

**Revista  
Brasileira  
de Ciências  
Mecânicas**

*Journal of  
the Brazilian  
Society of  
Mechanical Sciences*

**4**

PUBLICAÇÃO DA ABCM - ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE CIÊNCIAS MECÂNICAS

VOL. XVII - Nº 4 - 1995

ISSN 0100-7386

# REVISTA BRASILEIRA DE CIÊNCIAS MECÂNICAS

## JOURNAL OF THE BRAZILIAN SOCIETY OF MECHANICAL SCIENCES

REVISTA BRASILEIRA DE CIÊNCIAS MECÂNICAS  
JOURNAL OF THE BRAZILIAN SOCIETY OF  
MECHANICAL SCIENCES

Vol. 1. Nº 1 (1979) -

Rio de Janeiro: Associação Brasileira de Ciências  
Mecânicas

Trimestral

Inclui referências bibliográficas.

1. Mecânica

ISSN-0100-7386

### A REVISTA BRASILEIRA DE CIÊNCIAS MECÂNICAS

publica trabalhos que cobrem os vários aspectos da  
ciência e da tecnologia em Engenharia Mecânica,  
incluindo interfaces com as Engenharias Civil, Elétrica,  
Química, Naval, Nuclear, Aeroespacial, Alimentos,  
Agrícola, Petróleo, Materiais, etc., bem como aplicações  
da Física e da Matemática à Mecânica.

### EDITOR:

Leonardo Goldstein Jr.

UNICAMP - FEM - DETF - C.P. 6122

13083-970 Campinas - SP

Tel: (0192) 39-3006 Fax: (0192) 39-3722

### EDITORES ASSOCIADOS:

Agenor de Toledo Fleury

IPT - Instituto de Pesquisas Tecnológicas

Divisão de Mecânica e Eletricidade - Agrupamento de Sistemas de Controle

Cidade Universitária - C.P. 7141

01064-970 São Paulo - SP

Tel: (011) 268-2211 R-504 Fax: (011) 869-3353

Carlos Alberto Carrasco Altemani

UNICAMP - FEM - DE - C.P. 6122

13083-970 Campinas - SP

Tel: (0192) 39-8435 Fax: (0192) 39-3722

José Augusto Ramos do Amaral

NUCLEN - NUCLEBRÁS ENGENHARIA S.A.

Superintendência de Estruturas e Componentes Mecânicos.

R: Visconde de Ouro Preto, 5

22250-180 - Rio de Janeiro - RJ

Tel: (021) 552-2772 R-269 ou 552-1095 Fax: (021) 552-2993

Walter L. Weingaertner

Universidade Federal de Santa Catarina

Dept. de Eng.ª Mecânica - Lab. Mecânica de Precisão

Campus - Trindade - C.P. 476

88049 Florianópolis - SC

Tel: (0482) 31-9395/34-5277 Fax: (0482) 34-1519

### CORPO EDITORIAL:

Alcir de Faro Orlando (PUC - RJ)

Antonio Francisco Fortes (UnB)

Armando Albertazzi Jr. (UFSC)

Atair Rios Neto (INPE)

Benedito Moraes Purquerio (EESC - USP)

Caio Mario Costa (EMBRACO)

Carlos Alberto de Almeida (PUC - RJ)

Carlos Alberto Martin (UFSC)

Clovis Raimundo Maliska (UFSC)

Emanuel Rocha Woiski (UNESP - FEIS)

Francisco Emílio Baccaro Nigro (IPT - SP)

Francisco José Simões (UFPA)

Genesio José Menon (EFEI)

Hans Ingo Weber (UNICAMP)

Henrique Rozenfeld (EESC USP)

Jair Carlos Dutra (UFSC)

João Alziro Herz de Jornada (UFRGS)

José João de Espindola (UFSC)

Jurandir Itizo Yanagihara (EP USP)

Lirio Schaefer (UFRGS)

Lourival Boehs (UFSC)

Luis Carlos Sandoval Goes (ITA)

Marcio Ziviani (UFMG)

Moyses Zindeluck (COPPE - UFRJ)

Nisio de Carvalho Lobo Brum (COPPE - UFRJ)

Nivaldo Lemos Cupini (UNICAMP)

Paulo Afonso de Oliveira Sovieiro (ITA)

Paulo Egi Miyagi (EP USP)

Rogério Martins Saldanha da Gama (LNCC)

Valder Steffen Jr. (UFU)

Publicação da /Published by

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE CIÊNCIAS MECÂNICAS  
THE BRAZILIAN SOCIETY OF MECHANICAL SCIENCES

Secretária da ABCM: Ana Lucia Fróes de Souza  
Av. Rio Branco, 124 - 18º andar - Tel./Fax (021) 222-7128  
20040-001 - Rio de Janeiro RJ - Brasil

Presidente: Arthur Palmeira Ripper  
Vice-Presidente: Sidney Stuckenbruk  
Secret. Geral: Agamenon R. E. Oliveira  
Secretário: Carlos Alberto de Almeida  
Diretora de Patrimônio: Aurs Conci

REVISTA FINANCIADA COM RECURSOS DO

*Programa de Apoio a Publicações Científicas*

MCT



FAPESP - Fundação de Amparo a Pesquisa do Estado de São Paulo

# A Computational Strategy for Determining Bifurcation Diagrams for Non-Linear Oscillating Systems

Paulo Batista Gonçalves

Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro  
Departamento de Engenharia Civil  
22453-900 Rio de Janeiro, RJ Brasil

Vera Lúcia Sinjeb da S. Machado

Universidade Federal do Rio de Janeiro  
Departamento de Mecânica Aplicada e Estruturas  
21945-970 Rio de Janeiro, RJ Brasil

## Abstract

An important feature of non-linear dynamical systems under harmonic forcing is that they may have competing periodic solutions. The determination of all competing periodic oscillations of a dynamical system under parameters variations plays an important role in delineating the global behaviour of the systems and in evaluating its integrity. In this paper, a computational approach is proposed for obtaining bifurcation diagrams for non-linear oscillating systems. The steps for determining the bifurcation diagrams are as follows: (1) choose the control parameter and its range; (2) find the fixed points for evenly spaced parameter values inside the chosen range; (3) determine the stability character of the fixed points; (4) increase and/or decrease gradually the parameter value and use the fixed point of the previous simulation as the initial conditions for the next simulation, and (5) for each parameter value plot the Poincaré points associated with each periodic solution on the bifurcation diagram. The applications indicate that the method is reliable and more efficient than other numerical techniques found in the literature.

**Keywords:** Bifurcation Diagrams, Fixed Points, Poincaré Maps, Non-linear Oscillations

## Resumo

Uma característica importante de sistemas dinâmicos não-lineares sob excitação harmônica é que estes apresentam, em geral, para um dado conjunto de parâmetros, mais de um atrator periódico, sendo a solução final do sistema uma função das condições iniciais. Portanto, para se conhecer o comportamento global de um dado sistema dinâmico e avaliar sua integridade, precisa-se determinar as possíveis soluções associadas a certos conjuntos de parâmetros e como estas soluções são afetadas por variações de parâmetros. Neste trabalho é apresentada uma estratégia computacional para a obtenção de diagramas de bifurcação de sistemas dinâmicos não-lineares sob cargas de excitação harmônicas. Para se determinar os diagramas de bifurcação, seguem-se os seguintes passos: (1) escolhe-se o parâmetro de controle e sua faixa de variação; (2) determinam-se os pontos fixos para valores igualmente espaçados do parâmetro de controle dentro da região de interesse; (3) determina-se a estabilidade destes pontos críticos; (4) varia-se gradualmente o parâmetro de controle e, usando-se os pontos fixos da simulação anterior como condições iniciais, calculam-se os novos pontos fixos, e, finalmente, (5) plotam-se para cada valor do parâmetro de controle os pontos fixos associados, gerando assim o diagrama de bifurcação. Aplicações do método indicam ser este bastante confiável e mais eficiente que outras técnicas numéricas encontradas na literatura.

**Palavras Chaves:** Diagramas de Bifurcação, Pontos Fixos, Mapeamento de Poincaré, Oscilações Não-lineares

## Introduction

Linear dynamical systems display, for any set of initial conditions, a unique solution. On the other hand, non-linear dynamical systems may display competing solutions, being the final, long term, motion a function of the initial conditions given to the system. Systems of physical interest typically have parameters which appear in the defining equations and the outcome of any experiment and any event is controlled by these parameters. So, in order to delineate the global behaviour of a physical system and evaluate its integrity, it is necessary to identify in a given subset of the phase space of initial conditions all possible solutions associated with a given set of parameters and study the dependence of the responses on variations of these parameters.

A widely used technique for examining the global behaviour of a dynamical system under parameters variations is the so called bifurcation diagram. In order to obtain the bifurcation diagram

some measure of the motion is plotted as a function of a system parameter. As parameters vary, solutions of the governing equations may form continua, reflected by smooth curves which are called branches of the bifurcation diagram. Varying a parameter can result not only in quantitative but also in qualitative changes. Upon varying the control parameter, branches may emerge, end or intersect, reflecting the multiplicity of solutions. These qualitative changes are called bifurcations and the associated parameter values are called bifurcation values, hence the name bifurcation diagram.

In order to obtain a more detailed classification of non-linear phenomena and more qualitative insight, one should verify, when tracing a branch of solutions, whether they are stable and where and in which way stability is lost.

Among various non-linear problems of physical interest, non-linear dynamical systems under harmonic excitation have received a great deal of attention due to its complex non-linear behaviour and practical relevance. A useful tool for examining the periodic and chaotic solutions of a system under harmonic excitation is the Poincaré return map. Poincaré maps allow one to reduce the study of continuous time systems (flows) to the study of an associated discrete time system (map). For this at least one of the variables of the system (usually time) is eliminated, resulting in a lower dimensional problem. Due to the use of computers with graphic facilities, the method of Poincaré has become one of the most illustrative methods for describing the complex behaviour of non-linear systems. In terms of Poincaré map, the study of the stability of a periodic solution of an ordinary differential equation reduces to the study of the stability of a fixed point of the map, which is characterized in terms of the eigenvalues of the map linearized around the fixed point (Guckenheimer and Holmes, 1983; Seydel, 1988, and Wiggins, 1990).

Bifurcation diagrams for periodic systems have been usually obtained by the direct use of numerical integration methods and Poincaré sections. These sections are obtained by inspecting the phase space whenever the time is a multiple of the forcing period (Thompson and Stewart, 1987, and Bishop, Virgen and Leung, 1988). Then a periodic solution of period  $K$  is represented by a sequence of  $K$  points, termed Poincaré points. In order to obtain the Poincaré points, for each parameter value, the system is iterated for a fixed number of iterations. The first iterations are assumed to be the transient and are discarded and the last iterations, assumed to be the steady state, are displayed on the bifurcation diagram. This method, usually referred to as brute-force method or parameter stepping, is a general method for calculating bifurcation diagrams of stable steady-state solutions (Parker and Chua, 1989). This method is rather time-consuming and is unable to locate unstable or non-stable steady-state behaviour. Another drawback is its inability to detect other possible coexisting solutions.

In this paper, an alternative computational strategy is proposed for determining bifurcation diagrams of periodic solutions which overcomes many of the shortcomings encountered in previous methodologies. First, for the initial value of the bifurcation parameter, the relevant subspace of initial conditions is divided into a sufficiently large number of cells and a cell mapping strategy (Hsu, 1987, and Flashner and Guttalu, 1988) is employed to locate possible fixed points of the Poincaré map associated with the non-autonomous continuous system. In a second step, Newton-Raphson method is employed to locate precisely all fixed points of the Poincaré map. The character and stability of the periodic solutions are evaluated by calculating for each fixed point its characteristic multipliers. This procedure is repeated for selected values of the bifurcation parameter. This allows one to identify all branches of the bifurcation diagram that pass through these parameter values. To follow the detected branches, the bifurcation parameter is slightly increased and/or decreased and the fixed points are then used as starting values to find the fixed points associated with the new parameter value. Choosing a small parameter step and using the final condition of the  $K$ th simulation as the initial condition for  $(K+1)$ th simulation, one can easily obtain all the branches of the bifurcation diagram. The fixed points for each simulation can be obtained by the Newton-Raphson technique or simply by iterating the Poincaré map and plotting the last iterations on the bifurcation diagram. The interactive use of both procedures seems to be the best strategy.

## Mathematical Formulation

The non-linear harmonic oscillations of a large number of mechanical systems can be modelled by an equation of the form (Guckenheimer and Holmes, 1983; Thompson and Stewart, 1987; Bishop et al., 1988; Seydel, 1988, and Wiggins, 1990)

$$\ddot{x} + 2\xi\omega_n\dot{x} + \omega_n^2x + \alpha x^2 + \beta x^3 = A_f \cos(\omega_f t + \phi) \quad (1)$$

subjected to the following initial conditions

$$x_0 = x(t_0) \qquad y_0 = y(t_0) \qquad (2)$$

Physically,  $\omega_n$  represents the natural frequency of vibration of the undamped linearized system,  $\xi$  is the viscous damping factor,  $\alpha$  and  $\beta$  are non-linear stiffness parameters,  $\omega_f$  is the driving frequency,  $\phi$  is a phase angle,  $A_f$  is the amplitude of the harmonic external force (per unit mass) and  $t_0$  is the initial time. Equation (1) can be regarded as a generalized form of the damped, forced Duffing oscillator.

Substituting

$$\dot{x} = y \qquad (3)$$

into equation (1), one obtains a system of first-order differential equations consisting of Eq. (3) and the equation

$$\dot{y} = -2\xi\omega_n y - \omega_n^2 x - \alpha x^2 - \beta x^3 + A_f \cos(\omega_f t + \phi) \qquad (4)$$

where  $x$  and  $y$  are the dependent variables and  $t$  is the independent variable.

If  $x(t) = x(t + T_0)$  and similarly  $y(t) = y(t + T_0)$  then it is reasonable to assume that Eq. (1) possesses periodic solutions with a period  $T = kT_0$ , where  $k$  is an integer.

A periodic non-autonomous system can be rewritten in the form of an autonomous system by defining the function

$$\theta = (\omega_f t + \phi) \qquad (5)$$

Using Eqs. (3) and (5), Eq. (1) becomes

$$\begin{aligned} \dot{x} &= y \\ \dot{y} &= -2\xi\omega_n y - \omega_n^2 x - \alpha x^2 - \beta x^3 + A \cos\theta \\ \dot{\theta} &= \omega_f \end{aligned} \qquad (6)$$

The solution of (1) can be obtained by integrating numerically Eqs. (3) and (4) (or, alternatively, Eqs. (6)).

A particular feature of non-linear harmonically forced dynamical systems governed by differential equations is that they may have competing solutions. The form of dynamic behaviour persisting after the decay of transient motion due to damping depends on the starting conditions in terms of initial displacement and velocity of the system. Usually the identification of the various periodic solutions and the study of their orbital stability are somewhat cumbersome (see Wiggins, 1990). To simplify the analysis, the continuous time system, described by differential equations, is reduced to a discrete time system (Poincaré map) by elimination of at least one of the system variables, resulting in a lower dimensional problem. There is no general method of constructing the Poincaré map associated with arbitrary ordinary differential equations, since this construction requires some knowledge of the geometrical structure of the phase space of the ordinary differential equation (Guckenheimer and

Holmes, 1983, and Wiggins, 1990). If the sampling of Poincaré points is adequately chosen the dynamics of the resulting Poincaré map will be directly related to the dynamics of the flow. A standard technique for constructing the Poincaré map of a periodically driven oscillator is to inspect the phase space whenever  $t$  is a multiple of the forcing period,  $T_f$  where

$$T_f = 2\pi/\omega_f \quad (7)$$

Suppose  $x(t)$  and  $y(t)$  are the solutions of (1) starting at a point  $P_0 = (x_0, y_0)$  in the  $(x, y)$  phase space. The subsequent points  $P_k$  ( $k = 1, 2, 3, \dots$ ) where the trajectory intersects the Poincaré section, termed Poincaré points, are obtained from the discrete map

$$P_{i+1} = T_p P_i \quad (8)$$

where  $T_p$  is the Poincaré map which can be computed from the general solutions of Eqs. (3) and (4) (Guckenheimer and Holmes, 1983).

In an extension of the notation, the iterates of the mapping are related to  $P_0$  by

$$\begin{aligned} P_1 &= T_p(P_0) \\ P_2 &= T_p(P_1) = T_p^2(P_0) \\ P_3 &= T_p(P_2) = T_p^2(P_1) = T_p^3(P_0) \end{aligned} \quad (9)$$

where  $T_p^k$  means  $T_p$  iterated  $k$  times.

If a point  $P_0$  after one iteration repeats itself, then  $P_0$  is a fixed point of the map  $T_p$  and corresponds to a periodic solution of period  $T_f$  for the flow. In addition, if

$$P_0 = T_p^k(P_0) \quad (10)$$

with  $k > 1$  but

$$P_0 \neq T_p^k(P_0) \quad (11)$$

for  $1 \leq j \leq k-1$ , then  $P_0$  is a fixed point of period  $k$  and corresponds to a sub-harmonic of period  $kT_f$  (Guckenheimer and Holmes, 1983).

In terms of Poincaré map, the study of the stability of a periodic solution of an ordinary differential equation reduces to the study of the stability of the fixed points of the Poincaré map, which is simply characterized in terms of the eigenvalues of the map linearized around the fixed point. For convenience the Poincaré map (8) is rewritten as

$$x_{i+1} = H(x_i, y_i) \quad y_{i+1} = G(x_i, y_i) \quad (12)$$

where  $x_i = x(t_i)$ ,  $x_{i+1} = x(t_i + kT_f)$ ,  $y_i = y(t_i)$ ,  $y_{i+1} = y(t_i + kT_f)$  and  $t_i = t_0 + i(kT_f)$ . Here  $k$  is the period of the orbit under consideration.

If  $P_0$  is a fixed point of period  $k$  then

$$x_0 = H(x_0, y_0) \quad y_0 = G(x_0, y_0) \quad (13)$$

The stability of a periodic solution is determined by its characteristic multipliers, also called Floquet multipliers. Characteristic multipliers are a generalization of the eigenvalues at an equilibrium point. In order to study the stability of the fixed-points associated with the periodic solutions of Eq. (1), the linearization of the Poincaré map at the fixed point is calculated. Superimposing a small disturbance

$$x_i = x_0 + \xi_i \quad y_i = y_0 + \eta_i \quad (14)$$

on (12) results in

$$x_{i+1} = x_0 + \xi_{i+1} = H(x_0 + \xi_i; y_0 + \eta_i) \quad (15)$$

$$y_{i+1} = y_0 + \eta_{i+1} = G(x_0 + \xi_i; y_0 + \eta_i)$$

Expanding the functions  $H$  and  $G$  in Taylor series at the fixed point, and retaining only the linear part of the expansions, one obtains the following variational equations

$$\xi_{i+1} = \frac{\partial H}{\partial x} \xi_i + \frac{\partial H}{\partial y} \eta_i \quad (16)$$

$$\eta_{i+1} = \frac{\partial G}{\partial x} \xi_i + \frac{\partial G}{\partial y} \eta_i$$

Let  $(m_i)$  be the eigenvalues of the linearization of the Poincaré map (Eq. 16) around a fixed point. If the moduli of all eigenvalues are smaller than one, then the fixed point is stable (attracting). If the modulus of at least one eigenvalue is larger than one, then the fixed point is unstable (repelling) (Seydel, 1988). A fixed point with no characteristic multiplier on the unit circle is called hyperbolic. Hyperbolic fixed points are generic and structurally stable, that is, they still exist under small perturbations of the map. The stability type of a fixed point of a Poincaré map corresponds to the stability type of the underlying periodic orbit (Guckenheimer and Holmes, 1983, and Wiggins, 1990). Hyperbolic cases for the two-dimensional Poincaré section are summarized in Fig. 1. There are three ways in which a fixed point of a discrete mapping may fail to be hyperbolic: it may have an eigenvalue  $+1$ , an eigenvalue  $-1$ , or a pair of complex eigenvalues with  $|m_i|=1$ . When one of the multipliers crosses the unit circle stability is lost or gained.

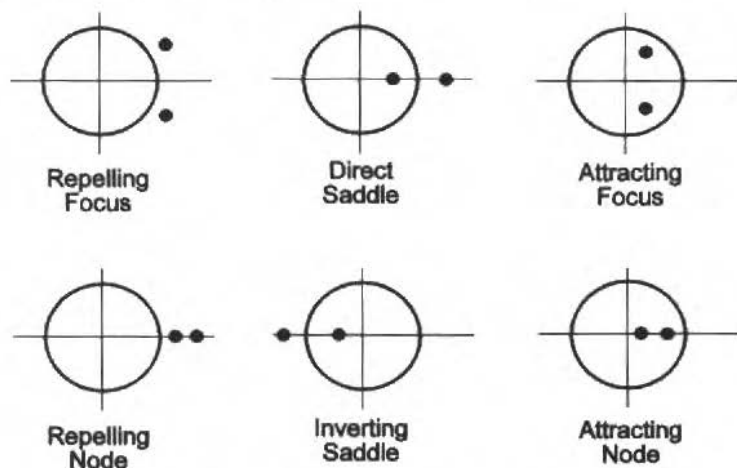


Fig. 1 Types of generic fixed points of a planar Poincaré mapping

## Computational Scheme

In order to study the dependence of the response on a certain parameter, say  $\lambda$ , over a chosen parameter range,  $\lambda_{\min} \leq \lambda \leq \lambda_{\max}$ , some measure of the motion is required. This measure should be selected with care, since a bad choice of this measure might conceal rather than clarify the branching behaviour in a particular example. The co-ordinates  $x_0$  or  $y_0$  of the Poincaré map are usually the best choices.

To obtain the bifurcation diagram of a system, the following procedure may be employed (Machado, 1993). First, for the initial value of the bifurcation parameter,  $\lambda_{\min}$ , a hybrid cell mapping/Newton-Raphson algorithm is employed to locate the fixed points of the Poincaré map.

The method of cell mapping is a powerful computational technique for locating periodic solutions of non-linear dynamical systems (Hsu, 1987, and Flashner and Guttalu, 1988). In order to obtain a cell mapping associated with the dynamical system (1), first, choose a rectangular subspace of the phase space, defined by the co-ordinates  $(x_{\min}, y_{\min})$  and  $(x_{\max}, y_{\max})$ , and divide the segments

$$\begin{aligned}\Delta x &= (x_{\max} - x_{\min}) \\ \Delta y &= (y_{\max} - y_{\min})\end{aligned}\quad (17)$$

into, respectively,  $N_x$  and  $N_y$  intervals such that the selected region of initial conditions is discretized into  $NC = N_x N_y$  rectangular cells of size  $h_x \times h_y$ , where

$$h_x = \Delta x / N_x \quad h_y = \Delta y / N_y \quad (18)$$

Use the co-ordinates of the centre of a cell

$$\begin{aligned}x_i &= x_{\min} + (h_x/2) i & i &= 1, N_x \\ y_j &= y_{\min} + (h_y/2) j & j &= 1, N_y\end{aligned}\quad (19)$$

as initial conditions and integrate the state Eqs. (3) and (4) from time  $t = t_0$  to time  $t = t_0 + kT_f$ . If the trajectory starting from  $(x_i, y_j)$  terminates in a rectangular region defined by

$$(x_{\min}, y_{\min}) = (x_i - 3h_x/2; y_j - 3h_y/2) \quad (20)$$

and

$$(x_{\max}, y_{\max}) = (x_i + 3h_x/2; y_j + 3h_y/2) \quad (21)$$

then the cell  $ij$  is considered to be periodic of period  $k$  and possibly a fixed point of order  $k$  lies in this region. Varying  $i$  from 1 to  $N_x$  and  $j$  from 1 to  $N_y$ , all periodic cells within the selected subspace of initial conditions are identified.

Now, using the centre of each periodic cell as starting values and employing the Newton-Raphson technique, all fixed points of the Poincaré map are evaluated with the desired accuracy.

If the co-ordinates of the centre of a periodic cell,  $(x, y)$ , were a fixed point, then

$$\begin{aligned}h(x, y) &= H(x, y) - x = 0 \\ g(x, y) &= G(x, y) - y = 0\end{aligned}\quad (22)$$

Generally the point  $(x, y)$  does not coincide with a fixed point. In this case



$$H(x,y) - x = R_x \quad G(x,y) - y = R_y \quad (23)$$

where  $R_i$  is the error.

Using the Newton-Raphson method, the corrections  $dx$  and  $dy$  are obtained from

$$\begin{bmatrix} (\partial H/\partial x) - 1 & (\partial H/\partial y) \\ \partial G/\partial x & (\partial G/\partial y) - 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} dx \\ dy \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} -h(x,y) \\ -g(x,y) \end{Bmatrix} \quad (24)$$

Since the definition of the Poincaré map relies on knowledge of the flow of the differential equation, Poincaré maps cannot be computed analytically unless general solutions of these equations are available. For this reason, the elements of the Jacobian must be computed numerically. The computation of each column of the Jacobian matrix requires a separate integration of the ordinary differential Eqs. (3) and (4) for a time  $kT_p$ , followed by the evaluation of

$$\begin{aligned} \partial H/\partial x &\equiv [H(x_0 + \delta x, y_0) - H(x_0, y_0)]/\delta x \\ \partial G/\partial x &\equiv [G(x_0 + \delta x, y_0) - G(x_0, y_0)]/\delta x \\ \partial H/\partial y &\equiv [H(x_0, y_0 + \delta y) - H(x_0, y_0)]/\delta y \\ \partial G/\partial y &\equiv [G(x_0, y_0 + \delta y) - G(x_0, y_0)]/\delta y \end{aligned} \quad (25)$$

where  $\delta x$  and  $\delta y$  are the appropriate size steps for the finite differencing of derivatives (Seydel, 1988).

After solving the matrix Eq. (24), the corrections are added to the starting values

$$\begin{aligned} x^{\text{new}} &= x^{\text{old}} + dx \\ y^{\text{new}} &= y^{\text{old}} + dy \end{aligned} \quad (26)$$

and the process is iterated to convergence.

Once both functions and variables have converged, the characteristic multipliers can be evaluated and the desired information on stability is obtained. Recall that the characteristic multipliers  $m_1$  and  $m_2$  are the roots of the equation

$$\det \left( \begin{bmatrix} (\partial H/\partial x) - m & (\partial H/\partial y) \\ \partial G/\partial x & (\partial G/\partial y) - m \end{bmatrix} \right) = 0 \quad (27)$$

where the partial derivatives of  $H$  and  $G$  are evaluated at the fixed point.

This routine is repeated for  $M - 1$  evenly spaced parameter values between  $\lambda_{\min}$  and  $\lambda_{\max}$

$$\lambda_m = \lambda_{\min} + m(\lambda_{\max} - \lambda_{\min})/M \quad m = 1, \dots, M - 1 \quad (28)$$

This procedure allows one to identify all branches of the bifurcation diagram that pass through these  $M$  parameter values. To follow the detected branches, the bifurcation parameter is slightly increased and/or decreased and the fixed points are then used as starting values to find the fixed points associated with the new parameter values. Choosing a small parameter step and using the final condition of the  $K$ th simulation as the initial condition for  $(K+1)$ th simulation, one can easily obtain all the branches of the bifurcation diagram. The fixed points for each simulation can be obtained by the Newton-Raphson technique or simply by iterating the Poincaré map and plotting the last iterations on the bifurcation diagram. It should be observed that, while the repeated use of the Newton-Raphson method enables one to obtain not only stable but also unstable branches of the bifurcation diagram, the second alternative only works if the desired branch is stable.

The present methodology can be extended to the analysis of multi-degree-of-freedom systems, but for this a reliable method for identification of fixed-points in a multidimensional phase-space should be devised.

## Applications

To demonstrate the proposed method, it is applied to the Duffing equation

$$\ddot{x} + 0.2x + x^3 = A_f \cos(t) \quad (29)$$

which represents a particular case of Eq. (1).

Taking the forcing amplitude  $A_f$  as the bifurcation parameter and the following subspace of initial conditions

$$(x_{\min}, y_{\min}) = (-2; -6) \quad (x_{\max}, y_{\max}) = (4; 6) \quad (30)$$

one obtains the bifurcation diagrams depicted in Fig. 2, where the displacement and velocity co-ordinates of the Poincaré map were used as scalar measures of the motion.

As Fig. 2 shows, the system under consideration displays a multiplicity of periodic solutions and a rich branching behaviour. In particular, there are various period-doubling cascades leading to chaos and jumps due to the presence of non-linear resonance curves and the associated saddle-node bifurcations. It can also be observed, after the chaos region, the abrupt appearance of a stable period 3 solution. Using the Runge-Kutta method and the fixed point co-ordinates as initial conditions, one can easily obtain the long-term behaviour of the various solutions displayed in the bifurcation diagrams.

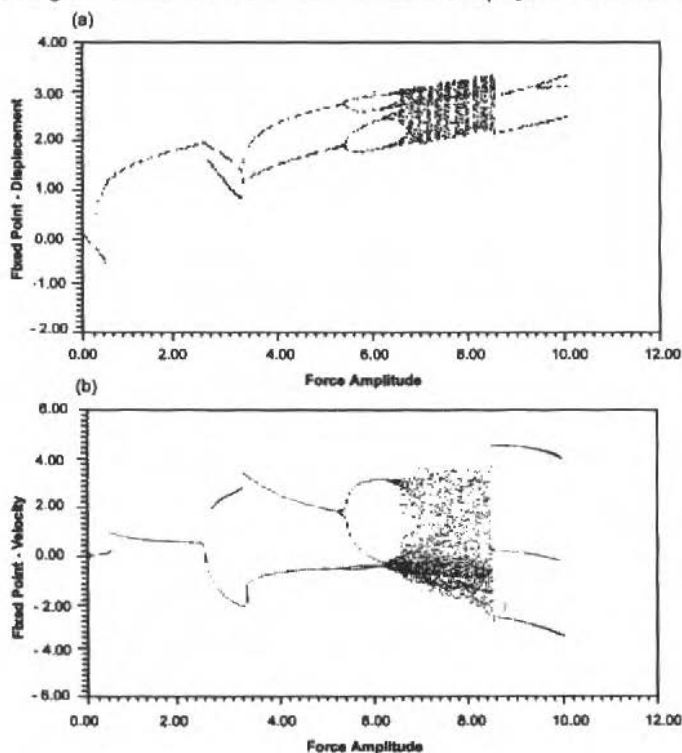


Fig. 2 Bifurcation diagrams

## References

- Bishop, S. R., Virgin, L. N., and Leung, D. L. M., 1988, "On The Computation of Domains of Attraction During the Dynamic Modelling of Oscillating Systems", *Applied Mathematical Modelling*, Vol. 12, pp. 503-516.
- Flashner, H., and Guttalu, R. S., 1988, "A Computational Approach for Studying Domains of Attraction for Non-Linear Systems", *Int. J. Non-Linear Mechanics*, vol. 23, pp. 279-295.
- Guckenheimer, J., and Holmes, P., 1983, "Nonlinear Oscillations, Dynamical Systems, and Bifurcations of Vector Fields", Springer-Verlag, New York.
- Hsu, C.S., 1987, "Cell-to-Cell Mapping: A Method of Global Analysis for Nonlinear Systems", Springer-Verlag, New York.
- Machado, V. L. S. S., 1993, "Bifurcações Múltiplas e Comportamento Não-Linear de Sistemas Dinâmicos", Tese de Doutorado, PEC, COPPE-UFRJ.
- Parker, S. T., and Chua, L. O., 1989, "Practical Numerical Algorithms for Chaotic Systems", Springer-Verlag, New York.
- Seydel, R., 1988, "From Equilibrium to Chaos - Practical Bifurcation and Stability Analysis", Elsevier, New York.
- Thompson, J. M. T., and Stewart, H. B., 1987, "Nonlinear Dynamics and Chaos: Geometrical Methods for Engineers and Scientists", John Wiley and Sons, Chichester, UK.
- Wiggins, S., 1990, "Introduction to Applied Nonlinear Dynamical Systems and Chaos", Springer-Verlag, New York.

# Cutting Forces Assessment when Turning Hardened Bearing Steel

Alexandre Mendes Abrão

Universidade Federal de Uberlândia  
Departamento de Engenharia Mecânica  
38.400-902 - Uberlândia, MG - Brasil

David Aspinwall

University of Birmingham  
School of Manufacturing and Mechanical Engineering  
Edgbaston Birmingham B15 2TT UK

## Abstract

The present work deals with the influence of some cutting parameters, namely cutting speed, feed rate, depth of cut and tool wear on the cutting forces when turning AISI 52100 bearing steel hardened to 62 HRC using high and low concentration PCBN compacts and conventional ceramic cutting tools (mixed alumina, whisker reinforced alumina and silicon nitride based ceramics). The results indicated that in general, the radial force was the highest, followed by the tangential and axial forces. When roughing, cutting forces were approximately 6-9 times higher than when finishing. Cutting forces increased almost linearly with feed rate, depth of cut and tool wear, but decreased slightly as the cutting speed was increased.

**Keywords:** Hardened Steel, Cutting Forces, Machining, PCBN, Ceramic Tooling.

## Introduction

Conventional wisdom suggests that steels become "difficult-to-machine" at hardness values greater than about 300 HV (30-32 HRC). Therefore workpiece materials above this limit are recommended to be cut near-net shape in the annealed condition, heat treated and finally ground to desired dimensions and tolerances. However, turning and milling such materials using PCBN and ceramic tooling instead of grinding is often quicker and therefore, substantial cost savings can be made (Collier, 1987). Additionally, hard part machining (HPM) avoids the problems of distortion and subsequent re-machining that typically occur with existing processing procedures used in die block manufacture.

High-speed steel and cemented carbide tools are ineffective as their edge strength is insufficient to withstand the cutting stresses at elevated temperatures and diamond reverts to graphite at temperatures above 750°C. The ability of polycrystalline cubic boron nitride (PCBN) cutting tools to maintain a workable cutting edge at elevated temperature is, to some extent, shared with several of the newer conventional ceramic tool materials, thereby offering an alternative to PCBN in a number of circumstances.

Cutting forces when machining hard materials are not extremely higher than when cutting in the annealed state due to the relatively small amount of plastic deformation of the chip (limited by crack initiation and resulting in a saw-tooth type of chip) and also because of the low contact area between chip and tool, which reduces the friction force (Nakayama et al., 1988). Nevertheless, cutting forces are reported to be approximately 30 to 80% higher than when machining materials of lower hardness (Bordui, 1988). Attention should therefore be paid to the tool edge preparation, the use of negative rake geometry and appropriate nose radii. Despite the lower forces obtained when using a sharp edge, a chamfered edge should be employed in order to distribute the radial force along the edge and improve the edge resistance to failure by fracture, mainly in the case of rough and interrupted cutting. According to Collier (1987) and Stier (1988), a large corner radius and a large cutting edge angle  $\chi_r$  also improves tool strength. In general, when machining hardened steels with PCBN and conventional ceramic tooling, Sandvik recommends the use of a T-land edge preparation of 0.1 mm x 20°. Edge honing is also recommended for PCBN tools, typical hone radius values ranging from 0.1-0.15 mm for heavy roughing operations when machining steel mill rolls, to 0.02-0.05 mm when finishing (Hatschek, 1981).

König and Wand (1987) reported that during continuous turning of a bearing steel hardened to 60 HRC using PCBN tooling, the cutting forces decreased with an increase in cutting speed up to 200 m/min, after which they remained constant. The tangential and axial forces were shown to increase almost

linearly with depth-of-cut. Changes in feed rate produced significant variation in axial and radial forces, however the tangential force was less affected. When using mixed alumina cutting tools to machine case hardened steels, the radial force was found to be up to three times higher than when using PCBN tools.

When machining hardened tool steels (58 HRC) using DBC50 with a positive or neutral rake angle tool, Heath and Dodsworth (1987) found that flank wear was accelerated and unstable cutting conditions were produced. Nakai et al. (1991) reported that when machining AISI T4 high speed steel with PCBN tools, increasing the workpiece hardness from 15 to 62 HRC resulted in a gradual increase of the tangential and axial forces, but that the radial force increased rapidly when the workpiece hardness exceeded 45 HRC. Turning AISI O1 tool steel using PCBN tooling (BN200), Ahmad et al. (1988) found that an increase in the work material hardness had a profound effect on both the tangential and feed forces due to an increase in the energy necessary to shear the harder material. When comparing the radial forces for mixed ceramic and PCBN tools used for turning case hardened DIN 16MnCr5E steel (62 HRC), König et al. (1990) reported that the mixed ceramic tool produced radial forces two to three times higher than with the PCBN insert.

As far as the machine tool is concerned, the static and dynamic stiffness of the machine tool/workpiece pair are of great importance when HPM, since vibration must be minimised, if not eliminated, during cutting. This can be achieved through a proper design of bed ways as well as headstock and tailstock bearings. When varying the stiffness of the machine tool/workpiece system during hard cutting with PCBN tools, Chryssolouris (1982) found that with low stiffness, wear behaviour was characterised by early cracking, leading to a decrease in tool life. Unfortunately, data on the minimum stiffness required for a satisfactory tool performance are not available.

Although the technical literature is not specific with regard to the power consumption when HPM, machine tools with a minimum power from 10 to 15 kW are generally required. Other recommendations include (Ekstedt, 1987): protection of bed ways from chips and contaminants, proper lubrication of bearings, high accuracy of the vital components of the machine-tool and compensation devices and production systems that provide the accuracy and repeatability required.

The application of a cutting fluid is recommended when machining components which must attain close tolerances and accuracy. In these cases, a 5% water soluble oil emulsion provide acceptable results (Collier, 1987). If flood coolant is impractical, the use of a spray mist, refrigerated air or compressed air is advised.

## Experimental Work

Continuous dry turning tests were conducted on a 17 kW Dean, Smith & Grace lathe with a top speed of 2000 rpm which was continuously variable. Bars of AISI 52100 bearing steel containing 0.95% carbon and 1.73% chromium (determined with a Hilger Polyvac E1000 spectrometer) were heat treated to provide a case hardness of  $62 \pm 1$  HRC. Due to the fact that the depth of the hardened layer did not exceed 10 mm, the workpiece hardness was closely monitored throughout the test program with an Encotest ET11 portable hardness tester and rehardening was undertaken when recorded values approached the lower control limit. Cutting forces were measured using a Kistler piezoelectric dynamometer model type 9257A connected to a bank charge amplifiers and a UV recorder during the first 30 seconds of cutting.

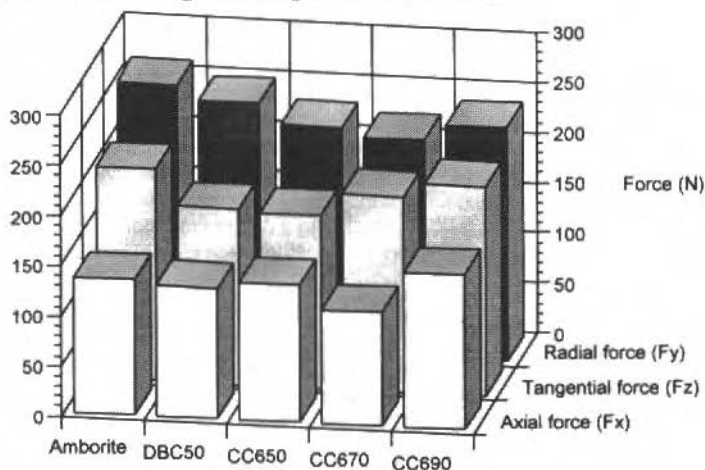
In order to cover both finish and rough cutting, the machining parameters tested were as follows: cutting speeds ( $v_c$ ) of 70, 140 and 200 m/min, feed rates ( $f$ ) of 0.06 and 0.25 mm/rev and depths of cut ( $a_p$ ) of 0.5 and 2.0 mm/side. The various cutting tool materials tested together with the respective geometry are shown in Table 1. The PCBN inserts were supplied by De Beers Industrial Diamond Division and the ceramics were purchased from Sandvik Coromant. All inserts incorporated a T-land chamfer and were employed in a top clamp style tool holder which provided the following geometry: cutting edge angle  $\chi_r = 45^\circ$ , normal rake angle  $\gamma_0 = -6^\circ$  and cutting edge inclination angle  $\lambda_s = -5^\circ$ .

**Table 1** Tool materials and geometry

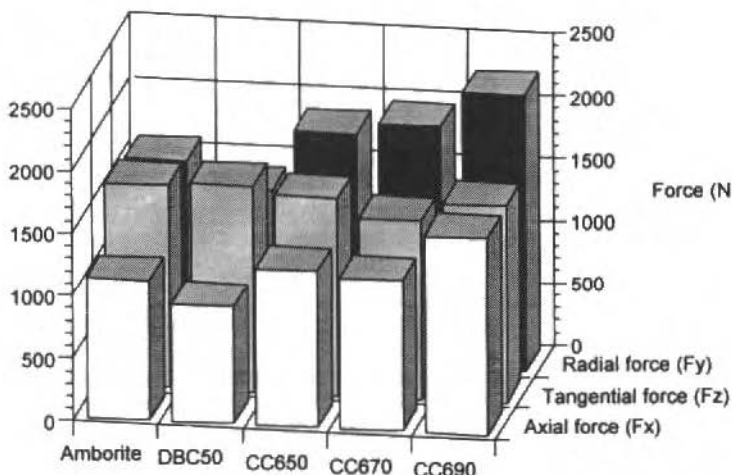
Tool material trade name	Indexable insert geometry
Amorbite (PCBN)	SNMN 090316 T02020
DBC50 (PCBN)	SNMN 090316 T02020
CC650 (mixed alumina)	SNGN 120416 T02520
CC670 (whisker reinforced alumina)	SNGN 120416 T01020
CC690 (silicon nitride based ceramic)	SNGN 120416 T02520

## Results

Figures 1 and 2 show the effect of the different tool materials on the cutting forces when finishing and roughing the hardened bearing steel using all five tool materials.



**Fig. 1** Effect of tool material on cutting forces when finish turning ( $v_c=200$  m/min,  $f=0.06$  mm/rev and  $a_p=0.5$  mm/side)



**Fig. 2** Effect of tool material on cutting forces when rough turning ( $v_c=70$  m/min,  $f=0.25$  mm/rev and  $a_p=2.0$  mm/side)

In general, the radial (thrust) component was the highest, followed by the tangential (cutting) force and axial (feed) force. Amorbite produced the highest forces during finishing, followed by DBC50. The conventional ceramic products gave lower values. When roughing using PCBN-based tools, the tangential force was slightly higher than the radial component. No such difference was found with the conventional ceramic tools.

For the subsequent tests, only the PCBN tools were used. Figure 3 shows the effect of cutting speed on the cutting forces when finishing with DBC50. As the cutting speed was increased, the forces decreased slightly, reaching constant values after  $v=150$  m/min. Figures 4 and 5 show the influence of feed rate and depth of cut on the cutting forces when machining with Amorbite. All the forces were found to increase approximately linearly with feed rate and depth of cut, the tangential component having the largest gradient.

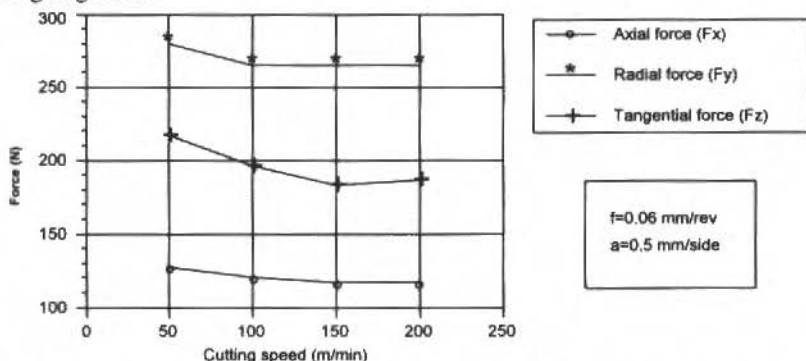


Fig. 3 Effect of cutting speed on the cutting forces when turning hardened bearing steel using DBC50

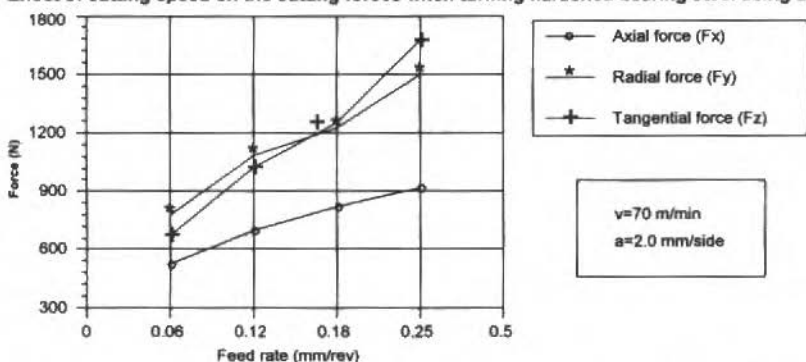


Fig. 4 Effect of feed rate on the cutting forces when turning hardened bearing steel with Amorbite

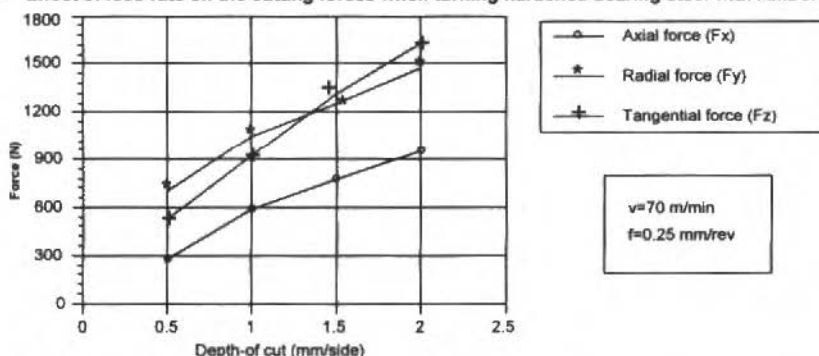


Fig. 5 Effect of depth of cut on the cutting forces when turning hardened bearing steel using Amorbite

Finally, Fig. 6 shows the effect of cutting time, and consequently tool wear on the cutting forces, when: a) finish turning with DBC50 and b) rough turning with Amorbite. The end of the test was determined by the time required for each tool to reach an average flank wear  $VB_B = 0.3$  mm. Although all the forces increased with cutting time, the most dramatic change was observed in the radial force, which almost doubled when finish cutting.

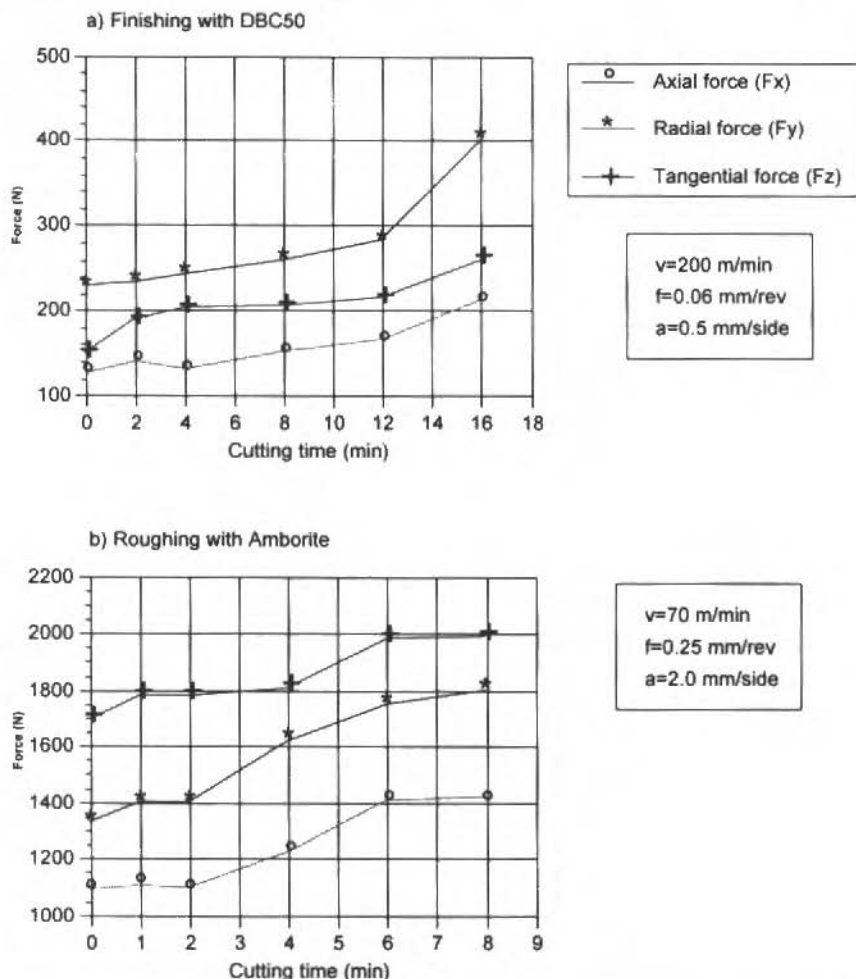


Fig. 6 Effect of cutting time on cutting forces when turning hardened bearing steel using: a) DBC50 and b) Amorbite

## Discussion

When finish cutting the radial force was the highest for all cutting tools, followed by the tangential and then axial force. This was not unexpected, since when cutting hardened steels the radial force is higher because of an increase in the resistance of the work material to the depth of cut compared to annealed materials. In addition to that, the need of a cutting edge strong enough to HPM often requires a corner radius as large as possible. In these circumstances, the contact area between the cutting tool and the workpiece will be increased. This, together with a reduction in the actual cutting edge angle will also account for the increase observed in the radial force. This increase in the radial force as the cutting edge angle is reduced when machining hardened steels was also reported by Hodgson and Trendler (1980). The fact that Amorbite produced the highest resultant cutting force was probably due



to its high thermal conductivity. By channeling heat away from the cutting zone the induced softening of the work material was reduced, thereby giving rise to higher cutting forces. When rough cutting however, two different operating regimes were observed: Amborite and DBC50 gave tangential forces marginally higher than the radial component whereas the conventional ceramic products followed the same trend observed when finish turning. One possible explanation for the behaviour of Amborite and DBC50 was found examining the profile of the cutting edges (Abrão, 1995). After only two minutes cutting, the slope of the crater wall was much steeper on the whisker reinforced alumina and silicon nitride ceramic tools than on Amborite, and the crater was located very close to the cutting edge leading to its deterioration. Consequently the radial component of the resultant cutting force will be much more prominent compared to Amborite (and possibly to DBC50) where the shape of the crater will lead to a more equal share of the resultant force between the tangential and radial components. The narrower width of the chamfer produced on the whisker reinforced tools was possibly the main responsible for the slightly lower resultant cutting force when finish cutting.

The decrease in the cutting force as the cutting speed increased was probably caused by a reduction in the strength of the material owing to an increase in the cutting temperature and was also reported by König and Wand (1987). All forces increased with feed rate and depth of cut, however the radial force which was the highest at the beginning of the tests (lower feed rate and depth of cut) was overshadowed by the tangential force as the cutting parameters were increased. Similar results were reported in the literature by Hodgson and Trendler (1987) and König and Wand (1987) and it would appear that under such conditions, it is likely that the associated increase in temperature was not sufficient to match the increase in the shear plane area and soften the work material.

The effect of the cutting time, and consequently tool wear on cutting forces was investigated when finish turning using DBC50 and when rough turning with Amborite. As expected, all the forces increased with cutting time, especially the radial force when finishing which seemed to be more responsive to the wear experienced by the cutting tool.

## Conclusions

- Cutting forces measurements undertaken when turning hardened bearing steel indicated that, in general, radial forces were the highest, followed by the tangential and axial components, except when rough cutting using Amborite and DBC50 where the tangential force was marginally greater, and
- The forces were found to decrease slightly with cutting speed and to increase with feed rate, depth of cut and tool wear.

## Acknowledgments

We would like to thank Professor K.B. Haley, Head of the School of Manufacturing & Mechanical Engineering and Professor M.H. Loretto, Director of the IRC in Materials for High Performance Applications, for the provision of laboratory facilities. Additional thanks go to Paul Bossom and Shaun Webb, De Beers Industrial Diamond Division (PTY) Ltd., for the supply of PCBN tooling materials and both CNPq-Brazil and EPSRC-UK for financial support.

## References

- Abrão, A.M., 1995, "The Machining of Annealed and Hardened Steels Using Advanced Ceramic Cutting Tools", PhD. Thesis, University of Birmingham, UK.
- Ahmad, M.M., Hogan, B., and Goode, E., 1988, "Machinability Tests on Cubic Boron Nitride", Proceedings, Fifth Conference of the Irish Manufacturing Committee, Advances in Manufacturing Technology, pp. 495 - 514.
- Bordui, D., 1988, "Hard-Part Machining With Ceramic Inserts", American Ceramic Society Bulletin, Vol. 67(6), pp. 998-1001.
- Chryssoulouris, G., 1982, "Effects of Machine-tool-workpiece Stiffness on the Wear Behaviour Of Superhard Cutting Material", Annals of the CIRP, Vol. 31(1), pp. 65 - 69.
- Collier, G., 1987, "Four Times Faster than Grinding", Machine and Tool Blue Book, Vol. 82(3), pp. 52 - 54.
- Ekstedt, T., 1987, "The Challenge of Hard Turning", Carbide and Tool Journal, Vol. 19(5), pp. 21 - 24.

- Hatschek, R.L., 1981, "Take a New Look At Ceramic/cermets", American Machinist, Special report no.:733, pp. 165-176.
- Heath, P.J., and DODSWORTH, J., 1987, "Brazeable PCBN Inserts - a User's Guide", Industrial Diamond Review, Vol 3, pp. 107-111.
- Hodgson, T., and Trendler, P.H.H., 1980, "Cubic Boron Nitride Machining; With Particular Reference to Cutting Tool Geometry and Cutting Forces When Machining Tool Steel". Proceedings, International Conference on Manufacturing Technology, pp. 63-70. Melbourne, Australia.
- König, W., Iding, M., and Link, R., 1990, "Fine Turning and Drilling Hardened Steels", Industrial Diamond Review, Vol. 2, pp. 79 - 85.
- König, W., and Wand, Th., 1987, "Turning Bearing Steel With Ambrorite and Ceramic", Industrial Diamond Review, Vol. 3, pp. 117-120.
- Nakai, T., Nakatani, S., Tomita, K., and Goto, M., 1991, "Hard Turning by PCBN", Proceedings, Superabrasives'91, SME, pp. 1161-1175. Chicago, IL, USA.
- Nakayama, K., Arai, M., and Kanda, T., 1988, "Machining Characteristics of Hard Materials", Annals of the CIRP, Vol. 37(1), pp. 89 - 92.
- AB Sandvik Coromant Hard part turning guide, 21 p.
- Stier, H., 1988, "The Rewards and Demands of Hard-part Turning", Modern Machine Shop, Vol. 60(11), pp. 88- 94.

# Comparação de Métodos Estacionários e GMRES em Simulação de Reservatórios de Petróleo Utilizando Malhas Não-Estruturadas de Voronoi

## *Comparison of some Estationary Methods with the GMRES in the Petroleum Reservoir Simulation Using Non-Structured Voronoi Grids*

**Francisco Marcondes**

Universidade Federal da Paraíba  
Departamento de Engenharia Mecânica  
Campina Grande, PB Brasil

**Mário Cesar Zambaldi**

Universidade Federal de Santa Catarina  
Departamento de Matemática  
80040-900 Florianópolis, SC Brasil

**Clovis Raimundo Maliska**

Universidade Federal de Santa Catarina  
Departamento de Engenharia Mecânica  
88040-900 Florianópolis, SC Brasil

### **Abstract**

The solution of the linear systems arising in petroleum reservoir engineering simulation using non-structured Voronoi grids is the main goal of this work. The solution is obtained using stationary and GMRES (Generalized Minimal Residual Method). The GMRES method is preconditioned by two schemes: one of them is based on a ILU factorization while the other one takes into account only of the jacobian matrix structured.

Two ordering schemes, are also investigated, one is based on the grid generation structure and the other one via ordering planes.

**Keywords:** Petroleum Reservoir Simulation, Non-structured Voronoi Grids, Stationary Method, GMRES, Natural Grid Generation, Ordering Planes

### **Resumo**

No presente trabalho a solução dos sistemas lineares oriundos da simulação de reservatórios de petróleo utilizando malhas não-estruturadas de Voronoi é obtida através de métodos estacionários e GMRES (Generalized Minimal Residual Method). Para a resolução com o método GMRES são utilizados dois tipos de preconditionadores, um global e outro baseado somente em uma parte da estrutura do jacobino.

Também, são utilizados dois esquemas de ordenação das incógnitas, uma baseada na geração natural da malha e outra via plano ordenador.

**Palavras-chave:** Simulação de Reservatórios de Petróleo, Malhas de Voronoi, Métodos Estacionários, GMRES, Geração Natural da Malha, Plano Ordenador.

### **Introdução**

A simulação numérica de reservatórios de petróleo é uma ferramenta de importância vital no auxílio do gerenciamento de uma determinada bacia petrolífera. O primeiro passo na simulação é a escolha de um modelo matemático que represente adequadamente o comportamento dos fluidos presentes no reservatório. Em geral, por mais simples que seja o modelo, as equações representativas são altamente não-lineares e acopladas. Com o intuito de obter as equações aproximadas estas equações são integradas no espaço e no tempo. Para a integração temporal, geralmente é utilizado um esquema totalmente implícito no tempo e o conjunto de equações não-lineares é resolvido utilizando iteração de Newton.

Para a discretização do domínio espacial existem diversas possibilidades, as quais podem-se englobar dentro de duas categorias básicas, malhas estruturadas e malhas não estruturadas. A malha

estruturada mais utilizada na simulação de reservatórios de petróleo é a malha cartesiana (Yanosik e McCracken, 1983; Rubin e Blunt; 1991; etc). Recentemente apareceram trabalhos que fazem uso de coordenadas curvilíneas (Fleming, 1987; Sharpe, 1993; Maliska et al., 1993), sendo que os dois primeiros trabalhos citados trabalham com coordenadas curvilíneas ortogonais e o último com coordenadas curvilíneas não-ortogonais.

Em malhas não-estruturadas existem trabalhos que fazem uso da técnica dos elementos finitos (Coutinho et al., 1993) e aqueles que fazem uso de malhas não estruturadas, mas continuam realizando balanço de massa para cada componente (Forsyth, 1989; Fung et al., 1993; Palagi, 1992). A malha proposta por Palagi (1982) é um caso particular dos trabalhos de Forsyth (1989) e Fung et al. (1993), uma vez que a malha utilizada pelo mesmo é um diagrama de Voronoi, cuja principal característica é ser localmente ortogonal. Isso, por sua vez, facilita sobremaneira o processo de integração das equações governantes.

A grande vantagem do uso de malhas não-estruturadas, no que tange a discretização do domínio é a facilidade de representar geometrias bastante complexas. Trabalhando-se com malhas estruturadas nem sempre é possível resolver um determinado problema sem que se tenha de fazer uso de vários domínios, mesmo trabalhando-se com coordenadas generalizadas. Entretanto, o sistema de equações resultante, quando do uso de malhas não estruturadas, é geralmente esparsas e sem nenhuma lei de formação, o que influencia o método numérico para a resolução do problema.

Para a resolução do problema, utiliza-se iterações newtonianas em cada nível de tempo. Em cada interação de Newton um sistema de equações lineares deve ser resolvido. Métodos iterativos devem ser empregados para os sistemas lineares, como a literatura do petróleo sugere. Isto porque os métodos iterativos requerem, em geral, pouca memória adicional e baixo custo por iteração.

A ordenação das incógnitas afeta a taxa de convergência dos métodos baseados ou derivados dos gradientes conjugados preconditionados para malhas estruturadas (Watts, 1981; Behie e Forsyth, 1984). No caso de malhas estruturadas as matrizes, apesar de serem esparsas, têm uma lei de formação, por exemplo, cinco diagonais para problemas bidimensionais. Conforme D'Azevedo et al. (1991) a combinação de malhas não-estruturadas com meios bastante heterogêneos, tornam os métodos, que trabalham com algum esquema de preconditionamento baseado em fatoração incompleta, bastante sensível à numeração dos nós. Em muitos casos não existe uma maneira óbvia de ordenação. Evidentemente, este problema não é grave quando se trabalha com métodos não-preconditionados. A qualidade do preconditionador influencia muito na taxa de convergência do método iterativo e a ordenação dos nós influencia diretamente o preconditionador.

Os métodos ponto a ponto requerem pouca memória adicional e tem custo reduzido por iteração. Por outro lado, a taxa de convergência é lenta quando comparadas aos métodos não-estacionários, e geralmente dependem de parâmetros a serem definidos pelo usuário. Este fato é significativo pois além de considerar muitas iterações no tempo, também são necessárias várias iterações newtonianas para um intervalo de tempo.

No presente trabalho, será dado ênfase à solução dos sistemas provenientes da simulação numérica de reservatórios de petróleo utilizando malhas de Voronoi. A geração da malha de Voronoi é obtida pelo gerador desenvolvido por Maliska Jr. (1993). O modelo utilizado é o Black-Oil, bifásico e a análise será restrita a geometrias bidimensionais. Na resolução dos sistemas lineares oriundos da linearização de Newton serão abordados os métodos ponto a ponto de Jacobi, Gauss-Seidel e SOR (Sucessive Over-Relation), e o método GMRES. Serão testados dois tipos de preconditionamento neste trabalho. O primeiro é um tipo de fatoração incompleta simplificada, baseada na concentração dos elementos próximos à diagonal, e o outro é uma fatoração que leva em consideração toda a estrutura da matriz. Na solução com o GMRES serão investigados dois esquemas de ordenação. Um oriundo da geração natural da malha, e outro, obtido por uma ordenação semelhante à utilizada para malhas cartesianas.

## Descrição dos Métodos

De acordo com a formulação do problema, deve-se resolver um sistema linear newtoniano várias vezes, mesmo numa simples iteração de Newton. Considere, então, o sistema linear de  $n$  variáveis,

$$J^v \Delta X^v = -f^v \quad (1)$$

onde  $J^v$  é a matriz jacobiana e  $f^v$  é a função resíduo na  $v$ -ésima iteração de Newton, num passo arbitrário de tempo.

Os sistemas lineares da Eq. (1) devem ser resolvidos, aproximadamente, por métodos iterativos lineares. Um critério de convergência baseado em considerações teóricas e práticas dos métodos de Newton Inexatos (Dembo et al., 1982), deve ser

$$\|J^v \Delta X^v - f^v\| \leq \theta \|f^v\| \quad (2)$$

onde  $\theta \sim 0$ . Os métodos iterativos originalmente apresentam taxa de convergência lenta e precisam ser acelerados. Isto caracteriza o uso de preconditionadores, (Golub e Van Loan, 1989). Teoricamente, funcionam como se fosse aplicado o método iterativo no sistema linear equivalente, porém mais fácil de resolver,

$$M^{-1} J^v \Delta X^v = M^{-1} f^v \quad (3)$$

onde  $M$  é chamada matriz de preconditionamento. Esta matriz deve ser ao mesmo tempo uma aproximação para o Jacobiano e sua ação sobre um vetor, simples de calcular. Efetivamente, o sistema da Eq. (3) não é explicitado e aplica-se o preconditionador adequando-o ao método iterativo linear.

Os métodos iterativos estacionários ponto a ponto (Jacobi, Gauss-Seidel e SOR) envolvem baixo custo por iteração. Por outro lado, a taxa de convergência é lenta, além de restrições sobre a matriz Jacobiana (dominância diagonal) e da dependência de parâmetros, como no caso do SOR. Com filosofia oposta, os métodos iterativos não-estacionários envolvem uma minimização de funcional, que é quadrático, simétrico e positivo definido para o gradiente conjugado (GC) clássico, restrição esta que é relaxada no GMRES desenvolvido por Saad e Schultz (1986). Considere, para maior clareza da descrição dos métodos que serão apresentados, o sistema linear da Eq. (1), sem indexação da iteração de Newton.

$$J \Delta X = f \quad (4)$$

## Métodos Iterativos Estacionários

Os métodos dessa natureza são baseados, no processo iterativo

$$B \Delta X^{k+1} = N \Delta X^k + f \quad (5)$$

onde o "sobrescrito"  $K$  significa agora a  $K$ -ésima iteração do método iterativo, numa determinada iteração newtoniana.

A matriz do sistema linear é particionada da forma  $J=B-N$ . Para o processo iterativo da Eq., (5), o sistema linear em  $B$  deve ser simplificado. A condição teórica de convergência do processo da Eq., (5) é que o raio espectral da matriz  $B^{-1}N$  seja estritamente menor que 1 (um). Para descrição dos métodos na forma matricial, suponha  $J=L+D+U$ , onde  $D= \text{Diag}(J)$ ,  $L$  e  $U$  as partições estritamente triangular inferior e superior, respectivamente, da matriz  $J$ .

Um esquema simples para a Eq., (5) é o método da Jacobi, onde  $B=D$ ,  $N= -(L+U)$ . Em forma de componentes do vetor solução pode-se escrever,

$$\Delta X_i^{(k+1)} = \left( f_i - \sum_{j=1}^{i-1} J_{ij} \Delta X_j^{(k)} - \sum_{j=i+1}^n J_{ij} \Delta X_j^{(k)} \right) / J_{ii} \quad (6)$$

No método SOR, utiliza-se a informação atualizada já disponível dos componentes  $\Delta X_i^{(k+1)}$ . Além disso introduz-se, no particionamento, um parâmetro de relaxação da forma  $B=D+\alpha L$  e  $N=(1-\alpha)D-U$ . O parâmetro  $\alpha \in (0,2)$  deve minimizar o raio espectral de  $B^{-1}(\alpha)N(\alpha)$ . Observe que se  $\alpha = 1$  tem-se o método de Gauss-Seidel. Pode-se escrever então,

$$\Delta X_i^{(k+1)} = \alpha \left( f_i - \sum_{j=1}^{i-1} J_{ij} \Delta X_j^{(k+1)} - \sum_{j=i+1}^n J_{ij} \Delta X_j^{(k)} \right) / J_{ii} + (1-\alpha) \Delta X_i^{(k)} \quad (7)$$

o desempenho da iteração SOR depende da escolha de  $\alpha$  e, na maioria dos problemas, é impossível obtê-la sem uma análise da distribuição dos autovalores de  $B^{-1}N$ .

Em muitos casos, a matriz jacobiana apresenta estrutura de blocos. Suponha que  $\tilde{J}_{ij}$  seja uma submatriz  $n_i \times n_j$  e  $n_1 + n_2 + \dots + n_q = n$ , a dimensão do sistema do linear. Nesse caso  $\Delta X_i$  e  $f_i$  representam subvetores de ordem  $n_i$ . Então, para o processo iterativo do método de Gauss-Seidel, por exemplo, tem-se

$$\Delta X_i^{(k+1)} = \left( f_i - \sum_{j=1}^{i-1} \tilde{J}_{ij} \Delta X_j^{(k+1)} - \sum_{j=i+1}^n \tilde{J}_{ij} \Delta X_j^{(k)} \right) / J_{ii} \quad (8)$$

No presente trabalho, a matriz jacobiana é de blocos, com cada bloco sendo de dimensão 2.

## Método GMRES

O GMRES faz parte de uma classe de métodos (ORTHOMIN, ORTHODIR, ORTHORES, GCR) obtidos por generalização do gradiente conjugado. O resíduo corrente,  $r = f - J\Delta X$ , é minimizado no subespaço de Krylov associado ao sistema,  $K_m = \text{span} \{r^0, Jr^0, J^2r^0, \dots, J^{m-1}r^0\}$ , onde  $r^0$  é o resíduo no ponto inicial. Para tal, é necessário obter uma base ortonormal de  $K_m$ , através do processo de Gram-Schmidt modificado e, posteriormente, resolver um sistema triangular, cujos elementos são gerados durante a ortogonalização. Esse sistema reduzido tem a dimensão do parâmetro de recomeços da ortogonalização, uma vez que, por limitação de memória e do custo-iteração, a base do subespaço  $K_m$  não pode ser estendida arbitrariamente. Fica caracterizado, no contexto do método, a resolução de um problema de quadrados mínimos associados, o que permite evitar o denominado "break-down" no contexto de Lanczos (Golub e Van Loan, 1989), suscetível a outros métodos dessa classe. O algoritmo do método, na versão de recomeços a cada  $m$  iterações, é descrito a seguir, onde a matriz de condicionamento  $M$ , é dada por fatoração incompleta.

ALGORÍTMO GMRES (m). Dado o vetor aproximação  $\Delta x^0$  e a matriz de condicionamento  $M$ , faça

passo 1 - inicialização

$$r^0 = M^{-1}(f - J\Delta x^0) \text{ e } v^1 = r^0 / \|r^0\|$$

passo 2 - ortogonalização

para  $j=1, \dots, m$

$$w = M^{-1}Jv^j$$

$$u_{ij} = \langle w, v^i \rangle, i = 1, \dots, j$$

$$w \leftarrow w - \sum_{i=1}^j u_{ij} v^i$$

$$u_{j+1j} = \|w\|$$

$$v^{j+1} = w/u_{j+1j}$$

passo 3 - solução corrente

$$\Delta X^m = \Delta X^0 + V_m y^m, \text{ onde } y^m = \min \|\beta e^1 - U_m y\| \text{ e } \beta = \|r^0\|$$

passo 4 - recomeço

$$r^m = M^{-1} (f - J \Delta X^m)$$

se  $\|r^0\| < \text{TOL}$  pare

senão

$$\Delta X^0 = \Delta X^m \text{ e } v^1 = r^m / \|r^m\|$$

No algoritmo acima,  $e^1$  é o vetor canônico de  $n+1$  componentes,  $U_m$  é uma matriz de ordem  $(m+1) \times m$  do tipo Hessemberg, obtida pelos  $u_{ij}$ ,  $V_m$  é uma matriz  $n \times m$ , cujas colunas são os vetores  $v^i$  e TOL é a tolerância para convergência. Na implementação computacional é possível executar os passos 2 e 3 simultaneamente por rotações de Givens. Neste caso, a norma do resíduo fica sempre disponível na  $j$ -ésima iteração, onde o teste de convergência é feito, sem explicitar a solução.

## Fatoração Incompleta (ILU)

Os esquemas de preconditionamento baseados em fatoração incompleta (ILU-Incomplete LU factorization), consistem em obter fatores  $M=LU$  na forma produto, onde  $L$  é triangular inferior unitária e  $U$  é triangular superior, considerando estruturas que não permitem excessivo preenchimento nas matrizes de  $L$  e  $U$ , o que normalmente ocorreria na fatoração completa do jacobiano.

A matriz de preconditionamento deve ser uma boa aproximação da matriz jacobiana ( $M \sim J$ ), e deve ser fácil de fatorar. Existem diversas possibilidades na fatoração de  $M$ . Uma forma possível é tomar  $M$  como sendo a diagonal de  $J$ . Neste caso, o cálculo da inversa de  $M$  é direto. No presente trabalho usar-se-á dois tipos de preconditionamento.

Pode-se obter a matriz  $M$  como uma partição simplificada do Jacobiano. Exclui-se os elementos do jacobiano que ficam no exterior de uma estrutura de banda predeterminada. Fixada esta estrutura, faz-se a decomposição da matriz resultante  $M=LU$ . Este esquema apresenta resultados satisfatórios para malhas cartesianas (Kozakevich e Zambaldi, 1994). O segundo tipo de preconditionamento trabalha com toda a estrutura da matriz jacobiana. As matrizes  $LU$  da fatoração da  $M$  podem ter o mesmo padrão de esparsidade de  $J$ , ou podem ter elementos adicionais fora da estrutura original de  $J$ . Se for permitido que elementos sejam criados durante a fatoração incompleta de  $J$  é necessário que uma fatoração simbólica seja realizada antes da realização da fatoração incompleta (Simon, 1988). A fatoração simbólica calcula a localização dos novos elementos nas matrizes  $L$  e  $U$ . Para cada posição  $(j_i)$  na matriz é associado um nível 1 ( $J_{j_i}$ ). Inicialmente,

$$l(J_{ij}) = \begin{cases} 0 & \text{se } J_{ij} \neq 0 \\ \infty & \text{se } J_{ij} = 0 \end{cases} \quad (9)$$

No m-ésimo passo da eliminação gaussiana, defini-se

$$t(J_{ij}) = \min [t(J_{ij}), t(J_{im}) + t(J_{mj}) + 1] \quad (10)$$

Todos os elementos nos fatores LU de  $J$  têm nível 0. Se uma fatoração incompleta de nível 1 é realizada somente os elementos com ordem menor ou igual a um são aceitos, com os elementos de ordem mais alta sendo rejeitados. Quanto maior o nível da ILU, menor o custo por iteração do método iterativo, entretanto, a memória e o trabalho na realização da fatoração aumentam, o que pode comprometer o desempenho global.

## Modelo Físico

Os resultados que serão apresentados foram oriundas da simulação numérica do escoamento bifásico (óleo-água) em reservatórios de petróleo. A seguir será apresentada uma breve descrição do modelo. Assumindo que existe somente duas fases imiscíveis no reservatório (óleo (O) e água (W)) e desprezando os efeitos de pressão capilar e gravitacional, pode-se escrever a equação de conservação volumétrica para a fase  $p$  como,

$$\frac{\partial}{\partial t} \left( \phi \frac{S_p}{B_p} \right) = \vec{\nabla} \cdot \left[ \lambda_p \vec{\nabla} P \right] + q_p \quad (11)$$

onde  $\phi$  é a porosidade e  $B_p$  é o fator de formação volumétrica da fase  $p$ .  $S_p$  é a saturação da fase  $p$ ,  $P$  é a pressão dos fluidos presentes no reservatório e  $q_p$  é a razão nas condições de armazenamento da fase  $p$  por unidade de volume do reservatório e  $\lambda_p$  é a mobilidade da fase  $p$ , definida por

$$\lambda_p = K \frac{K_{rp}}{\mu_p B_p} \quad (12)$$

onde  $K$  é a permeabilidade absoluta do meio,  $K_{rp}$  a permeabilidade relativa e  $\mu_p$  a viscosidade, da fase  $p$ .

Escrevendo a Eq. (11) para as fases óleo e água constata-se que existem três incógnitas ( $S_o$ ,  $S_w$  e  $P$ ) e apenas duas equações. A equação para o fechamento do problema vem da conservação da massa global, dada por

$$S_w + S_o = 1 \quad (13)$$

## Integração das Equações Governantes

A Fig. 1 apresenta um volume de controle de Voronoi. O ponto  $i$  é o gerador e os pontos  $j$ 's seus vizinhos. Para cada ponto  $j$  é possível alinhar um sistema cartesiano local  $x' - y'$  de tal forma que o eixo  $x'$  (linha que une o ponto  $i$  ao ponto  $j$ ) seja perpendicular à face do volume de controle e o eixo  $y'$  paralelo a esta face.



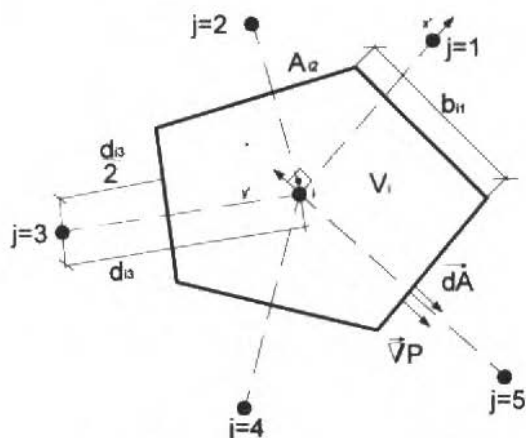


Fig. 1 Volume de controle de Voronoi

Integrando a Equações (11) no espaço e no tempo, tem-se

$$\left(\frac{\phi V}{\Delta t} \frac{S_p}{B_p}\right)_i^{n+1} - \left(\frac{\phi V}{\Delta t} \frac{S_p}{B_p}\right)_i^n = \sum_{j=1}^{N_v} T_{ij} \lambda_{p,ij}^{n+1} (P_{p,j}^{n+1} - P_{p,i}^{n+1}) + q_p^{n+1} \quad (14)$$

A Eq. (14) mostra que a metodologia empregada é totalmente implícita, uma vez que nesta equação existem termos (mobilidades e fator volumétrico, por exemplo, que dependem das incógnitas do problema ( $S_p$  e  $P$ )).  $q_p$  é a vazão volumétrica da fase  $p$  nas condições de superfície e  $N_v$  o número de vizinhos do volume  $i$ . O termo  $T_{ij}$  na Eq. (14) é conhecido como fator de transmissibilidade e é o produto de fatores geométricos e da permeabilidade absoluta, dado por

$$T_{ij} = \left(\frac{bhK}{d}\right)_{ij} \quad (15)$$

onde  $h$  e  $b$  são a altura e largura da face  $ij$ , respectivamente.

O sistema de equações é resolvido iterativamente usando o método de Newton. A forma residual da equação de conservação do componente  $p$  para o volume  $i$  é

$$R_{p,i} = \sum_{j=1}^{N_v} T_{ij} \left(\frac{K_{tp}}{\mu_p B_p}\right)_{ij}^{n+1} (P_j^{n+1} - P_i^{n+1}) + q_p^{n+1} - \left(\frac{\phi V}{\Delta t} \frac{S_p}{B_p}\right)_i^{n+1} + \left(\frac{\phi V}{\Delta t} \frac{S_p}{B_p}\right)_i^n ; p = o, w \quad (16)$$

Expandindo o resíduo em série de Taylor, tem-se

$$R_{p,i}^{v+1} = R_{p,i}^v + \sum_{vX} \left(\frac{\partial R_{p,i}}{\partial X}\right)^v \Delta X \quad (17)$$

onde  $v$  é o nível iterativo e  $X$  representa as incógnitas ( $P$  e  $S_w$ ). Assumindo-se que o resíduo na iteração  $v+1$  é zero, tem-se

$$\sum_{\forall X} \left( \frac{\partial P_{p,i}}{\partial X} \right)^v \Delta X^{v+1} = -R_{p,i}^v; p=0, w \quad (18)$$

As incógnitas ( $P$  e  $S_w$ ) são calculadas, após cada iteração newtoniana, como

$$X^{v+1} = X^v + \Delta X^{v+1} \quad (19)$$

e a solução é aceita quando todas as tolerâncias são satisfeitas, de acordo com

$$\begin{aligned} \Delta P_{0, \max}^{v+1} &\leq \Delta P_{0, \max}^* \\ \Delta S_{w, \max}^{v+1} &\leq \Delta S_{w, \max}^* \end{aligned} \quad (20)$$

## Resultados

Os resultados que serão a seguir apresentados foram obtidos com o GMRES e Gauss-Seidel (GS). Foram realizados, também, alguns testes com o Jacobi e SOR. Entretanto, os resultados obtidos com os mesmos não serão aqui apresentados por diversas razões. Foi constatado no decorrer dos testes com o método de Jacobi que os erros de balanço de componentes eram sempre superiores ao GS. Como a estrutura numérica da sequência de sistemas são distintas, mesmo em cada iteração newtoniana, valores diferentes de  $\alpha$  podem ser necessários para o SOR. Tentativa de obtenção de uma estimativa razoável deste parâmetro em alguns níveis de tempo não apresentaram convergência. Verificou-se, também, que a taxa de convergência do método de GS podia ser melhorada se a estimativa inicial fosse dada pela solução do sistema  $J_b \Delta X = f$ , onde  $J_b$  é a diagonal da matriz jacobiana. Este foi a estimativa inicial para todos os testes realizados com o método de GS. Isto caracteriza um tipo de preconditionamento por estimativa inicial. Deve-se salientar que o preconditionamento explícito para os métodos ponto a ponto não permitem uma fórmula dada pela Eq. (8). De fato, neste caso exigiria explicitar a matriz  $M^{-1}J$  e, posteriormente, efetuar a partição em somas de fatores, o que é evidentemente inviável para uma faturação incompleta usual.

Para os resultados obtidos com o GMRES foram utilizadas duas ordenações. Uma ordenação da geração natural da malha e outra através de uma linha ordenadora horizontal ou vertical. Considere-se, por exemplo, o caso de uma linha horizontal. Localiza-se o ponto gerador com o menor valor de  $y$  e passa-se uma linha horizontal com altura igual a  $y$  mínimo. Todos os pontos geradores que estiverem sobre esta linha serão reenumerados. A seguir, localiza-se entre os pontos não reenumerados, o próximo ponto com menor valor de  $y$  e repete-se o processo anterior. Este processo é feito até que todos os pontos sejam reenumerados.

Para todos os casos que serão apresentados, o máximo  $\Delta t$  para o GS e GMRES foram diferentes. Foram feitas algumas experiências e verificou-se que o GS conseguia trabalhar bem com um  $\Delta t$  máximo de 18.600 segundos. Para o GMRES trabalhou-se com 36.000 segundos. Apesar de ter-se permitido avançar a solução com intervalos de tempo bastante grandes, foram realizados alguns testes com  $\Delta t$  reduzidos pela metade para verificar se o transiente físico estava sendo respeitado. Apesar de não reportado neste trabalho, a concordância foi excelente. Todos os testes foram realizados numa estação de trabalho Sun SPARC Station 10 com placa processadora P512. Foi utilizado como critério de parada de uma iteração newtoniana  $6,893 \times 10$  Pa para  $\Delta P_{0, \max}^*$  e  $10^{-4}$  para  $\Delta S_{w, \max}^*$ .

A Fig. 2 apresenta a malha hexagonal híbrida para a configuração de cinco poços. A Tabela 1 apresenta os dados físicos e geométricos para este caso. As curvas de permeabilidade relativa são dadas pela Eq. (21):

$$\begin{aligned} K_{rw} &= S_w^2 \\ K_{ro} &= (1 - S_w)^2 \\ M &= \mu_o / \mu_w \end{aligned} \quad (21)$$

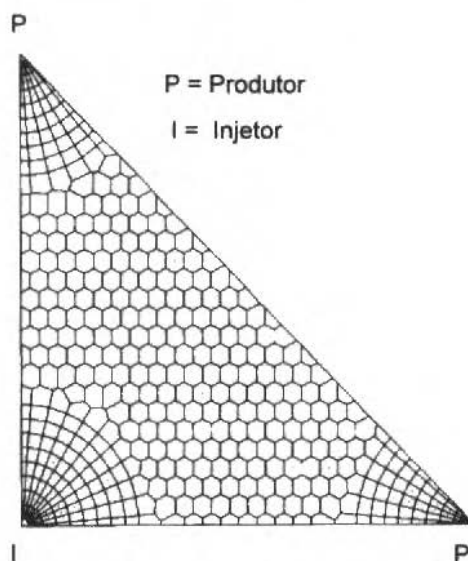


Fig. 2 Malha hexagonal híbrida com 445 volumes

Tabela 1 Dados Físicos e Geométricos do Reservatório - Caso 1

Dados do Reservatório	Condição Inicial	Propriedades Físicas
$K = 12,5 \times 10^{-15} \text{ m}^2$	$S_i = 0$	$\mu_o = 10^{-3} \text{ Pa} \cdot \text{s}$
$h = 6,09 \text{ m}$	$P_i = 6,893 \times 10^5 \text{ Pa}$	$\mu_w = 1/M \times 10^{-3} \text{ Pa} \cdot \text{s}$
$A = 1,6 \times 10^5 \text{ m}^2$		$\ q_p\  = \ q_i\  = 1,1 \times 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s}$
$\phi = 0,08$		$c_o = c_w = 1,45 \times 10^{-9} \text{ Pa}^{-1}$

A Tabela 2 apresenta os tempos normalizados para duas razões de viscosidade,  $M=10$  e  $M=50$ , para um tempo final de simulação de 1,0 volume poroso injetado (VPU). Como preconditionamento para o método GMRES foi empregado a parte tridiagonal da matriz jacobiana (prec. 1). O tempo normalizado é obtido dividindo-se o tempo de computação pelo tempo de computação mínimo, de todos os métodos, para cada razão de viscosidade. Pode-se observar o desempenho bastante superior do GMRES para as duas razões de viscosidade. Um dos motivos deste comportamento é que o GMRES permite trabalhar com intervalos de tempo maiores, e o número de iterações do GMRES foi muito inferior às iterações do GS, apesar do custo da iteração individual do GMRES ser superior. Além disso, pode-se verificar que, com intervalos de tempo iguais, o desempenho do GMRES seria ainda superior. Observando-se somente os resultados do GMRES, verifica-se que a ordenação natural foi a que apresentou melhor resultado. Isto deve-se ao fato do preconditionador utilizado não ser sensível às ordenações utilizadas.

A Tabela 3 apresenta os resultados obtidos com GMRES utilizando como preconditionamento a fatoração incompleta (prec. 2), para 3 três níveis de ILU e aqueles obtidos com o prec. 1 e G.S, para  $M=50$ . Pode-se observar que a fatoração incompleta (prec. 2) para qualquer nível é superior à fatoração simplificada do tipo prec. 1. Observa-se, também, que os resultados obtidos com ILU(1) é o que apresenta melhores resultados, devendo então haver um compromisso entre a qualidade do preconditionador e o número de novos elementos criados durante a fatoração incompleta. Observa-se, também, que os planos ordenadores vertical e horizontal não apresentaram melhora nos resultados, quando comparado com a ordenação oriunda do gerador da malha (ordenação natural).

Tabela 2 Tempo Normalizado para 1,0 VPI - Caso 1

M	Gauss- Seidel	GRMES		
		Natural	Vertical	Horizontal
10	4,01	1,0	1,50	1,54
50	3,07	1,0	1,25	1,28

Tabela 3 Comparação dos Métodos para Vários Tipos de Precondicionadores - Caso 1

M = 50	Natural	Vertical	Horizontal
Prec. 1	4,06	5,06	5,21
Prec. 2 (ILU(0))	1,20	1,19	1,20
Prec. 2 (ILU(1))	1,0	1,10	1,13
Prec. 2 (ILU(2))	1,09	1,08	1,10
GS	12,48	-	-

A Tabela 4 apresenta os dados físicos para a malha mostrada na Fig. 3. Neste problema existem 8 (oito) poços, sendo 6 (seis) produtores e 2 (dois) injetores. As curvas de permeabilidade e viscosidade são dadas na Eq. (22), com as unidades no SI.

$$K_{rw} = (S - 0,2) (-250S^2 + 32S - 55)$$

$$K_{ko} = 1 - k_{rw}$$

$$\mu_w = 10^{-3} (1 + 1,45^{-12}P - (1,37 \times 10^7))$$

$$\mu_o = 1,1163 \times 10^{-2} (1 + 1,45^{-12}P - (1,37 \times 10^7))$$

(22)

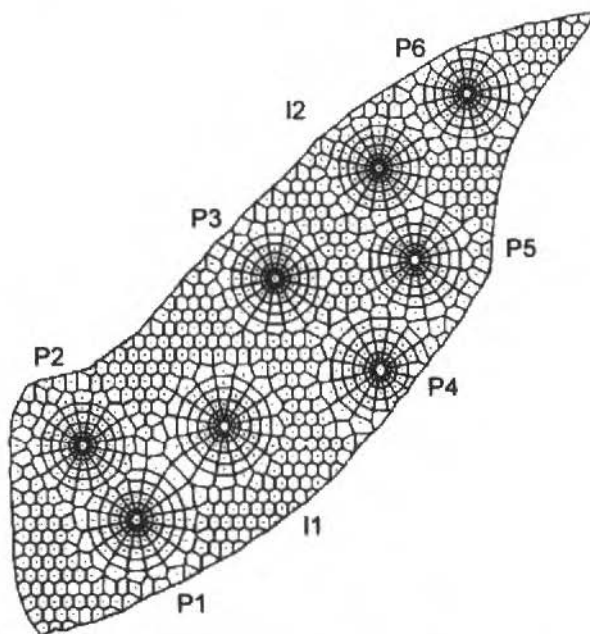


Fig. 3 Malha hexagonal híbrida com 1026 volumes

**Tabela 4** Dados Físicos e Geométricos do Reservatório - Caso 2

Dados do Reservatório	Condição Inicial	Propriedades Físicas
$K = 3 \times 10^{-13} \text{ m}^2$	$S_i = 0,2$	$\bar{q}_{p1} = \bar{q}_{p3} = -9,2 \times 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s}$
$h = 15 \text{ m}$	$P_i = 2,067 \times 10^7 \text{ Pa}$	$\bar{q}_{p2} = -1,1 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$
$A = 1,82 \times 10^6 \text{ m}^2$		$\bar{q}_{p4} = -5,52 \times 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s}$
$\phi = 0,30$		$\bar{q}_{p5} = \bar{q}_{p6} = -7,36 \times 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s}$
		$\bar{q}_{i1} = 2,94 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$
		$\bar{q}_{i2} = 2,024 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$
		$c_o = c_w = 7,16 \times 10^{-12} \text{ Pa}^{-1}$

A Tabela 5 apresenta os resultados obtidos para a configuração de oito poços. São apresentados resultados obtidos com o GMRES, novamente para vários tipos de preconditionadores, e o GS. Observa-se que para este caso o GS foi superior ao GMRES com fatoração do tipo 1. Um dos motivos é a existência de várias conexões de escoamento em volta dos poços que são desprezados pelo preconditionamento do tipo 1. Deve-se ressaltar que tais conexões são responsáveis pela propagação das condições de contorno e é por sua vez de importância vital na taxa de convergência do método iterativo. Pode-se ver a melhora sensível do GMRES com ILU (1), quando comparado à fatoração do tipo prec. 1. Observa-se que neste caso a ordenação horizontal teve um desempenho superior à natural e à vertical. Neste caso, devido à existência de vários poços, a estrutura da matriz é muito mais aleatória do que aquela do caso 1. Com a melhora do preconditionamento o GMRES foi muito superior ao GS.

**Tabela 5** Comparação dos Métodos para Vários Preconditionadores - Caso 2

	Natural	Vertical	Horizontal
Prec. 1	3,39	3,63	3,64
Prec. 2 (ILU(0))	1,14	1,09	1,11
Prec. 2 (ILU(1))	1,09	1,03	1,0
Prec. 2 (ILU(2))	1,27	1,10	1,07
GS	3,01	-	-

Para finalizar, a Fig. 4 apresenta algumas curvas de tempos normalizados em função do número de iterações externas, obtidas com o GMRES para o caso 1 com  $M=50$ . O tempo final de simulação refere-se a 1,0 VPI. Pode-se observar que as curvas com prec. 1 apresentam duas inclinações distintas durante a simulação. A maior variação ocorre no início da simulação até atingir 300 iterações. Posteriormente, ocorreu uma queda na inclinação da curva, permanecendo aproximadamente constante até o final. Isto significa que o período inicial consumiu mais tempo de simulação por iteração externa. As curvas obtidas com prec. 2 apresentam inclinação inferior às do prec. 1 e se manteve constante durante o período da simulação. Nos testes realizados com o GMRES, foram necessárias 904 iterações externas para atingir 1,0 VPI. Apesar da curva do método de GS não estar representada na Fig. 4, foram necessárias 2226 iterações externas para atingir 1,0 VPI.

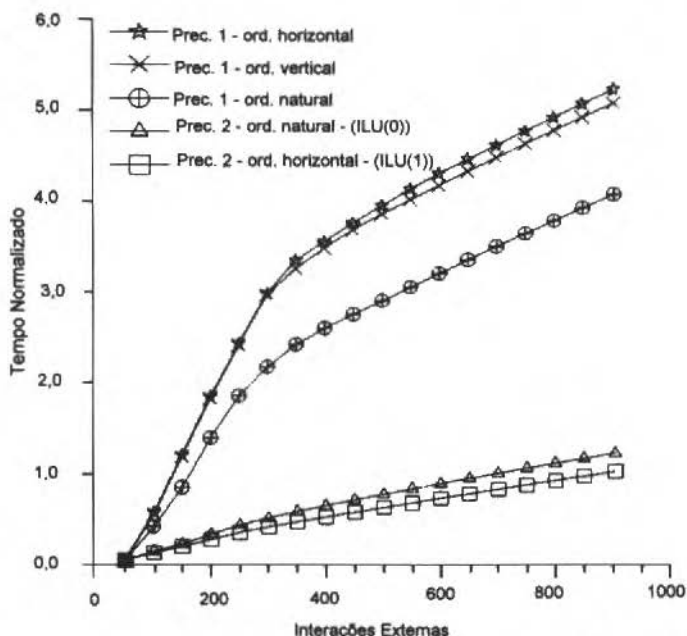


Fig. 4 Tempo normalizado versus número de iterações externa para 1,0 VPI -  $M=50$  - Caso 1

## Conclusões

A eficiência dos métodos derivados dos gradientes conjugados para resolução dos sistemas lineares oriundos da linearização de Newton-Raspon é bastante conhecida para malhas estruturadas, principalmente as cartesianas. O objetivo deste trabalho foi verificar o comportamento de um destes métodos, o GMRES, e dos métodos ponto a ponto na solução de problemas de petróleo com utilização de malhas não-estruturadas e que tivessem alguns elementos da matriz com alta conectividade. Verificou-se o condicionamento em torno de diagonal (prec. 1) não fornece bons resultados, principalmente para malhas com alguns elementos com alta conectividade, apresentando desempenho inferior ao GS. Observou-se, também, a importância dos condicionadores globais (prec. 2), fato similar ao que acontece em malhas estruturadas. O condicionador que forneceu a melhor resposta, em termos de tempo e qualidade da solução, foi o ILU(1).

Verificou-se, também, a pouca sensibilidade do GMRES às diversas ordenações utilizadas. Este fato sugere que se procure verificar se esta é uma característica do método, quando as matrizes são bastante diagonalmente dominantes, ou se de fato, deve-se à pouca qualidade das ordenações utilizadas. Uma possibilidade é empregar outros métodos disponíveis na literatura, assim como procurar novos esquemas de ordenação que levem em consideração não apenas a estrutura física da matriz mas, também, os valores numéricos dos elementos. É nessa direção que se encaminham os futuros trabalhos dos autores.

## Agradecimentos

Os últimos dois autores agradecem ao CNPQ o financiamento parcial deste trabalho.

## Referências

Behie, G. A., e Forsyth, Jr., P. A., 1984, "Incomplete Factorization Methods for Fully Implicit Simulation of Enhanced Oil Recovery", *SIAM J. Sci. Stat. Comput.*, pp. 543-561

- Coutinho, A. L. G. Alves, J. L. D. Landau, L. e Ebecken, N. F. F. 1993, "A Dynamic Mesh Partion Algorithm for the Finite Element Solution of Two-Phase Immiscible Flow in Oil Reservoirs ", *Finite Elements in Fluids*, pp. 856-865.
- D'azevedo, E.F.D. Forsyth, P. A., Wei-pai Tang., 1991, "An Automatic Ordering Method for Incomplete Factorization Iterative Solvers", *SPE 21226*, 11<sup>th</sup> Symposium on Reservoir Simulation, Anaheim, pp. 259-266.
- Dembo, R. S., Eisenstat, S. C., Steihaug, T., 1992, "Inexact Newton Methods", *SIAM J. Num. Anal.* 14, pp. 400-408.
- Fleming, G. C., 1987, "Modeling the Performance of Fractured Wells in Patter Floods Using Orthogonal, Curvilinear Grids", *SPE 16973*, *SPE Annual Technical Conference and Exhibition*, pp. 429-442.
- Forsyth, P. A., 1989, "A Control Volume Finite Element Method for Local Mesh Refinement", *SPE 18415*, 10<sup>th</sup> Symposium on Reservoir Simulation, Houston, pp. 85-96.
- Fung, L. S. K., Buchaman, W. L., e Ravi Sharma, 1993, *Hybrid-CVFE Method for Flexible Grid Reservoir Simulation*, *SPE 25266*, 12<sup>th</sup> Symposium on Reservoir Simulation, New Orleans, pp. 387-398.
- Golub, G., Van Loan, C., 1991, "Matriz Computations". Johns Hopkins Press, Baltimore, 2<sup>nd</sup> Edition.
- Kozakevich, D. N.. e Zambaldi, M. C., 1994 "Resolução de um Problema de Evolução Não-linear Combinando Diferentes Métodos do Tipo Newton", XVII CNMAC, Vitória/ES, setembro, pp. 597-598.
- Maliska, Jr., C. R., 1993, "Um Robusto Gerador de Diagramas de Voronoi para Discretização de Domínios Irregulares", XIV CILAMCE - São Paulo/SP, Dezembro, pp. 753-762.
- Maliska, C. R., Silva, A. F. C., Cunha, A. R., e LIVRAMENTO M. A., 1993, "Desenvolvimento de um Simulador 3D Black-Oil em Coordenadas Curvilíneas Generalizadas", Relatório preparado para o CENPES/PETROBRÁS S.A., parte II, Dezembro
- Palagi, C., 1992, "Generation and Application of Voronoi Grid to Model Flow in Heterogeneous Reservoirs", PhD dissertation, Stanford University, Stanford
- Rubin, B., e Blunt, M. J., 1991, "High-Order Implicit Flux Limiting Schemes for Black-Oil Simulating", *SPE 21222*, 11<sup>th</sup> SPE Symposium on Reservoir Simulation, Anaheim, Feb., pp. 219-229.
- Saad, Y., e Schultz, M. H., 1986, "GMRES: A Generalized Minimal Residual Algorithm for Solving Nonsymmetric Linear Systems, *SIAM J. Sci. Stat. Compt.*, 7, pp. 856-869.
- Sharpe, H. N., 1993, "Validação of an Adptative, Orthogonal, Curvilinear Gridding Procedure for Reservoir Simulation", *SPE 25262*, 12<sup>th</sup> SPE Symposium on Reservoir Simulation, New Orleans, February 28- March 3, pp. 333-342.
- Simon, H. D., 1988, "Incomplete LU Preconditioners for Conjugate-Gradient-Type Iterative Methods", *SPE J. Res. Engrg.*, 3, pp. 302-306.
- Watts, J. W. III, 1981, "A Conjugate Gradient-Truncated Direct Method for the Iterative Solution of the Reservoir Simulation Pressure Equation", *Soc. Pet. Eng. J.*, 21 pp. 345-353.
- Yanosik, J. L., e McCracken, T. A., 1978, "A Nine-Point Finite-Difference Solutions to Grid Orientation Problems Using IMPES", *Soc. Pet. Eng. J.*, 18, pp. 253-262.

# Modelling of Turbulent Flow Through Intake Systems of Internal Combustion Engines - Large Valve Lifts

Cesar José Deschamps

Universidade Federal Santa Catarina  
Departamento de Engenharia Mecânica  
88040-900 Florianópolis, SC, Brasil

A. P. Watkins

University of Manchester  
Department of Mechanical Engineering  
Institute of Science and Technology  
Manchester M60 1QD England

## Abstract

The paper presents a numerical investigation of turbulent flow through inlet and valve passages of internal combustion engines using three different turbulence models: i) the High Reynolds Number  $k - \epsilon$  model; ii) the Low Reynolds Number  $k - \epsilon$  model, and iii) a two-layer model. Comparisons between numerical results and experimental data show that the Low Reynolds Number  $k - \epsilon$  model reproduces best the phenomenon and that wall-functions necessary in the High Reynolds Number  $k - \epsilon$  model are inadequate for the analysis.

**Keywords:** Turbulent Flow, Turbulence Models, Internal Combustion Engines, Flow Through Intake Systems

## Introduction

The process of filling the cylinder with as much fresh air as possible and supplying a favourable flow field for combustion is one of the main goals in internal combustion engines. The first requirement, also known as volumetric efficiency, is usually expressed in terms of the discharge coefficient,

$$C_d = \frac{\dot{m}}{\dot{m}_{th}} \quad (1)$$

where  $\dot{m}$  is the actual mass flow rate through the valve system and  $\dot{m}_{th}$  is the theoretical mass flow rate given by a one-dimensional isentropic flow analysis. Consequently, in order to maximise the discharge coefficient it is required that restrictions to the flow be minimised and flow separation avoided. Since the valve/port assembly is the most important flow restriction in the intake and exhaust system a good understanding of the fluid mechanics in such devices is critical to developing engine designs with better operating and emission characteristics.

The numerical analysis of flows in port/valve assemblies has received much attention in recent years. The range of investigations has been large, varying from predictions in two-dimensions (Ahmed, 1987 and Lilek et al., 1991) and three-dimensions (Argueyrolles et al., 1988 and Taklanti, 1988) under steady state condition up to complete port and cylinder geometries under motoring conditions (Errera, 1987 and Aita et al., 1991).

The present work is a numerical analysis of turbulent flow through an axisymmetric inlet port and valve geometry shown in Fig. 1. The same geometry has been the subject of other numerical investigations (Ahmed, 1987 and Tsui and Lee, 1992), experimental explorations (Bicen et al., 1985 and Ahmed, 1987) and is currently being used at UMIST for the in-cylinder flow analysis with a differential Reynolds stress model of turbulence (Lea, 1994). Although the geometry is idealised it still has important features present in more practical assemblies. The work is mainly motivated by the poor flow prediction given by the standard High Reynolds Number  $k - \epsilon$  model at large valve lifts; a general conclusion drawn in previous numerical analyses (Ahmed, 1987 and Tsui and Lee, 1992). Here, the main objective is to assess the performance of three different turbulence models in the predictions of the flow for a typical situation of large valve lift ( $L/d = 0.25$ ).



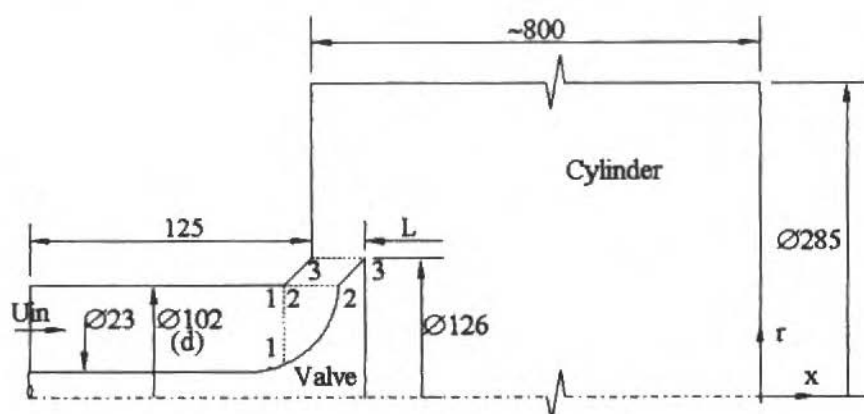


Fig. 1 Flow Geometry

## Methodology

The time-averaged Navier-Stokes equations were closed with i) the High Reynolds Number  $k - \epsilon$  model; ii) the Low Reynolds Number  $k - \epsilon$  (Launder and Spalding, 1974), and iii) a two-layer model. In the latter approach, a one-equation model is applied in the viscous affected region close to the walls whereas in the turbulent region calculations follow the High Reynolds Number  $k - \epsilon$  model.

In the one-equation model used in this work the turbulence kinetic energy  $k$  ( $= \overline{u_i u_i} / 2$ ) is obtained from its transport equation and the rate of dissipation  $\epsilon$  is modelling according to

$$\epsilon = \frac{k^{3/2}}{l} \quad (2)$$

The eddy viscosity  $\nu_t$  is calculated through the following relationship

$$\nu_t = C_\mu k^{1/2} l_\mu \quad (3)$$

where  $C_\mu$  ( $= 0.09$ ) is an empirical constant. The length scales  $l$  and  $l_\mu$  are given by

$$l = 2.4 [1 - \exp(-A_D y^*)]; \quad l_\mu = 2.4 y [1 - \exp(-A_\mu y^*)] \quad (4)$$

where  $A_D$  and  $A_\mu$  are equal to 0.235 and 0.0016, respectively, and  $y$  is the distance to the wall. The turbulence Reynolds number

$$y^* = \frac{k^{1/2}}{\nu} \quad (5)$$

appearing in relations (4) is used to correct the length scales in regions where the molecular viscosity  $\nu$  is greater or comparable to the turbulence viscosity  $\nu_t$ .

The set of equations, written for an orthogonal curvilinear co-ordinate system, are solved using a finite volume formulation. In this method, schemes used to evaluated property transport by convection across each volume surface can be of primary importance to the accuracy of the numerical results. The classical approach of first order accurate upwind differencing usually suffers from severe inaccuracies in complex flow situations originated by truncation errors and streamline-to-grid skewness. Of much help for the present work was some evidence of the discretization level needed for the analysis made available by Ahmed (1987) and Tsui and Lee (1992). Nevertheless, the procedure adopted was to

extend further the sensitivity tests carried out in those works. Initially, the Power Law Differencing Scheme (PLDS) was used to find the level of discretization beyond which further refinements would produce only minor changes to the flow field solution. Then, a further reduction in the numerical error was promoted with the employment of the Quadratic Upstream Interpolation for Convective Kinematics (QUICK) scheme in the final calculations. The choice of the PLDS for the sensitivity tests was essentially linked to numerical stability reasons. However, it is expected that the solution dependence on the level of discretization be more pronounced with the PLDS than with QUICK. Additional details on both schemes and a comparison of their performance in some cases of turbulent flow can be found in the work of Han et al. (1981).

The sensitivity tests aforementioned were executed for both the Low Reynolds Number  $k-\epsilon$  model and the High Reynolds Number  $k-\epsilon$  model. In the latter case the refinement normal to the walls conflicts with the restriction that the level of turbulence at the node adjacent to the wall is not too low. It is usual to adopt the parameter  $y^+$  ( $= c_{\mu}^{1/4} k^{1/2} y/\nu$ ) to fix the minimum value of turbulence close to the walls that can be considered by the model. This limit has been specified differently by several authors but, for practical purposes, the absolute minimum is agreed to be 11.6. Consequently, in flows where important features occur in the proximity of walls it is quite difficult to balance the needed grid refinement against the minimum turbulence level.

Figure 2 gives a partial view of the selected grid used in conjunction with the Low Reynolds Number  $k-\epsilon$  and the two-layer models to obtain the present results. The interface between the one-equation model and the High Reynolds Number  $k-\epsilon$  necessary in the two-layer approach was located so as to satisfy that  $y^+$  there was greater than 11.6. For the remainder of the cylinder domain, not shown in that figure, the grid was generated according to a simple geometric progression in the streamwise direction of ratio 1.1.

Concerning boundary conditions, the velocity and turbulence kinetic energy profiles at inlet were interpolated from the available experimental data (Ahmed, 1987) and the dissipation profile was estimated from the assumption of turbulence-energy equilibrium via a standard ramp function (Launder and Spalding, 1972).

In the plane of symmetry, the normal velocity and the normal gradients of all other quantities were set to zero. The fluid exit boundary was located far enough downstream that a condition of parabolic flow could be assumed. At the solid walls, the so called "wall function suggested by Launder and Spalding (1974) was adopted for the High Reynolds Number  $k-\epsilon$  model. On the other hand, in the case of the Low Reynolds Number  $k-\epsilon$  model or the two-layer model numerical calculations were extended up to the walls.

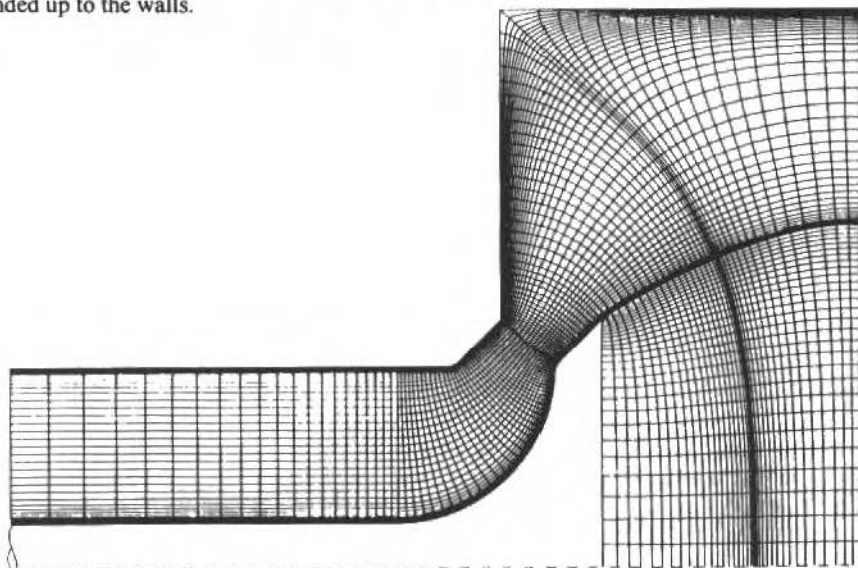


Fig. 2 Computational grid used for the numerical analysis with the Low Reynolds  $k-\epsilon$  model and the two-layer model

Results of streamline contours used to check the validity of the parabolic flow condition used at the exit boundary are shown in Fig. 3.



Fig. 3 Total view of streamline contours

## Results

The assessment of the models was executed by comparing numerical and experimental results of property profiles such as mean velocity components in the axial and radial directions ( $U$  and  $V$ , respectively), turbulence kinetic energy  $k$  and Reynolds shear stress  $\overline{uv}$ . All quantities were normalized using the mean velocity  $U_{in}$  at the entrance of the port duct.

In Fig. 4 numerical results of velocity components  $U$  and  $V$  at the entrance and exit of the valve passage (cross sections 2-2 and 3-3 in Fig. 1) are compared with experimental data of Ahmed (1987). Because Ahmed used hot-wire anemometry in his measurements he was unable to differentiate between positive and negative velocities. Nevertheless, by integrating the experimental velocity profile starting from the valve surface he arrived at an estimate of the separated region (indicated by the dashed line). The best agreement is found for results obtained with Low Reynolds Number  $k - \epsilon$  model, in spite that the region of maximum velocity at the exit of the valve passage indicated by the measurements suggests that the flow separation is under predicted. Flow predictions of the two layer model is somewhat better than those of the High Reynolds Number  $k - \epsilon$  model.

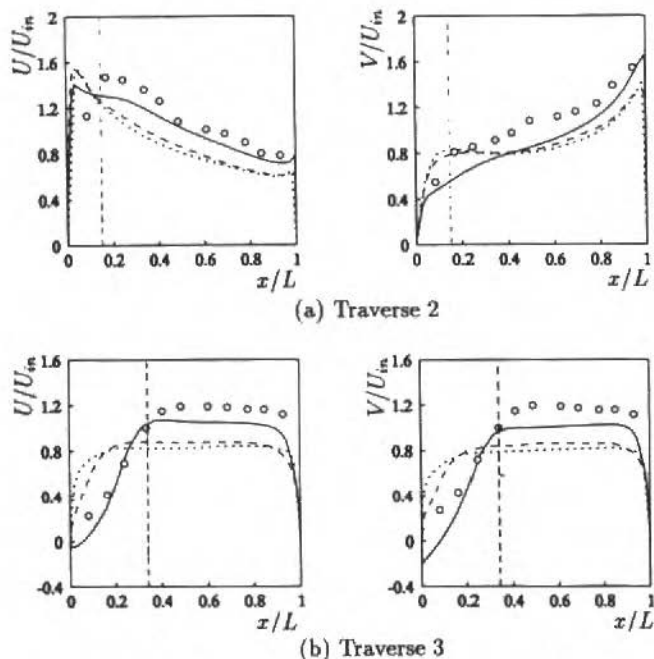


Fig. 4 Numerical results and experimental data of mean velocity

.....High Reynolds Number  $k - \epsilon$  model; ———Two-Layer Model;  
 ———Low Reynolds Number  $k - \epsilon$  model; ○○Exp. Data (Ahmed, 1987)

The difference between the results is associated with the size of the separated flow region predicted in the valve passage. As can be seen in Fig. 5, the Low Reynolds Number  $k-\epsilon$  model result shows a considerable separated flow region on the valve seat surface. On the other hand, the two-layer model predicted only a tiny separation in that region whereas the High Reynolds Number  $k-\epsilon$  model failed completely to capture such a flow feature. Since one of the most important regions of this type of flow is precisely the valve passage, where flow separation reduces the engine efficiency, it is agreed that any successful numerical model must return good quality results there.

Values of predicted and measured discharge coefficients,  $C_d$ , are illustrated in Table 1. The Low Reynolds Number  $k-\epsilon$  model is by far the model that gives values  $C_d$  closest to the experimental data of Ahmed (1987), a performance that can be attributed to its capability to predict the separated flow region in the valve passage in accordance with the experimental data.

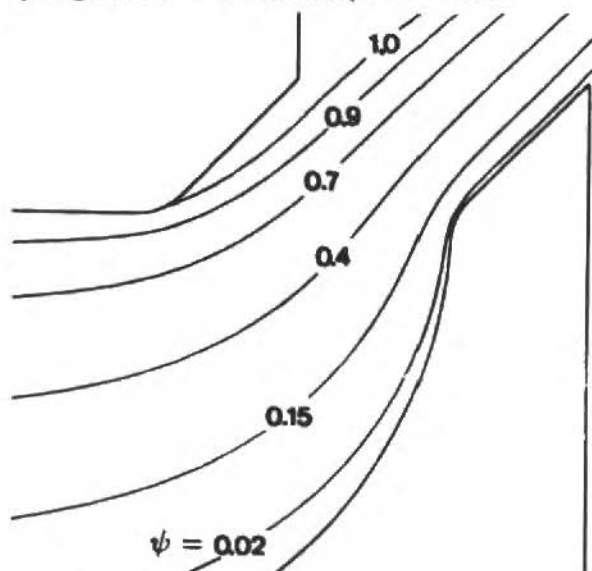


Fig. 5 Streamline contours predicted by the Low Reynolds Number  $k-\epsilon$  model

In fact, the correct prediction of the separated flow region in the valve passage is not only important for an accurate estimate of the pressure drop throughout the system but also for determination of the subsequent flow condition in the in-cylinder region. Any obstruction in the valve passage will of course change the characteristics of the jet being fed into the cylinder and, as a result, the intensity of recirculating regions close to the cylinder head, the level of turbulence kinetic energy production, etc.

Table 1 Predicted Discharge Coefficients

	$C_d$	Difference
Exp. data (Ahmed, 1987)	0.50	-
High Reynolds Number $k-\epsilon$ model	0.71	42%
Low Reynolds Number $k-\epsilon$ model	0.54	8%
Two-layer model	0.64	28%

A known weakness of the transport equation for the dissipation rate  $\epsilon$  is that of returning too high length scales  $\lambda (= k^{3/2}/\epsilon)$  in presence of adverse pressure gradients. As a consequence, in such situations skin friction coefficients are usually found to be over predicted and the calculated flow to remain attached where experimental data indicated separation occurs. Rodi and Scheuerer (1986) compared the performance of the one-equation model, the High Reynolds Number  $k-\epsilon$  model and the Low Reynolds Number  $k-\epsilon$  model in a boundary-layer under adverse pressure gradients. They

concluded that both versions of the  $k-\epsilon$  model are not satisfactory in such a situation and that the Low Reynolds Number  $k-\epsilon$  model gives the worst results. Ahmed (1987) has pointed out that this was the main reason why in his computation with the High Reynolds Number  $k-\epsilon$  model he was unable to predict the separated flow region in the valve passage. Results obtained in the present work confirm the inadequacy of the High Reynolds Number  $k-\epsilon$  for the analysis but, nevertheless, given the good performance of the Low Reynolds Number  $k-\epsilon$  model, suggest that the problem has a different origin. To clarify this point Fig. 6 was prepared. In that figure predicted values of length scale  $\iota$  in the vicinity of the port surface at traverses 1-1 and 2-2 (two regions situated immediately upstream of the flow separation) are compared to the turbulence equilibrium relation  $\iota_e = 2.44y$ , represented by the diagonal line (quantities are normalized by the hydraulic port diameter  $d_h$ ). In both regions the calculated length scale  $\iota$  is lower than  $\iota_e$ . Therefore, the unsuccessful flow prediction provided by the High Reynolds Number  $k-\epsilon$  model, and in part by the two-layer model, cannot be attributed to predicted levels of  $\iota$  being above  $\iota_e$ . In fact, this observation, combined with the fact that some separation was verified with the two-layer, suggests that for the present analysis the inclusion of the viscous region in the calculations is essential. Wall functions used in the High Reynolds Number  $k-\epsilon$  model render a poor grid refinement adjacent to the walls, with control volumes of size comparable to typical separated flow regions found in the valve passage.

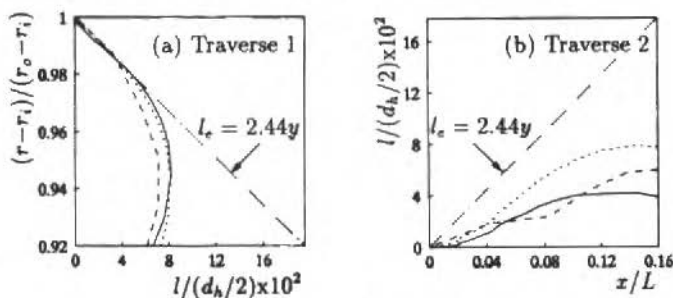


Fig. 6 Length scale distributions in the vicinity of the port surface  
 .....High Reynolds Number  $k-\epsilon$  model; ———Two-Layer model;  
 ———Low Reynolds Number  $k-\epsilon$  model

The likely reason for the superior results of the Low Reynolds Number  $k-\epsilon$  model can be extracted from profiles of Reynolds shear stress plotted in Fig. 7 for traverses 1-1 and 2-2. In both traverses the model is seen to return much lower levels of  $\overline{uv}$  close to the valve seat surface, the region where the flow is expected to start breaking away from the wall, and this creates more favourable conditions for flow separation. Physically, in regions of acceleration, as the one close to the valve seat chamfer surface at traverse 1-1, the Reynolds shear stress is subject to a process of destruction and of diminishing importance due to the rise of the viscous stress. The Low Reynolds Number  $k-\epsilon$  model is the only model employed in this investigation that can mimic this "laminarization" and this is why it returns much lower levels of Reynolds shear stress close to the port surface than do the other two models.

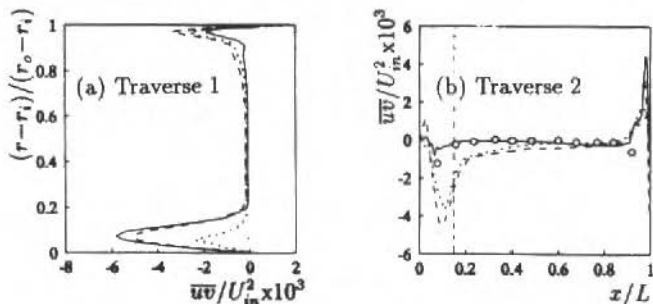


Fig. 7 Reynolds shear stress profiles at the valve passage entrance  
 .....High Reynolds Number  $k-\epsilon$  model; ———Two-Layer Model;  
 ———Low Reynolds Number  $k-\epsilon$  model;  $\circ$  Exp. Data (Ahmed, 1987)

## Conclusion

A numerical analysis of turbulent flow through an axisymmetric port/valve assembly at large valve lifts has been presented.

One of the main findings is that the inclusion of the near-wall region in the calculations is essential for the prediction of separated flow regions in the valve passage. Turbulence models such as the High Reynolds Number  $k - \epsilon$  model that use wall-functions to bridge the wall to the fully turbulent flow region, therefore avoiding calculations in the viscous affected layer, are inappropriate for modelling the present flow.

Some authors (Ahmed, 1987 and Tsui and Lee, 1992) have associated the failure of the High Reynolds Number  $k - \epsilon$  model to over predicted length scales in the vicinity of the port duct close to the separation point. The present work shows that length scales returned by the model in that region do not exceed those given by the turbulence equilibrium relation.

In the proximity of the valve seat chamfer surface at the valve passage entrance, the Reynolds shear stress  $uv$  seems to undergo a process of destruction that is caused at least in part by the acceleration field there. This phenomenon creates more favourable conditions for subsequent flow separation on the valve seat. The Low Reynolds Number  $k - \epsilon$  model adopted in this work can mimic in part such a process and, consequently, predicts a separated flow region in the valve passage that is in accord with experimental evidence.

## References

- Aita, S., Tabbal, A., Munck, G., Montmayer, N., Takenaka Y., Aoyagi, Y., and Obana, S., 1991, "Numerical Simulation of Swirling Port-Valve-Cylinder Flow in Diesel Engines", SAE Technical Paper Series, Vol. 91, p. 0263.
- Argueyrolles, B., Taghavi, R., and Zellat, M., 1988, "Potentials of Today's CFD Codes for Modelling Real Engine Geometries", Proceedings of the Second Int. Conf. on Supercomputing Applications in the Automotive Industry, Seville.
- Bicen, A. F., Vafidis, C., and Whitelaw, J. H., 1985, "Steady and Unsteady Airflow through the Intake Valve of a Reciprocating Engine", J. Fluids Engng., Vol. 107, p. 413.
- Errera, M.P., 1987, "Numerical Prediction of Fluid Motion in the Induction System and the Cylinder in Reciprocating Engines", SAE Technical Paper Series, Vol. 87, p. 0594.
- Ahmed, A. M. Y., 1987, "Investigation of the Flow in an Idealised Port/Poppet Valve Assembly, PhD Thesis, University of London
- Han, T., Humphrey, J. A. C. and Launder, B. E., 1981, "A Comparison of Hybrid and Quadratic-Upstream Differencing in High Reynolds Number Elliptic Flows", Comput. Meths. Appl. Mech. Engng., Vol. 29, p. 81
- Launder, B. E., and Spalding, D. B., 1972, "Mathematical Models of Turbulence", Academic Press
- Launder, B. E., and Spalding, D. B., 1974, "The Numerical Computation of Turbulent Flows", Comp. Meths. Appl. Mech. Engng., Vol. 3, p. 269.
- Lea, C.J., 1994, "Second Moment Closure for In-Cylinder Flow Calculations", PhD Thesis, Faculty of Technology, University of Manchester.
- Lilek, Z., Nadarajah, S., Peric, M., Tindal, M. J., and Yianneskis, M., 1991, "Measurements and Simulation of the Flow around a Poppet Valve", Proceedings of the Eighth Symposium on Turbulent Shear Flows, Munich
- Rodi, W., and Scheuerer, G., 1986, "Scrutinizing the  $k - \epsilon$  Turbulence Model under Adverse Pressure Gradient Conditions", Trans. ASME, Vol. 108, p. 174.
- Taklanti, A., 1988, "Numerical Flow Simulation in the Internal Combustion Engine and Manifold", Proceedings of the Second Int. Conf. on Supercomputing Applications in the Automotive Industry, Seville
- Tsui, Y. Y., and Lee, S. Y., 1992, "Calculation of Turbulent Flow through Engine Inlet Ports", Int. J. Heat and Fluid Flow, Vol. 13, No. 3, pp. 232-240.

# Influência da Carga no Comportamento quanto ao Desgaste de um Aço ABNT-1020 Bifásico Revenido a 450°C

## *Influence of Load on Wear Behavior of a Dual-phase Steel Tempered at 450°C*

Sérgio João Crnkovic

Augusto Eduardo Baptista Antunes

UNESP - Universidade Estadual Paulista  
Faculdade de Engenharia  
Departamento de Materiais e Tecnologia  
12500-000 Guaratingueta, SP Brasil

Cecília Amélia Carvalho Zanaglia

Unicamp - Universidade Estadual Campinas  
Faculdade de Engenharia Mecânica  
Departamento de Engenharia de Materiais  
13083-970 Campinas SP Brasil

### Abstract

The wear rate of the dual-phase steel ABNT-1020 tempered at 450°C sliding against cemented steel ABNT-1020 in function of load value is investigated in wide load range. The alteration in behavior of this function at intermediate load level, like in the case of low hardness steel sliding against high hardness steel, is observed. The analysis by scanning electronic microscope before and after this alteration showed a change of wear mechanism from plastic displacement to embrittlement.

**Keywords:** Wear, Dual-phase Steel.

### Resumo

Neste trabalho, determinou-se a taxa de desgaste de um aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C em função da carga, pelo deslizamento contra um aço ABNT-1020 cementado. A taxa de desgaste para a faixa de carga estabelecida, apresentou uma alteração de comportamento para uma carga intermediária, característico do deslizamento de um aço de baixa dureza contra um aço duro. A análise por microscopia eletrônica de varredura antes e após a alteração, indicou a mudança do processo de desgaste por deslocamento plástico, para o processo de desgaste por fragilização.

**Palavras-Chave:** Aço Bifásico, Desgaste

### Introdução

O comportamento dos materiais metálicos em serviço está intimamente relacionado às microestruturas do mesmos, pois estes lhes conferem diferentes propriedades mecânicas dependendo dos processamentos impostos (Ekistein e Guimarães, 1983).

A classe dos aços bifásicos desenvolvida recentemente tem sua microestrutura constituída basicamente de ferrita e martensita, com pequenas quantidades de bainita, perlita e austenita retida. As microestruturas de ferrita e martensita obtidas pelos tratamentos térmicos intercríticos resultam em um grande aumento da resistência mecânica sem alterar a ductilidade (Rashid, 1976).

Em vista destas propriedades e do aumento da resistência a fadiga (Hashimoto, 1989), motivou-se a determinação do comportamento quantitativo do desgaste em função da carga por meio da taxa de desgaste. Este comportamento quantitativo apresentado, foi analisado por meio de microscopia eletrônica de varredura, com o objetivo de se determinar o processo de desgaste atuante com as alterações observadas.

### Equipamento de Teste

Os testes de desgaste foram realizados em um banco de ensaio de desgaste do tipo pino-disco (Crnkovic, 1993), conforme ilustrado esquematicamente pela Fig. 1.

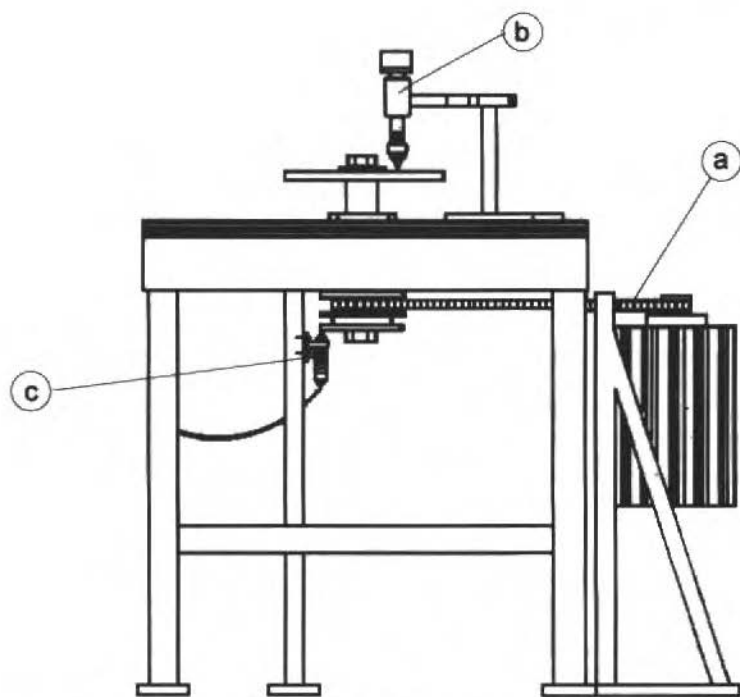


Fig. 1 Representação esquemática do banco de ensaio de desgaste

- Sistema de acionamento: O sistema de acionamento é composto de um variador de velocidade que transmite a rotação especificada ao eixo de acionamento do disco de teste por meio de uma correia dentada.
- Sistema de aplicação de carga: O sistema de aplicação de carga é composto de um peso morto aplicado sobre a haste que retém o pino de prova e comprime o mesmo sobre a superfície do disco.
- Sistema de medida da rotação: O sistema de medida da rotação é composto de um transdutor magnético que coleta os pulsos dos dentes de uma engrenagem acoplada ao eixo de acionamento do disco, enviando os mesmos para um tacômetro digital.

## Materiais e Tratamentos Térmicos

O material dos pinos de prova apresentou, conforme a Tabela 1, a seguinte composição química em peso:

Tabela 1 Composição Química

Elemento	C	Mn	S	Mo	Al	V
% Peso	0,21	0,37	0,028	0,03	0,024	0,004
Elemento	Si	P	Cr	Cu	Ti	Ni
% Peso	0,22	0,024	0,18	0,018	0,026	0,08

Após a confecção dos pinos de prova, foram executados os seguintes tratamentos térmicos:

- Normalização a 950°C durante 60 minutos;
- Temperatura intercrítica a 760°C durante 60 minutos, com resfriamento em água gelada a 7°C, e
- Revenido a 450°C durante 120 minutos.



Os discos de prova de aço ABNT-1020 acabados superficialmente por retífica receberam os seguintes tratamentos térmicos:

- Cementação a 900°C durante 7 horas em banho de sal, com 0,8 a 1,0% C de potencial;
- Resfriamento a uma temperatura de 160°C durante 10 minutos, em sal de martêmpera AS 140, e
- Revenido a 160°C durante 60 minutos com resfriamento ao ar (dureza 58 RC).

## Procedimento Experimental

A superfície de contato do pino de prova, foi acabada em uma sequência de lixas de granas 100, 220, 320, 400 e 600, com posterior polimento em pasta de óxido de alumínio.

A superfície do disco de prova, recebeu um acabamento final com lixa 600 durante 3 minutos no próprio local de ensaio.

Ambas as superfícies de prova foram limpas com acetona antes do início do ensaio, objetivando a retirada de sujeira e gordura proveniente do manuseio.

Para a determinação do desgaste do pino, o corpo de prova foi pesado antes e após o ensaio, determinando-se desta forma peso removido em décimos de miligramas.

As amostras utilizadas na análise por microscopia ótica foram selecionadas aleatoriamente, embutidas a frio e lixadas em uma sequência granulométrica 100, 220, 320, 400 e 600, sendo posteriormente polidas em pasta de óxido de alumínio e atacadas com nital 2%, como recomendado para aços carbono.

As observações da superfície desgastada foram executadas por microscopia eletrônica de varredura em um microscópio da marca CAMBRIDGE modelo S4A 10.

## Resultados Experimentais

A Fig. 2 ilustra a microestrutura característica do aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C. A microdureza das fases martensita e ferrita são respectivamente 397 e 145 HV.

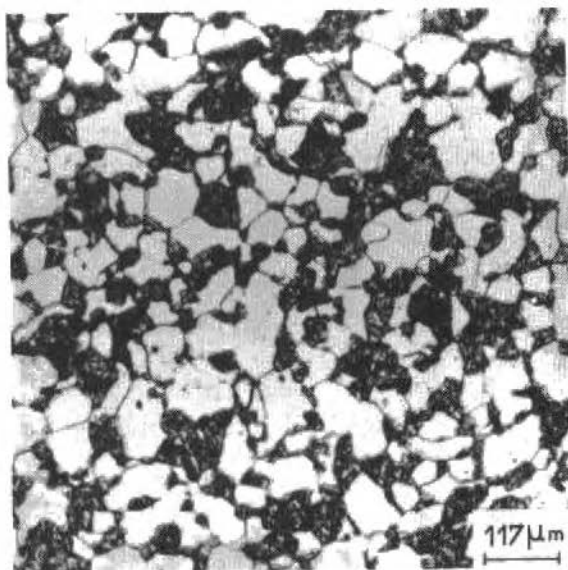


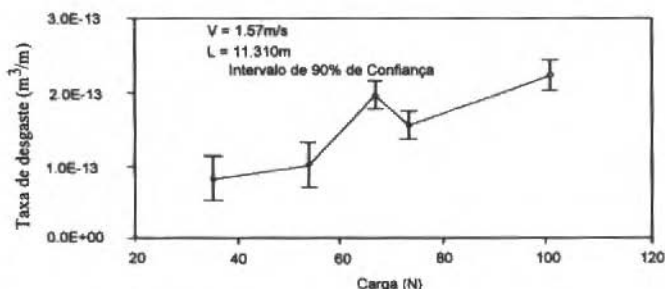
Fig. 2 Microestrutura do aço bifásico com 0,21% C, obtido por têmpera em água gelada e revenido a 450°C, atacada em nital 2%, apresentando martensita e ferrita

O valor médio da taxa de desgaste e o respectivo desvio padrão em função de carga são dados pela Tabela 2.

**Tabela 2 Taxa de Desgaste em Função de Carga**

Carga (N)	Taxa Média de Desgaste ((m <sup>3</sup> /m) x 10 <sup>-13</sup> )	Desvio Padrão ((m <sup>3</sup> /m) x 10 <sup>-13</sup> )
33,9	0,81	0,11
52,8	0,99	0,02
65,8	1,94	0,17
72,1	1,53	0,12
99,6	2,20	0,23

O comportamento da taxa de desgaste para um intervalo de confiança de 90% é dado pela Fig. 3.

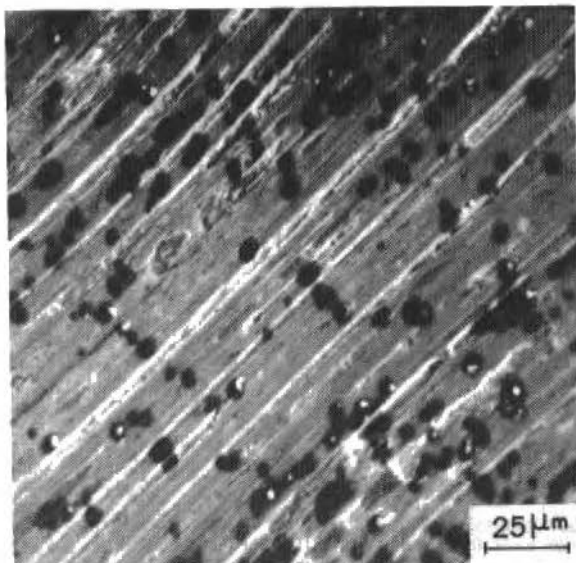


**Fig. 3 Taxa de desgaste do aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C em função da carga (90% de confiança)**

A microscopia eletrônica de varredura de duas regiões intercaladas pela inflexão conforme observado na Fig. 3, respectivamente para cargas de 33,9 e 99,6N, mantendo-se constante a velocidade de deslizamento em 1,57 m/s e o percurso de deslizamento em 11.310m, indicaram:

a) Para uma carga de 33,9N

Ranhuras de diversas dimensões interrompidas em certos locais da superfície desgastada na região central do pino de prova, conforme ilustrado pela Fig. 4.



**Fig. 4 Superfície desgastada central do pino de prova de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C, sujeito a uma carga de 33,9N**

Material deformado plasticamente superposto em camadas na região de fuga do pino de prova, conforme ilustrado pela Fig. 5.

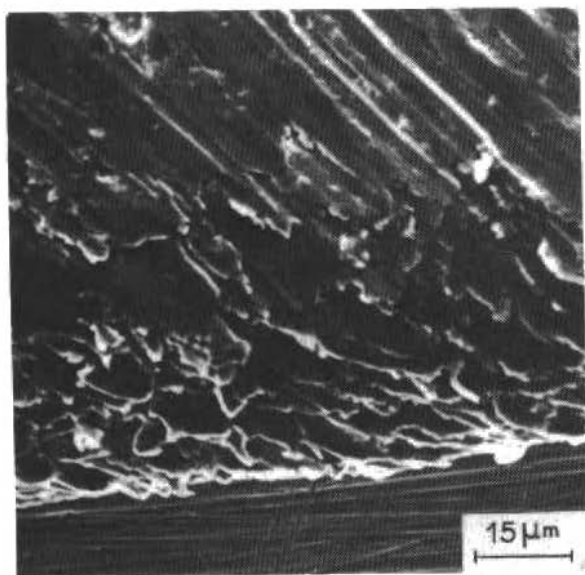


Fig. 5 Superfície desgastada de fuga do pino de prova de aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C, sujeito a uma carga de 33,9N

b) Para uma carga de 99,6N

Cavidades de diversas formas e dimensões e trincas aleatoriamente distribuídas sobre a superfície desgastada na região central do pino de prova, conforme ilustrado pela Fig. 6.

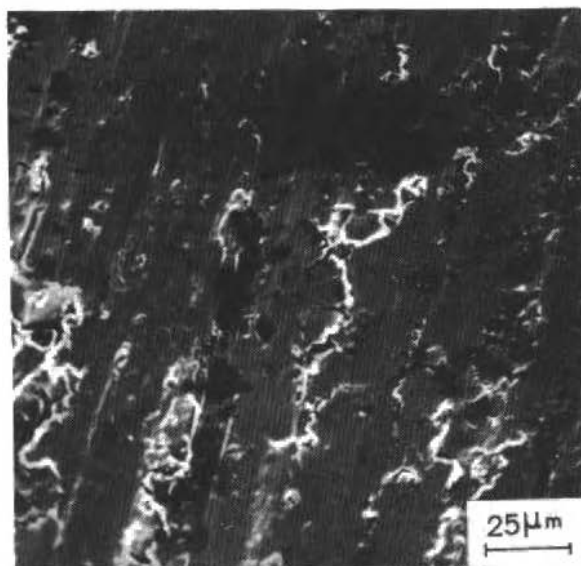


Fig. 6 Superfície desgastada central do pino de prova do aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C, sujeito a uma carga de 99,6N

A ampliação da região desgastada central do pino de prova apresenta uma superfície com grande quantidade de trincas aleatoriamente distribuída, indicando uma grande fragilização da mesma, conforme ilustrado pela Fig. 7.

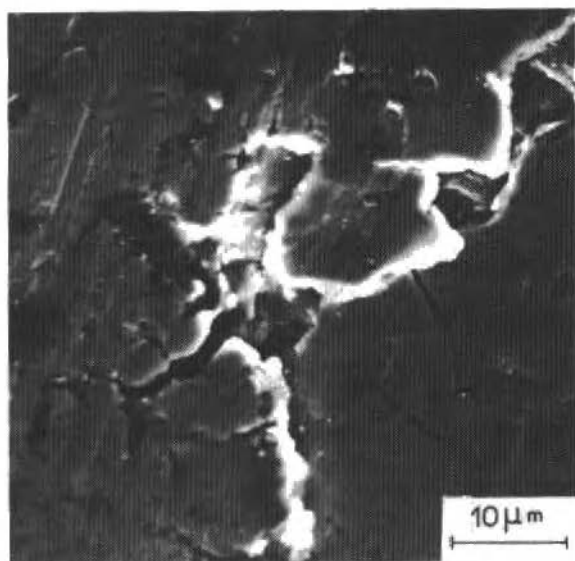


Fig. 7 Superfície desgastada central ampliada do pino de prova do aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C, sujeito a uma carga de 99,6N

## Análise dos Resultados

O deslizamento de um aço de baixa dureza contra um aço duro exibe inflexões na taxa de desgaste em função da carga que determinam maiores ou menores variações dependendo da velocidade de deslizamento imposta ao par (Welsh, 1965).

O comportamento da taxa de desgaste obtida para o aço ABNT-1020 bifásico revenido a 450°C em função da carga, conforme ilustrado pela Fig. 3, determina uma inflexão na faixa intermediária, característica do atritamento de um aço de baixa dureza contra um aço duro.

A microscopia eletrônica de varredura da superfície desgastada do pino de prova antes da inflexão, na região central e de fuga do mesmo, ilustrada respectivamente pelas Figs. 4 e 5, caracterizam um extenso fluxo plástico, produzido pelas protuberâncias duras (asperidades) sobre o disco, caracterizando o processo de desgaste abrasivo por deslocamento plástico (Kokkirigawa e Kato, 1988 e Zum Ghar, 1988). Este material deslocado plasticamente é depositado em camadas na própria região de fuga da superfície do pino de prova, sendo posteriormente removido como partículas de desgaste pelas forças de tração superficial.

A microscopia eletrônica de varredura da superfície desgastada do pino de prova após a inflexão na região central, ilustrada pelas Figs. 6 e 7, mostra a microestrutura com a presença de inúmeras trincas, significando a fragilização da superfície, produzido pelo encruamento do material deslocado plasticamente. As trincas dispostas sobre a superfície tendem a aumentar com os sucessivos ciclos de carregamento e o material é removido fragmentado. Assim passa-se a ter um outro processo de remoção de material da superfície.

## Conclusão

Desta forma, fica demonstrado que a alteração do comportamento da taxa de desgaste em função da carga está relacionada a uma alteração do processo de desgaste por deslocamento plástico para o processo de desgaste por fragilização.

## Agradecimentos

Os autores agradecem a VILLARES/VIBASA e ELETROMETAL S.A. pelos materiais cedidos, a BRASIMET S.A. pelos tratamentos térmicos e a FUNDUNESP pelo apoio financeiro concedido

## Referências

- Crnkovic, S.J., 1993, "Comportamento de um Aço ABNT-1020 Bifásico Revenido quanto ao Atrito e Desgaste", Tese de Doutorado UNICAMP, SP, Brasil.
- Eckstein, C.B., e Guimarães, J.R.C., 1983, "Correlação entre Microestrutura e Resposta Mecânica em Misturas de Austenita e Martensita - ABM, Vol. 39, No. 307, pp. 307-310.
- Hashimoto, T.M., 1989, "Fadiga de aço de Baixo Carbono com Microestrutura Bifásica", Tese de Doutorado UNESP, SP, Brasil.
- Kokkorigawa, K. e Kato, K. (1988) "The Effect of Hardness on the Abrasive Wear Mechanism of Steels", *Wear*, Vol. 123, pp. 241-251.
- Rashid, M.S., 1976, "G.M. 800 a Unique High Strength Steel With Superior Formability", SAE Technical Paper, pp. 206-260.
- Welsh, N.C., 1965, "The Dry Wear of Metals: (I) The General Pattern of Behaviour", *Phil. Roy. Soc.*, Vol. 237, pp. 31-46.
- Zun Ghar, K.H., 1988, "Modelling of two-body Abrasive Wear", *Wear*, Vol. 124, pp. 87-103.

# Análise Crítica de Métodos de Projeto, Visando ao Desenvolvimento de um Sistema CAD para Concepção de Produtos

## *Analysis of Design Methodologies Towards Developing a CAD System to Computerize the Product Design Conception Stage*

**Miguel Fiod Neto**

Universidade Federal de Santa Catarina  
Departamento de Engenharia de Produção e Sistemas  
88.040-900 Florianópolis, SC Brasil

**Nelson Back**

Universidade Federal de Santa Catarina  
Departamento de Engenharia Mecânica  
88.040-900, Florianópolis, SC Brasil

### **Abstract**

Conception is unquestionably a crucial phase on the structuring of a project and is present in the known methodologies for the development of industrial products. At the conception stage, alternatives are searched so that the target originally aimed at is duly achieved. To this effect, the party in charge of a project will be using his full intellectual capacity. In order to speed up this particular stage, a computer system has been developed placing emphasis on the conception of the product. Different methodologies have been carefully examined so as to provide the system with suitable theoretical foundations, in an attempt to define the most adequate alternative to computerize the design process. This paper introduces several different methodologies, placing emphasis on their characteristics, and analyzes the possibilities of their implementation in a computer system. A computerized system structure for the design process is also introduced. Conclusions are drawn concerning the proposal submitted herein.

**Keywords:** Product Design Conception Stage, CAD, Analysis of Design Methodologies, Application of CAD to Product Conception

### **Resumo**

A fase da concepção está presente nas metodologias conhecidas para desenvolver produtos industriais. Na concepção, procuram-se alternativas para realizar a tarefa estabelecida inicialmente. Para essa fase, foi desenvolvido um sistema computacional. Por isso, foram estudadas diversas metodologias, que são aqui discutidas quanto à possibilidade de serem implementadas em computador. Expõe-se, também, uma estrutura de sistema informatizado para o processo do projeto. No final, são apresentadas conclusões sobre a proposta elaborada, e suas perspectivas futuras.

**Palavras Chave:** Concepção de Produtos, Análise de Métodos de Projeto, CAD, Informatização da Concepção

### **Introdução**

A crescente concorrência no mercado mundial requer das empresas respostas cada vez mais rápidas, em forma de soluções para os problemas presentes e futuros dos clientes. Com isso, o tempo disponível para planejar e desenvolver novos produtos tende paulatinamente a diminuir. Além disso, hoje em dia aumentam as exigências aos novos produtos, e diminui o tempo de permanência de um produto no mercado, sendo substituído por outro mais novo e melhor.

O Projeto não pode hoje ser tratado como atividade principalmente intuitiva, mas sim como aplicação de metodologia sistematizada que oriente o trabalho do projetista desde a definição da tarefa a ser executada até o projeto final do produto. Visto como necessidade racional do desenvolvimento de um produto, o Projeto é hoje considerado um processo complexo de criação de conhecimentos e de utilização dos conhecimentos existentes dispersos por uma avalanche de publicações e informações. Há influências externas a serem respeitadas e pressuposições básicas do projetista, além de leis

fundamentais inerentes ao desenvolvimento do projeto, que definem o procedimento para solucionar problemas técnicos. São dominantes os aspectos da estrutura do processo do projeto e da concepção de soluções para sistemas técnicos.

A definição da estrutura do processo é um problema básico que se apresenta em todas as fases da evolução do Projeto. Um modelo conhecido das etapas do Projeto foi comentado por Fiod e Back (1991). Ai se apresentam as fases do estudo da tarefa, concepção, projeto preliminar e projeto detalhado. Essas fases, então, estabelecem uma seqüência de passos que conduzem o projetista desde a definição do problema original até a conclusão da solução final. Partindo da formulação verbal da tarefa que o produto deverá satisfazer, o caminho é marcado por um aumento constante da concretização do problema, até se chegar à solução final. Por exemplo:

Estrutura de Funções → Princípios de Solução → Combinação de Princípios → Projeto → Desenho

É possível afirmar que a sistematização do desenvolvimento de produtos industriais traz benefícios reais para o projetista, na medida em que organiza seu trabalho e o orienta para uma seqüência lógica de atividades, conduzindo-o com segurança desde a fase abstrata do estudo da tarefa até a fase concreta do projeto final. Dentre as diversas metodologias existentes para essa sistematização, serão discutidas a seguir algumas das mais conhecidas.

## Metodologias de Projeto

Metodologias para projetar produtos industriais têm sido propostas por diferentes autores. Considerando aspectos de diferenciação entre metodologias, Yoshikawa (1989) as classifica em "escolas de filosofia de projeto". Para ele, podem ser reconhecidas como mais importantes para projetos de engenharia as seguintes "escolas": a escola semântica, a escola sintática e a escola historicista.

A chamada escola semântica pressupõe que em máquinas, equipamentos e aparelhos só podem existir fluxos de energia, de matéria e de sinal. Assim, todo sistema técnico pode ser representado pela transformação de matéria, de energia e sinal da entrada em matéria, energia e sinal da saída do sistema técnico. O responsável por essa transformação é um encadeamento logicamente estruturado de funções técnicas e de subfunções. A função global do sistema técnico é subdividida em estruturas de subfunções mais simples, continuamente simplificadas até que seja possível identificar fenômenos físicos que realizem as transformações desejadas.

O aspecto mais favorável a esta "escola" é o de permitir que sejam catalogadas coleções de efeitos físicos que dão materialidade a princípios de soluções, necessários para a realização das funções técnicas. Koller (1985) mostra como utilizar esses catálogos e sugere alguns deles, tais como "catálogo de princípios de separação de materiais", "catálogos de princípios para juntar materiais", "catálogo para aumentar/diminuir grandezas físicas" e outros. Roth (1982) ensina a utilizar e a construir catálogos e mostra exemplo como: "catálogo de princípios para ampliação/redução de forças". Além disso, apresenta, também, catálogos de soluções prontas para problemas mais simples, como os de "dispositivos para limitar movimentos" e "mecanismos para transmissão de forças", entre outros.

A "escola sintática" foi relacionada por Yoshikawa (1989) como aquela que se preocupa mais com aspectos de procedimento do projetista do que com o objeto (do projeto) propriamente dito. A morfologia do projeto proposta por Asimow (1968) se enquadra nesse grupo, ao enfatizar os procedimentos e os instrumentos da metodologia e pretender que seja aplicável a qualquer campo da tecnologia.

O aspecto metodológico do projeto e o aspecto funcional do produto estão reunidos no modelo proposto por Pahl e Beitz (1986). Esses autores introduzem o aspecto da hierarquia entre funções e subfunções, em um procedimento sistemático dividido em passos e etapas definidas. Parte-se do estudo da ordem de desenvolvimento do produto, emanada do setor de planejamento de produtos e segue-se a metodologia até a elaboração final do projeto detalhado, através de passos alternados de trabalho e de decisão. A todo passo de trabalho está associada uma saída de informações. Cada passo de decisão determina se o produto deve prosseguir ou se será necessário repetir o passo de trabalho anterior, com nível mais alto de informação - sempre com o objetivo de se obterem melhores resultados. O processo termina com elaboração da documentação de produto e liberação para fabricação da solução encontrada.

A "escola historicista" (Yoshikawa, 1989) enfatiza a importância que o conhecimento tem para o projeto. Isso implica utilizar todo o conhecimento disponível sobre determinado assunto para melhor se aprender sobre a habilidade de projetar.

Excetuando-se a "escola historicista", que necessita colocar à disposição do projetista todos os conhecimentos existentes sobre o assunto em estudo, o que nem sempre é exequível, os métodos citados têm aspectos comuns e diferenciáveis. Em comum, esses métodos estabelecem funções parciais muito bem definidas - conforme o seu significado - através das quais todos os sistemas técnicos podem ser representados. Por outro lado, os métodos de Koller (1985), Roth (1982) e Rodenacker (1976) se diferenciam principalmente pelo número de funções parciais padronizadas. O objetivo dessa padronização é definir algoritmos e cálculos com essas funções parciais, e também as bases para a listagem de um sistema genérico de catálogos com elementos de projeto.

Aos métodos para encontrar soluções com o auxílio de estruturas de funções genéricas acima citados deve ser acrescentado o método da variação do efeito, comentado por Sell e Fiod (1989). Esses métodos podem ser adaptados para utilização em computador. Outros autores também já propuseram metodologias de projeto com vistas à utilização de equipamento computacional, conforme será exposto a seguir.

## O Projeto de Sistemas Técnicos e a utilização do Computador

Além de se obter mais eficiência e velocidade com a sistematização do projeto, o processo de planejamento e desenvolvimento de produtos pode ser acelerado pela utilização de recursos computacionais, tais como sistemas CAD e CAD-CAM. Os softwares CAD e CAD-CAM hoje disponíveis prestam-se para diminuir o trabalho tedioso do projetista, nas últimas fases do processo do projeto, como, por exemplo, nos desenhos, nas especificações, na elaboração de listas de peças e de documentos de fabricação. No entanto, as fases iniciais do processo (fases do Estudo da Tarefa e da Concepção) são, até agora, pouco assistidas por computador.

Em seus livros, Koller (1985) e Roth (1982) antevêm o uso de computador na fase da concepção, a partir de utilização de catálogos no auxílio à pesquisa de soluções para os elementos das estruturas de função.

Para Ehrlenspiel e Figel (1987), no que diz respeito à fase da concepção de produto, a tecnologia de Inteligência Artificial está longe da idéia real de inteligência artificial: o mercado oferece alguns *softwares* especiais (linguagens, ferramentas, "shells") e *hardwares* (por exemplo, máquinas LISP) que são adequados para resolver principalmente problemas qualitativos. No entanto, esses *hardwares* e *softwares* são usados em projetos onde há mais sistemas sendo desenvolvidos e testados do que realmente sendo utilizados: a maior ênfase, portanto, ainda está aplicada no desenvolvimento dos sistemas. Além disso, sistemas de diagnóstico e consulta estão mais fortemente representados no mercado do que sistemas de projeto e desenvolvimento (e. g., *softwares* de diagnóstico médico, como o MYCIN, ou *softwares* de consulta técnica e financeira).

A diretriz VDI 2221 (1985) apresenta metodologia para desenvolvimento e projeto de sistemas técnicos e de produtos. Nessa metodologia, há padronização das etapas do projeto desde a origem do produto - o que oferece possibilidades de automatização em computador para essas diversas etapas.

Roth (1986) fala sobre modelos de representação de produtos, que permitem reproduzir qualidades específicas do produto em cada estágio do desenvolvimento do projeto, e que mostram as informações estritamente necessárias para o trabalho no segmento correspondente do projeto. Esses modelos são repassados ao computador através de dados que definem o produto. Propõe o desenvolvimento de modelos de representação de produtos que estejam próximos da idéia central do projetista e, simultaneamente, sejam tão inequívocos que o seu conteúdo - restrito às informações essenciais - poderá ser formulado para interpretação do computador. Explica, ainda, a quais condições cada tipo de modelo deverá atender, para que possa ser utilizado em procedimento manual ou computadorizado de projeto de produto.

Pahl e Beitz (1986), no capítulo 10 de seu livro, propõem uma seqüência possível de passos para a elaboração de projeto de *software* CAD, com vistas à prática de projetos de produtos. O *software* é encarado como um produto, e por isso as etapas para sua elaboração são baseadas na metodologia de projeto de produtos industriais. Os autores entendem que a utilização de um procedimento



automatizado para projeto de produtos trará benefícios relativos à abrangência do processo, na medida em que os bancos de dados do programa podem ser continuamente enriquecidos com maiores quantidades de informações. Haverá, também, maior velocidade no cruzamento das informações relevantes para o projeto do produto e estará garantida a verificação sistemática das variadas opções e combinações possíveis.

Bauert (1988) descreve um sistema apoiado por computador para concepção de elementos de máquinas. O autor relata as influências da geometria do produto, da tecnologia do produto e dos conhecimentos exigidos em sua fabricação, para se chegar à modelação de qualidade do produto. O sistema mencionado reúne módulos previamente programados, que fazem a integração entre cálculo técnico, modelação geométrica e lógica de projeto de sistemas técnicos.

Eversheim e Neitzel (1988) apresentam aspectos relevantes do desenvolvimento de sistemas especialistas voltados para projetos de dispositivos técnicos e de seus elementos. Para eles, os sistemas CAD usualmente encontrados no mercado facilitam o detalhamento de projetos de dispositivos técnicos, mas não são suficientemente úteis na fase de concepção. O sistema especialista que apresentam recebe, como dado de partida, descrição detalhada sobre as funções a serem desempenhadas pelo dispositivo técnico e por seus elementos componentes. É necessário fornecer, também, as condições prévias internas relativas às funções a serem desempenhadas pelo dispositivo técnico - e externas - relativas ao acoplamento do dispositivo ora sendo projetado em outros dispositivos e máquinas - que o dispositivo técnico deverá desempenhar; isso irá limitar, por exemplo, o tamanho do dispositivo, a forma de sua superfície ou intensidade das forças que atuarão sobre o dispositivo em projeto. Com os dados de entrada assim definidos, o sistema especialista localiza, em seu banco de dados, informações sobre elementos específicos para construção do dispositivo. Por inferência, a composição desses elementos é feita de modo que a qualidade do conjunto corresponda ao máximo às condições internas e externas previamente determinadas, e realizem as funções inicialmente especificadas.

## **Proposição de uma Estrutura de Sistema Informatizado para o Desenvolvimento de Produtos Industriais**

Pelo que foi exposto até agora, é possível entender que para se trabalhar nas primeiras fases do desenvolvimento de produtos - a elaboração da Lista de Requisitos, a procura de princípios de solução, a concepção geral do produto - são necessárias muitas informações, critérios de decisão bem definidos, regras e, sobretudo, criatividade. Na etapa da concepção de sistemas técnicos, o projetista conta, principalmente, com seu conhecimento acumulado, com sua experiência pessoal e com a aplicação de técnicas conhecidas de criatividade. Por se tratar de fase bastante abstrata, o auxílio computacional ideal viria de uma programação heurística, baseada em fatos e regras - um sistema especialista, que apoiasse o projetista nessa etapa do projeto.

A principal objeção a este sistema especialista é a dificuldade de se obter a representação do conhecimento necessário, aí incluído o conjunto de regras que permita ao sistema especialista compatibilizar as várias alternativas de soluções parciais. Embora seja possível, o desenvolvimento de tal sistema especialista é complexo e trabalhoso, tanto no que se refere à representação do conhecimento e suas regras de compatibilização quanto à elaboração de *software* propriamente dito.

Entre o modo "manual" - assim chamado porque ocorre sem auxílio de equipamento - como hoje é trabalhada a Concepção, e o modo automatizado - que seria a obtenção da Concepção com auxílio de Sistema Especialista -, é possível contar-se com um instrumento de alcance intermediário: um sistema computacional não-especialista para auxiliar o projetista na etapa da concepção do sistema técnico.

Apesar de ainda ser um instrumento "manual" - pois o desenvolvimento das atividades é comandado pelo projetista/usuário -, a utilização desse sistema computacional durante a fase da concepção garante o exame sistemático de todas as possibilidades de se obterem soluções viáveis, sem que haja eventual esquecimento ou erro de associação. Desse modo, o usuário/projetista efetua a síntese de alternativas viáveis para solução do problema focado. Maior quantidade de soluções viáveis geradas irá depender, evidentemente, da riqueza do conteúdo existente no banco de dados do programa. Cada uma das soluções viáveis geradas a partir do sistema computacional é examinada pelo projetista com auxílio do programa, e questionada quanto à sua conveniência e adequação para os

resultados globais pretendidos. Depois disso, as alternativas selecionadas estão aptas para seguirem os próximos passos da metodologia do projeto do produto, podendo-se utilizar, inclusive, sistemas de apoio como CAD e CAD-CAM, se for o caso.

O sistema computacional SADEPRO representa uma contribuição ao processo de desenvolvimento de produtos industriais, pois é de grande utilidade para o projetista na fase de concepção. É um instrumento computacional na fase de concepção. É um instrumento computacional que conduz o projetista mais rápida e diretamente a soluções possíveis do futuro sistema técnico. Dentro da metodologia geral do processo de projeto, esse sistema computacional trabalha na fase de concepção do produto, fixando o caminho para se encontrarem soluções para o sistema técnico.

**Funcionamento do sistema computacional.** O sistema computacional denominado SADEPRO - Sistema de Apoio ao Desenvolvimento de Projeto de Produtos - (Fiod, 1991) está voltado para a fase de Concepção do produto, e é um instrumento adicional para auxiliar o projetista na busca de soluções que realizem o sistema técnico em estudo.

Seu funcionamento (Fig. 1) começa pelo Estudo da Tarefa. O sistema oferece ao projetista uma seqüência de perguntas, cujas respostas definem a Lista de Requisitos do projeto. Essa Lista de Requisitos servirá como orientação para o trabalho a ser desenvolvido nas fases seguintes, e permitirá acompanhar o atendimento às exigências prévias impostas ao produto. Servirá, também, como principal instrumento de avaliação para selecionar as alternativas de solução geradas no final do estudo. Modificações feitas nessa Lista resultarão em conseqüentes modificações no desenvolvimento posterior do projeto.

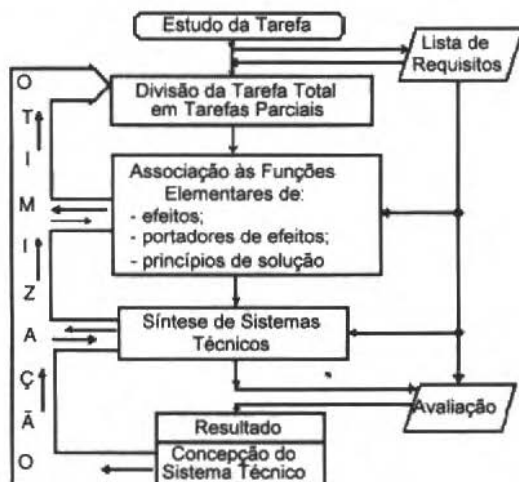


Fig. 1 Resumo da concepção de sistemas técnicos com auxílio do sistema computacional SADEPRO

Para a teoria do desenvolvimento de produtos, é de importância decisiva reconhecer se existe ou não um fenômeno físico - uma lei, um axioma ou um efeito - que transforma a proposição a tarefa em objeto técnico. Para se encontrar esse fenômeno físico, depois de Estudo da Tarefa o sistema computacional orienta o projetista para efetuar a análise funcional. Por meio dessa análise, a função global é dividida em funções parciais e estas, por sua vez, são particionadas em funções elementares. Obtém-se, assim, uma estrutura de funções elementares interligadas logicamente (Back, 1983). Com auxílio do sistema computacional, essas funções elementares podem ser associadas a efeitos físicos e princípios de solução existentes em Catálogos do sistema. Esses Catálogos podem ser consultados pelo projetista/usuário, sempre que necessário, através de janelas.

Em geral, há diferentes efeitos físicos que podem realizar cada função elementar. Após escolher nos Catálogos do sistema o efeito físico desejado para cada função elementar, o usuário/projetista o leva para integrar um quadro morfológico. Ao final das escolhas, esse quadro morfológico conterá um conjunto grande de efeitos físicos e de princípios de solução vinculados a cada função elementar. Com o auxílio do sistema computacional, o usuário/projetista combinará sistematicamente os efeitos que conseguem realizar cada função elementar, associados a seus respectivos princípios de solução. O

objetivo é compor sistemas técnicos fisicamente exeqüíveis, que realizem a função total desejada, dentro das limitações impostas pela tarefa inicialmente estudada. Assim, estará efetivada a síntese do sistema técnico.

Com essa combinação sistemática de efeitos físicos, espera-se obter variantes de concepção, já prontas para serem avaliadas segundo critérios técnicos e econômicos. O sistema computacional também auxilia nessa avaliação, a qual é baseada em critérios propostos por Pahl & Beitz (1986) e nas exigências da Lista de Requisitos do problema.

Ao final do estudo feito com auxílio do *software* SADEPRO, terão sido selecionadas alternativas viáveis de concepção para realização do sistema técnico focalizado. A partir daí, pode-se trabalhar com sistemas CAD-CAM conhecidos, se desejar-se.

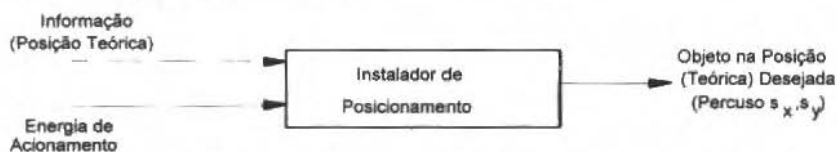


Fig. 2 Função total de um dispositivo de alta precisão de posicionamento de duas coordenadas.

SADEPRO: Um exemplo de aplicação. Para desenvolver um dispositivo de alta precisão de posicionamento de duas coordenadas (Höhne, 1990), o sistema computacional SADEPRO parte da tarefa a ser realizada (Fig. 2) e auxilia o projetista a elaborar passo-a-passo uma completa estrutura funcional do dispositivo desejado. São consultados, então, os Catálogos de efeitos físicos existentes no sistema, escolhendo-se efeitos adequados para cada componente daquela estrutura funcional. Em um quadro morfológico, as soluções das funções parciais são compatibilizadas para sintetizarem possíveis soluções globais que consigam resolver o problema inicial. Finalmente, o sistema computacional SADEPRO orienta o projetista na seleção da alternativa mais adequada, com critérios definidos pela Lista de Requisitos criada no início. A solução escolhida fica, assim, pronta para ser trabalhada em um sistema CAD-CAM convencional.

## Conclusões e Perspectivas

O sistema SADEPRO oferece ao usuário um *interface* confortável, com manejo simples através de um diálogo homem-máquina seqüenciado. Desse modo, as funções do sistema tanto poderão ser utilizadas por especialistas em projetos de sistemas técnicos, que desejam ampliar o sistema, como também por usuários, que se beneficiam com sua aplicação.

O acoplamento do sistema computacional a um sistema CAD permitirá que seja melhorada a transferência de sugestões de projetos desenvolvidos pelo sistema computacional: enquanto que os elementos básicos da concepção são gerados pelo sistema SADEPRO, o detalhamento poderá ser realizado através de um sistema convencional CAD ou CAD-CAM.

Eventual evolução deste sistema computacional poderá ocorrer na direção da implementação de um sistema especialista. Ao final da aplicação desse sistema especialista, o projetista verá geradas automaticamente (pelo *software*) as concepções viáveis para realizar o sistema técnico. Da mesma forma que para o sistema SADEPRO, existirá a possibilidade de se transferirem os mecanismos realizados no sistema especialista a outras áreas de aplicação. Provavelmente, haverá aplicações para as quais isso exigirá somente a troca da base de conhecimentos.

## Referências

- Asimow, M., 1968, "Introdução ao Projeto", Editora Mestre Jou, São Paulo.  
 Back, N., 1983, "Metodologia de projeto de produtos industriais". Editora Guanabara Dois, Rio de Janeiro.  
 Bauert, F., "Entwicklung von Werkzeugen zur Produkt-modellierung - Bestandteil eines System-konzepts zur rechnerunterstützten Gestaltung von Konstruktions-elemente (GEKO)", Konstruktion 40 1988, pp. 90-96.  
 Ehrhenspiel, K., e Figel, K., "Applications of expert systems in machine design", Konstruktion 39 1987, pp. 280-284.

- Eversheim, W., e Neitzel, A., "Ein Expertensystem für die Vorrichtungskonstruktion", *Konstruktion* 40 1988, pp. 97-101.
- Fiod Neto, M., "Desenvolvimento de sistema de apoio computacional para síntese de sistemas técnicos", Florianópolis, Universidade Federal de Santa Catarina, 1993. Tese de doutorado em Engenharia Mecânica, 313 págs.
- Fiod Neto, M., e Back, N., "O processo do projeto de produtos industriais", *Anais do Congresso de Engenharia Mecânica Norte-Nordeste (CEM-NNE/91)*, Natal, Brasil, 1991, pp. 360-367.
- Höhne, G., 1990, "Projeto de instrumentos", *Disciplina ministrada no Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica*, na UFSC. Notas de aula não publicadas. Florianópolis.
- Koller, R., 1976, "Konstruktionsmethode für den Maschinen-, Geräte- und Apparatebau". Berlin: Springer-Verlag.
- Pahl, G., e Beitz, W., 1986, "Konstruktionslehre. Handbuch für Studium und Praxis", Berlin: Springer-Verlag, 2. Aufl.
- Rodenacker, W. B., 1976, "Methodisches Konstruieren", Berlin: Springer-Verlag.
- Roth, K., 1982, "Konstruieren mit Konstruktionskatalogen". Berlin: Springer-Verlag.
- Roth, K., 1986, "Modellbildung für das methodische Konstruieren ohne und mit Rechnerunterstützung". *VDI-Z*, Bd. 128, Nr. 1/2, Januar (I/II), pp. 21-25.
- Sell, I., e Fiod Neto, M., 1989, "A obtenção de soluções alternativas com o método da variação do efeito", *Anais do IX Encontro Nacional de Engenharia de Produção*. Porto Alegre, Brasil.
- VDI 2221: *Methodik zum Entwickeln und Konstruieren technischer Systeme und Produkte (Entwurf)*, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1985.
- VDI 2222, Blatt 2 (Entwurf): *Erstellung und Anwendung von Konstruktionskatalogen*, Düsseldorf: VDI-Verlag, 1982.
- Yoshikawa, H., 1989, "Design philosophy: the state of the art.", *Annals of the CIRP*, 38 (2), pp. 579-586.

# Tensões Residuais na Soldagem, Aspectos Básicos

## *Residual Stresses in Welding: Basic Aspects*

**Augusto Eduardo Baptista Antunes**

UNESP - Universidade Estadual Paulista  
Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá  
Departamento de Materiais e Tecnologia  
12500-000 Guaratinguetá, SP Brasil

### **Abstract**

The purpose of this paper is to analyze the basic aspects of the residual stresses in welding. Concepts about macro and micro residual stresses in metals are considered in welding. In a simple welding model is shown how shrinkage macro stress results and how this can contribute to understand the distribution of residual stresses in common type of welded joint. Further, comments are made concerning the effects of additional mechanical and metallurgical phenomena, distortion in weldments and dimensional discrepancies.

**Keywords:** Residual Stresses, Welding, Macro Stresses, Micro Stresses.

### **Resumo**

O propósito deste trabalho é analisar os aspectos básicos das tensões residuais na soldagem. Apresentam-se primeiramente conceitos sobre tensões residuais em metais, distinguindo-se tensões residuais macroscópicas e microscópicas e, em seguida, são indicados como estas tensões podem se apresentar nas junções soldadas. Usando um modelo simplificado, é mostrado como as tensões residuais macroscópicas se formam por contração térmica longitudinal das partes aquecidas e o que isto significa em relação às tensões residuais em soldagens reais, que envolvem outros fenômenos mecânico-metalúrgicos que podem, conjuntamente, contribuir na formação ou modificação das tensões residuais.

**Palavras-chave:** Tensões Residuais, Soldagem, Tensões Macroscópicas, Tensões Microscópicas.

### **Introdução**

Tensões residuais sempre ocorrem nos materiais tecnológicos, com maior ou menor intensidade dependendo das características físicas, químicas e mecânicas dos mesmos e dos processos de fabricação previamente envolvidos. Desta forma é muitas vezes importante avaliar ou prever a formação de tensões residuais para preservar a integridade dos projetos de engenharia contra a deformação das peças ou estruturas, falhas por fadiga, fratura e corrosão. Por outro lado, tensões residuais podem ser também exploradas para correção ou alteração da geometria das peças, para benefício do desempenho mecânico a fadiga e em montagens tensionadas.

Apesar do significado tecnológico, em muitos casos, a presença de tensões residuais não é claramente avaliada. Isto decorre de dificuldades conceituais, informações metalúrgicas insuficientes, ausência de um conveniente balizamento dos parâmetros durante os processos de fabricação e limitações nas técnicas para sua medição. Além disso, dificuldades advêm de diferentes fenômenos mecânico-metalúrgicos, alguns deles não claramente estendidos, que isolados ou conjuntamente podem concorrer na sua formação (Antunes, 1983).

Os aspectos acima mencionados são particularmente pertinentes na soldagem. A soldagem é um processo de fabricação complexo, onde o metal é conduzido rapidamente à fusão seguido de resfriamento para a temperatura ambiente; ocorre brusco ciclo térmico e tensões térmicas acompanhadas de transformações metalúrgicas.

Deve ser ressaltado que na estrutura soldada as tensões que atuam em determinado local de junção soldada é o resultado de um somatório de tensões: das tensões de carregamento, tensões de montagem, tensões residuais preexistentes no material originadas na fabricação dos mesmos, mais as tensões residuais produzidas no cordão de solda em decorrência da soldagem. Tal como ocorre na prática, a avaliação das tensões numa estrutura soldada é tarefa para diferentes ramos de engenharia. Desta forma, deixa-se claro que, na presente exposição apresenta-se o exame de conceitos e fenômenos pertinentes a tensões residuais apenas da soldagem. Portanto, que ocorrem na soldagem de chapas de

pequenas dimensões, dispostas livremente e supostamente isentas de tensões residuais preexistentes no material.

O entendimento da formação das tensões residuais contribuiu para a confiabilidade das junções soldadas e é um item significativo para a soldagem de aços de grande resistência mecânica. Desta forma, inicia-se aqui com aspectos básicos gerais relativo às tensões residuais, pertinentes a todos os processos de soldagem e para qualquer metal. Apresentam-se primeiramente conceitos sobre as tensões residuais em metais que são em seguida estendidos a compreensão e conceituação das tensões residuais na soldagem, aspectos básicos necessários para desenvolvimentos subsequentes.

## Tensões Residuais em Metais

Genericamente, tensões residuais são tensões que podem existir nos materiais sem a atuação de cargas externas. Na produção dos materiais metálicos ou em seu trabalho, é praticamente inevitável a ocorrência de tensões residuais. Normalmente, na prática, as tensões residuais em materiais metálicos têm sido indicadas e diferenciadas pelos processos tecnológicos que as produzem. Em consequência, as tensões residuais têm sido chamadas de: tensões residuais de deformação, tensões residuais de têmpera, tensões residuais térmica, tensões residuais de cementação, tensões residuais de nitretação, tensões residuais de usinagem, tensões residuais de conformação, tensões residuais de eletrodeposição, tensões residuais de soldagem, etc.

A diferenciação das tensões residuais pelos processos tecnológicos que as produzem apresenta em primeira instância dificuldades para classificação e compreensão das tensões residuais, porque aparenta existir muitas causas para a formação das mesmas, específicas de cada processo tecnológico.

Muitas outras denominações diferentes têm sido dadas para as tensões residuais nos materiais metálicos, tais como: tensão interna, tensão de textura, microtensão homogênea, microtensão heterogênea, tensão residual de longo alcance, tensão residual de curto alcance, tensão de massa, tensão residual macroscópica, tensão residual microscópica, tensão residual do modo I, modo II e modo III, etc. Muitas destas denominações introduzidas na literatura técnicas são redundantes ou imprecisamente apresentadas. Esta multiplicidade de denominações dificulta desnecessariamente a compreensão e uma definição geral para o assunto. Uma noção clara e abrangente das tensões residuais em materiais metálicos, com denominações bem definidas, é imprescindível. Desta forma, é possível e conveniente, do ponto de vista científico e prático, diferenciá-las de acordo com a escala do campo de tensão residual existente. Assim sendo, as tensões residuais nos materiais metálicos policristalinos podem ser caracterizadas em três modos diferentes, em consequência de como se apresentam nos materiais.

- Tensões Residuais do Modo I - São quase homogêneas distribuídas numa grande região do material, ou seja, distribuídas em vários grãos. Numa superfície de corte através de todo o corpo, as forças internas relativas às tensões residuais do modo I estão em equilíbrio. Do mesmo modo se anula o somatório dos momentos das forças relativas a qualquer eixo. Com a alteração do equilíbrio das forças e dos momentos de um corpo contendo tensões residuais do modo I, ocorrem alterações macroscópicas nas dimensões do corpo.
- Tensões Residuais do Modo II - São quase homogêneas distribuídas numa pequena região do material, ou seja, num grão, ou região da ordem de grandeza do tamanho de grão. As forças e momentos internos relativos às tensões residuais do modo II estão em equilíbrio, considerando-se apenas um número pequeno de grãos. Com alteração deste equilíbrio, podem se apresentar, não necessariamente, alterações macroscópicas nas dimensões do corpo.
- Tensões Residuais do Modo III - São heterogeneamente distribuídas através de pequenas regiões do material, ou seja, da ordem de algumas distâncias interatômicas. As forças e momentos internos relativos a tensões residuais do modo III estão em equilíbrio, considerando-se apenas parte de um grão. Com alteração deste equilíbrio não se apresentam modificações macroscópicas nas dimensões do corpo.

A diferenciação das tensões residuais em materiais metálicos, na forma acima, de acordo com a escala do campo de tensão residual existente, é conceitualmente conhecida desde 1925 (Masing). Estas definições dizem respeito a materiais metálicos policristalinos continuamente coerentes e definem

isoladamente cada modo de tensão residual. Todavia, estas definições são válidas no caso de superposição dos modos I, II, III de tensões residuais, o que ocorre normalmente nos materiais tecnológicos.

A Fig. 1 ilustra esquematicamente um local microscópico de um material metálico policristalino, onde ocorre superposição das tensões residuais do modo I, II, e III (Wolfstieg, 1976). A Fig. apresenta, num plano genérico (x,y) dentro do material a variação da componente  $\sigma_y$  da tensão residual ao longo do eixo x. Quantitativamente, a componente  $\sigma_y$  da tensão residual num determinado "ponto" sobre o eixo x, será:

$$\sigma_y = \sigma_y^I + \sigma_y^{II} + \sigma_y^{III}$$

onde sob a denominação "ponto" supõe-se o menor conjunto de átomos para o qual ainda seja válido admitir a existência de um estado de tensão.  $\sigma_y^I$ ,  $\sigma_y^{II}$  e  $\sigma_y^{III}$  são respectivamente as componentes na direção y das tensões residuais do modo I, II e III. Portanto, relativo a um ponto (x,y,z) dentro do material, a tensão residual do modo I é a parcela da tensão residual no "ponto" que é homogênea através de vários grãos. A tensão residual do modo II é a parcela da tensão residual no "ponto" que é homogênea através de um grão, ela é a média entre as tensões residuais que existem dentro do grão. As tensões residuais do modo III oscilam em torno do valor da tensão residual do modo I. A tensão residual do modo III é a diferença entre a tensão residual no "ponto" e a soma das tensões residuais dos modos I e II. Estes conceitos podem ser resumidamente generalizados pelas expressões:

$$\sigma^I = \left[ \frac{\int \sigma dA}{\int dA} \right], \text{ relativo a vários grãos,}$$

$$\sigma^{II} = \left[ \frac{\int \sigma dA}{\int dA} \right] - \sigma^I, \text{ relativo a um grão,}$$

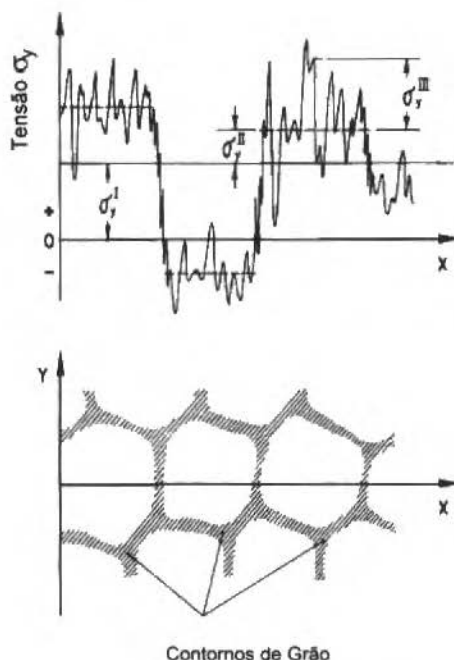
$$\sigma^{III} = (\sigma - \sigma^I - \sigma^{II}), \text{ num "ponto" (x, y, z).}$$

A tensão residual do modo I tem sido denominada de tensão residual macroscópica e as tensões residuais dos modos II e III, isoladas ou conjuntamente, têm sido denominadas tensões residuais microscópicas. Elucidativamente pode-se estabelecer as seguintes relações:

$$\sigma^{\text{macro}} = \sigma^I$$

$$\sigma^{\text{micro}} = \sigma^{II} + \sigma^{III}$$

Tensões residuais dos modos I, II e III, ocorrem normalmente nos materiais metálicos policristalinos e se originam quando, nos processos de fabricação, determinada parte do material, como consequência de processos mecânicos, térmicos ou químicos, tem sua forma ou volume alterados, e devido as partes vizinhas inalteradas, estas alterações são permanentemente restringidas. Em materiais metálicos não existe a rigor um estado livre de tensão residual. Tecnicamente, é apenas frequentemente desejado um estado livre de tensão residual macroscópica. As tensões residuais são apenas tensões elásticas e o valor máximo que as tensões residuais macroscópicas podem atingir é o limite de escoamento do material. Verifica-se na Fig. 1 que as tensões residuais dentro dos grãos podem ser muito maiores que as tensões residuais macroscópicas, portanto, maiores que a tensão de escoamento do material.



$\sigma^I$  = Tensão residual de modo I

$\sigma^{II}$  = Tensão residual de modo II

$\sigma^{III}$  = Tensão residual de modo III

Fig 1 Superposição das tensões residuais dos modos I, II e III

## Tensões Residuais na Soldagem

Tensões residuais na soldagem são tensões que existem nas junções soldadas sem a atuação de forças ou momentos externos e que se formam durante o processo de soldagem e resfriamento, como consequência de deformações temporárias, locais e heterogêneas em escala macroscópica e microscópica do cordão de solda, região afetada pelo calor e material de base.

Na soldagem por fusão, as partes dos materiais a serem unidas são derretidas através do fornecimento de energia térmica. No final do processo de aquecimento forma-se uma ligação entre as partes através da "poça de fusão", que contém o material de base derretido e normalmente material de adição. Durante a soldagem e início da solidificação da "poça de fusão" criam-se tensões térmicas nas regiões vizinhas ao cordão de solda, devido aos grandes gradientes de temperatura que variam com a posição e tempo. Com a continuidade do resfriamento da junção soldada, as tensões térmicas continuam variando com a posição e tempo e tendem a aumentar, mas sempre limitadas pela tensão de escoamento a quente do material na temperatura local a cada instante. Durante o resfriamento até a temperatura ambiente, com variações de temperatura e tensões térmicas, ocorrem também fenômenos metalúrgicos e mecânicos tais como: deformação plástica e transformações de fase. Todos estes efeitos podem gerar tensões residuais na junção soldada.

Na soldagem sempre existirão tensões residuais macroscópicas e microscópicas com complicadas superposições dos modos I, II e III de tensões residuais. Entretanto, na prática da soldagem, geralmente quando se fala de tensões residuais, são implicitamente consideradas apenas tensões residuais macroscópicas.



O estado de tensão residual macroscópico na soldagem é completamente determinado se em cada ponto de peça soldada são conhecidas as componentes da tensão residual em valor e direção. A determinação completa de todas as componentes em vários pontos da junção soldada é de difícil obtenção experimental. Quase sempre, por motivos de ordem prática, a determinação das tensões residuais macroscópicas na soldagem limita-se à determinação das componentes das tensões residuais paralelas e perpendiculares ao cordão de solda, denominadas respectivamente por tensões residuais longitudinais  $\sigma_y$  e tensões residuais transversais  $\sigma_x$ .

Genericamente, pode-se dizer que as tensões residuais macroscópicas nas junções soldadas originam-se de gradientes de temperatura, tensões térmicas, deformações plásticas e transformações metalúrgicas verificadas em regiões macroscópicas do material. Entretanto, alguns destes fatores são na realidade o somatório de fenômenos mecânicos e metalúrgicos que ocorrem em regiões microscópicas do material. A análise das tensões residuais macroscópicas é de grande interesse na tecnologia da soldagem. Todavia, apesar de inúmeros trabalhos existentes sobre o assunto, ainda não se consegue compreender e avaliar todos os fenômenos e parâmetros envolvidos na sua formação em junções soldadas de diferentes tipos de aço.

Quase todos os estudos sobre tensões residuais na soldagem referem-se às tensões residuais macroscópicas. Muito pouco é conhecido a respeito das tensões residuais microscópicas, apesar de sua reconhecida influência sobre as tensões residuais macroscópicas e sobre o comportamento mecânico das junções soldadas. Na soldagem por fusão ocorrem muitas regiões microscópicas distintas, dependendo das condições de aquecimento e resfriamento que o material fica sujeito em cada região da junção soldada e de heterogeneidades locais na composição química, particularmente se a soldagem é realizada com material de adição. Geralmente, estas regiões microestruturais podem apresentar tamanhos de grão diferentes, com ou sem morfologias diferentes, fases diferentes e orientações cristalográficas diferentes. Nestas regiões microestruturais, a ocorrência de diferentes densidades de discordâncias, microprecipitados, gases dissolvidos, gradientes na dissolução de elementos de liga ou impurezas dentro dos grãos e contornos de grãos, etc., estão associados à existência de tensões residuais do modo III. A ocorrência de fases com volumes diferentes, maclas, orientações cristalográficas preferenciais, etc., e a necessidade de equilíbrio de tensões entre as regiões microestruturais, estão associadas à existência de tensões residuais do modo II.

Após a soldagem, resultam normalmente heterogeneidades dimensionais nas junções soldadas, tais como o "reforço" do cordão de solda. Todavia, podem também eventualmente ocorrer defeitos dentro do material, tais como: porosidade dentro da zona fundida, falta de penetração e falta de fusão no material de base, inclusão de escória, etc. A presença das heterogeneidades dimensionais altera o campo das tensões residuais macroscópicas nas vizinhanças dos locais onde elas ocorrem, mas em princípio, não são responsáveis pela formação de tensões residuais.

## Formação das Tensões Residuais Macroscópicas na Soldagem

Nas junções soldadas, a análise dos fenômenos que atuam na formação das tensões residuais macroscópicas não é simples. Mesmo um único fenômeno, dependendo de como ele ocorre, pode produzir tensões residuais completamente distintas. Todavia, para efeito de estudos, é útil analisar a formação das tensões residuais em modelos teóricos simplificados de junções soldadas. Esta análise tem sido realizada relativa à contração térmica longitudinal da região aquecida, ou seja, junção soldada e vizinhança.

A formação das tensões residuais longitudinais pode ser explicada do seguinte modo. Imediatamente após a soldagem, começa o resfriamento e a contração da região aquecida, contração que é impedida pelas regiões que permaneceram frias. Inicialmente, como a tensão de escoamento a quente é muito baixa na região aquecida, o material passa a deformar-se plasticamente em tração sem opor resistência. Com a continuidade do resfriamento e conseqüente diminuição da temperatura, a tensão de escoamento a quente do material na região aquecida começa a crescer, fazendo com que esta região ao contrair comece também a se opor à deformação plástica de tração. Começam então a existir tensões de tração na região aquecida, que são contrabalançadas por tensões de compressão nas regiões que permaneceram frias. Portanto, quando a junção soldada esfria para a temperatura ambiente, existirão tensões residuais longitudinais de tração que foi aquecida e tensões residuais longitudinais de

compressão nas regiões permaneceram em menores temperaturas. A distribuição idealizada das tensões residuais longitudinais devido à contração térmica da junção soldada, ao longo de uma perpendicular ao cordão de solda no meio da chapa, é apresentada na Fig. 2, que mostra também a distribuição das tensões residuais longitudinais ao longo do cordão, que começa no início do mesmo e gradualmente atinge seu valor máximo em tração, diminuindo de igual maneira no final da junção soldada. Somente após um determinado comprimento do cordão de solda, o valor máximo das tensões residuais longitudinais é alcançado. Com maiores comprimentos, o nível das tensões na região do meio do cordão é constante e igual à tensão máxima. Este comportamento é esquematizado na Fig. 3 (De Garmo, Meriam, Jonassem, 1946).

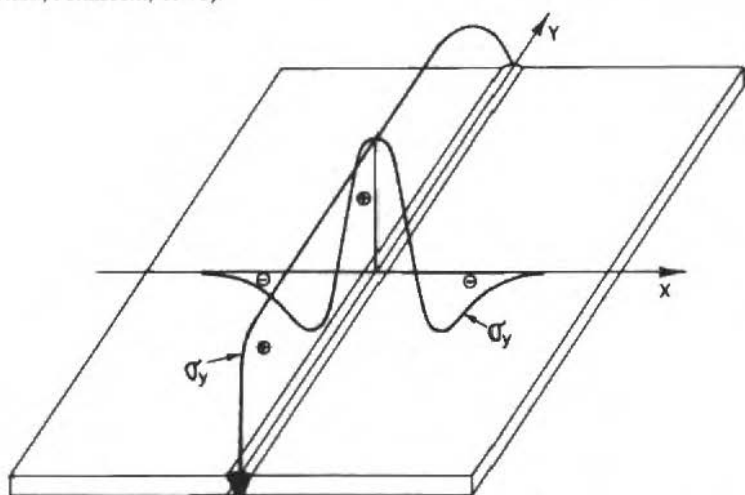


Fig. 2 Distribuição idealizada das tensões residuais longitudinais devido à contração térmica longitudinal da região aquecida

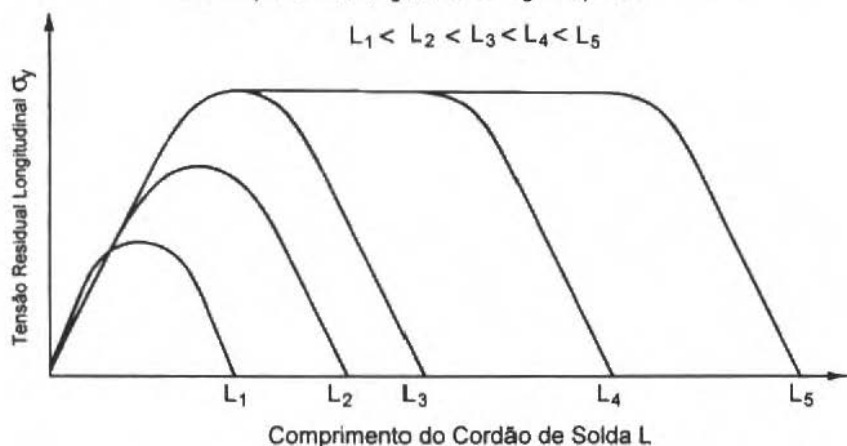


Fig. 3 Variação idealizada da distribuição das tensões residuais longitudinais em função do comprimento do cordão de solda

A formação das tensões residuais transversais pode ser explicada do seguinte modo. Seja o caso da soldagem das duas chapas da Fig. 4a. Pode-se supor, primeiramente, que as chapas a serem soldadas são aquecidas separadamente na borda onde deveria ser feita a junção soldada. Assim que começa o resfriamento, as bordas aquecidas começam a contrair, mas esta contração é impedida pelas regiões que permaneceram frias. Quando as chapas esfriarem para a temperatura ambiente, analogamente ao caso anterior, resultarão tensões residuais longitudinais de tração na região das bordas que estavam

aquecidas. Todavia, para haver equilíbrio de forças e momentos em cada chapa, contrabalançando as tensões residuais longitudinais de tração na borda, existirão tensões residuais longitudinais de compressão nas regiões que permaneceram frias como também distorções no plano das chapas. Obtém-se então a configuração apresentada pela Fig. 4b. Como na realidade as chapas estão unidas pelo cordão de solda, esta configuração é impedida por forças internas. Estas forças internas podem ser esquematizadas por meio de setas como na Fig. 4c. Portanto, devido a estas forças internas perpendiculares ao cordão de solda, obtêm-se também na junção soldada tensões residuais transversais. Verifica-se pela Fig. 4c, que as tensões residuais transversais ao longo do cordão de solda serão tensões de compressão nos extremos e tensões de tração no trecho central. A distribuição idealizada das tensões residuais transversais ao longo do cordão de solda é apresentada na Fig. 5, que mostra também a distribuição das tensões residuais transversais ao longo da direção perpendicular ao mesmo, que por motivo de equilíbrio, é simétrica relativamente ao meio do cordão e a partir dele tende gradativamente para zero no sentido das bordas da chapa.

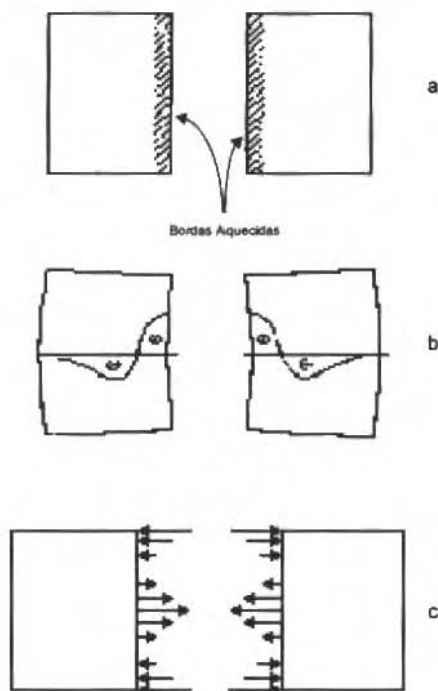


Fig. 4 Esquema da formação das tensões residuais transversais devido à contração térmica longitudinal da região aquecida

### Nomenclatura

$\sigma^I$  = tensão residual do modo I

$\sigma^{II}$  = tensão residual do modo II

$\sigma^{III}$  = tensão residual do modo III

$\sigma^{macro}$  = tensão residual macroscópica

$\sigma^{micro}$  = tensão residual microscópica

$\sigma_y$  = tensão residual longitudinal

$\sigma_x$  = tensão residual transversal

$A_1, A_2, \dots$  = áreas sob as curvas das distribuições das tensões residuais

$d_1, d_2, \dots$  = distâncias entre os eixos de coordenadas e as centróides das respectivas áreas  $A_1, A_2, \dots$

$L_1, L_2, \dots$  = comprimentos dos cordões de solda

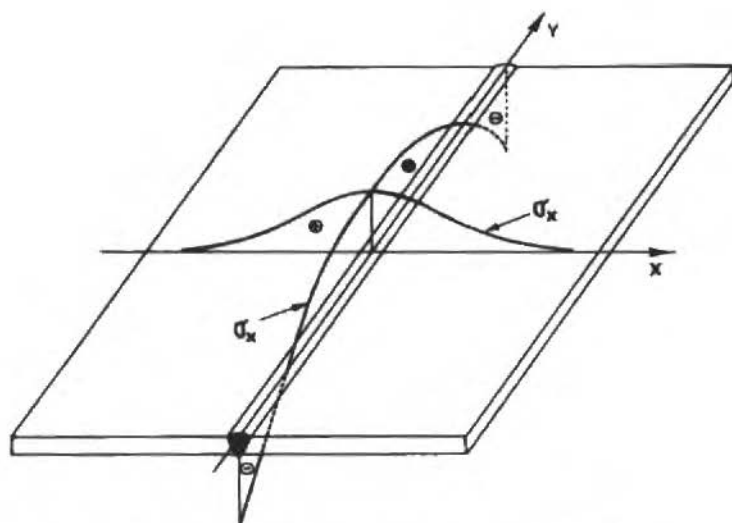


Fig. 5 Distribuição idealizada das tensões residuais transversais devido à contração térmica longitudinal da região aquecida

Com o aumento do comprimento do cordão de solda, as tensões residuais transversais de compressão nos extremos crescem até atingir um valor máximo. Todavia, devido à configuração de equilíbrio interno da distribuição das tensões, as tensões residuais transversais de tração no meio do cordão de solda, após atingirem um valor máximo, tornam-se quase nulas no meio de cordões de grande comprimento. A variação na distribuição das tensões residuais transversais ao longo do cordão de solda e em função do comprimento deste é esquematizada na Fig. 6 (De Garmo, Merriam and Jonassen, 1946).

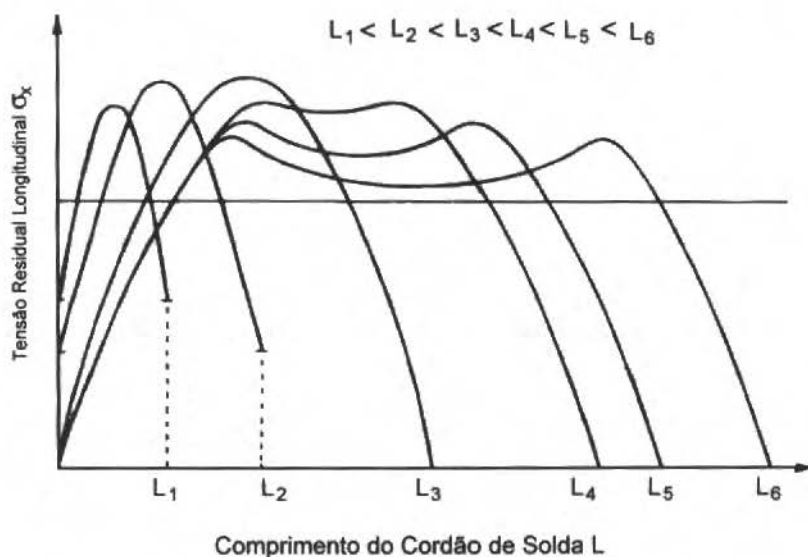
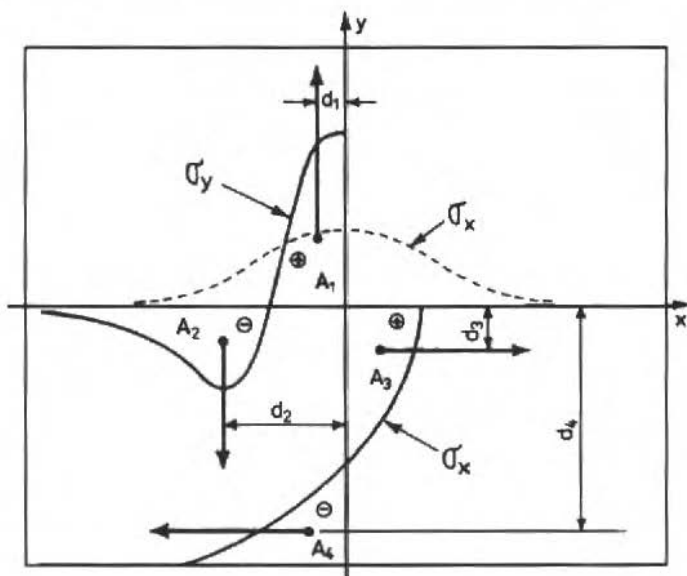


Fig. 6 Variação idealizada da distribuição das tensões residuais transversais em função do comprimento do cordão de solda

## Comentário

Esta análise simplificada da formação das tensões residuais macroscópicas, considerando unicamente a contração térmica longitudinal da junção soldada e supondo um resfriamento homogêneo através da espessura da chapa, é muito citada na literatura sobre tensões residuais na soldagem, e ainda atualmente, muitas vezes considerada como a única maneira de formação de tensões residuais nas junções soldadas. Sob as restrições estabelecidas acima, a distribuição das tensões residuais longitudinais perpendicularmente ao cordão de solda e as tensões residuais transversais ao longo do cordão de solda, conjuntamente com suas condições de equilíbrio, como mostra a Fig. 7, são conhecidas desde 1934 (Bierett, Gruening).

Nas soldagens reais, além da contração térmica longitudinal não se apresentar homogênea através do cordão de solda, não é também o único fenômeno que contribui para gerar tensões residuais macroscópicas ou alterar sua configuração. Dependendo dos processos de soldagem e do material, são também importantes os efeitos dos resfriamentos heterogêneos localizados, das distorções nas chapas, das transformações metalúrgicas e descontinuidades geométricas. Apesar de todos estes aspectos, deve-se destacar que a contração térmica longitudinal sempre ocorre na soldagem e é responsável pelas tensões de tração nas regiões do cordão de solda e vizinhanças, que estão sempre limitadas pela tensão de escoamento do material. Como regra geral, relativo ao material, as tensões residuais devido à contração térmica são maiores quanto maior a tensão de escoamento e o coeficiente de dilatação térmica e menor a condutividade térmica. Relativo aos processos de soldagem, estas tensões são também maiores para processos com maior densidade de energia térmica, que conduzem a cordões de solda de menor largura.



Condições de Equilíbrio

$$\Sigma F=0 \quad \int \sigma_y \cdot dx = 0 \rightarrow A_1 = A_2$$

$$\int \sigma_x \cdot dy = 0 \rightarrow A_3 = A_4$$

$$\Sigma M=0 \quad A_1 \cdot d_1 - A_2 \cdot d_2 = A_3 \cdot d_3 - A_4 \cdot d_4$$

Fig. 7 Tensões residuais longitudinais e transversais e suas condições de equilíbrio, supondo apenas a contração térmica longitudinal da região aquecida, decorrente de um resfriamento homogêneo através da espessura da chapa

## Referências

- Antunes, A.E.A., 1983, "Estudo dos Fenômenos que Contribuem para a Formação de Tensões Residuais nas Junções Soldadas em Aço", Tese de Doutorado, COPPE, Universidade Federal do Rio de Janeiro.
- Bierett, G., e Gruening, G., 1934, "Schrumpfspannungen in Autogen Geschweissten Teilen", Autog. Metallbearb. 27, p. 259.
- De Garmo, E.P., Merian, J.L. Jonassen, F., 1946, "The Effect of Weld Length upon the Residual Stresses of Unrestrained Butt Weld", Welding Journal, Vol.25, No.8, Res. Suppl., p. 485.
- Masing, G., 1925, "Eigenspannungen in Kaltgereckten Metallen", z.f. Techn. Physik, No. 6, p.p. 569-573.
- Wolfstieg, U., 1976, "Zur Definition von Eigenspannungen", Haertere-Techn. Mitt., No.31, Heft 1/2, p.p. 2-3.

# Integrity Evaluation and Life Extension of Industrial Plants in Latin America

## *The Brazilian Society of Mechanical Sciences and the Multinational Project on Evaluation of Integrity and Life Extension of Industrial Equipments Experiences*

**Sidney Stuckenbruck**

Vice President, ABCM

Executive Secretary, PROMAI

Av. Rio Branco, 124 - 18th floor

20040-001 Rio de Janeiro, RJ Brazil

Tel. (021) 221-0438 Fax (021) 222-7128

### **Abstract**

The article presents a brief review on the development of integrity evaluation and life extension of industrial plants in Brazil and Latin America from the perspective of the Brazilian Society of Mechanical Sciences. Current and near future activities in Latin America are also presented.

**Keywords:** Evaluation of Integrity and Life Extension of Industrial Equipments, Industrial Plants in Brazil and Latin America.

### **Introduction**

Damage assessment and the evaluation of integrity of systems or components is a natural extension of inspection equipments. Today, the engineer responsible for maintenance must understand the process involved in the Kinetic of damage accumulation, making it possible to program the most adequate time and the magnitude of repair. Quite often, especially in situations in which the equipment operates under adverse conditions, or poses serious potential risks, damage assessment and the evaluation of integrity depend on field inspections being made at regular intervals during the entire operating life. In other situations, in conducting an assessment of the extent of accumulated damage and the integrity of a system, it is important to identify potential regions of local damage, to use inspection techniques of an appropriate nature, and to ensure that the evaluation is complete and not confined to a few areas that may appear to be likely the critical one. This is done with the purpose of collecting all the necessary information that will make possible the maximization of the life of an equipment or plant, maintaining the overall safety of the system.

The article presents a brief survey of integrity evaluation and life extension of industrial plant from the perspective of the Brazilian Society of Mechanical Sciences - ABCM. Due to its close association with the Multinational Project on Evaluation of Integrity and Life Extension of Industrial Equipments - PROMAI.

ABCM experience with this in the American continent is also reported. The article does not intend to be a complete documentation of the topic, but rather a general overview of the process of integrity evaluation in Latin America.

## **The Experience of The Brazilian Society of Mechanical Sciences**

### **Meetings**

The Brazilian Society of Mechanical Sciences became involved with the subject of evaluation of integrity thirteen years ago when a group of researchers organized a series of local meetings in Rio de Janeiro to discuss research proposals and programs of collaboration between universities. The starting motivation for these projects was a research grant from the International Development Research

Centre - IDRC, Canada, to Metallurgical Consulting Services - MSC, Canada, and the Escola de Engenharia Souza Marques, Brazil, 1984. The first project was related to damage mechanisms in steel alloys working at high temperature.

In November of 1983, a workshop on the analysis of structural components working at high temperature was organized in Rio de Janeiro. Two invited lectures were presented: Design Indices and Performance Assessment for High Temperature Materials, by Dr. Iain Le May, MCS, Canada, and the RWTUV Restlife Estimation Procedure, by Dr. Buckhard Neubauer - TUV, Essen, Germany. Researchers from several universities, as well as engineers from nine major Brazilian companies (petrochemical, nuclear and electrical utilities), attended the meeting.

The same topic was later included in a session of the 5<sup>th</sup> Brazilian Symposium of Piping and Pressure Vessels - SIBRAT, organized by ABCM in 1988. In the same year, ABCM created a special committee on integrity evaluation which initiated several projects on recommended practices and on the organization of technical meetings. Since then, the group has been responsible for all initiatives of the Society in the area of integrity evaluation and life extension.

In 1989, an international seminar on integrity of equipments which operate at high temperature was organized in Friburgo, Rio de Janeiro. Several invited lectures were given by well known specialists, such as: Ben. M. Kaufman - Kema, The Netherlands; Duncan Sidey - Ontario Hydro, Canada; Frederick V. Ellis - Combustion Engineering, USA; Iain Le May - MCS, Canada; Pertti Auerkari - VTT, Finland; Jose A. R. Amaral - Nuclen, Brazil; Paulo P. C. Branco - Petrobrás, Brazil. A total of 40 researchers and engineers participated of the meeting.

In 1991 another meeting was organized in Friburgo, the National Symposium on Integrity In Steam Power Plants. Over 80 persons attended the conference, including participants from Canada, Portugal and Uruguay, with a significant number of engineers and managers from fossil fuel power plants and electrical utilities companies.

In May 1992, ABCM was involved in the organization of the International Meeting of Damage Detection and Evaluation in Mechanical Components of Industrial Equipments - DETEDAM 92, which was held in Minas, Uruguay. The attendance was of about 80 engineers from Argentina, Brazil, Canada, Chile, Colombia, Germany, Uruguay and Peru.

In 1993, a major meeting - The International Conference on Evaluation of Integrity and Life Extension of Industrial Equipments - IEV-93, was held in Pouso Alto, Brazil. The Conference covered a wide spectrum of interest on integrity of equipments including: management, product liability, electrical equipments, inspection techniques, mechanical equipments, fracture mechanics, corrosion and protection, integrity evaluation, fatigue, civil engineering structures, reformer furnaces, fossil fuel power plants, welding, materials and hydrogen. About 175 persons attended the conference, including managers, engineers, researchers and students from Austria, Argentina, Brazil, Canada, Chile, Colombia, Germany, Peru, Portugal, United States of America and Uruguay. Eighty percent of the participants were from industry, twenty percent from universities and research centres.

In November of 1993, a workshop on evaluation of integrity and life extension of high temperature plant was sponsored by IDRC and PROMAI. The meeting was held in Ottawa, Canada. Specialists from Brazil, Uruguay and Colombia had the opportunity to discuss with representatives of several Canadian companies current progress in the area and establish formal contacts for future projects.

In July of 1994, the Second international Conference on Evaluation of Integrity and Life Extension of Industrial Equipments - IEV-94, was held in Buenos Aires, Argentina. The conference was sponsored by the Atomic Energy Commission of Argentina and PROMAI, with special support of the Multinational Project on Materials of the Organization of the American States - OAS. Specialists from Argentina, Brazil, Canada, Chile, Colombia, Ecuador, Germany, Uruguay, Switzerland and Czechoslovakia attended the conference.

In August 1995, an international conference on loss prevention of industrial equipments was organized in São Lourenço, Brazil. The meeting covered many aspects of legislation, law and insurance related to maintenance, operation, integrity evaluation and life extension of industrial plants. About 90 engineers, managers, lawyers, government authorities, union representatives and students attended the conference from Argentina, Brazil, Canada, Chile, Colombia, South Africa and Uruguay.



More recently, the Third International Conference on Evaluation of Integrity and Life Extension of Industrial Equipments - IEV-95, was held in Bucaramanga, Colombia, in October 1995. The conference was sponsored by PROMAI with special support of the Organization of the American States. Eighty persons attended the meeting, including managers of several companies, engineers, researchers and students from Argentina, Brazil, Canada, Colombia, Peru and Uruguay.

## Recommended Practices

In 1988 ABCM prepared a five year project for developing recommended practices on integrity evaluation and life extension. The following primary areas were defined:

- General Recommendation for Inspection of Components which Work at High Temperature;
- Field Metallography;
- Evaluation of the Tendency for Creep Damage Accumulation Through the Utility Factor in Design;
- Accumulated Creep Damage Analysis by Field Metallography in Equipments Not Exposed to Thermal Flux;
- Accumulated Creep Damage Analysis in Catalytic Reformer Furnaces Through Metallography.

The first three recommended practices were published in 1992, while the last two are expected to be available next year. Over 100 specialists from a large number of Brazilian companies have been involved in this project.

## The Experience of PROMAI

### History

During the International Meeting of Damage Detection and Evaluation in Mechanical Components of Industrial Equipments - DETEDAM 92, held in Uruguay in May of 1992, it was felt that a multinational organization should be created to foster the activities of integrity evaluation and life extension. An agreement of cooperation, called "Proyecto Multinacional de Análisis de Integridad y Extension de Vida de Equipos Industriales" (Multinacional Project on the Evaluation of Integrity and Life Extension of Industrial Equipments) - PROMAI, was signed by representatives of several countries. PROMAI was formed with the aim of promoting and integrating of the activities of research and technology development in the area of evaluation of integrity and life extension in the American continent. To achieve this, PROMAI is involved in a number projects which include: the organization of conferences and courses, the support for joint projects between universities and industries, and collaboration with other technical societies.

Due to its close association with ABCM in the development of these activities, a brief description of the organization and role of PROMAI is also presented here.

### Administration

The administration of PROMAI is composed by Council, National Committees and an Executive Secretary. In the Council participation is up to three members for each affiliated country, all indicated by technical or scientific institutions and by industry. The Council establishes the main lines of action for PROMAI, while the Executive Secretary is responsible for the success of these decision. Presently there are thirteen members in the Council. Recently a National Committee was organized in Colombia. A second Committee is about to be organized in Argentina. These committees are responsible for the local activities of PROMAI in each country. The office of PROMAI is located headquarters of ABCM, downtown Rio de Janeiro.

## Meetings and Projects

In the past three years PROMAI has been involved with several projects. Many of these were organized with the special support ABCM. Amongst these are:

1. Support for the organization of the International Meeting on Evaluation of Integrity and Life Extension of Industrial Plants - IEV-95, Bucaramanga, Colombia, October 1995;
2. Organization of the International Meeting on Loss Prevention of Industrial Equipments - PREV-95, São Lourenço, Brazil, August 1995;
3. Support for the organization of the International Meeting on Evaluation of Integrity and Life Extension of Industrial Plants - IEV-94, Buenos Aires, Argentina, July 1994;
4. Organization of the International Meeting on Evaluation of Integrity and Life Extension of Industrial Plants-IEV 93, Pouso Alto, Brazil, September 1993;
5. Co-sponsorship (IDRC and PROMAI), on the organization of the Workshop on Integrity and Life Extension of High Temperature Plant, held in Ottawa, Canada, October 1993;
6. Support for the organization of the "Primer Seminario Colombiano Sobre Evaluacion de Integridad de Equipos y Análisis de Falla", Bucaramanga, Colombia, October, 1993;
7. Organization of technical visits to several Brazilian petrochemical plants for engineers of Ecopetrol (Colombian Oil Company), October 1993;
8. Organization of a special session at IEV-93 on "The State of Art of Integrity Evaluation and Life Extension in the American Continent". Speakers from Argentina, Brazil, Canada, Colombia, Peru and Uruguay presented an overview of the current situation in their respective countries;
9. Support for the constitution of the new ABCM committee on Technology, Insurance and Law. This committee aims to bring together the experiences of engineers and lawyers concerned with the safety and the reliability of industrial plants, 1994;
10. Participation in the founding Symposium of the International Society for Technology, Law and Insurance-ISTLI, held in Vienna, Austria, November, 1993, and
11. The promotion of PROMAI amongst technical societies, industries, universities, and government agencies.

## Support for Research Projects

The following projects received special support from PROMAI:

- Project on evaluation of integrity of industrial equipment for generation of energy. Under development at the Universidad Industrial de Santander, Colombia, 1994, and
- Joint research project between Pontificia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Brazil, and the Universidad Nacional de Mar del Plata, Argentina, on fatigue and crack propagation in automatic welding systems, 1994.

## Special Courses

- Graduate level course on experimental stress analysis, given at the Universidad Nacional de Mar del Plata, Argentina. Course taught by one Brazilian specialist, 1994, and
- Course on evaluation of integrity, offered to professional engineers at the Universidad Nacional da Facultad de Ingenieria, Montevideo, Uruguay. Course taught by specialists from Brazil, Canada and Uruguay in four modules-total of 160 hours, 1994.

## Technical Document

The following document will be published in the near future as a technical recommendation of PROMAI:

- General Aspects on the Integrity Evaluation and Life Extension of Industrial Equipments. The document presents basic definitions and procedures for integrity evaluation and extension. Four authors from Brazil and Argentina are involved in project.

## Future Activities

PROMAI must be involved in the near future with a number of activities and projects. These include the organization of conferences, support for courses, collaborative work with other national and international societies and support for joint projects between research centres. Amongst these are the following:

1. To support the organization of International Meeting on Evaluation of Integrity and Life Extension of Industrial Plants, IEV-97, in Montevideo, Uruguay, April 1997;
2. To install, initially in Latin America, a system of information on integrity evaluation and life extension-RIEV, based on regular and electronic mail systems;
3. To include PROMAI as a subproject of the Multinational Project on Materials of the Organization of the American States;
4. To cooperate with other technical societies in the organization and promotion of seminars and conferences on integrity evaluation and life extension;
5. To consider the possibility to coordinate a multi-client project on integrity evaluation and/or life extension involving a few petrochemical companies;
6. To establish a National Committee in Argentina (a Colombian Committee was recently created). These committees are responsible for the local activities of PROMAI in each interested country, and
7. To help to restore cooperative relationships amongst petrochemical plants in Latin America in the area of integrity evaluation.

## Concluding Remarks

Considerable work on damage assessment and the evaluation of integrity of structures, equipments and industrial plants have been done in Brazil and Latin America in the past decade. A significant part of the activities in Brazil have been sponsored by the Brazilian Society of Mechanical Sciences which has concentrated efforts in the organization of conferences and courses, elaboration of recommended practices, and collaborative work with other technical societies.

In 1992 the Multinational Project on the Evaluation of Integrity and Life Extension of Industrial Equipments-PROMAI, was created with the aim of promoting and integrating the activities on evaluation of integrity and life extension in our continent. The organization of a series of meetings and conferences, covering a wide spectrum of topics on integrity and life extension has had an important role in its development as well as on the perception of its importance for industrial plants. The formation of PROMAI brings up new perspectives for further developments, especially among countries in the American continent.

## Abstracts

**Gonçalves, P. B., and Machado, V. L. S. da S. "A Computational Strategy for Determining Bifurcation Diagrams for Non-Linear Oscillating Systems", RBCM - J. of the Braz. Soc. Mechanical Sciences, Vol. 17, No. 4, pp. 344-352.**

An important feature of non-linear dynamical systems under harmonic forcing is that they may have competing periodic solutions. The determination of all competing periodic oscillations of a dynamical system under parameters variations plays an important role in delineating the global behaviour of the systems and in evaluating its integrity. In this paper, a computational approach is proposed for obtaining bifurcation diagrams for non-linear oscillating systems. The steps for determining the bifurcation diagrams are as follows: (1) choose the control parameter and its range (2); find the fixed points for evenly spaced parameter values inside the chosen range; (3) determine the stability character of the fixed points; (4) increase and/or decrease gradually the parameter value and use the fixed point of the previous simulation as the initial conditions for the next simulation, and (5) for each parameter value plot the Poincaré points associated with each periodic solution on the bifurcation diagram. The applications indicate that the method is reliable and more efficient than other numerical techniques found in the literature.

**Keywords:** Bifurcation Diagrams, Fixed Points, Poincaré Maps, Non-linear Oscillations

**Abrão, A. M., and Aspinwall, D., "Cutting Forces Assessment when Turning Hardened Bearing Steel", RBCM - J. of the Braz. Soc. Mechanical Sciences, Vol. 17, No. 4, pp. 353-359.**

The present work deals with the influence of some cutting parameters, namely cutting speed, feed rate, depth of cut and tool wear on the cutting forces when turning AISI 52100 bearing steel hardened to 62 HRC using high and low concentration PCBN compacts and conventional ceramic cutting tools (mixed alumina, whisker reinforced alumina and silicon nitride based ceramics). The results indicated that in general, the radial force was the highest, followed by the tangential and axial forces. When roughing, cutting forces were approximately 6-9 times higher than when finishing. Cutting forces increased almost linearly with feed rate, depth of cut and tool wear, but decreased slightly as the cutting speed was increased.

**Keywords:** Hardened Steel, Cutting Forces, Machining, PCBN, Ceramic Tooling.

**Marcondes, F., Zambaldi, M. C., and Maliska, C. R., "Comparison of some Estationary Methods with the GMRES in the Petroleum Reservoir Simulation Using Non-Structured Voronoi Grids", RBCM - J. of the Braz. Soc. Mechanical Sciences, Vol. 17, No. 4, pp. 360-372 (In Portuguese).**

The solution of the linear systems arising in petroleum reservoir engineering simulation using non-structured, Voronoi grids is the main goal of this work. The solution is obtained using stationary and GMRES (Generalized Minimal Residual Method). The GMRES method is preconditioned by two schemes: one of them is based on a ILU factorization while the other one takes into account only of the jacobian matrix structured.

Two ordering schemes, are also investigated, one is based on the grid generation structure and the other one via ordering planes.

**Keywords:** Petroleum Reservoir Simulation, Non-structured Voronoi Grids, Stationary Method, GMRES, Natural Grid Generation, Ordering Planes

**Deschamps, C. J., and Watkins, A. P., "Modelling of Turbulent Flow Through Intake Systems of Internal Combustion Engines - Large Valve Lifts", RBCM - J. of the Braz. Soc. Mechanical Sciences, Vol. 17, No. 4, pp. 373-379.**

The paper presents a numerical investigation of turbulent flow through inlet and valve passages of internal combustion engines using three different turbulence models: i) the High Reynolds Number  $k - \epsilon$  model; ii) the Low Reynolds Number  $k - \epsilon$  model, and iii) a two-layer model. Comparisons between numerical results and experimental data show that the Low Reynolds Number  $k - \epsilon$  model reproduces best the phenomenon and that wall-functions necessary in the High Reynolds Number  $k - \epsilon$  model are inadequate for the analysis.

**Keywords:** Turbulent Flow, Turbulence Models, Internal Combustion Engines, Flow Through Intake Systems

**Crnkovic, S. J., Antunes A. E. B., and Zanaglia, C. A. C., "Influence of Load on Wear Behavior of a Dual-phase Steel Tempered at 450°C", RBCM - J. of the Braz. Soc. Mechanical Sciences, Vol. 17, No. 4, pp. 380-386 (In Portuguese).**

The wear rate of the dual-phase steel ABNT-1020 tempered at 450°C sliding against cemented steel ABNT-1020 in function of load value is investigated in wide load range. The alteration in behavior of this function at intermediate load level, like in the case of low hardness steel sliding against high hardness steel, is observed. The analysis by scanning electronic microscope before and after this alteration showed a change of wear mechanism from plastic displacement to embrittlement.

**Keywords:** Wear. Dual-phase Steel.

**Neto, M. F., and Back N., "Analysis of Design Methodologies Towards Developing a CAD System to Computerize the Product Design Conception Stage", RBCM - J. of the Braz. Soc. Mechanical Sciences, Vol. 17, No. 4, pp. 387-393 (In Portuguese).**

Conception is unquestionably a crucial phase on the structuring of a project and is present in the known methodologies for the development of industrial products. At the conception stage, alternatives are searched so that the target originally aimed at is duly achieved. To this effect, the party in charge of a project will be using his full intellectual capacity. In order to speed up this particular stage, a computer system has been developed placing emphasis on the conception of the product. Different methodologies have been carefully examined so as to provide the system with suitable theoretical foundations, in an attempt to define the most adequate alternative to computerize the design process. This paper introduces several different methodologies, placing emphasis on their characteristics, and analyzes the possibilities of their implementation in a computer system. A computerized system structure for the design process is also introduced. Conclusions are drawn concerning the proposal submitted herein.

**Keywords:** Product Design Conception Stage, CAD, Analysis of Design Methodologies, Application of CAD to Product Conception

**Antunes, A. E. B., "Residual Stresses in Welding: Basic Aspects", RBCM - J. of the Braz. Soc. Mechanical Sciences, Vol. 17, No. 4, pp. 394-403 (In Portuguese).**

The purpose of this paper is to analyze the basic aspects of the residual stresses in welding. Concepts about macro and micro residual stresses in metals are considered in welding. In a simple welding model is shown how shrinkage macro stress results and how this can contribute to understand the distribution of residual stresses in common type of welded joint. Further, comments are made concerning the effects of additional mechanical and metallurgical phenomena, distortion in weldments and dimensional discrepancies.

**Keywords:** Residual Stresses, Welding, Macro Stresses, Micro Stresses.

**Stuckenbruck, S., "Integrity Evaluation and Life Extension of Industrial Plants in Latin America", RBCM - J. of the Braz. Soc. Mechanical Sciences, Vol. 17, No. 4, pp. 404-408**

The article presents a brief review on the development of integrity evaluation and life extension of industrial plants in Brazil and Latin America from the perspective of the Brazilian Society of Mechanical Sciences. Current and near future activities in Latin America are also presented.

**Keywords:** Evaluation of Integrity and Life Extension of Industrial Equipments, Industrial Plants in Brazil and Latin America.



VOL XVII - Nº 4 - 1995

**Non-Linear Mechanics**

- A Computational Strategy for Determining Bifurcation Diagrams for Non-Linear Oscillating Systems Paulo Batista Gonçalves and Vera Lúcia Sinjeb de S. Machado 344

**Machining**

- Cutting Forces Assessment When Turning Hardened Bearing Steel Alexandre Mendes Abrão and David Aspinwall 353

**Numerical Method**

- Comparison of Some Stationary Methods With the GMRES in the Petroleum Reservoir Simulation Using Non-Structural Voronoi Grids (In Portuguese) Francisco Marcondes, Mario Cesar Zambaldi and Clovis Raimundo Maliska 360

**Turbulent Flow**

- Modelling of Turbulent Flow Through Intake Systems of Internal Combustion Engines-Large Valve Lifts Cesar José Deschamps and A. P. Walkins 373

**Wear**

- Influence of Load in Wear Behavior of a Dual-Phase Steel Tempered at 450 °C (In Portuguese) Sérgio João Crnkovic, Augusto Eduardo Baptista Antunes and Cecília Amélia Carvalho Zavaglia 380

**Product Conception**

- Analysis of Design Methodologies Towards Developing a CAD System to Computerize the Product Design Conception Stage (In Portuguese) Miguel Fiod Neto and Nelson Back 387

**Welding**

- Residual Stresses in Welding: Basic Aspects (In Portuguese) Augusto Eduardo Baptista Antunes 394

**Integrity Evaluation and Life Extension**

- Integrity Evaluation and Life Extension of Industrial Plants in Latin America Sidney Stuckenbruck 404

**Abstracts - Vol. 17 - Nº 4 - 1995**

409