ponto $\underline{\Omega}$ estar sobre a superfície fictícia teremos que

$$B(\underline{\Omega}) = \sigma T_e^4 \quad (2)$$

ANÁLISE TEÓRICA

Vamos apresentar agora, sucintamente, a teoria básica necessária para o desenvolvimento deste trabalho. Uma discussão mais detalhada pode ser encontrada em [1].

Antes de iniciarmos a discussão, definamos as variáveis "x" e "y", com origem no canto superior esquerdo da figura, como é es-

quematizado abaixo,

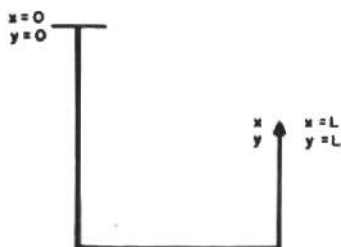


Figura 2. As variáveis

sendo "y" utilizada sempre como variável de integração.

O fator de forma diferencial dF_{dx-dy} é definido como

$$dF_{dx-dy} = \frac{\text{energia radiante que deixa } dx \text{ e atinge } dy}{\text{toda energia radiante que deixa } dx} \quad (3)$$

A energia incidente, por unidade de tempo, em "dx", na cavidade é dada por

$$dx H(x) = \int_y B(y) dF_{dy-dx} dy + \int_z T_e dF_{dz-dx} dz \quad (4)$$

onde "z" é uma variável escalar sobre a superfície fictícia.

Pela primeira relação de reciprocidade [1], podemos escrever

$$dF_{dy-dx} dy = dF_{dx-dy} dx \quad (5)$$

$$dF_{dz-dx} dz = dF_{dx-dz} dx \quad (6)$$

o que fornece a seguinte relação para a energia incidente por unidade de tempo e de área

$$H(x) = \int_y B(y) dF_{dx-dy} + \int_z T_e dF_{dx-dz} \quad (7)$$

Pela conservação do fator de forma num espaço fechado temos

$$\int_z dF_{dx-dz} + \int_y dF_{dx-dy} = 1 \quad (8)$$

Assim sendo podemos reescrever (7) como

$$H(x) = \int_y (B(y) - \sigma T_e^4) dF_{dx-dy} + \sigma T_e^4 \quad (9)$$

E, combinando (9) com (1), obtemos a equação de balanço de energia

$$B(x) - \sigma T_e^4 = \epsilon_w \sigma (T_w^4 - T_e^4) + (1 - \epsilon_w) \int_0^L (B(y) - \sigma T_e^4) dF_{dx-dy} \quad (10)$$

que é uma equação integral linear cuja função incógnita é $B(x)$.

Uma vez conhecida a função radiossidade local $B(x)$, podemos determinar a quantidade de calor trocada localmente, por unidade de tempo e área, já que este é a diferença entre a energia que deixa a superfície e a energia incidente, ou seja

$$q(x) = B(x) - H(x) \quad (11)$$

o que, por (1), fornece

$$q(x) = \frac{\epsilon_w}{1 - \epsilon_w} (\sigma T_w^4 - B(x)) \quad (12)$$

A quantidade total de calor, por unidade de tempo, trocada pela cavidade será dada por

$$Q = \left(\int_0^L q(x) dx \right) D \quad (13)$$

onde "D" é a profundidade (na direção perpendicular à figura 1) da cavidade.

Em geral, quando se estuda uma cavidade, costuma-se trabalhar com uma quantidade adimensional chamada "Emissividade Aparente". Esta quantidade é definida como sendo a razão entre a quantidade total de calor trocada pela cavidade e a quantidade total de calor trocada se a cavidade fosse negra.

Se a cavidade for negra e isotérmica, a radiossidade é constante, o mesmo acontecendo com a energia incidente por unidade de tempo e área. Assim sendo, temos que

$$B_B(x) = \text{constante} = \sigma T_w^4 \quad (14)$$

o que leva a

$$Q_B = q \cdot L \cdot D = \sigma(T_w^4 - T_e^4)(1-F)L \cdot D \quad , \quad (15)$$

onde F é o fator de forma da superfície da cavidade para ela mesma. F é a razão entre a energia que, deixando a cavidade, atinge ela mesma e toda a energia que deixa a cavidade. F é dado por

$$F = 1 - \frac{h}{L} \quad , \quad (16)$$

onde h é a distância, em linha reta, entre $x=0$ e $x=L$.

A emissividade aparente $\bar{\epsilon}$ então dada por

$$\epsilon_{ap} = \frac{\int_0^L q(x) dx}{\sigma(T_w^4 - T_e^4)h} \quad . \quad (17)$$

FORMULAÇÃO ADIMENSIONAL

Podemos formular o problema numa forma adimensional através das definições seguintes

$$X = \frac{x}{L} \quad Y = \frac{y}{L} \quad , \quad (18)$$

$$B^+(X) = \frac{B(x) - \sigma T_e^4}{\epsilon_w \sigma (T_w^4 - T_e^4)} \quad , \quad (19)$$

$$q^+(X) = \frac{q(x)}{\sigma (T_w^4 - T_e^4)} \quad . \quad (20)$$

Desta forma o balanço de energia pode ser escrito como

$$B^+(X) = 1 + (1 - \epsilon_w) \int_0^1 B^+(Y) dF_{dX-dY} \quad . \quad (21)$$

Através de (12), (19) e (20) tiramos que

$$q^+(X) = \frac{\epsilon_w}{1 - \epsilon_w} (1 - \epsilon_w B^+(X)) \quad , \quad (22)$$

sendo a emissividade aparente dada então por

$$\epsilon_{ap} = \frac{L}{h} \int_0^1 q^+(x) dx, \quad (23)$$

devendo ser observado que sempre vale a desigualdade abaixo

$$\epsilon_w \leq \epsilon_{ap} \leq 1 \quad (24)$$

FORMULAÇÃO VARIACIONAL

Pela própria definição do fator de forma diferencial, podemos escrever a equação (21) na seguinte forma

$$B^+(x) = 1 + (1 - \epsilon_w) \int_0^1 B^+(y) K(x, y) dy, \quad (25)$$

onde, pela primeira relação de reciprocidade, temos que

$$dF_{dx-dy} dx = K(x, y) dy dx = K(y, x) dx dy = dF_{dy-dx} dy, \quad (26)$$

o que implica em

$$K(x, y) = K(y, x). \quad (27)$$

Uma vez que o núcleo da equação integral é simétrico ((27)), temos que (25) é a equação de Euler-Lagrange do seguinte funcional [2]

$$\begin{aligned} \pi = & (1 - \epsilon_w) \int_0^1 \int_0^1 K(x, y) B^+(x) B^+(y) dy dx - \int_0^1 (B^+(x))^2 dx + \\ & + 2 \int_0^1 B^+(x) dx, \end{aligned} \quad (28)$$

de tal maneira que a função $B^+(x)$ que torna extremo o funcional $\pi(\delta\pi=0)$ é aquela que satisfaz (25), sendo esta a única solução do problema.

É importante ressaltar que

$$\int_0^1 \int_0^1 dF_{dx-dy} dx = \int_0^1 \int_0^1 K(x, y) dy dx = F \leq 1 < \infty. \quad (29)$$

A APROXIMAÇÃO POR DEGRAUS

Para este tipo de problema, a aproximação mais simples de se obter é aquela onde se supõe que a função $B^+(X)$ é composta por degraus de mesma largura.

Vamos aqui buscar o extremo de π supondo que $B^+(X)$ é dado por

$$B^+(X) = B_i^+ \quad \frac{i-1}{N} \leq X < \frac{i}{N} \quad 1 \leq i \leq N, \quad (30)$$

onde N é o número de degraus considerados.

Substituindo (30) em (28) obtemos

$$\begin{aligned} \pi = & (1-\epsilon_w) \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N \int_{(i-1)/N}^{i/N} \int_{(j-1)/N}^{j/N} K(X,Y) dY dX B_j^+ B_i^+ - \\ & - \sum_{i=1}^N \int_{(i-1)/N}^{i/N} dX (B_i^+)^2 + 2 \sum_{i=1}^N \int_{(i-1)/N}^{i/N} dX B_i^+. \end{aligned} \quad (31)$$

Para encontrar o extremo de π , derivamos a expressão acima com relação aos B_i^+ 's, igualando depois a zero. Isto nos leva a

$$\begin{aligned} \frac{\partial \pi}{\partial B_i^+} = 0 = & 2(1-\epsilon_w) \sum_{j=1}^N \int_{(i-1)/N}^{i/N} \int_{(j-1)/N}^{j/N} K(X,Y) dY dX B_j^+ - \\ & - 2 \int_{(i-1)/N}^{i/N} dX B_i^+ + 2 \int_{(i-1)/N}^{i/N} dX = 0, \quad 1 \leq i \leq N. \end{aligned} \quad (32)$$

O termo r_{i-j} dado por

$$F_{i-j} = N \int_{(j-1)/N}^{j/N} \int_{(i-1)/N}^{i/N} K(X,Y) dX dY \quad (33)$$

é o fator de forma da superfície i (compreendida entre $X=(i-1)/N$ e $X=i/N$) para a superfície j (compreendida entre $X=(j-1)/N$ e $X=j/N$). Este fator pode ser facilmente calculado através do Método de Hottel [1], como será mostrado mais adiante.

Conhecidos todos os F_{i-j} temos então o seguinte sistema li-

near, cujas incógnitas são os B_i^+ .

$$B_i^+ - (1-\epsilon_w) \sum_{j=1}^N F_{i-j} B_j^+ = 1 \quad i=1, n . \quad (34)$$

O CÁLCULO DE F_{i-j}

O fator de forma entre as superfícies i e j , esquematizadas na figura abaixo é dado, pelo Método de Hottel, por

$$F_{i-j} = \frac{N}{2} [d_1 + d_2 - d_3 - d_4] \quad (35)$$

onde d_1, d_2, d_3 e d_4 são os comprimentos das linhas indicadas na figura e $1/N$ é a largura de cada superfície.

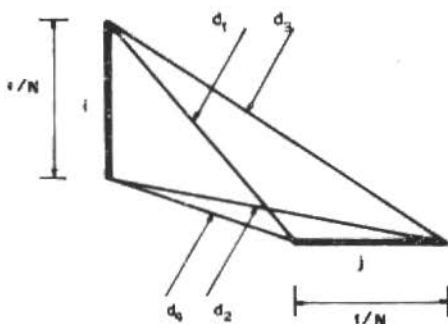


Figura 3. O Método de Hottel

Deve ser observado que as superfícies i e j podem não ser planas. No caso do problema em estudo, poderia ser feita uma escolha para N de tal forma que uma das superfícies contivesse uma quina. Isto não alteraria em nada o procedimento.

ALGUNS RESULTADOS TÍPICOS

Vamos agora, a título de ilustração, apresentar alguns resultados obtidos com a aplicação do método já discutido.

Para isto vamos nos referir à figura 4 abaixo, formada por segmentos de comprimento L_1, L_2 e L_3 .

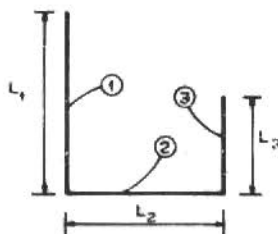


Figura 4. As dimensões da cavidade

Sobre as superfícies da cavidade temos que a variável adimensional "X" assume os seguintes valores

- superfície 1: $0 \leq X < \frac{L_1}{L_1+L_2+L_3}$

- superfície 2: $\frac{L_3}{L_1+L_2+L_3} \leq X < \frac{L_1+L_2}{L_1+L_2+L_3}$

- superfície 3: $\frac{L_1+L_2}{L_1+L_2+L_3} \leq X \leq 1$

As figuras 5, 6 e 7 apresentam a troca de calor local, adimensional, em função de X, para uma aproximação formada por 160 degraus. Ao lado de cada figura existe um esquema em escala da cavidade considerada.

As curvas não foram representadas degrau por degrau devido à grande quantidade de degraus empregados.

Deve ser notado que existe um salto na função $q(X)$ nas junções das superfícies. Este salto, no caso de superfícies isotérmicas com propriedades constantes, se deve à mudança brusca do vetor normal, o que causa uma descontinuidade no núcleo da equação integral.

Na figura 8 temos uma comparação entre resultados obtidos utilizando 3, 7, 14, 21, 35 e 140 degraus de mesma largura, para o caso de $\epsilon_w = 0,5$ e uma razão de 2/3 entre os comprimentos das superfícies 1 e 3 e o da superfície 2. Nesta figura temos representada a radiosidade adimensional B^+ em função de X.

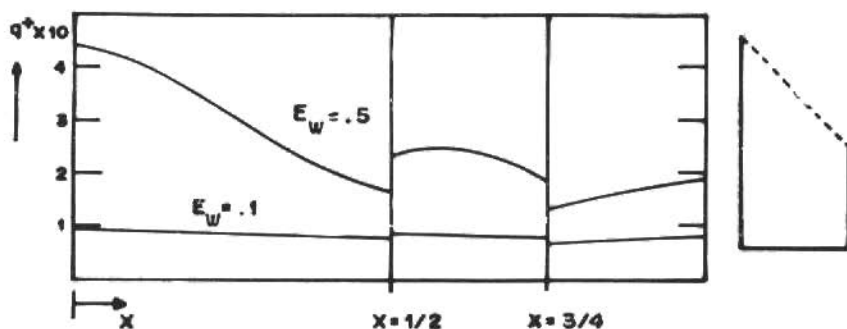


Figura 5. Calor trocado adimensional para $L_1/L_2=2$ e $L_3/L_2=1$

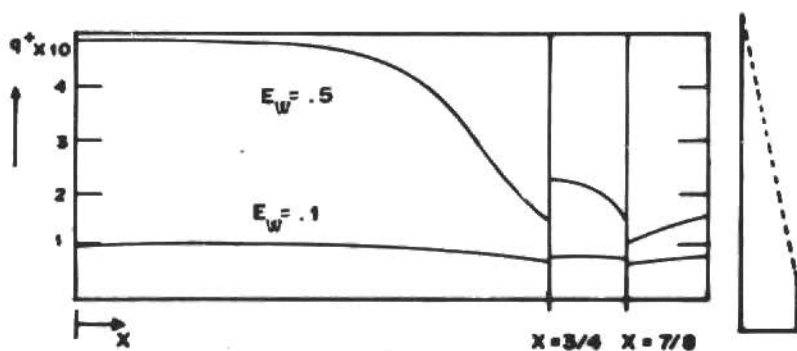


Figura 6. Calor trocado adimensional para $L_1/L_2=6$ e $L_3/L_2=1$

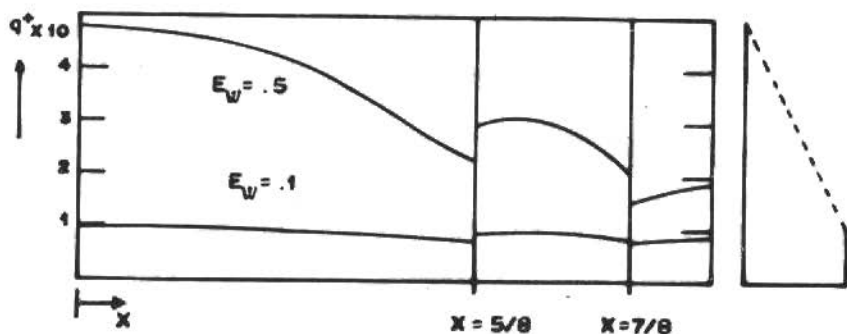


Figura 7. Calor trocado adimensional para $L_1/L_2=2,5$ e $L_3/L_2=0,5$

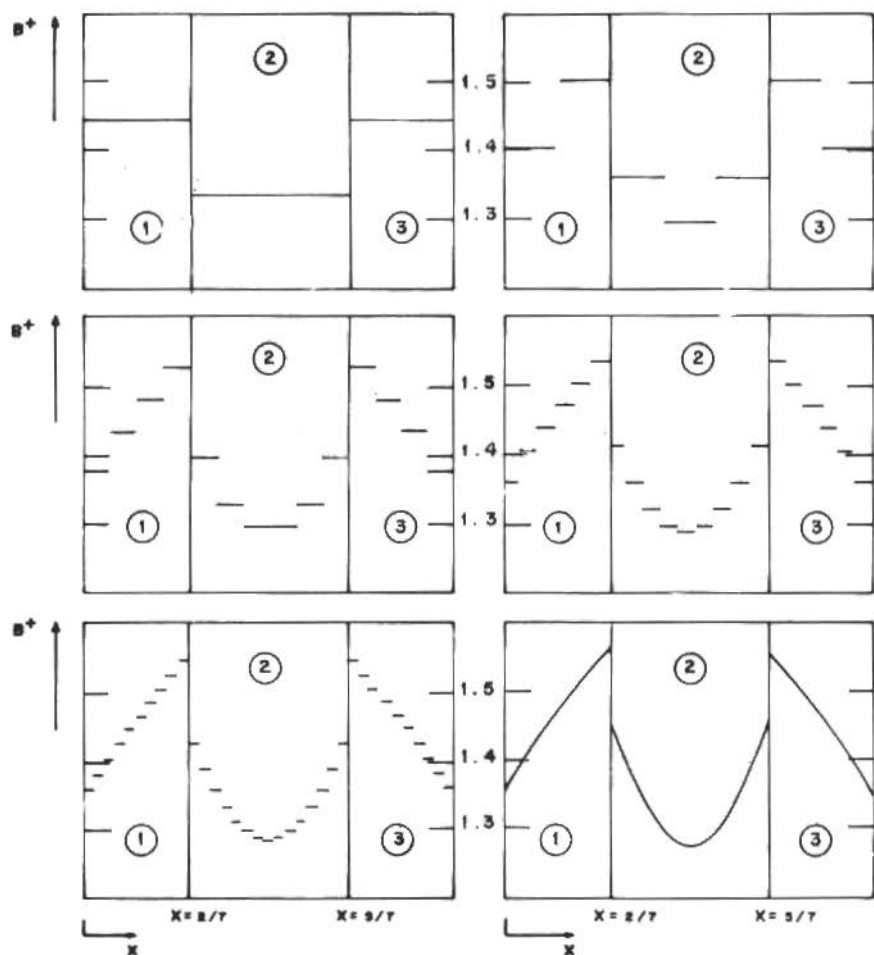


Figura 8. A radiossidade adimensional $B^+(X)$ para uma cavidade simétrica com $L_1/L_2=L_3/L_2=2/3$ e $\epsilon_w=0,5$. No primeiro quadro temos uma aproximação com 3 graus, no segundo com 7, no terceiro com 14, no quarto com 21, no quinto com 35 e no sexto uma curva traçada por 140 graus.

Na tabela 1 abaixo temos a emissividade aparente da cavidade, calculada para alguns casos particulares, utilizando sempre mais do que 100 degraus.

Tabela 1. Emissividade aparente (ϵ_{ap}) para vários valores da emissividade superficial ϵ_w , L_1/L_2 e L_3/L_2

L_1/L_2	L_3/L_2	ϵ_w	ϵ_{ap}	L_1/L_2	L_3/L_2	ϵ_w	ϵ_{ap}
0.667	0.667	0.10	0.205	2.000	2.000	0.10	0.348
0.667	0.667	0.50	0.693	2.000	2.000	0.50	0.808
0.667	0.667	0.90	0.952	2.000	2.000	0.90	0.972
1.000	1.000	0.10	0.248	2.500	0.500	0.10	0.161
1.000	1.000	0.50	0.741	2.500	0.500	0.50	0.608
1.000	1.000	0.90	0.961	2.500	0.500	0.90	0.928
2.000	1.000	0.10	0.230	6.000	1.000	0.10	0.140
2.000	1.000	0.50	0.696	6.000	1.000	0.50	0.559
2.000	1.000	0.90	0.948	6.000	1.000	0.90	0.914

COMENTÁRIOS FINAIS E CONCLUSÕES

O método apresentado neste trabalho é de simples aplicação e se presta à solução de qualquer problema de troca de calor por radiação pura, quando esta for difusa. Além da grande simplicidade, o método apresenta a vantagem de poder ser aplicado a situações onde o sistema de equações integrais não possa ser discretizado por métodos clássicos de diferenças finitas.

Não foram encontrados na literatura resultados que pudessem servir de comparação com os aqui apresentados. Assim, nossa comparação baseia-se na variação do número de degraus empregados para a obtenção de uma solução aproximada.

Uma forma simples de verificação de resultados, no exemplo apresentado, é utilizar o fato de que a função radiossidade adimensional local tem os seus valores limitados inferiormente pela unidade e superiormente pelo inverso da emissividade, ou seja,

$$1 \leq B^+(X) \leq 1/\epsilon_w \quad \text{para todo } X. \quad (36)$$

Esta imposição provém diretamente do modelo empregado.

Os resultados obtidos podem ser facilmente reproduzidos e outros problemas podem ser resolvidos, com o que foi apresentado, sem dificuldades.

REFERÊNCIAS

- [1] Siegel, R. and Howell, J.R. - Thermal Radiation Heat Transfer, McGraw Hill, New York, 1972.
- [2] Gama, R.M.S. - Uma formulação variacional geral para problemas de troca de calor por radiação difusa, Revista Brasileira de Ciências Mecânicas, vol. VII, nº 2, 1985.

ANÁLISE EXPERIMENTAL DE TENSÕES TÉRMICAS EM TRILHOS LONGOS SOLDADOS

Jaimé Tupiassú Pinho de Castro, Membro da ABCM
José Luiz de França Freire, Membro da ABCM
Deptº de Engenharia Mecânica — PUC/RJ

RESUMO

Este artigo discute os resultados obtidos e as técnicas utilizadas num trabalho de análise experimental de tensões feito no campo, sob condições adversas. Foram determinadas as tensões que ocorrem em trilhos longos soldados induzidas pela restrição de deformações térmicas. Foram instrumentados dois trilhos adjacentes, cada um com comprimento de 395m. Um dos trilhos estava totalmente assentado sobre uma ponte de concreto armado, enquanto a maior parte do outro estendia-se sobre terreno terraplenado. Procurou-se especialmente detectar qualquer evidência de flambagem nos trilhos, bem como a influência da movimentação da superestrutura da ponte no estado de tensões (térmicas) dos trilhos, principalmente nas seções localizadas próximo à junta de dilatação da ponte.

ABSTRACT

The experimental determination of stresses induced in long welded rails by the partial restriction of thermal strains is discussed in this paper. Two consecutive rails, each with a length of 395m, were instrumented with strain gages. One of the rails was totally localized over a concrete bridge in the Carajás railroad. The major part of the other was over the soil. The experiments revealed no evidence of buckling in the rails, and that the effects of the bridge superstructure movements on the rail behavior near the dilatation joint of the bridge were important, possibility generating stresses near this location in the rails that could be as high as 200 MPa.

INTRODUÇÃO

Em ferrovias modernas, o uso de trilhos longos soldados tem mostrado na prática ser uma solução econômica e tecnicamente viável. Quando comparado às ferrovias que utilizam trilhos curtos taleados, o uso de trilhos contínuos (ou muito longos) apresenta várias vantagens como, por exemplo: uma rodagem mais suave, sem os impactos e ruídos provocados pela passagem das rodas sobre as juntas de dilatação (com uma conseqüente vida mais longa tanto para o equipamento rodante como para os próprios trilhos); eliminação do desgaste e da manutenção periódica de juntas e talas; menor custo total de manutenção da ferrovia, etc. Entretanto esta solução também apresenta alguns problemas, dos quais a presença de tensões induzidas pelas variações da temperatura dos trilhos é certamente dos mais graves [1-6].

Com a eliminação das juntas de dilatação, tensões térmicas serão induzidas nos trilhos sempre que estes estiverem em temperaturas diferentes daquela utilizada para o seu assentamento, t_a . Estas tensões serão tratativas se o trilho estiver a uma temperatura menor que a de assentamento, e compressivas em caso contrário.

Como os trilhos podem ser considerados estruturas essencialmente uniaxiais, as máximas tensões térmicas originadas pela total restrição dos seus movimentos de expansão ou contração (na ausência de flambagem ou outros problemas) são facilmente calculáveis por $\sigma_t = E\alpha(t_a - t_{\text{trilho}})$ [7-8]. Usando valores típicos para aços, $E = 200 \text{ GPa}$, $\alpha = 11,5 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$, e sabendo que $|t_a - t_{\text{trilho}}|$ deve, no máximo, ser da ordem de 30°C nas condições brasileiras, os maiores valores esperados para σ_t podem ser estimados como $|\sigma_t| < 70 \text{ MPa}$. É claro que este é um valor bastante baixo, e que não chega a ultrapassar 20% da resistência ao escoamento dos aços utilizados na fabricação de trilhos longos. Este pequeno valor de σ_t é, em princípio, a justificativa para a viabilidade técnica do uso de trilhos longos soldados em ferrovias.

Entretanto, na prática várias causas podem levar o trilho a apresentar sérios desvios deste caso ideal, até com efeitos catastróficos, como nos descarrilhamentos reportados na literatura devido à flambagem localizada ("Sun Kinking") [1]. Em particular, desvios sérios podem ser esperados quando os trilhos contínuos são assentados sobre juntas de dilatação de pontes e viadutos. Nestes pontos o movimento térmico que causa a aproximação e a separação das duas metades da superestrutura das obras de arte, tende a levar junto o las-

tro da ferrovia e, com ele, através dos dormentes, também os trilhos [9]. Logo próximo dessas juntas de dilatação, os trilhos longos soldados deverão estar sujeitos a tensões térmicas maiores que aquelas que seriam induzidas apenas pela restrição pura e simples da sua dilatação. Isto torna particularmente importante a monitoração do comportamento do trilho nessas regiões, visando prever-se a ocorrência de problemas localizados como flambagem ou início de trincas devido a fadiga de baixo ciclo.

Neste trabalho conseguiu-se mostrar experimentalmente que a influência da junta de dilatação da ponte estudada no comportamento dos trilhos longos é muito localizada, causando portanto aumentos significativos das tensões térmicas nas seções do trilho próximas dessa região. Além disto procurou-se determinar, para as demais seções dos trilhos, qual a magnitude dos carregamentos de flexão e de tração ou compressão impostos pelas variações de temperaturas e pelos movimentos térmicos da ponte (em princípio dotada de liberdade parcial para deslocamentos da sua superestrutura). Também estudou-se o comportamento dos trilhos assentados sobre o solo, onde movimentos térmicos são desprezíveis em primeira aproximação.

MÉTODO EXPERIMENTAL

Foram instrumentados dois trilhos longos soldados consecutivos, cada um com comprimento nominal de 395m. Um dos trilhos estava assentado sobre a Ponte do Rio Cajuapara, localizada na ferrovia dos Carajás, estado do Maranhão (ver Figura 1). Esta ponte de concreto armado tem aproximadamente 600m, é suportada por 21 pilares espaçados a cada 25m, e possui uma única junta de dilatação localizada sobre seu pilar central, que tem cerca de 50m de altura. O primeiro trilho instrumentado começava na metade leste, passava sobre a junta de dilatação e terminava a cerca de 14m da cabeceira oeste da ponte. O outro trilho instrumentado estava, portanto, em quase sua totalidade localizado sobre o leito terraplenado, que serve de base à ferrovia.

Foram efetuadas medidas experimentais de deformações em 32 seções dos dois trilhos, sendo que cada uma foi instrumentada com 6 ERE (extensômetros de resistência elétrica), num total de 192 ERE. Também foram estudadas as 6 talas de ligação dos dois trilhos, através do uso de 12 ERE. A localização e especificação dos ERE usados nas seções dos trilhos e nas talas de ligação estão mostradas na Figura 2. Conhecendo-se as deformações e localizações dos ERE, e as pro-

priedades geométricas das seções, pode-se então identificar os carregamentos de flexão M_x , M_z e o esforço normal P_z atuantes no trilho, através de cálculos simples.



Figura 1. Vista da ponte sobre o Rio Cajuapara, pertencente a ferrovia dos Carajás

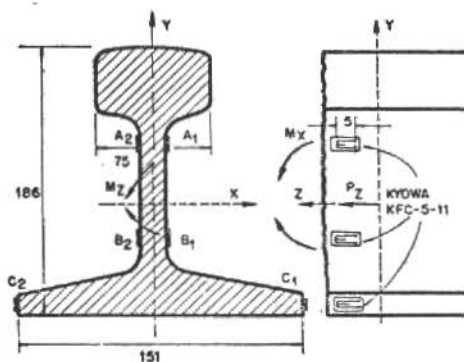


Figura 2. Posicionamento dos ERE nas seções dos trilhos. Os ERE instalados nas talas de ligação tiveram posições semelhantes a A1, A2, B1 e B2

A seleção da instrumentação empregada procurou atender, da melhor forma possível, às seguintes características experimentais do problema a ser estudado:

- 1- As deformações a serem medidas eram, basicamente, de natureza térmica. As temperaturas mínima e máxima na região onde se localiza a Ponte do Cajuapara são da ordem de 18 e 40°C respectivamente. Nos trilhos e talas estas temperaturas podem, entretanto, variar entre limites significativamente maiores, tendo-se observado valores entre 15 e 65°C, (devido às trocas de calor entre o trilho e o meio ambiente por meio de radiação térmica).
- 2- Havia um grande número de seções em estudo, distribuídas ao longo de um comprimento de 800m, impossibilitando a utilização de uma central única para recepção e análise dos sinais do ERE.
- 3- As instalações dos ERE seriam feitas sob condições precárias no campo, devido à exposição ao sol, à chuva, à poeira e ao movimento da linha, que já possuía tráfego a um nível moderado.
- 4- Era indispensável considerar cuidadosamente os efeitos do tempo e as necessidades de proteção ambiental dos ERE e de seu cabeamento. Portanto, era importante dispor-se de um sistema de proteção confiável para os ERE, que pudesse ser facilmente instalado no campo.

É claro que os extensômetros de resistência elétrica são sensíveis às variações de deformação da peça nas quais estão colados. Entretanto, as tensões térmicas presentes em trilhos longos soldados são induzidas justamente porque as deformações que o trilho deveria apresentar devido as variações de temperatura estão impedidas de ocorrer livremente [10]. Estas tensões foram então determinadas indiretamente, a partir da diferença medida entre as deformações de cada uma das seções do trilho longo soldado, e as deformações observadas em um pequeno pedaço com 20cm de comprimento do mesmo tipo de trilho, mantido totalmente livre para se deformar termicamente. Este pequeno pedaço de trilho, denominado de compensador (ver Figura 3), foi instrumentado com 6 ERE colados da mesma forma que nas 32

seções de teste, e estava sujeito às mesmas condições de temperatura do trilho longo soldado. Esta diferença de deformações é facilmente obtida ligando-se os transdutores do trilho e do compensador em braços opostos de uma mesma ponte de Wheatstone [11-15]. Esta ligação, em meia ponte, também tem a grande vantagem de cancelar efeitos de temperatura no cabeamento (1,5m de comprimento para todos os ERE), o que torna os resultados das medidas experimentais intrinsecamente menos sensíveis a perturbações e ruídos.

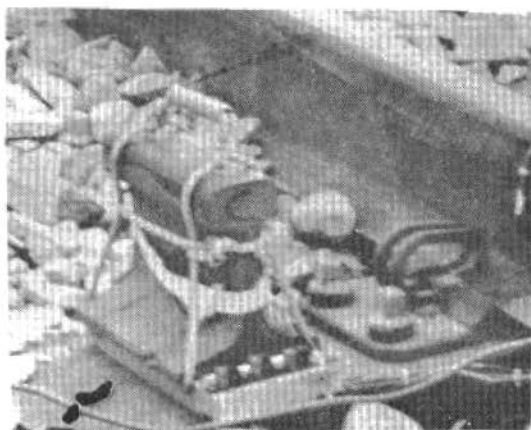


Figura 3. Pedaco de trilho usado como compensador

A excitação e o balanceamento da ponte de Wheatstone, bem como a calibração e a leitura das deformações, foram executadas utilizando-se um condicionador de ERE de alta precisão, especialmente projetado e construído para pesquisas [16-17] (ver Figura 4).

O procedimento para leitura das deformações iniciava-se com o balanceamento diário de todas as seções de teste a uma dada temperatura. Após algumas horas de espera (para que mudasse a temperatura ambiente), procedia-se à leitura das deformações diferenciais entre o trilho e o compensador, que eram mantidos obviamente a uma mesma temperatura, porém diferente da temperatura do balanceamento inicial. Novamente esperava-se algumas horas, e repetia-se a operação (levava-se cerca de 45min para ler-se todas as seções de teste). Este procedimento foi repetido várias vezes por dia durante 2 semanas.

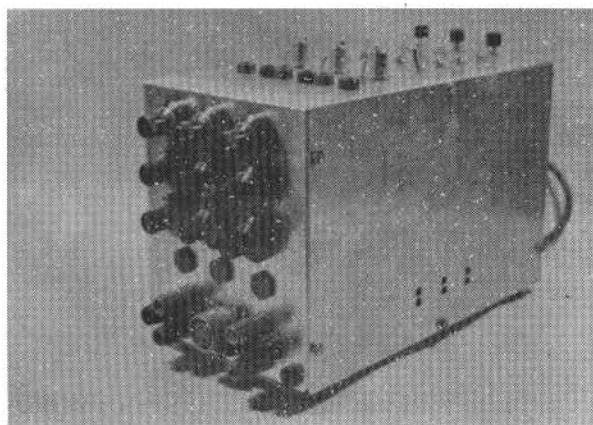


Figura 4. Condicionador de sinal para os extensômetros elétricos resisivos usado nas leituras no campo

As temperaturas do trilho e do compensador, para cada seção de teste, foram medidas antes de cada leitura de deformação, dentro de uma resolução de 1°C , usando um termopar e um voltímetro. Como as seções de teste ficavam espalhadas por 800m de trilho, optou-se por locomover o equipamento de medidas para cada uma das seções de teste, ao invés de utilizar-se cabeamento longo em demasia, o que certamente causaria uma série de problemas experimentais (ver Figura 5).

O procedimento seguido na escolha dos tipos de sensores e da cola que deveriam ser utilizados no serviço foi o seguinte: sensores do tipo e tamanho apropriado às condições ambientais, à excitação elétrica e às condições de colagem que se esperava encontrar no campo foram adquiridos de fornecedores especializados. Dois adesivos para colagem dos ERE foram inicialmente testados em laboratório, para verificar-se a propriedade de sua utilização em serviço, onde deveriam suportar grandes variações de temperatura, durante um longo tempo (1 mês), sem induzir erros. Estes adesivos testados foram uma cola à base de cianoacrilato fornecida pela SODMEX, e uma à base de resina epoxi, fornecida pela Kyowa.

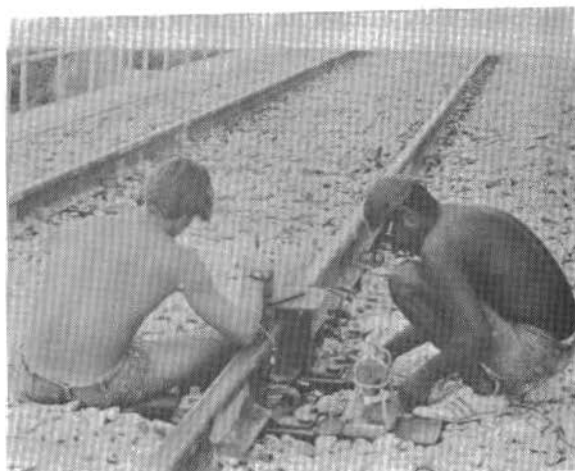


Figura 5. Leitura das deformações térmicas

Para testar-se o desempenho das duas colas instrumentaram-se dez barras de aço com ERE, sendo que a cola epoxi foi aplicada a 3 pares de barras. As instalações com cola epoxi foram curadas às temperaturas de 35°C, 60°C e 105°C durante 16 horas, 14 horas e 40 minutos, respectivamente, e sob uma pressão de cerca de 0,2 MPa, utilizando-se o mesmo procedimento que deveria ser empregado a posteriori no campo. Os outros dois pares de barras foram instrumentados usando-se o adesivo cianoacrilático.

Os cinco pares de barras foram instalados no interior de uma estufa como vigas engastadas, e tiveram seus ERE ligados em meia ponte de Wheatstone. Durante os testes apenas uma das vigas de cada par era carregada mecanicamente, enquanto a outra ficava livre de carga, e era usada apenas como compensadora para os efeitos de temperatura. As barras com ERE ativos foram carregadas de tal modo que estes fossem submetidos a deformações de 500µε, ($1\mu\epsilon = 10^{-6} \mu\text{m}/\text{mm}$), tomando-se o cuidado de situar os pares de ERE lado a lado (barra com carregamento junto à barra sem carregamento). A seguir, variou-se a temperatura da estufa com várias taxas de aquecimento. Algumas vezes a temperatura foi mantida constante durante horas. Concluiu-se que ambos os adesivos comportaram-se adequadamente, quando testados durante uma hora à temperatura de 83°C, e durante 48 horas à temperatura oscilando entre 70 e 80°C. Decidiu-se então optar pela

utilização do adesivo cianoacrilático no campo, uma vez que seu procedimento de colagem é mais simples, não exigindo aquecimento extra para sua cura ou a aplicação de pressão durante horas, o que seria problemático estando a linha já com trânsito de trens.

No campo, após a lixagem inicial de cada seção do trilho e sua completa limpeza com desengraxantes, barreiras de tecido e algodão embebidos em água ou álcool foram posicionadas em volta da região de colagem dos ERE, para evitar que a poeira levantada pelo vento e vinda do leito da estrada atingisse e sujasse o local da colagem (Figura 6).

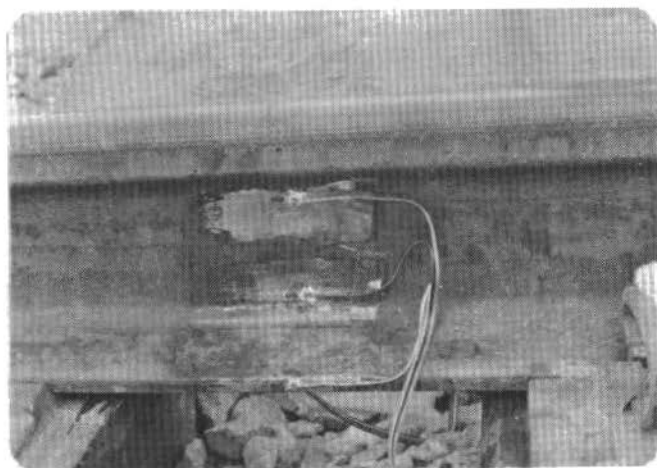


Figura 6. Processo de colagem e cabeamento dos ERE

As condições locais para instalação dos ERE nos trilhos obrigaram que os terminais e o cabeamento fossem previamente preparados, evitando-se assim que estas operações tivessem que ser realizadas no campo.

Como as condições reais de serviço exigiam que os ERE suportassem não só as variações termomecânicas, mas também sobrevivessem incólumes às intempéries por várias semanas, desenvolveu-se um sistema especial de tripla proteção ambiental para os sensores. Camadas sucessivas de verniz, de um polímero termofixo e de um elastôme

ro foram aplicadas sobre os transdutores, após sua colagem e cabeamento nos trilhos. Na escolha do sistema de cabeamento também cuidou-se para que os fios usados fossem imunes aos efeitos nocivos da exposição ao tempo (Figura 7).

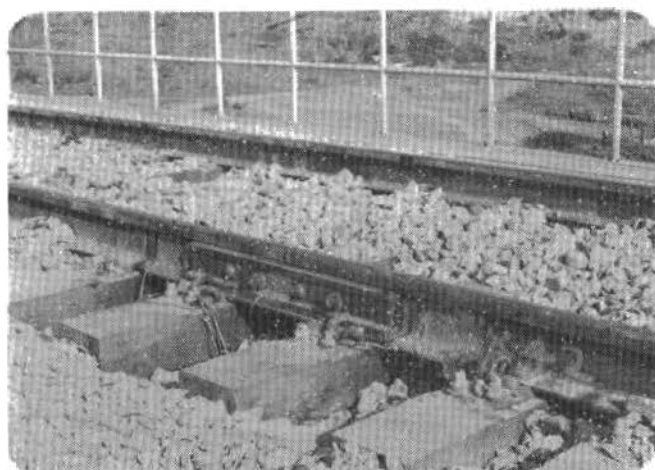


Figura 7. Detalhe de uma seção de testes protegida

A aprovação final de cada uma das seções de teste só era feita após medir-se a resistência de todos os extensômetros e do seu isolamento. (Valores de resistência de isolamento menores que 500 M Ω eram considerados insatisfatórios, e a ligação dos ERE era refeita).

O sistema utilizado para colagem, proteção dos ERE, e sua verificação teve um desempenho excelente em serviço, e nenhum dos mais de 200 extensômetros elétricos apresentou funcionamento errático ou foi perdido por problemas relacionados com efeitos climáticos, apesar de vários dias chuvosos terem alternado-se com dias de muito calor e noites relativamente frias.

RESULTADOS

Cálculos prévios envolvendo as deformações medidas por cada um dos ERE de cada seção revelaram que os esforços de flexão eram desprezíveis. Assim, os dados para todos os ERE de uma dada seção fo-

ram indistintamente plotados em um único gráfico, como o apresentado na Figura 8. Deve-se notar que perturbações nas medições de $\Delta\epsilon$ para cada seção, devido aos movimentos erráticos da superestruturada ponte [18], foram tornados aleatórios nesta apresentação de resultados, uma vez que as tomadas de $\Delta\epsilon$ foram feitas a diversos ΔT , que aconteceram em diferentes momentos do dia ou noite durante o período de teste. A análise do conjunto de resultados para um ERE ou para todos os ERE de uma dada seção, como apresentado na Figura 8, fornecem os valores de α_{tr} , o "coeficiente de dilatação térmica efetivo", que estão apresentados na Figura 9 ao longo da extensão dos dois trechos de trilho estudados. Nesta figura incluem-se também os resultados para as talas de ligação e seções do trilho próximas à junta de dilatação da ponte. Estes valores de α_{tr} são fornecidos pela inclinação das curvas $\Delta\epsilon$ vs ΔT , obtidas pelo ajuste dos pontos experimentais de cada seção pelo método de regressão linear por mínimos quadrados [19-21]. De posse de α_{tr} , e conhecendo-se o módulo de elasticidade do material do trilho, pode-se facilmente estimar as tensões térmicas induzidas pelas variações de temperatura nos trilhos.

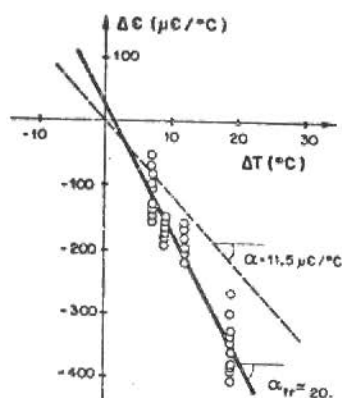


Figura 8. Diferenças de deformações, $\Delta\epsilon$, induzidas pela variação de temperatura nos trilhos, ΔT , tal como determinadas pelos ERE da seção S10 (próxima à junta de dilatação da ponte)

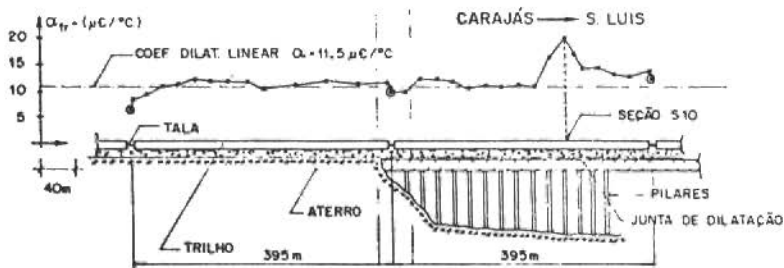


Figura 9. Variação do coeficiente de dilatação térmica efetiva, α_{tr} , ao longo dos dois trechos de trilho estudados

DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

A Figura 9 mostra a variação no valor de α_{tr} ao longo dos dois trilhos e de suas talas de ligação. Nota-se nesta figura três regiões de comportamento diverso, que podem ser facilmente interpretadas tendo em vista a fenomenologia da resposta física dos trilhos e da ponte às variações térmicas.

Primeiramente, sobre o leito terraplenado e sobre grande parte da superestrutura da ponte (longe do pilar central, onde se localiza a junta de dilatação), observa-se que o coeficiente de dilatação térmica medido no trilho foi $\alpha_{tr} \approx 11,5 \mu\epsilon/^{\circ}C$, valor este identificado na figura pela linha tracejada. (Note-se que $\alpha = 11,5 \mu\epsilon/^{\circ}C$ é o valor do coeficiente de dilatação térmica do material do trilho). Isto demonstra que a movimentação do trilho é quase totalmente impedida pelo sistema dormente-lastro-leito. Tal comportamento é explicado pela pequena influência das variações diárias da temperatura sobre as deformações longitudinais do material de terrapleno, por este possuir características de compactação e de cisalhamento muito boas; por condições de simetria tipo "para onde poderia o leito da ferrovia crescer?"; e pelas restrições impostas pela rigidez dos pilares à livre movimentação da ponte, já que eles são engastados à sua superestrutura. Este resultado para o α_{tr} medido também demonstra

a eficácia do sistema experimental utilizado, e permite confiabilidade na utilização dos valores medidos para efeito de projeto.

Em segundo lugar, observa-se que junto às talas de junção podem haver movimentos devido à menor rigidez de ligação entre os trilhos. Entretanto, as talas ainda assim funcionam como elementos de ligação muito eficientes, restringindo de forma significativa a liberdade de deslocamento do trilho. Pode-se notar também que os efeitos do taleamento ocorrem numa região muito restrita, demonstrando a eficiência da ancoragem imposta pelo sistema dormente - lastro-leito. Portanto, pode-se afirmar que as talas estudadas estavam se comportando quase que como uma continuidade dos trilhos longos soldados.

Finalmente, na região próxima à junta de dilatação da ponte, nota-se um aumento muito importante no valor medido de α_{tr} . Este é, talvez, o resultado mais significativo obtido pela instrumentação dos trilhos da ponte do Cajupara. As medidas experimentais mostram que o maior valor de α_{tr} chega a cerca de duas vezes o valor do coeficiente de dilatação linear do material do trilho. Isto é, como as duas metades da ponte tendem a aproximar-se ou a afastar-se com as variações diárias de temperatura, e o leito da superestrutura arrasta consigo o lastro, e este os dormentes e o trilho, a região do trilho próximo à junta de dilatação da ponte é muito mais solicitada (= 100% mais solicitada) do que as partes do trilho que se acham sobre o leito terraplenado, ou mesmo sobre o leito central das duas metades da ponte. Cálculos simples mostram que para o ΔT máximo esperado para o trilho (aproximadamente $50^{\circ}C$) obtém-se uma variação das tensões térmicas na região do trilho próximo à junta de cerca de $\Delta\sigma = 200MPa$. Este valor, que é superposto às tensões dinâmicas causadas pela passagem dos trens, certamente indica ser esta uma seção crítica que necessita de monitoração e observação muito cuidadosa, para detectar-se em tempo útil o aparecimento de trincas de fadiga [22-24].

Apenas para complementação da discussão deste artigo, deve-se mencionar que também foi realizado um estudo do comportamento térmico da superestrutura da ponte, através da medição experimental das deformações térmicas nos centros dos onze vãos da metade oeste da Ponte (direção da Mina de Carajás), e da medição do deslocamento relativo da junta de dilatação localizada sobre o pilar central da Ponte. A medição de deformações foi feita utilizando-se onze extensô-

metros de resistência elétrica e 11 bases de alongâmetro mecânico, e a medição dos deslocamentos da junta de dilatação foi feita por intermédio de 2 deflectômetros mecânicos (relógios comparadores).

Os resultados da instrumentação da superestrutura de ponte mostraram, como era esperado, que há uma correlação forte entre as deformações obtidas e a temperatura da estrutura. Foi observado um deslocamento médio da junta de dilatação da ordem de 15mm para uma variação da temperatura média da estrutura de $\Delta T = 12^{\circ}\text{C}$.

Entretanto, a interpretação detalhada destes resultados é bas tante complexa, pois envolve a elaboração de um modelo estrutural para a ponte que leve em conta as variações de inércia da superestrutura, as restrições à translação e à rotação imposta pelos vários pilares, e a consideração de um valor efetivo para a temperatura da estrutura, já que diferenças de vários graus Celsius são observados entre o lado ensolarado e o lado sombreado da ponte.

Além disto, a extrapolação linear do comportamento da movimentação da junta de dilatação para outros valores de variação de temperatura não pode ser feita [18], devido ao significativo efeito de atrito existente nos aparelhos de apoio sob as juntas. Estes aparelhos acumulam energia potencial e a liberam na forma de deslocamentos de maneira descontínua, ou em saltos, à medida que é vencida a resistência oferecida pelo coeficiente de atrito entre o aparelho e a ponte. Maiores detalhes sobre os resultados da instrumentação da ponte e sua interpretação são apresentados em [25].

CONCLUSÕES

Procurou-se apresentar neste trabalho os procedimentos usados para a seleção e instalação da instrumentação empregada para coleta e análise das deformações, que ocorrem devido a variações de temperatura, em dois trechos longos de trilhos soldados. De acordo com os resultados obtidos verificou-se que:

- a) A instrumentação empregada, assim como o método para coleta de dados mostraram ser extremamente eficientes para a determinação de tensões de origem térmica que ocorrem nos trilhos longos soldados.
- b) Não houve nenhuma evidência de flambagem nos trilhos devido às variações de temperatura, dentro da faixa medida ($\Delta T = 15^{\circ}\text{C}$).

c) Os trilhos apresentaram um comportamento essencialmente contínuo, onde as juntas taleadas praticamente não permitiram deslocamentos entre as extremidades dos trilhos adjacentes. Portanto, justifica-se um estudo sobre a viabilidade da substituição do taleamento por juntas soldadas.

d) A movimentação da junta de dilatação da ponte introduziu perturbações localizadas muito sérias no estado de deformações do trilho, com um aumento medido de aproximadamente 100% na magnitude das tensões térmicas induzidas na região próxima à junta. Este resultado certamente justifica a execução de estudos mais detalhados, tanto experimentais como teóricos, sobre o fenômeno físico, visando prever o comportamento de trilhos sob condições semelhantes em outras obras. Também justifica-se um estudo detalhado da resposta do trilho às solicitações dinâmicas visando prever-se com maior confiabilidade sua vida à fadiga.

AGRADECIMENTOS

Aos engenheiros Rolf Lehlöla e Renato F. Vasconcelos, da Inspector Engenharia Ltda., e à Companhia Vale do Rio Doce pelo apoio durante a execução deste trabalho.

REFERÊNCIAS

- [1] Hay, W.W. — Raylroad engineering. Wiley, 1982.
- [2] Alias, J. — La voie ferrée. Eyrolles, Paris, 1977.
- [3] Fazio, A.E. — Track maintenance: Manegement and planning. Transp. Eng. J., Proceedings ASCE, 106 - TE6, pp.705-720, novembro/1980.
- [4] Grimm, C.M.; Harris, R.G. — Structural economics of the U.S. Rail Freight Industry: Concepts, evidence, and merger policy implications. Transp. Research, 7 (4): 271-281, 1983.
- [5] Wiriyachai, A.; Chu, K.H.; Garg, V.K. — Bridge impact due to wheel and track irregularities. J.Eng. Mech. Division, 108. Trans. ASCE, pp.648-666, 1982.
- [6] Janiē, M. — Single track line capacity model. Transp. Planing and Tech., 9 (2): 135-151, 1984.
- [7] So, W.C. — Track structure design by mathematical models. Transp. Erg. J., Proceedings ASCE, 105 - TE5, pp.483-497, 1979.

- [8] Timoshenko, S.P. e Goodier, J.N. - Theory of elasticity. McGraw-Hill, 1970.
- [9] Raymond, G.P. - Railroad wood tie design and behavior. Transp. Eng. J., Proceedings ASCE, 103 - TE4, pp.51-538, 1977.
- [10] Oliveira Pinto, A.R. e Nakamura, P.K. - Processo experimental da medida de tensões em trilhos ferroviários. In: III Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, Rio de Janeiro, 1975. Anais do III COBEM, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, 1975. TA-2, p.213-217.
- [11] Perry, C.C. e Lissner, H.R. - The strain gage primer. McGraw-Hill, 1955.
- [12] Dally, J.W. e Riley, W.F. - Experimental stress analysis. McGraw-Hill, 1978.
- [13] Doebelin, E.O. - Measurement systems. McGraw-Hill, 1983.
- [14] Beckwith, T.G. et al. - Mechanical measurements. Addison Wesley, 1982.
- [15] Vaughan, J. - Strain measurements. Bruel & Kjaer, 1975.
- [16] Castro, J.T.P. - Instrumentation design for measuring fatigue crack closure. In: VIII Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, São José dos Campos, 1985. A ser publicado nos Anais do VIII COBEM, Dezembro de 1985.
- [17] Castro, J.T.P. - Load history effects on fatigue crack growth. Ph.D. Thesis, Mech. Eng. Dept., MIT 1982, pag.195-236.
- [18] Emerson, M. - Thermal movements of concrete bridges: field measurements and methods of prediction. World Congress on Joint Sealing in Dearing Systems and Concrete Bridges, september-october 1981.
- [19] Lipson, C. e Sheth, N.J. - Statistical design and analysis of engineering experiments. McGraw-Hill, 1973.
- [20] Carnahan, B et al. - Applied numerical methods. Wiley, 1969.
- [21] Drake, A.W. - Fundamentals of applied probability theory. McGraw-Hill, 1967.
- [22] Blaine, D.G.; Hengel, M.F.; Peterson, J.H. - Train brake and track capacity requirements for the '80s. J. Eng. for Industry, Trans. ASME, 103, 392-401, 1981.
- [23] Kumar, S.; Adenwala, Y.S.; Rajkumar, B.R. - Experimental investigation of contact stresses between a U.S. locomotive wheel and rail. J. Eng. Ind., Trans. ASME, 105, 64-70, 1983.
- [24] Sentti, J.J.; Pelloux, R.M. and Moleno, R.F. - Fatigue behavior of a rail steel. Fatigue Eng. Mater. Struct., 7 (2): 121-135, 1984.
- [25] Relatório Técnico da firma Inspector Engenharia Ltda. à Cia. Vale do Rio Doce, sobre a instrumentação dos trilhos, talas e superestrutura da ponte sobre o Rio Cajuapara, outubro 1984.

PESQUISADORES
DAS ÁREAS DE MATERIAIS
E TECNOLOGIA

O Departamento de Materiais e Tecnologia (DMT) da Faculdade de Engenharia de Guaratinguetã (FEG) da UNESP, está procurando profissional de alto nível para exercer atividade de pesquisa e ensino em tempo integral e dedicação exclusiva na área de Materiais e Tecnologia Mecânica.

O DMT tem preferência por profissional com doutorado (mas não necessariamente) e que esteja disposto a interagir com grupos de pesquisa da Universidade e também a desenvolver e dirigir seus próprios trabalhos de pesquisa. Deseja-se ativa participação nas atividades de ensino em nível de graduação e, principalmente, pós-graduação.

As instalações de pesquisas do DMT são boas e constam de vários laboratórios. Embora o programa de pós-graduação tenha sido implantado recentemente, muitas atividades de pesquisa, tem sido realizadas particularmente na área de fadiga dos materiais.

Aos interessados solicitamos contato com o Departamento e/ou envio de curriculum vitae. Informações adicionais podem ser obtidas por carta ou através do telefone (0125) 22-2800, ramal 59

Endereço para correspondência:

FEG/UNESP
Departamento de Materiais e Tecnologia
Av. Dr. Ariberto Pereira da Cunha, 333
12500 - Guaratinguetã, SP

FORMULÁRIO PARA AFILIAÇÃO



ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE CIÊNCIAS MECÂNICAS

PARA USO DA ASSOCIAÇÃO

Recabido	Aprovado
Readmitido	Eleito Membro
Membro Nº	Anuidade

Membro Nº

Afiliação para
Nome (Abrevie se necessário)

Pedido de admissão mudança readmissão para a categoria de Membro Individual Aspirante (Estudante) Efetivo

Se renovação, qual o último ano de afiliação efetiva?

Endereço Residencial
Rua, Nº, Apto.

CEP, Cidade, Estado, País

Endereço Comercial
Rua, Nº, Departamento, etc.

CEP, Cidade Estado, País

Empresa

Título Profissional

Posição Atual
Engenheiro de Produção, Professor Assistente, etc.

Data de Nascimento

Endereço para onde deve ser enviada correspondência: Residência Empresa

FORMAÇÃO SUPERIOR E TÍTULOS

Indique em ordem cronológica sua formação superior. Em áreas de engenharia deve-se indicar, ex. Engenharia Mecânica, Metalúrgica, etc., e em áreas de especialização; Industrial, Ciências dos Materiais, etc. Estudantes devem indicar data prevista de graduação.

Universidades	Graus	Datas	Área	Especialização

INSTRUÇÕES PARA ASSOCIAR-SE À ABCM

- Preencher a ficha anexa, destacá-la e enviá-la para:

ABCM - Secretaria Executiva Biênio 86/87

Instituto Tecnológico - ITUC - PUC/RJ

Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro

Rua Marquês de São Vicente, 225 - Gávea

22453 - Rio de Janeiro, RJ - BRASIL



- Remeter juntamente com a referida ficha, para o mesmo endereço, um cheque nominal (Associação Brasileira de Ciências Mecânicas) no valor de Cz\$200,00 para sócios efetivos e US\$20,00 para estrangeiros. Estudantes pagarão a metade dos valores e sócios institucionais Cz\$4000,00.



EXPERIÊNCIA PROFISSIONAL

Indique em ordem cronológica sua experiência profissional. Seja explícito com relação a posições ocupadas (como Engenheiro de Produção, Consultor, etc.), funções exercidas (como Chefe de Departamento de Manutenção, Consultoria em Transientes Hidráulicos, etc.), datas e períodos das posições ocupadas.

		Período	Tempo Total
Posição _____	Empresa _____	De: _____	
Função _____		A: _____	
Posição _____	Empresa _____	De: _____	
Função _____		A: _____	
Posição _____	Empresa _____	De: _____	
Função _____		A: _____	

ÁREAS DE INTERESSE

- | | | | |
|---|--|---|---|
| <input type="checkbox"/> Mecânica Teórica | <input type="checkbox"/> Mecânica dos Sólidos | <input type="checkbox"/> Mecânica dos Fluidos | <input type="checkbox"/> Transferência de Calor e Massa |
| <input type="checkbox"/> Termodinâmica | <input type="checkbox"/> Mecânica das Estruturas | <input type="checkbox"/> Propriedades dos Materiais | <input type="checkbox"/> Processos de Fabricação |
| <input type="checkbox"/> Projetos de Máquinas e Componentes | <input type="checkbox"/> Análise Experimental | <input type="checkbox"/> Vibrações e Acústica | <input type="checkbox"/> Métodos Analíticos e Numéricos |
| <input type="checkbox"/> Otimização e Controle. | <input type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> |

Remeter para:

Secretaria da A B C M
LCC – Laboratório de Computação Científica
Rua Lauro Müller, 455
CEP 22290 – Rio de Janeiro, Brasil

OBJETIVOS DA A B C M

A Associação Brasileira de Ciências Mecânicas é uma Sociedade Civil, sem fins lucrativos, fundada em 19 de abril de 1975 por profissionais interessados em Ciências Mecânicas, com a finalidade de congrega pessoas físicas e jurídicas visando:

- . contribuir para o desenvolvimento da Engenharia Mecânica no Brasil;
- . estimular um efetivo intercâmbio entre as Universidades, Centros de Pesquisa e a Indústria;
- . divulgar o conhecimento em Ciências Mecânicas através de publicação de livros textos, monografias e revistas.

- . realizar Congressos, Simpósios, Conferências, Cursos e Reuniões Técnico-Científicas.
- . promover o intercâmbio com associações similares do país e do exterior.

São atividades tradicionais da ABCM:

- . O Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica - COBEM, que se realiza a cada dois anos na primeira quinzena de dezembro dos anos ímpares.
- . O Simpósio Brasileiro de Tubulações e Vasos de Pressão - SIBRAT, que é realizado nos anos pares.
- . A Revista Brasileira de Ciências Mecânicas - RBCM, publicação trimestral. -

PEDIDO DE ASSINATURA DA RBCM OU DE NÚMEROS ATRASADOS
QUER DA REVISTA OU ANAIS DE CONGRESSOS

- Preencha a ficha anexa, indicando o desejado, e remeta para

ABCM - Secretaria Executiva Biênio 86/87

Instituto Tecnológico - ITUC - PUC/RJ

Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro

Rua Marquês de São Vicente, 225 - Gávea

22453 - Rio de Janeiro, RJ - BRASIL

Telefones: (021) 259-5197 / 274-9922 R: 379

- Remeta, em anexo, um cheque nominal (Associação Brasileira de Ciências Mecânicas) no valor indicado na referida ficha.



	BRASIL	EXTERIOR
Anais do COBEM	() Cz\$385,00	() US\$100,00
Anais do SIBRAT	() Cz\$275,00	() US\$ 50,00
Volume avulso RBCM	() Cz\$130,00	() US\$ 15,00
Assinatura RBCM	() Cz\$265,00	() US\$ 40,00

ASSINALE SUA SOLICITAÇÃO

Nome: _____

Endereço: _____

Cidade: _____ Estado: _____ CEP: _____

