

Revista Brasileira de Ciências Mecânicas

*Society of the Brazilian
Journal of Mechanical Sciences*

2

PUBLICAÇÃO DA ABCM - ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE CIÊNCIAS MECÂNICAS

VOL. XVII - Nº 2 - 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, N. 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.

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: Aura Concei

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 Eleticidade - 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 Altamiani

UNICAMP - FEM - DE - C.P. 6122
13083-970 Campinas - SP
Tel: (0192) 39-8435 Fax: (0192) 39-3722

José Augusto Ramos do Amaral

NUCLEN - NUCLEBRAS 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 (UFpb)
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 Itzo Yanagihara (EP USP)
Lirio Schaefer (UFRGS)
Lourival Boehs (UFSC)
Luís Carlos Sandoval Goes (ITA)
Marcio Ziviani (UFMG)
Moyses Zindeluk (COPPE - UFRJ)
Nisio de Carvalho Lobo Brum (COPPE - UFRJ)
Nivaldo Lemos Cupini (UNICAMP)
Paulo Afonso de Oliveira Soviero (ITA)
Paulo Eigi Miyagi (EP USP)
Rogerio Martins Saldanha da Gama (LNCC)
Valder Steffen Jr. (UFU)

REVISTA FINANCIADA COM RECURSOS DO

Programa de Apoio a Publicações Científicas

MCT



CNPq



FINEP

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

Um Modelo para Consideração da Flexibilidade das Ligações em Pórticos Tridimensionais de Paredes Finais

A Model for Including Semi-rigid Connections on Three-Dimensional Thin-walled Framed Structures

Aura Conci

Universidade Federal Fluminense

Centro Tecnológico

Departamento de Engenharia Mecânica

24210-210 Niterói, RJ

Abstract

Realistic structural analysis of thin-walled frames must consider semi-rigid connections among structural members. This work presents the derivation of a new approach for three dimensional non-linear analysis of thin-walled frames considering semi-rigid connections. The displacement field is modeled by the Principle of Sectorial Areas. Treatment of geometric non-linearity is based on the Updated Lagrangian Formulation and considers all initial stress resultants. The material non-linearity considers the plasticity in the zero-length region at the element nodes. Yield surface is based on a 7-dimensional stress resultant space and includes torsion and bimoment. The connection and the corresponding member element stiffness are combined into a single element using static condensation. The matrices of the proposed element are derived explicitly and details of the implemented program are presented. The implemented stress recovery process is insensitive to rigid body motions. Examples are presented to illustrate the accuracy of the results obtained with the model.

Keywords: Semi-rigid Connections, Thin-walled Structures.

Resumo

Este trabalho descreve o desenvolvimento de um novo modelo de análise de elementos e conexões para estruturas tridimensionais de paredes finas constituídas por materiais homogêneos. Apresenta-se uma forma de incluir a flexibilidade das ligações em estruturas compostas por elementos de paredes finas. Um elemento finito híbrido que permite a plastificação do elemento estrutural de paredes finas ao mesmo tempo em que permite a consideração da semi-rigidez das ligações entre elementos é desenvolvido. A plastificação é modelada por superfícies no espaço das resultantes de tensão, da dimensão 7. A semi-rigidez das conexões é também modelada em um espaço multi-dimensional onde a interação entre forças axiais, forças cisalhantes, momentos fletores, momentos torsionais e bimomentos é considerada. Aspectos da implementação computacional do elemento são discutidos. Resultados numéricos ilustrativos da aplicabilidade do elemento e da eficiência da implementação desenvolvida são apresentados. Este estudo mostra que: (1) a utilização de ligações flexíveis em elementos de paredes finas é possível; (2) o modelo híbrido desenvolvido é confiável e eficiente; e (3) a introdução da não linearidade das conexões resulta em uma modelagem mais próxima da realidade conceitual e física.

Palavras-chave: Ligações Semi-rígidas, Estruturas de Paredes Finas.

Introdução

O fato das ligações reais serem semi-rígidas é na prática usualmente considerado apenas de forma indireta. As dificuldades atuais, que levam a serem usadas como modelos os casos extremos de ligação totalmente rígidas ou completamente flexíveis, estão principalmente ligados: (1) às complexidades das formas usuais de modelagem, baseadas em elementos finitos mais complexos de placas ou cascas; e (2) a falta de modelos analíticos para previsão adequada do comportamento inelástico das conexões. No entanto, é importante a inclusão de formas mais realísticas de abordagem dos elementos e conexões para análises e projetos, mais adequados, das estruturas reais.

O objetivo deste trabalho é a apresentação de formas que possibilitem a inclusão de juntas e conexões na análise de estruturas formadas por elementos de paredes finas. Isto requer uma modelagem realística do comportamento das conexões e elementos e a utilização conveniente de

métodos numéricos de simulação deste comportamento. Na maioria dos casos a grande mudança do comportamento nas ligações ocorre devido às deformações de rotação em torno dos eixos principais da seção transversal, mas o ideal é que o elemento de conexão seja suficientemente abrangente para incluir deformações devidas a esforços axiais, cisalhantes e torsionais.

Um modelo de plastificação concentrada para elementos de seções simétricas empenáveis foi proposto inicialmente por Conci e Gattass (1990a). Esse modelo foi posteriormente generalizado para seções não-simétricas (Conci, 1993). A instabilidade das formas estruturais compostas por estes elementos foi analisada em Conci e Gattass (1990b). A utilização de ligações semi-rígidas não lineares é discutida em Conci et al. (1991). A possibilidade de generalizar as formas das seções transversais usadas, permitindo a análise não linear geométrica de seções sem qualquer simetria é considerada em Conci (1992a,b) e Conci (1991). A possibilidade de interligar-se membros de seções transversais quaisquer através de conexões semi-rígidas será incluída no modelo desenvolvido neste trabalho. A formulação adotada nesta pesquisa baseia-se em técnicas de carregamento incremental e na utilização de matrizes de rigidez para representar os elementos estruturais. A matriz de rigidez global, que representa a estrutura, é formada através das matrizes de rigidez dos elementos e conexões desenvolvidas nas próximas seções. O modelo apresentado é adequado para análise 2D ou 3D, e projetado para implementação imediata em programas disponíveis.

Modelo para Análise Elasto-Plástica

Estruturas de paredes finas são a solução ótima para os casos em que se necessita satisfazer a uma exigência de peso mínimo e rigidez máxima. As teorias de vigas convencionais de Bernoulli-Euler-Navier e de Timoshenko não podem ser aplicadas às seções de paredes finas, por não considerarem o empenamento da seção transversal. Em estruturas de paredes finas pode ocorrer plastificação na seção transversal ao longo do comprimento do elemento. O desenvolvimento da plastificação ao longo do elemento depende da sua geometria, das propriedades do material e das forças atuantes.

A Fig. 1a mostra uma viga coluna de parede fina de seção transversal genérica. A viga é idealizada usando elemento finito de linha de 14 graus de liberdade. Para considerar as características das vigas de paredes finas, dois novos elementos são introduzidos a cada um dos conjuntos de forças e deslocamento naturais. As Figs. 2 e 4 esquematizam estes conjuntos no elemento de viga.

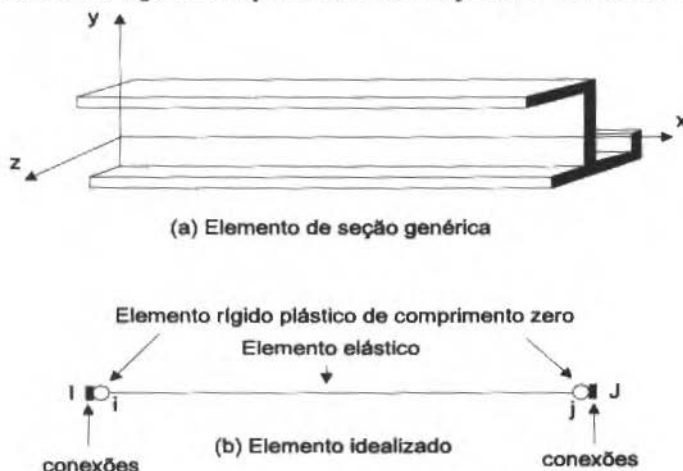


Fig. 1 Viga-coluna de parede fina genérica

Para uma análise até o limite de utilização de uma estrutura, é necessário modelar a resposta plástica dos elementos. As forças axiais e os momentos fletores são as resultantes de forças que mais causam deformações plásticas, sendo as únicas consideradas na maioria dos trabalhos. Como as deformações plásticas se concentram em regiões finitas dos elementos, modelos de plastificação concentrados como os propostos por Powell e Chen (1986), Orbison et al. (1982), Conci e Gattass (1990a), Conci (1993) e Zimmerman et al. (1993) podem ser usadas.

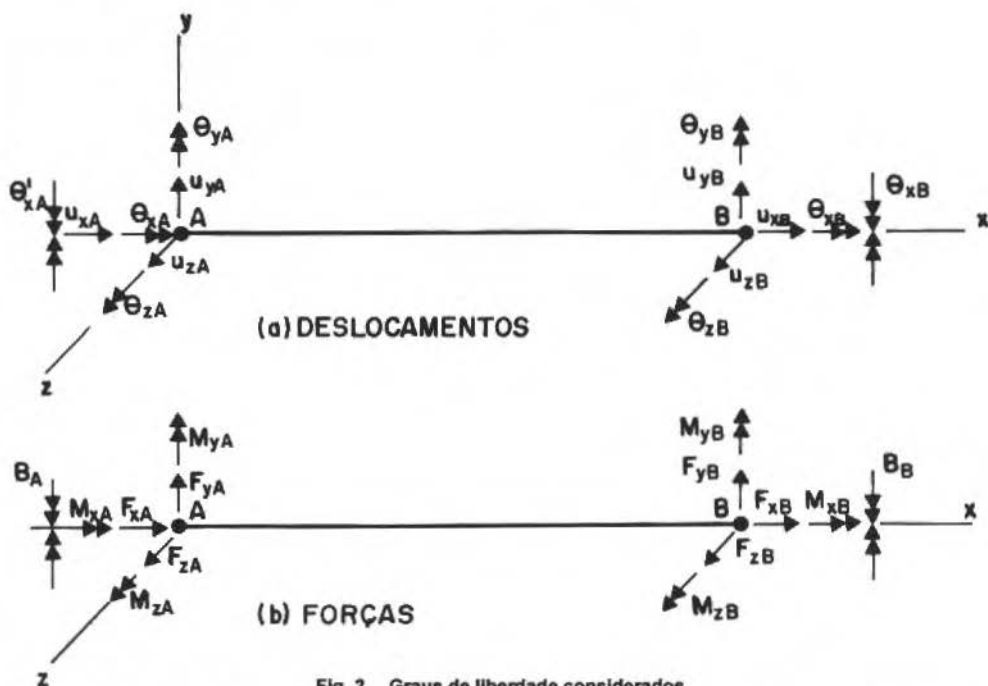


Fig. 2 Graus de liberdade considerados

A relação tensão-deformação é idealizada como mostrada na Fig. 5. Quando as tensões atingem o ponto de escoamento, determinado pela tensão de escoamento considerada (σ_y), ocorrem deformações plásticas sob tensão constante (Chen e Han, 1988). Em um estado multiaxial de tensão, o limite elástico do material pode ser definido como uma função de escoamento em termos das componentes de tensão, $f(\sigma) = 1$. Em um espaço de tensões bidimensionais ou tridimensional, essa função de escoamento pode ser interpretada geometricamente como uma superfície de escoamento. Quando o estado de tensões é interior à superfície de escoamento, o material tem comportamento elástico. Quando o estado de tensões atinge a superfície, deformações plásticas ocorrem. Baseado no critério da Normalidade, a direção da deformação plástica é paralela à normal à superfície de escoamento no ponto correspondente ao estado corrente de tensões.

As superfícies de escoamento podem ser descritas em função das forças generalizadas Orbison et al. (1982); Conci e Gatass, (1990a). Essa forma de consideração da curva de plastificação pode ser muito mais eficiente em casos de análises onde utilizam-se diretamente as resultantes de forças (tensões já integradas na seção transversal). Este é o caso do presente trabalho e da maioria das formas de análises de estruturas reticuladas. A superfície de escoamento utilizada neste trabalho origina-se do desenvolvimento de Orbison, ao qual foi introduzido o efeito de torção e bimomento baseando-se nas considerações de Powell e Chen (1986).

O desenvolvimento da matriz de rigidez compreende duas etapas: (1) o desenvolvimento das equações dos trabalhos virtuais e (2) a redução destas equações à forma matricial. As equações dos trabalhos virtuais desenvolvidos em Conci (1992a) para elementos de paredes finais serão usadas neste trabalho. Na formulação da matriz de rigidez de um elemento, a representação adequada dos deslocamentos u_x , u_y e u_z e da rotação θ_x no intervalo $(0, l)$, é um ponto fundamental na escolha dos deslocamentos generalizados. Quando procura-se a matriz de rigidez de diversos elementos (matriz de rigidez global formada pela união de diversos elementos), um outro fator deve ser levado em conta: a continuidade dos deslocamentos nodais (Elias, 1986). O uso de deslocamentos generalizados compostos de vetores de rotações finitas e vetores de translação satisfazem a esta necessidade. No caso de serem usadas derivadas de deslocamento (u'_y e u'_z) como rotações generalizadas, uma transformação não-linear pode ser feita para assegurar que essa continuidade seja obedecida (Elias, 1986). Como consequência, uma parcela deve ser acrescida à matriz de rigidez nos casos em que as

rotações generalizadas não são representadas pelos vetores de rotação finita. Esta correção não é necessária se a estrutura for composta por diversos elementos que representam um único membro reto, pois neste caso não existe descontinuidade de rotação nos nós. Mas pode levar a resultados incorretos se não for introduzida em estruturas compostas por vários elementos em ângulos (como os que compõem estruturas espaciais complexas).

Em um elemento de viga de paredes finas o vetor de deslocamentos nodais e o vetor de forças resultantes nos membros são definidos por

$$\{u\} = \begin{bmatrix} \{u_i\} \\ \{u_j\} \end{bmatrix}_{14 \times 1} \quad e \quad \{F\} = \begin{bmatrix} \{F_i\} \\ \{F_j\} \end{bmatrix}_{14 \times 1}$$

onde $\{u_i\}$ é o vetor de deslocamentos nodais na extremidade i do elemento:

$$\{u_i\} = \{u_{xi}, u_{yi}, u_{zi}, \theta_{xi}, \theta_{yi}, \theta_{zi}, \theta'_{xi}\}^T$$

e o $\{F_i\}$ é o vetor de resultante de forças no elemento na extremidade i .

$$\{F_i\} = \{F_{xi}, F_{yi}, F_{zi}, M_{xi}, M_{yi}, M_{zi}, B_i\}^T$$

Expressões semelhantes são usadas para a extremidade j . Nas relações acima, as resultantes de tensão na seção transversal se referem ao estado inicial da seção. É interessante notar que a força normal e os momentos de flexão são referidos ao centróide, c , enquanto que as demais forças são referidas ao centro de cisalhamento, T (Fig. 4).

O uso de sete resultantes de tensão para vigas de parede finas provém do fato que as hipóteses de Vlasov atribuem ao elemento de viga sete graus de liberdade. A resultante de tensões B tem a dimensão de força multiplicada por área, e representa um conjunto de forças auto-equilibradas. Alguns autores chamam esta resultante de Momento de Empenamento, M_w . Para seções "I" esta grandeza representa o Bimomento.

A torção total da viga, M_x , é formada por duas parcelas: a torção uniforme ou de Saint-Venant, T_{SV} ; e a torção não uniforme ou torção de restrição ao Empenamento, geralmente chamada torção de Empenamento, T_w .

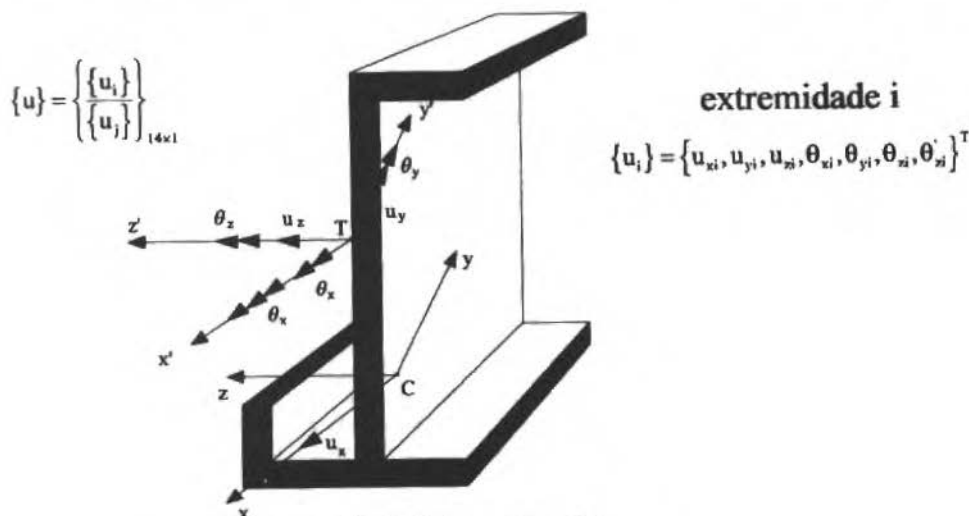
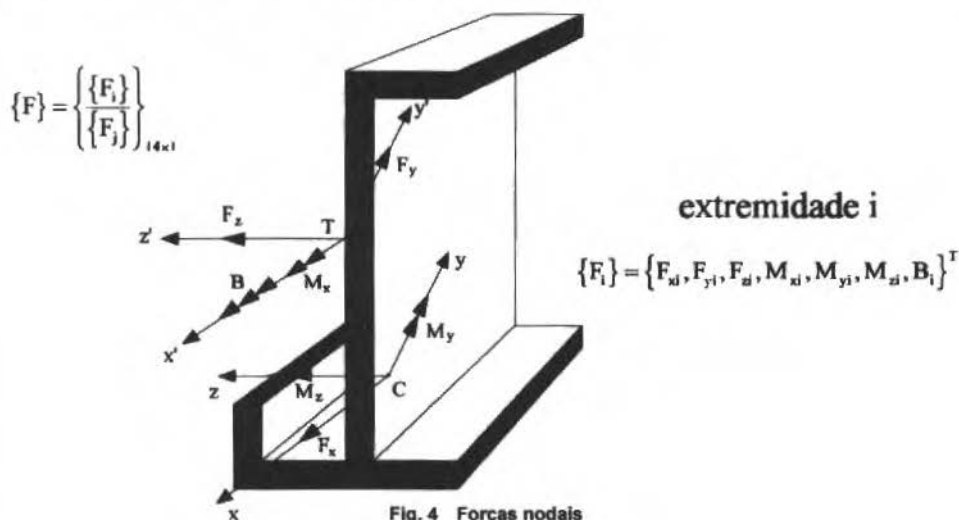


Fig. 3 Deslocamentos nodais



$$M_x = T_{SV} + T_w$$

Para uma análise inelástica com consideração da não linearidade geométrica as equações de rigidez incremental são (Conci e Gattass, 1990b):

$$([K_e] + [K_g] + [K_R])_{14 \times 14} \{du\}_{14 \times 1} = \{dF\}_{14 \times 1} \quad (1)$$

onde $[K_e]$ é a matriz de rigidez elástica, $[K_g]$, a matriz geométrica, $\{du\}$ e $\{dF\}$, os incrementos de deslocamentos e forças nodais, e $[K_R]$, a matriz de redução plástica. Como a obtenção de $[K_e]$ e $[K_g]$, para seções quaisquer, já foi considerada em Conci (1992b), no desenvolvimento a seguir apenas $[K_R]$ será considerada. Esta matriz considera o comportamento plástico dos elementos. Durante a plastificação $[K_R]$ modifica-se continuamente e deve ser atualizada a cada incremento de carga. O elemento elasto-plástico pode ser visto na Fig. 1-b onde as regiões plásticas de comprimento zero nas rótulas do elemento definem as rótulas plásticas. O elemento de seção genérica entre as rótulas plásticas é formulado usando-se a teoria de Vlasov. As deformações plásticas concentram-se nas rótulas. O modelo de plastificação concentrada nas rótulas plásticas não permite que a plastificação ocorra ao longo de todo o comprimento do elemento real, sendo uma idealização para a análise. A superfície das tensões resultantes na seção transversal, na rótula plástica, determina o comportamento da rótula. Se as resultantes estão interiores à superfície, não há deformação plástica e a rótula é considerada elástica. Se as resultantes estão sobre a superfície de plastificação, ocorre deformação plástica na rótula.

Considerando a rótula na extremidade i do elemento, a superfície de escoamento é definida pela função de escoamento escalar:

$$\phi_i(\{F_i\}) = 1,0 \quad (2)$$

A mesma equação pode ser usada para a rótula da extremidade j. Para simplificar o presente trabalho, esta superfície é suposta contínua. A superfície empregada neste trabalho baseia-se na expressão utilizada com êxito em Conci e Gattass, (1990a). Qualquer outra função contínua e diferenciável que venha a ser pesquisada pode ser utilizada no desenvolvimento. O vetor gradiente da superfície de escoamento para plastificação da extremidade i do elemento é definido como

$$\{\phi'_i\} = \left[\frac{\partial \phi_i}{\partial F_i} \right]_{7 \times 1} = \left[\phi'_{Fxi} \ \phi'_{Fyi} \ \phi'_{Fzi} \ \phi'_{Mxi} \ \phi'_{Myi} \ \phi'_{Mzi} \ \phi'_{Bi} \right]^T \quad (3)$$

onde os índices indicam as componentes do vetor gradiente em relação à força generalizada. O vetor gradiente é normal à superfície de escoamento no ponto considerado. Observa-se que a curva de escoamento é função apenas de resultantes de tensões oriundas da tensão normal, pois em vigas de comprimento considerável, como os objetos do presente trabalho, o efeito das tensões cisalhantes é desprezível em face à tensão normal. Observando-se então que a expressão anterior é independente das forças cisalhantes, podemos rescrever a expressão:

$$\{\phi'_i\} = \left[\phi'_{Fxi} \ 0 \ 0 \ \phi'_{Mxi} \ \phi'_{Myi} \ \phi'_{Mzi} \ \phi'_{Bi} \right]$$

Este gradiente determina a direção da deformação plástica e afeta o cálculo da matriz plástica. Para simplificar a formulação, suporemos que a matriz gradiente do elemento é composta por vetores gradientes independentes para cada uma das rótulas da extremidade do elemento.

$$[\phi'] = \begin{bmatrix} \{\phi'_i\} & \{0\} \\ \{0\} & \{\phi'_j\} \end{bmatrix}_{14 \times 2}$$

A combinação dos vetores gradientes desta maneira facilitará a derivação da matriz de rigidez plástica. Esta matriz para a rótula da extremidade i é definida como uma matriz diagonal na forma

$$[K_{pi}] = \text{diag} [K_{Fxi} \ K_{Fyi} \ K_{Fzi} \ K_{Mxi} \ K_{Myi} \ K_{Mzi} \ K_{Bi}]$$

onde os elementos $K_{...i}$ são termos plásticos de rigidez independentes na direção das forças axiais, cisalhantes, dos momentos torsionais, dos momentos fletores e do bimomento. Como as rótulas plásticas, das extremidades do elemento, são usadas para representar o comportamento plástico de todo o elemento, cada termo da matriz de rigidez plástica é função do estado corrente de forças, das propriedades do material, da geometria do elemento e da distribuição de forças no membro.

A não consideração da força cisalhante permite que seja considerada infinita a rigidez plástica ao cisalhamento.

$$[K_{pi}] = \begin{bmatrix} K_{Fxi} & \infty & \infty & K_{Mxi} & K_{Myi} & K_{Mzi} & K_{Bi} \end{bmatrix}$$

Da mesma maneira à matriz gradiente, a matriz de rigidez plástica do elemento com duas rótulas plásticas pode ser obtida pela combinação das matrizes de rigidez plásticas das rótulas:

$$[K_p] = \begin{bmatrix} [K_{pi}] & [0] \\ [0] & [K_{pj}] \end{bmatrix}_{14 \times 14}$$

Os incrementos de deslocamentos no elemento podem ser expressos por

$$\{du\} = \{du_e\} + \{du_p\} \quad (4)$$

onde $\{du_e\} = \{du_{ei} \ du_{ej}\}^T$ é o vetor de incremento de deslocamento das extremidades do elemento devido aos deslocamentos elásticos e aos movimentos de corpos rígidos; e $\{du_p\} = \{du_{pi} \ du_{pj}\}^T$ é o vetor de incremento de deformação plástica nas rótulas plásticas.

O incremento de forças se relaciona com o incremento de deslocamento elástico das extremidades do elemento pela expressão

$$\{dF\} = [K_e] \{du_e\} \quad (5)$$

Com base na regra da Normalidade, os incrementos de deformação plásticas são normais à superfície de escoamento, ou seja paralelos ao vetor gradiente da superfície podendo ser escritos como:

$$\{du_p\} = [\phi'] \{\lambda\} \quad (6)$$

onde $\lambda = \{\lambda_i, \lambda_j\}^T$ são parâmetros de deformação plástica relacionados com o incremento de deformação plástica nos nós i e j , respectivamente. Na ocorrência de uma rótula plástica na extremidade i , os incrementos de deformação plástica se relacionam com o conjunto de incrementos de forças através da matriz de rigidez plástica:

$$\{dF_i^*\} = [K_{pi}] \{du\}_{ip} \quad (7)$$

onde $[K_{pi}]$ é a matriz de rigidez na rótula e $\{dF_i^*\}$ é o vetor de incremento de força, obtido através dos incrementos plásticos, nas extremidades i e j . Se as rótulas plásticas nas extremidades i, j forem consideradas podemos escrever

$$\{dF^*\} = [K_p] \{du_p\} \quad (8)$$

Considerando que os incrementos de deformação plástica, $\{du_p\}$, são oriundos dos incrementos de força no membro inteiro, $\{dF\}$, a relação entre os vetores $\{dF^*\}$ e $\{dF\}$ deve ser determinada. Como as deformações plásticas devido ao cisalhamento são desprezadas, os termos correspondentes a estes esforços, oriundos dos deslocamentos plásticos ou dos deslocamentos totais devem ser idênticos:

$$dF_{ui} = dF_{yi}^* ; dF_{zi} = dF_{zi}^*$$

Combinando (4) e (6), de maneira semelhante ao descrito em Conci e Gattass (1990a), a Eq. (5) torna-se

$$\{dF\} = [K_e] \{du\} - [K_e] [\phi'] \{\lambda\} \quad (9)$$

usando (6) e (8):

$$\{dF^*\} = [K_p] [\phi'] \{\lambda\} \quad (10)$$

como o incremento de força é normal à curva:

$$[\phi']^T \{dF\} = [\phi']^T \{dF^*\} = 0$$

substituindo (9) e (10) na equação acima segue que

$$\{\lambda\} \left[[\phi']^T [K_p + K_e] [\phi'] \right]^{-1} [\phi']^T [K_e] \{du\} \quad (11)$$

Substituindo a equação acima na Eq. (9) obtém-se

$$\{dF\} = [K_e] \{du\} - [K_e] [\phi'] [\phi']^T [K_p + K_e] [\phi']^{-1} [\phi']^T [K_e] \{du\}$$

Esta equação, quando comparada a (1), permite escrever a matriz de rigidez plástica do elemento como:

$$[K_R] = -[K_e] [\phi'] [\phi']^T [K_p + K_e] [\phi']^{-1} [\phi']^T [K_e]$$

Observa-se a partir desta equação que a matriz de rigidez é dependente da matriz gradiente corrente, e das matrizes de rigidez elástica e plástica. Quando o membro permanece elástico, as rótulas podem ser consideradas rígidas, a matriz $[K_p]$ torna-se infinita e $[K_R]$ é reduzida a matriz zero.

Modelo de Conexão Semi-Rígidas

Em trabalho anteriores (Conci et al. 1991) foi desenvolvido um elemento híbrido que permite a consideração da flexibilidade da ligação em estruturas bidimensionais. Um nível mais complexo de modelagem é apresentado neste trabalho através da possibilidade de estruturas 3D de seções transversais não simétricas de paredes finas serem conectadas por elementos flexíveis. O comportamento das ligações de uma estrutura metálica é raramente considerado em projetos, mas seu efeito é significativo no comportamento geral da estrutura. As hipóteses extremas, de ligações perfeitamente rígidas ou perfeitamente flexíveis são comumente adotadas, embora na maioria dos casos as ligações apresentem rigidez entre estes limites.

As ligações representam pequena parcela do peso de uma estrutura, mas apresentam custos de fabricação e montagem consideráveis. As ligações semi-rígidas são bem mais baratas e de mais fácil montagem que os casos extremos. A adoção destas últimas (rótulas ou engastes) é geralmente feita para simplificar a análise, já que os métodos usuais dificilmente as tratam. O uso de ligações semi-rígidas em estruturas metálicas objetiva balancear a distribuição dos momentos fletores nas vigas, reduzindo o consumo de aço. Se ligações semi-rígidas são adotadas os momentos nas extremidades e centrais podem ser otimizados. Neste caso, no entanto, as deformações da ligação não podem ser desprezadas.

As ligações transmitem os esforços de um membro a outro da estrutura. Para a maioria das ligações, as deformações axiais e de cisalhamento são pequenas comparadas às deformações rotacionais. A rotação e o deslocamento relativo dependem da rigidez relativa dos elementos que a conexão interliga. A maioria das ligações é semi-rígida, necessitando, para uma análise conveniente, de um modelo que relacione os momentos e forças às respectivas rotações ou deslocamentos. O modelo linear utiliza a rigidez inicial da ligação para representar o seu comportamento em qualquer estágio. É de fácil utilização nos programas de análise, mas apenas válido na fase inicial da relação. Um modelo bilinear é mais preciso, embora possa apresentar razoável imprecisão na região de transição.

A Fig. 1b mostra o modelo utilizado para consideração das conexões, idealizado como um elemento de comprimento zero, localizado na extremidade dos elementos de viga de paredes finas. O elemento completo inclui a viga e as conexões. Denominamos I e J os nós exteriores, e i e j os nós interiores. O elemento de viga corresponde a região entre os nós i e j. O elemento de conexão se encontra entre região I, i; conexão I, e entre a região J, j; conexão J. O modelo de conexão permite concentrar as deformações que ocorrem nas extremidades dos membros.

Os vetores de deslocamentos e forças nas conexões são descritos por:

$$\{u\} = \begin{bmatrix} \{u_i\} \\ \{u_j\} \end{bmatrix}_{14 \times 1} \quad e \quad \{F\} = \begin{bmatrix} \{F_i\} \\ \{F_j\} \end{bmatrix}_{14 \times 1} \quad (12)$$

onde $\{u_i\}$ e $\{u_j\}$ são os vetores de deslocamentos nas extremidades i do elemento, considerando os deslocamentos exteriores e interiores da conexão. $\{u_i\}$ foi descrito na seção anterior e $\{u_j\}$ é descrito de maneira semelhante;

$$\{u_i\} = [u_{xI} \ u_{yI} \ u_{zI} \ \theta_{xI} \ \theta_{yI} \ \theta_{zI}]^T \quad (13a)$$

$\{F_i\}$ e $\{F_j\}$ são vetores de forças nodais na extremidade i do membro nas posições interiores ou exteriores às conexões, respectivamente. $\{F_i\}$ foi descrito na seção anterior e $\{F_j\}$, de maneira semelhante, será descrito como

$$\{F_j\} = \{F_{xI} \ F_{yI} \ F_{zI} \ M_{xI} \ M_{yI} \ M_{zI} \ B_I\}^T \quad (13b)$$

Expressões semelhantes podem ser escritas para a extremidade esquerda, j . A matriz de rigidez da conexão i pode ser escrita como

$$[K_c] = \begin{bmatrix} +[K_c]_{II} & -[K_c]_{II} \\ -[K_c]_{II} & +[K_c]_{II} \end{bmatrix}_{14 \times 14} \quad (14)$$

onde cada uma das $[K_c]_{II}$ é uma matriz diagonal:

$$[K_c]_{II} = \text{diag} [K_c^a \ K_c^{sy} \ K_c^{sz} \ K_c^t \ K_c^{my} \ K_c^{mz} \ K_c^b] \quad (15)$$

sendo K_c^a , K_c^{sy} , K_c^{sz} , K_c^t , K_c^{my} , K_c^{mz} e K_c^b as rigidezes axiais, cisalhantes nas direções y e z , torsionais, flexurais nas direções y e z e a rigidez da conexão ao bimomento, respectivamente. Desta forma, a equação de rigidez da conexão pode ser escrita como:

$$[K_c] \{du\} = \{dF\} \quad (16)$$

Os termos da matriz de rigidez podem incluir os efeitos de conexões inelásticas. A formulação destas matrizes é descrita a seguir. Existem sete termos de rigidez independentes na matriz $[K_c]$. Estes termos correspondem aos graus de liberdade de deslocamento axial, cisalhante, torsional, flexural e ao empenamento. Como considerado na seção anterior, cada termo pode ser decomposto em uma parcela elástica, K_c^e , e outra plástica K_c^p . A contribuição destas partes na rigidez total pode ser combinada.

A parcela plástica K_c^p é uma função das forças que agem no elemento e do modelo do comportamento inelástico (com encruamento ou plástico perfeito) considerado. Para propósitos de implementação computacional, a conexão e o elemento podem ter suas matrizes condensadas estaticamente (em Conci et al. 1991, esta condensação é realizada em estruturas 2D). Neste procedimento, está implícita a hipótese de não existir cargas aplicadas ao longo do elemento de viga coluna; todo o carregamento é nodal ou já foi transformado em carregamento nodal.

Usando uma simbologia semelhante à da Eq. (14), a matriz de rigidez convencional do elemento pode ser escrita como:

$$[K_E] = \begin{bmatrix} [K_E]_{ii} & [K_E]_{ij} \\ [K_E]_{ji} & [K_E]_{jj} \end{bmatrix}_{14 \times 14} \quad (17)$$

onde $[K_E]_{ii}$, $[K_E]_{jj}$, $[K_E]_{ij}$ e $[K_E]_{ji}$ são submatrizes que interrelacionam deslocamentos e forças, ocorrendo ambos na mesma extremidade (ii , jj) ou que interrelacionam forças (ou deslocamentos) em uma extremidade com deslocamento (ou forças) na extremidade oposta (ij , ji).

Na combinação da rigidez dos membros e conexões, 3 casos distintos devem ser considerados, dependendo de onde existirá a conexão semi-rígida na estrutura, ou elemento estrutural estudados: no lado i, no lado j, ou em ambos. Existindo conexão apenas na extremidade I, a matriz de rigidez do elemento pode ser escrita como:

$$[K_{cE}] = \left[\begin{array}{cc|c} [K_c]_{II} & [0] & -[K_c]_{II} \\ [0] & [K_E]_{jj} & [K_E]_{ji} \\ \hline -[K_c]_{II} & [K_E]_{ij} & [K_c]_{II} + [K_E]_{ij} \end{array} \right]_{21 \times 21} \quad (18)$$

e os vetores de deslocamentos e forças correspondentes são:

$$\{u_{cE}\} = \begin{Bmatrix} u_i \\ u_j \\ -u_i \end{Bmatrix}_{21 \times 1} \quad e \quad \{F_{cE}\} = \begin{Bmatrix} F_i \\ F_j \\ -F_j \end{Bmatrix}_{21 \times 1} \quad (19)$$

No caso de existir conexão apenas na extremidade J, a matriz do elemento composto pode ser escrita como

$$[K_{cE}] = \left[\begin{array}{cc|c} [K_E]_{ii} & [0] & -[K_E]_{ij} \\ [0] & [K_c]_{JJ} & [K_c]_{JJ} \\ \hline [K_E]_{ij} & -[K_c]_{JJ} & [K_c]_{JJ} + [K_E]_{jj} \end{array} \right]_{21 \times 21} \quad (20)$$

e os vetores de deslocamentos e forças correspondentes serão

$$\{u_{cE}\} = \begin{Bmatrix} u_i \\ u_j \\ -u_j \end{Bmatrix}_{21 \times 1} \quad e \quad \{F_{cE}\} = \begin{Bmatrix} F_i \\ F_j \\ -F_j \end{Bmatrix}_{21 \times 1} \quad (21)$$

Existindo conexões em ambas as extremidades I e J, a matriz de rigidez combinada pode ser escrita como:

$$[K_{cE}] = \left[\begin{array}{cc|cc} [K_c]_{II} & [0] & -[K_c]_{II} & [0] \\ \hline [0] & [K_c]_{JJ} & [0] & -[K_c]_{JJ} \\ -[K_c]_{II} & [0] & [K_c]_{II} + [K_E]_{ii} & [K_E]_{ij} \\ [0] & -[K_c]_{JJ} & [K_E]_{ji} & [K_c]_{JJ} + [K_E]_{jj} \end{array} \right]_{28 \times 28} \quad (22)$$

e os vetores de deslocamentos e forças podem ser escritas como:

$$\{u_{cE}\} = \begin{Bmatrix} \{u_I\} \\ \{u_J\} \\ \{u_i\} \\ \{u_j\} \end{Bmatrix}_{28 \times 1} \quad e \quad \{F_{cE}\} = \begin{Bmatrix} \{F_I\} \\ \{F_J\} \\ \{F_i\} \\ \{F_j\} \end{Bmatrix}_{28 \times 1} \quad (23)$$

Utilizando técnicas de condensação, as equações de rigidez do elemento podem ser escritas de forma mais compacta. Usando os símbolos sd, se, bd e be para caracterizar as submatrizes superiores (s), à abaixo (b), à direita (d) ou à esquerda (e) dos blocos identificados nas Eqs. (18) a (23), estas equações podem ser identificadas genericamente à expressão:

$$\begin{bmatrix} [K_{se}] & [K_{sd}] \\ [K_{be}] & [K_{bd}] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \{u_s\} \\ \{u_b\} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \{F_s\} \\ \{F_b\} \end{Bmatrix} \quad (24)$$

onde $\{u_s\}$, $\{u_b\}$, $\{F_s\}$ e $\{F_b\}$ representam os vetores de deslocamentos e forças nas porções superior e inferior das Eqs. (19), (22) e (23). Antes da montagem da matriz de rigidez global, os graus de liberdades interiores (nos nós i e j) devem ser eliminados, resultando em uma matriz de dimensão constante 14×14 . Como assume-se que se as forças são sempre aplicadas no nós exteriores, o vetor de forças interiores, no presente desenvolvimento, será $\{F_b\} = \{0\}$. Usando a técnica tradicional de condensação estática na equação anterior, a forma condensada pode ser obtida de:

$$[\bar{K}_{cE}] \{u_s\} = \{F_s\} \quad (25)$$

sendo

$$[\bar{K}_{cE}]_{14 \times 14} = [K_{se}] - [K_{sd}] [K_{bd}]^{-1} [K_{be}]$$

Explicitando esta matriz de condensação para os três casos mencionados, teremos, para o caso de conexão flexível na extremidade I:

$$[\bar{K}_{cE}] = \begin{bmatrix} [K_c]_{II} & [0] \\ [0] & [K_E]_{jj} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} -[K_c]_{II} \\ [K_E]_{ji} \end{bmatrix} [K_c]_{II} + [K_E]_{ii}^{-1} [-[K_c]_{II} \quad [K_E]_{ij}]$$

Para o caso de existência de conexão apenas na extremidade J:

$$[K_{cE}] = \begin{bmatrix} [K_c]_{ii} & [0] \\ [0] & [K_E]_{JJ} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} [K_c]_{ij} \\ [K_E]_{JJ} \end{bmatrix} [K_E]_{JJ} + [K_E]_{jj}^{-1} [K_c]_{ji} [K_E]_{JJ}]$$

Quando ocorrem duas conexões, uma em cada extremidade do elemento:

$$[\bar{K}_{cE}] = \begin{bmatrix} [K_c]_{II} & [0] \\ [0] & [K_c]_{JJ} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} [K_c]_{II} & [0] \\ [0] & [K_c]_{JJ} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} [K_c]_{II} + [K_E]_{ii} & [K_E]_{ij} \\ [K_E]_{ji} & [K_c]_{JJ} + [K_E]_{jj} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} [K_c]_{II} & [0] \\ [0] & [K_c]_{JJ} \end{bmatrix}$$

A matriz de rigidez condensada do elemento completo pode ser usada para a montagem da matriz de rigidez da estrutura na forma convencional de análise. Como as conexões se comportam não-linearmente, a matriz de condensação deve ser avaliada depois das conexões e elementos serem atualizados a cada incremento de carga. A condensação requer a utilização de um certo tempo de análise, mas simplifica a montagem da matriz de rigidez da estrutura.

Exemplos

O elemento inelástico de viga de paredes finas e o elemento de conexão semi-rígida descritos são usados, nesta seção, na solução de dois problemas ilustrando a aplicabilidade do método de análise desenvolvido.

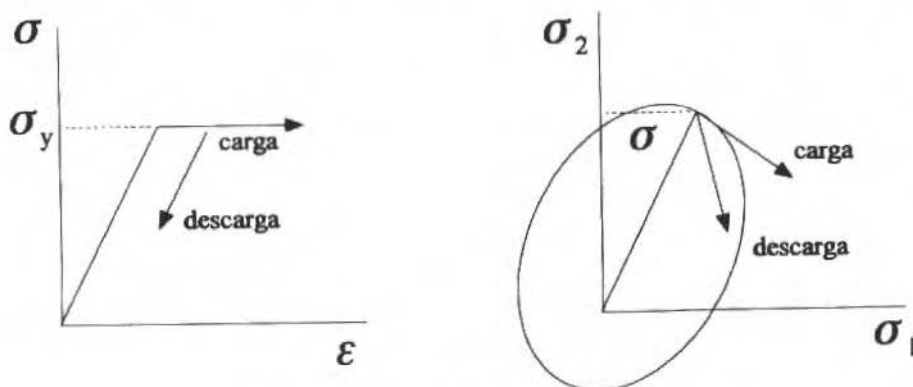


Fig. 5 Modelo de comportamento idealizado

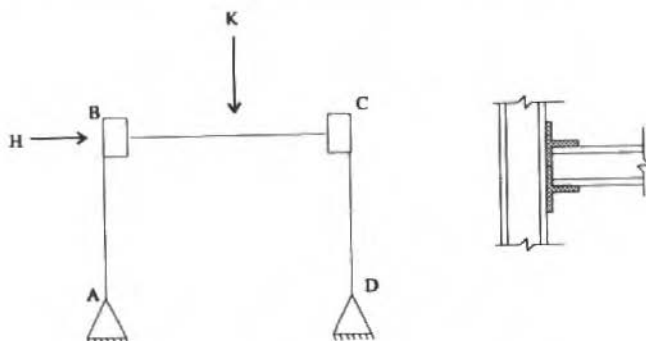
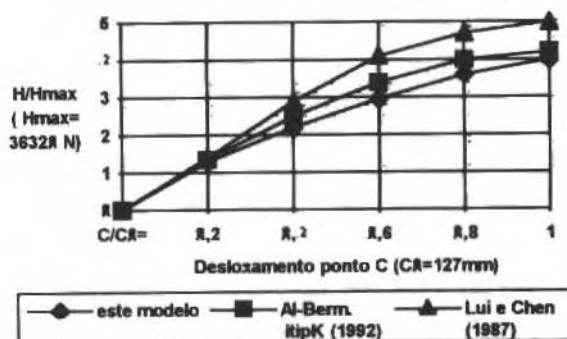


Fig. 6 Pórtico com ligação do tipo T-STUB

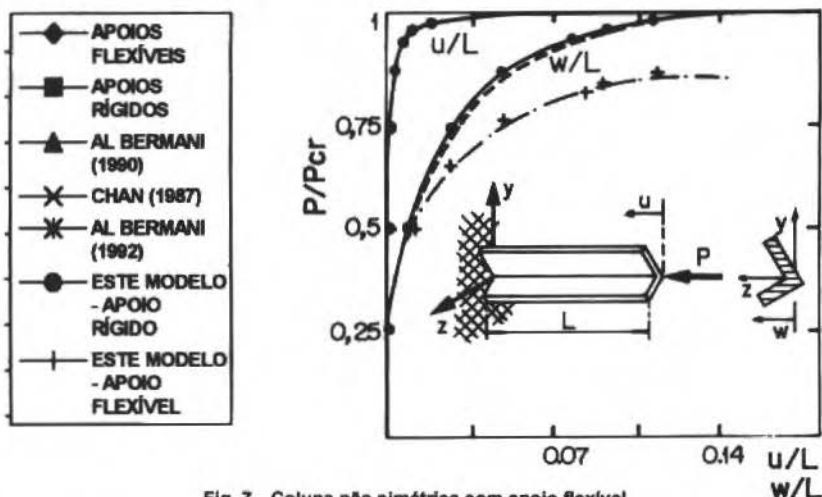


Fig. 7 Coluna não simétrica com apoio flexível

Nas ligações semi-rígidas tipo T-STUB, a viga é conectada à coluna através de cantoneiras "T", como mostrado na Fig. 6. Este exemplo analisa um pórtico composto por uma viga de 5486 mm de comprimento e duas colunas de 3658 mm de altura. A viga é de perfil de aço de seção WF12 x 22 e as colunas de perfis de aço de seção WF8 x 31. O pórtico está submetido a duas cargas: uma vertical, $K = 45400$ N, no centro da viga e uma carga H lateral na extremidade da coluna. Este pórtico foi estudado por Lui e Chen (1987) e Al-Bermani e Kitipornchai (1992). Nestes trabalhos, foi analisada a resposta do pórtico a níveis crescentes do carregamento horizontal. Na análise de Lui e Chen, são usadas funções de estabilidade e o método de rótulas elasto-plásticas. No trabalho de Al-Bermani e Kitipornchai, a "lumped plastic approach" é utilizada. Os dados relativos à rigidez das conexões T-STUB foram obtidos do gráfico momento fletor x rotação apresentado nos trabalhos citados. A curva da conexão foi aproximada para o modelo bilinear do programa usando as retas limitadas pela origem e pelos pontos (2000 rad, 23 MNmm) e (4500 rad, 35 MNmm). Os resultados do deslocamento lateral do nó C, para cada valor de H neste trabalho, se encontram no gráfico da Fig. 6. Estes resultados tem concordância com os de Al-Bermani e Kitipornchai, mas diferem significativamente dos resultados apresentados por Lui e Chen a partir de $H/H_{max} = 3,5$. Isto pode ser atribuído à não consideração do arqueamento da estrutura ("bowing effect") no trabalho de Lui e Chen (1987). Esta mesma possibilidade foi comentada em Al-Bermani e Kitipornchai (1992). A análise do gráfico da Fig. 6 indica que a ligação T-STUB produz em comportamento não-linear a partir do primeiro incremento de carga. A análise a partir de $H/H_{max} = 4$ não apresenta convergência.

Os deslocamentos laterais e axiais da extremidade livre da viga coluna mostrada na Fig. 7 foram estudados por Kitipornchai e Chan (1987) e Al-Bermani e Kitipornchai (1990). Utiliza-se, no exemplo, uma seção transversal em forma de cantoneira de dimensões 76 x 51 x 6,5 mm com comprimento L de 1,4 m. Supõem-se, inicialmente, que o apoio é perfeitamente rígido (todos os deslocamentos são fixos). A carga de compressão é aplicada no centro de cisalhamento da seção. Os resultados da análise para o caso de apoio rígido, obtido usando o método descrito neste trabalho, é comparado com os trabalhos citados. A seguir, supõem-se que a rigidez do apoio deixa de ser infinita, passando a ser flexível à rotações nas direções y e z (indicadas na Fig. 7) e à torção. Nesta segunda análise, assumiu-se que a conexão pode ser representada por molas de rigidez rotacional 4×10^8 Nmm/rad. Este estudo foi apresentado por Al-Bermani e Kitipornchai (1992), e os valores dos deslocamentos na direção z obtidos se encontram representados no terceiro grupo de curvas da Fig. 7. Os resultados obtidos pelo método desenvolvido neste trabalho apresentaram excelente concordância com o dos trabalhos citados.

Conclusões

A pesquisa apresentada neste trabalho agrupa 3 etapas: (1) um modelo de análise de elemento inelástico de vigas-colunas de paredes finas isotrópicas de seção transversal genérica; (2) o desenvolvimento de uma modelagem para utilização de conexões semi-rígidas; (3) a implementação

destes modelos em um programa de análise não-linear de estruturas reticuladas espaciais. As influências da rigidez dos elementos que formam uma estrutura (colunas, vigas e conexões) são acopladas e se inter-relacionam ainda que tenham comportamento conceitualmente diferente. A relação entre carga e deslocamento em determinada direção, em uma ligação, pode mudar o comportamento de uma estrutura ou de um mecanismo.

Todos os exemplos analisados no trabalho se enquadram às hipóteses simplificadoras da modelagem apresentada e mostraram concordância com as respostas esperadas ou com outros resultados disponíveis na literatura. Pelos resultados conseguidos até aqui, pode-se afirmar que o modelo de conexão semi-rígida apresentado é capaz de prever adequadamente o comportamento das conexões estudadas. Os deslocamentos da estrutura passam a ser maiores quando as conexões semi-rígidas são consideradas na análise em substituição à hipótese de conexão rígida. Uma conexão com rigidez infinita é fisicamente impossível; a hipótese de conexão semi-rígida é mais realística. A utilização de conexões semi-rígidas é consideravelmente mais econômica do que a utilização de conexões com rigidez infinita.

Referências

- AL-Bermani, F.G.A., e Kitipornchai, S., 1990, "Nonlinear Analysis of Thin-Walled Structures Using Least Element Member", *Journal of Structural Engineering*, ASCE, vol. 116, No. 1, p.215-234.
- Chan, S.L., e Ho, G.W.M., 1994, "Nonlinear Vibration Analysis of Steel Frames with Semirigid Connections", *J. of Structural Engineering*, ASCE, vol. 120, pp. 1075-1087.
- Chen, W.F., e Han, D.J., 1988, "Plasticity for Structural Engineers Springer"-Verlang, New York.
- Conci, A., 1991, "Nonuniform Torsion Analysis of Beam - Columns with Arbitrary Cross-Section", *Anais do II Pan American Congress of Applied Mechanics - PACAM - Valparaíso, Chile*, 2-5, pp. 335-338.
- Conci, A., 1992a, "Large Displacement Analysis of Thin-Walled Beams with Generic Open Section", *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 33, No. 10, John Wiley e Sons Ltd., pp. 2109-2127.
- Conci, A., 1992b, "Stiffness Matrix for Nonlinear Analysis of Thin-Walled Frames", *Journal of Mechanics Division - American Society of Civil Engineers - ASCE*, vol. 118, No 9, pp. 1859-1875.
- Conci, A., 1993, "Elastic-Plastic Stiffness of Beam-Columns", *Anais do III Pan American Congress of Applied Mechanics - PACAM, São Paulo, SP*, pp. 596-599.
- Conci, A., Campos Jr, R. A., Andrade, S. A. L., 1991, "Desenvolvimento de um Elemento Híbrido para Análise Não-Linear de Estruturas com Ligações semi-Rígidas", *Anais do XI COBEM, Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, São Paulo, SP*, pp. 269-272.
- Conci A., Gattass M., 1990a, "Natural Approach for Thin Walled Beams with Elasto-Plasticity", *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 29, No 8, John Wiley & Sons Ltd., pp. 1653-1680.
- Conci A., Gattass M., 1990b, "Natural Approach for Geometrical Nonlinear Analysis of Thin-Walled Frames", *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 30, No. 2, John Wiley & Sons Ltd., pp. 207-232.
- Elias, Z.M., 1986, "Theory and Methods of Structural Analysis", John Wiley and Sons, New York, N.Y.
- Kishi, N., e Chen, W.F., 1986, "Data Base on Steel Beam-to-Column Connections", CE-STR-86-26, School of Civil Engineering, Purdue University, West Lafayette, Indiana.
- Kitipornchai, S., Chan, S.L., 1987, "Nonlinear Finite Element Analysis of Angle and Tee Beam-Columns", *J. Struct. Eng.*, ASCE, 113 (4), 721-739.
- Lui, E.M., e Chen, W.F., 1987, "Steel Frame Analysis with Flexible Joints", *Journal of Constructional Steel Research*, pp. 161-202.
- Morris, S.J., 1988, "Design Rules for Connections in the United Kingdom", *Journal of Constructional Steel Research* 10, pp 375-413.
- Nethercot, D.A., 1985, "Utilization of Experimentally Obtained Connection Data in Assessing the performance of Steel Frames", *Connection Flexibility and Steel Frames*, Edited by W. Chen, ASCE.
- Nigam, N.C., 1970, "Yielding in Framed Structures under Dynamic Loads", *Journal of the Engineering Mechanics Division*, ASCE, vol. 96, pp. 687-709.
- Orbison, J.G., McGuire, W., e Abel, J. F., 1982, "Yield Surface Application in Nonlinear Steel Frame Analysis", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, vol. 33, Nos. 1-3, pp. 557-573.
- Porter, F.L., e Powell, G.H., 1971, "Static Dynamics Analysis of Inelastic Frame Structures", Report No. EERC71-3, Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley California.
- Powell, G.H., e Chen, F.P., 1986, "3D Beam-Column Element with Generalized Plastic Hinges", *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 112, No. 7, July.

- Stark, J.W.B., e Bijlaard, F.S.K., 1988, "Design Rules for Beam-to-Column Connections in Europe", *Journal of Constructional Steel Research* 10, pp. 415-462.
- Vlasov, V.Z., "Thin-Walled Beams", 2nd ed., Moscow, 1959; English Translation, Israel Program for Scientific Translation, Jerusalem Israel.
- Wu, F., and Chen W., 1988, "Moment-Rotation Relationship of Semi-Rigid Steel Beam-to-Column Connections", CE-STR-88-8, School of Civil Engineering, Purdue University, West Lafayette, Indiana.
- Zimmerman, J.J., Ellis, J.H., Corotis, R.B., 1993, "Stochastic Optimization Models for Structural - Reliability Analysis", *J. Struct. Eng.*, No. 1, pp. 223-239.

Frost Formation Around a Vertical Cylinder in a Wet Air Stream

Kamal Abdel Radi Ismail

Vicente Luiz Scalón

Unicamp - Universidade Estadual de Campinas

Faculdade de Engenharia Mecânica

Departamento de Engenharia Térmica e de Fluidos

13083-970 - Campinas, SP - Brasil

Abstract

This paper describes a two dimensional model which permits evaluating the local thermal and geometrical properties during the process of frost formation. To achieve this objective it is necessary to know the local heat and mass transfer coefficients and hence solve the flow, heat and humidity fields. The solution is based upon converting the field functions in terms of the vorticity and stream functions. Once the heat and mass transfer coefficients are determined, a two stage model of the frost formation is used to determine the growth rate of frost layer. The numerical predictions were compared with existing numerical and experimental results and good agreement is found. Other results demonstrate the variation of frost density, frost thickness and the temperature field are presented and discussed.

Keywords: Frost Formation, Frost Properties, Frost Distribution

Introduction

The problem of frost formation around cold bodies leads to serious operational and may impair the performance of refrigeration equipment. Investigations before the seventies were basically based upon empirical models and experimental evaluation as in Chung and Algren (1958). After this period most of the investigations were directed towards the development of models based upon the understanding of frost formation to predict the properties and thickness of frost as in Parish and Sepsy (1972), Hayashi, Aoki, et al. (1977), Aoki, et al. (1983) and Tokura (1983). Other studies were devoted to investigate the effects of frost properties on the rate of frost formation as in Yonko and Sepsy (1967), Jones and Parker (1975) and Dietenberg (1983). Based upon the knowledge and experience accumulated in the area more sophisticated models were elaborated as in Parish and Sepsy (1972) and Tao et al. (1993). Basically all models were devoted to mechanism of frost formation and the sequence of the formation stages.

This study tries to tie up all the physical phenomena affecting the process of frost formation beginning by the determination of the transfer coefficients from the flow, temperature and humidity fields hence the process of frost formation.

Problem Formulation

To formulate the problem consider the flow of humid air across a vertical cylinder as shown in Fig. 1. The flow field can be described in terms of the vorticity and stream functions where the variables r and θ are substituted by the new dimensionless variables ξ and η as demonstrated in Scalón (1993). The equation of the stream function in terms of vorticity and in its dimensional form:

$$\frac{\partial \omega}{\partial t} + \frac{1}{r} \left[\frac{\partial}{\partial r} \left(\omega \frac{\partial \psi}{\partial \theta} \right) - \frac{\partial}{\partial \theta} \left(\omega \frac{\partial \psi}{\partial r} \right) \right] = \nu \left[\frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial \omega}{\partial r} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial^2 \omega}{\partial \theta^2} \right] \quad (1)$$

Introduce the new coordinate system based upon the transformation equations:

$$r = R \exp(\pi \xi) \quad \text{and} \quad \theta = \pi \eta$$

where the origin is located on the perimeter of the cylinder. In terms of the dimensionless variables and the new coordinate system the stream function can be written as:

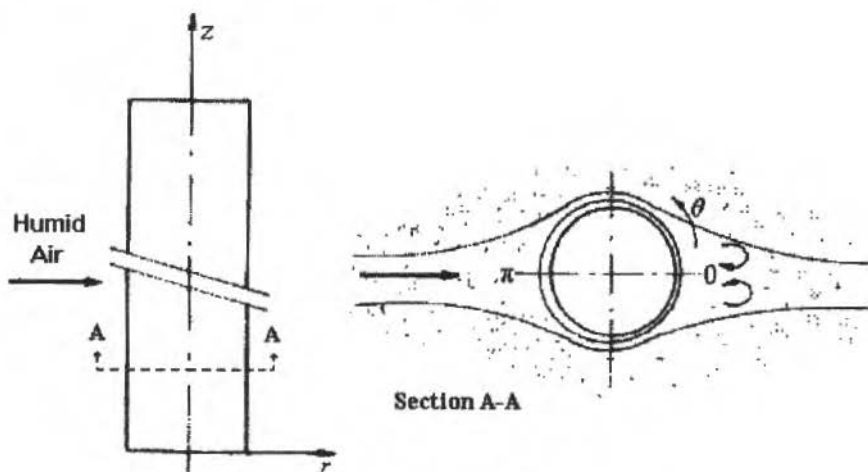


Fig. 1 Sketch of the problem

$$E^2 \frac{\partial \Omega}{\partial \tau} + \left[\frac{\partial}{\partial \xi} \left(\Omega \frac{\partial \Psi}{\partial \eta} \right) - \frac{\partial}{\partial \eta} \left(\Omega \frac{\partial \Psi}{\partial \xi} \right) \right] = \frac{2}{\text{Re}} \left[\frac{\partial^2 \Omega}{\partial \xi^2} + \frac{\partial^2 \Omega}{\partial \eta^2} \right] \quad (2)$$

subject to the following boundary and initial conditions:

$$\Psi = 0 \text{ when } \xi = 0; \quad \Psi = \exp(\xi_\infty \pi) \sin(\pi \eta) \text{ when } \xi \rightarrow \infty;$$

$$\Psi = 0 \text{ when } \eta = 0; \quad \Psi = 0 \text{ when } \eta = 1;$$

$$\Psi = \left(\exp(\pi \xi) - \frac{1}{\exp(\pi \xi)} \right) \sin(\pi \eta) \text{ when } \tau = 0 \quad (3)$$

Similarly the vorticity equation can be written as:

$$E^2 \Omega = \left(\frac{\partial^2 \Psi}{\partial \xi^2} \right) + \left(\frac{\partial^2 \Psi}{\partial \eta^2} \right) \quad (4)$$

subject to the following boundary and initial conditions:

$$\begin{aligned} E^2 \Omega &= \frac{\partial^2 \Psi}{\partial \xi^2} \text{ when } \xi = 0; & \Omega &= 0 \text{ when } \xi \rightarrow \infty; \\ \Omega &= 0 \text{ when } \eta = 0; & \Omega &= 0 \text{ when } \eta = 1; & \Omega &= 0 \text{ when } \tau = 0. \end{aligned} \quad (5)$$

These equations were discretized using the finite volume method and the resulting system of algebraic equations was solved using the ADI approach. Son and Hanratty (1969) used the finite differences scheme to solve a similar problem.

Similar approach was used in solving the temperature and humidity fields. Using the same dimensionless variables the energy equation can be written as:

$$\frac{\partial}{\partial \xi} \left(\Theta \frac{\partial \Psi}{\partial \eta} \right) - \frac{\partial}{\partial \eta} \left(\Theta \frac{\partial \Psi}{\partial \xi} \right) = \frac{2}{\text{RePr}} \left(\frac{\partial^2 \Theta}{\partial \xi^2} + \frac{\partial^2 \Theta}{\partial \eta^2} \right) \quad (6)$$

subject to the following conditions:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \Theta}{\partial \eta} &= 0 \text{ when } \xi = 0; & \frac{\partial \Theta}{\partial \eta} &= 0 \text{ when } \xi \rightarrow \infty; \\ \Theta &= 1 \text{ when } \eta = 0; & \Theta &= 0 \text{ when } \eta = 1. \end{aligned} \quad (7)$$

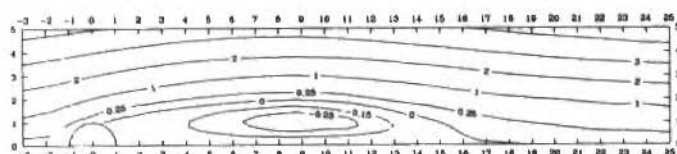
The humidity field equation can be written as:

$$\frac{\partial}{\partial \xi} \left(\omega \frac{\partial \Psi}{\partial \eta} \right) - \frac{\partial}{\partial \eta} \left(\omega \frac{\partial \Psi}{\partial \xi} \right) = \frac{2}{\text{ReSc}} \left(\frac{\partial^2 \omega}{\partial \xi^2} + \frac{\partial^2 \omega}{\partial \eta^2} \right) \quad (8)$$

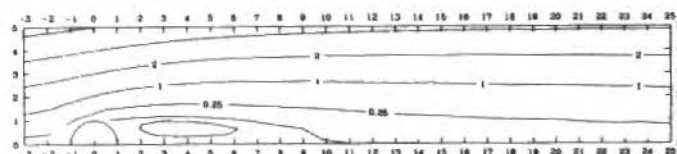
subject to the conditions:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \omega}{\partial \eta} &= 0 \text{ when } \xi = 0; & \frac{\partial \omega}{\partial \eta} &= 0 \text{ when } \xi \rightarrow \infty; \\ \omega &= 1 \text{ when } \eta = 0; & \omega &= 0 \text{ when } \eta = 1. \end{aligned} \quad (9)$$

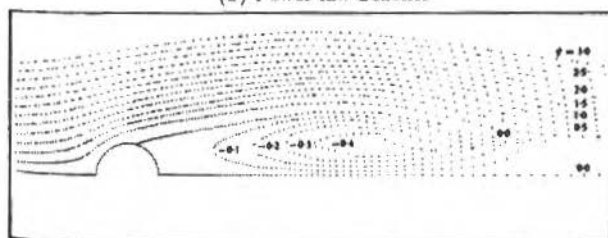
Again these equations were discretized using the finite volume method and solved via ADI approach.



(a) Central Finite Differences Scheme



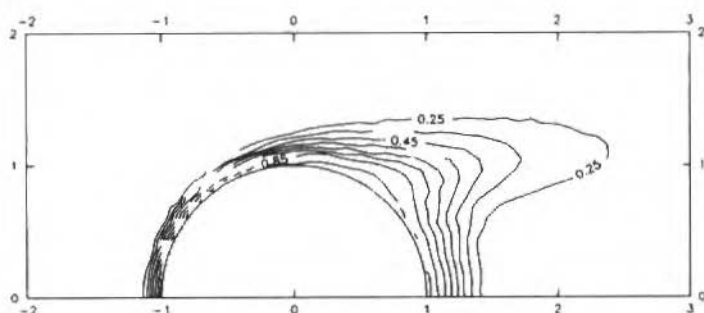
(b) Power law Scheme



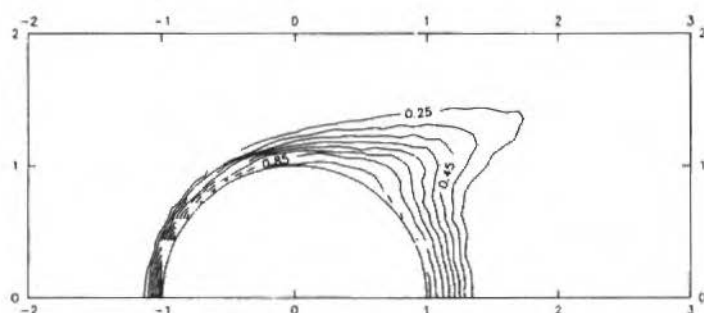
(c) Flow field due to Son and Hanratty (1969)

Fig. 2 Flow field for Reynolds number 200

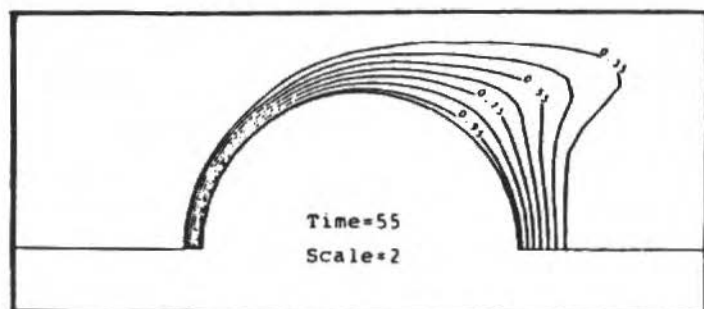
In the present work two discretization schemes based upon central finite differences and the power law scheme due to Patankar (1980) are used. Simulation tests were realized for the case of $Re = 200$. Variation or oscillation of vorticity over the cylinder surface is taken as criterion for convergence as was done by Son and Hanratty (1969). This implies that the flow is considered as stable and steady if the oscillation in the vorticity over the cylinder surface is equal or below a certain prefixed value. The classic central finite differences scheme takes a long time to stabilize along the cylindrical surface and shows a wider perturbed wake region as can be seen in Fig. (2a). The power law scheme, on the other hand, leads to quick stabilization in the region near the cylinder surface and hence narrow perturbed wake region as shown in Fig. (2b). Although the power law scheme is fast, it diverges for small time increments in comparison with the central finite differences scheme. The result of Fig. (2a) agrees well with the result due to Son and Hanratty (1969) shown in Fig. (2c), reproduced from their paper. Consequently the comparison indicates that the present numerical scheme is able to produce well available results.



(a) Central Finite Differences Scheme



(b) Power law Scheme



(c) Temperature field due to Chun and Bohem (1989)

Fig. 3 Resulting temperature distributions for different flow field calculation schemes and $Re = 200$

The specific results of the flow are not used directly in the numerical calculations. They are necessary to determine the humidity and temperature fields and consequently the film coefficients around the cylinder. As can be seen in Fig. (3) the changes in the flow field away from the cylinder do not change the temperature significantly, since the higher gradients are located near the cylinder surface. Similar effects are found in case of the humidity field. For these reasons the power law scheme was used in view of its rapid convergence. The temperature fields shown in Figs. (3a) and (3b) agree well with the results of Chun and Boehm (1989) shown in Fig. (3c), reproduced from their paper. A typical result of the humidity field is shown in figure (4) for $Re = 200$.

Knowing the temperature and humidity fields it is possible to estimate the film coefficients as:

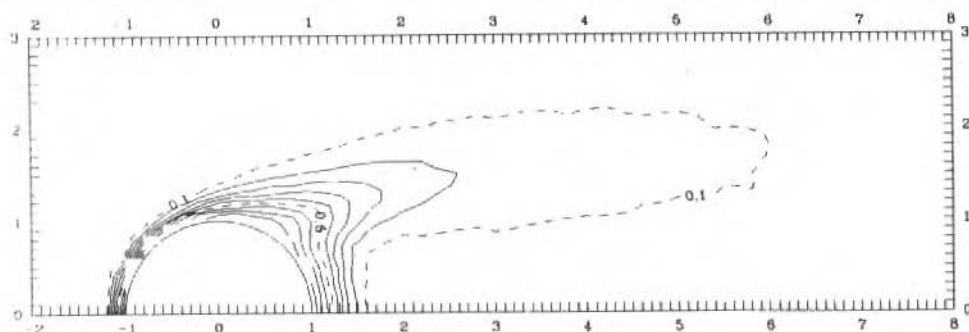


Fig. 4 Humidity field for Reynolds number 200

$$Nu = \frac{2}{\Theta_{w,l}} \frac{\partial \Theta}{\partial \xi}; \quad Sh = \frac{2}{\omega_{w,l}} \frac{\partial \omega}{\partial \xi} \quad (10)$$

A typical case is shown in Fig. (5) together with results due to Eckert and Soehgen (1952). The film coefficients obtained are used in the frost formation process without any further correction due to increase in the diameter of cylinder. This simplification is adopted in order to avoid repetitive calculations of the flow field which lead to drastic increase in the computational time. The validity of the above assumption is being verified in a new study on frost formation on parallel plates.

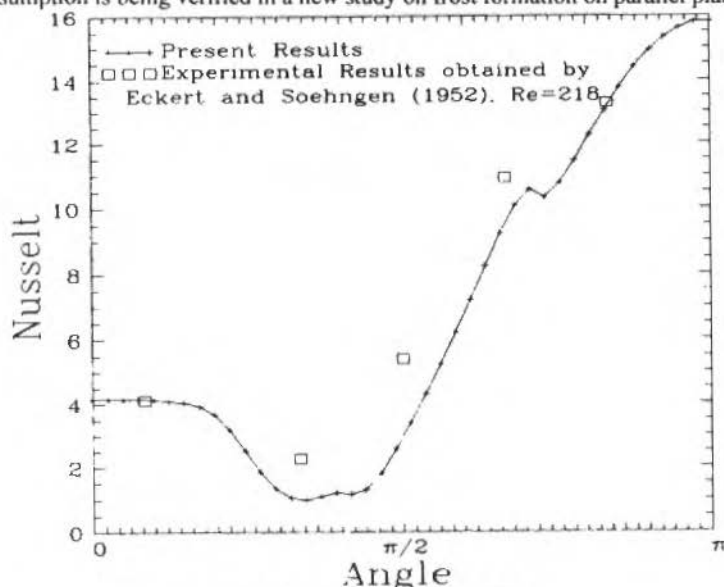


Fig. 5 Nusselt number ($Pr = 0.71$)

Up to this stage the dimensionless formulation is used due to its simplicity and easiness in applying the boundary conditions as well as the readiness in the interpretation and comparison with available results. For the frost formation process a dimensional model is adopted because of the necessity of using empirical dimensional expressions as well as experimental results.

The solution of the frost growth is based upon a two stage model due to Tao, et al. and (1993). In this model the process of frost formation is divided in two stages. The first stage considers the frost growth in column form including the nucleation and one dimensional growth. In this model, illustrated in Fig. (6a), the ice columns are treated as fins attached to the cylinder surface while air in between is considered at the average temperature of the column and the free air stream. In the second stage the frost is treated as a porous medium as in Fig. (6b) with the effects of tortuosity included.

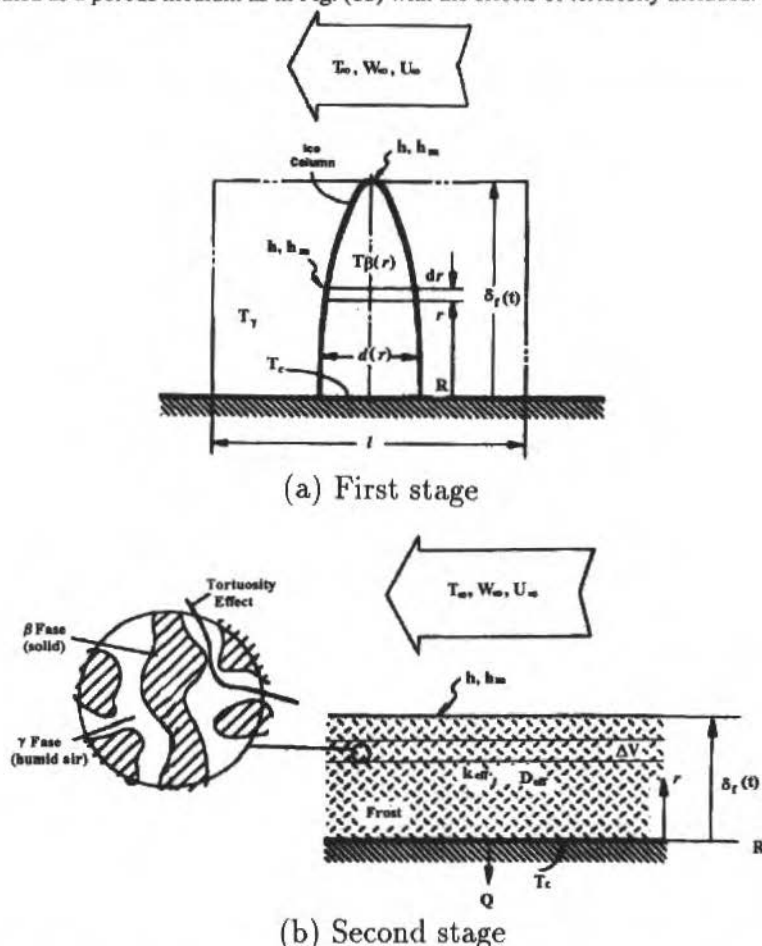


Fig. 6 Frost formation model

The basic equations of energy and mass balance and the associated boundary conditions for the first stage can be written as:

$$\rho_i c_{p,i} \frac{\partial T}{\partial t} = 4h(T_\gamma - T_\beta) + 2k_i \frac{\partial d}{\partial r} \frac{\partial T}{\partial r} + k_i d \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + 2\rho_i \lambda \frac{\partial d}{\partial t}, \quad (11)$$

$$\rho_i \frac{\partial d}{\partial t} = 2h_m(W_\gamma - W_\beta), \quad (12)$$

$$\left. \begin{aligned} d &= d_0; \frac{d\delta}{dt} = \frac{h_m}{\rho_i} (W_\infty - W_s) \\ \frac{dT}{dr} &= \frac{h}{k_i} (T_\infty - T_s) + \frac{\rho_i \lambda}{k_i} \frac{d\delta}{dt} \end{aligned} \right\} \text{when } r = \delta, \quad (13)$$

$$T_s = T_e; \frac{dd}{dr} = 0 \text{ when } r = r_0, \quad (14)$$

$$T = T_e; d = d_0; \delta = \delta_0 \text{ when } t = 0. \quad (15)$$

The corresponding equations and boundary conditions for the second stage are:

$$\rho_f c_f \frac{\partial T}{\partial t} - m\lambda = \frac{\partial}{\partial r} \left(k_{ef} \frac{\partial T}{\partial r} \right), \quad (16)$$

$$\frac{\partial (\epsilon_\gamma W)}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial r} \left(D_{ef} \frac{\partial W}{\partial r} \right), \quad (17)$$

$$\frac{\partial m_\beta}{\partial t} = m = W - W_{sat}, \quad (18)$$

$$\left. \begin{aligned} h_m (W_\infty - W_s) &= D_{ef,s} \frac{\partial W}{\partial r} + p_{f,s} \frac{d\delta}{dt} \\ h (T_\infty - T_s) &= k_{ef} \frac{\partial T}{\partial r} - \rho_{f,s} \lambda \frac{d\delta}{dt} \end{aligned} \right\} \text{when } r = \delta, \quad (19)$$

$$T_s = T_e; W_s = W_{Te} \text{ when } r = r_0 \quad (20)$$

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_{\beta,l} &= \frac{\pi d^2}{4l^2}; T_l = \epsilon_{\beta,l} T_{\beta,l} + (1 - \epsilon_{\beta,l}) T_\gamma \\ p_{f,l} &= \epsilon_{\beta,l} p_{\beta,l} + (1 - \epsilon_{\beta,l}) p_{\gamma,l} \\ c_{p,l} &= \epsilon_{\beta,l} c_{p,\beta,l} + (1 - \epsilon_{\beta,l}) c_{p,\gamma,l} \end{aligned} \right\} \text{when } t = t_{tr} \quad (21)$$

Calculation of the effective coefficients of thermal conductivity and diffusion

The most widely used scheme for frost thermal conductivity calculations is due to Dietenberg (1983). This scheme is based upon the frost porosity defined as:

$$\epsilon = \frac{\rho_i - \rho_{frost}}{\rho_i - \rho_{air}} \quad (22)$$

Define:

$$a = k_{e,air}/K_{ice} \quad ,$$

$$k_{e,air} = k_{air} + \tau_s (k_v/\varepsilon$$

$$\tau_s = 1/(1 + F_s)$$

Based upon the hypothesis of the frost crystallization form, four components, which define the possible usual combinations of the frost crystallization, are presented:

$$k_b = k_g \frac{1 - 2\varepsilon \left(\frac{1-a}{2+a} \right)}{1 + \varepsilon \left(\frac{1-a}{2+a} \right)} \quad , \quad k_c = (1 - \varepsilon) k_g + \varepsilon k_{e,air} \quad ,$$

$$k_s = k_g \frac{3 + \varepsilon (a-1)}{3 - \varepsilon \left(\frac{a-1}{a} \right)} \quad , \quad k_p = \frac{K_g K}{(1 - \varepsilon) k_{e,air} + \varepsilon k_g} \quad .$$

Considering the above equations, the limiting values of the frost thermal conductivity are:

$$k_u = (1 - \varepsilon) k_b + \varepsilon k_c \quad (\text{upper limit}),$$

$$k_l = (1 - \varepsilon) k_p + \varepsilon k_s \quad (\text{lower limit}).$$

Moreover, the frost porosity must be corrected as being function of temperature using the empirical formula:

$$\varepsilon_c = 13,6 (13,6) (\varepsilon_2 - \varepsilon_1) (\varepsilon - \varepsilon_1)^2 \left[1 - \frac{2}{3} \left(\frac{\varepsilon - \varepsilon_1}{\varepsilon_3 - \varepsilon_1} + \frac{\varepsilon - \varepsilon_1}{\varepsilon_2 - \varepsilon_1} \right) \right] + \frac{(\varepsilon - \varepsilon_1)^2}{2 (\varepsilon_3 - \varepsilon_1) \varepsilon_2 - \varepsilon_1}$$

where: $\varepsilon_1 = 0,1726 (T/273,16)$,

$$\varepsilon_2 = 0,751 \quad ,$$

$$\varepsilon_3 = 0,3 \sin (\pi/2 [1 - (T/273,16)] / [1 - (T_e/273,16)])$$

and if $\varepsilon < \varepsilon_c$, we must use $\varepsilon_c = 0$.

Defining $\chi_c = 1 - \varepsilon C$, the frost effective thermal conductivity becomes

$$k_{ef} = \frac{1}{4} \{ (3\varepsilon_c - 1) k_l + (3\chi_c - 1) k_u + \sqrt{[(3\varepsilon_c - 1) k_l + (3\chi_c - 1) k_u]^2 + 8 k_l k_u} \} \quad (23)$$

The correction of the diffusion coefficient is similar to that used by Tao, et al. and (1993). This correction is based upon the results of Fig. (7) to obtain the correction factors

$$D_{ef} = \varepsilon_y D (1 + F) \quad (24)$$

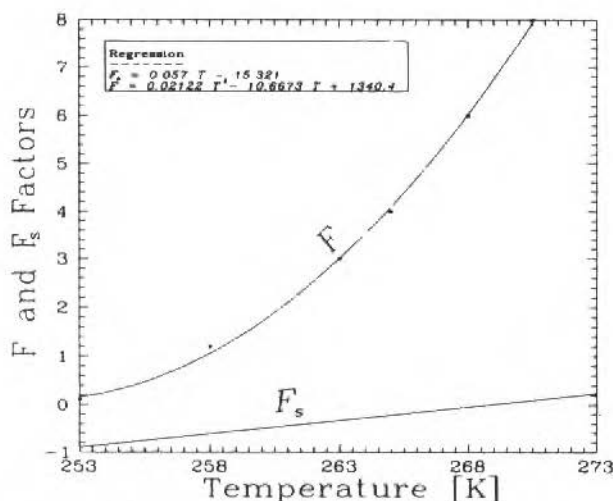


Fig. 7 Correction factors for the diffusion coefficient

These equations were solved using the finite volume technique. The model permits determination of the local frost thickness distribution around the cylinder and its local properties such density, solid fraction, etc. The results obtained are presented and discussed.

Results and Discussions

The model described was used to calculate the frost local and global properties for different working conditions. Figures 8 e 9 show some of these results. The local (angular) properties were determined for an initial absolute humidity of 0.005 Kg/Kg of dry air and temperature of air stream of 25°C for three different time intervals, transition time, 60 minutes and finally when the temperature reaches 268 K. The transition time was adopted as in Tao, et al. (1993). Figure 8 shows the frost thickness variation along the cylinder circumference with thick regions around the stagnation points due to the high heat and mass transfer in these regions. Similar variations are expected for density variation along the cylinder circumference. For the same initial working conditions the temperature distribution is shown in Fig. 9 indicating low temperature regions associated with reduced heat transfer rates.

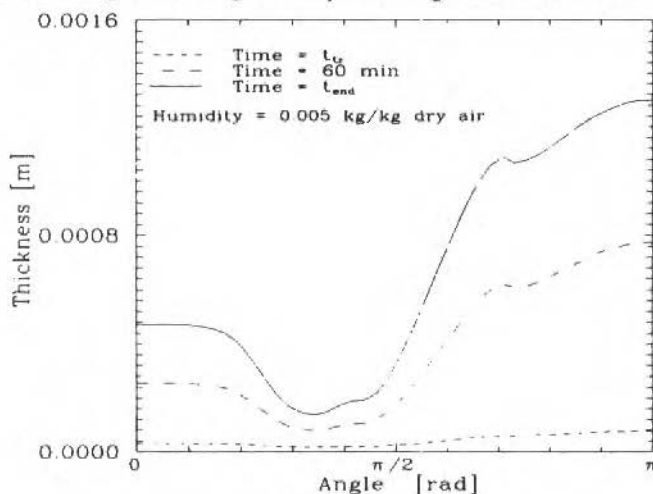


Fig. 8 Local thickness distribution

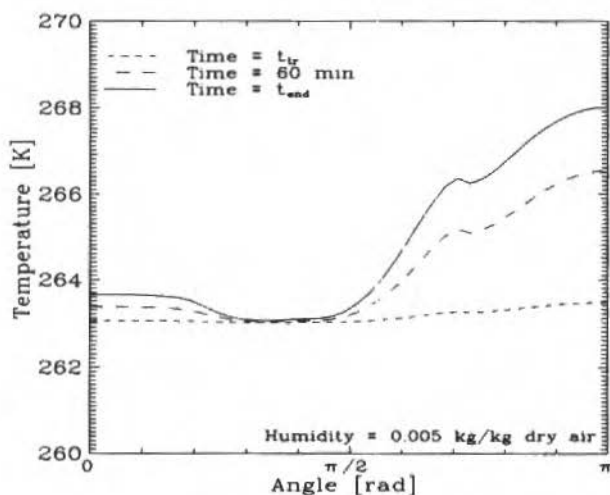


Fig. 9 Local temperature distribution

Variations of the interface velocity for different initial absolute humidity are shown in Fig. (10) starting from the second stage of frost formation. The interface velocities in the first stage were not included because the values were calculated as average on the control volume including also some air in it. This led to wrong and low interface velocities.

Considering the practical interest in the frost formation process, we define a heat transfer factor as heat transferred by convection to the heat transferred in the absence of frost. This factor enables the designer to estimate the energy lost during the process. This lost energy is basically due to the increase of the tube thermal resistance and not because of the energy lost in the frost formation. Figure (11) shows a variation of this factor for different values of initial absolute humidity. As can be verified high initial humidity leads to the high energy lost in the frost formation, thick frost layer and reduced heat transfer factor. For the case of initial humidity of 0.01 at 25°C, the reduction in this factor after one hour operation is about 15%. This result indicates the influence of the frost formation and consequently a need for optimized and well planned defrost process.

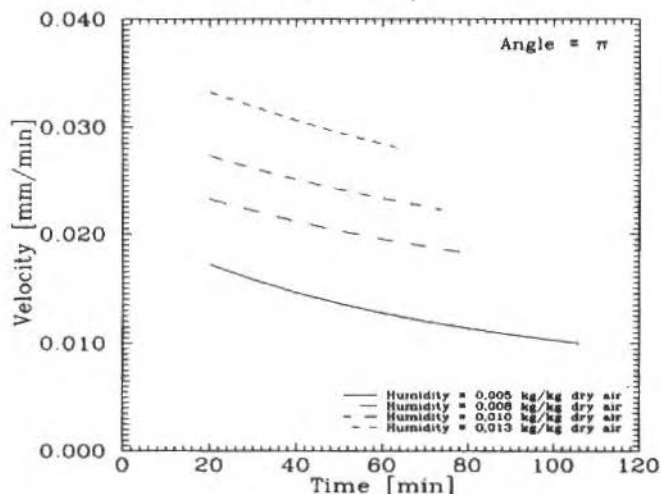


Fig. 10 Interface velocity

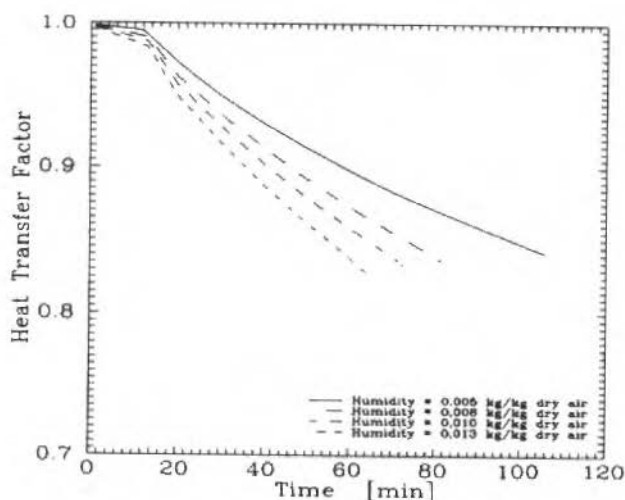


Fig. 11 Heat transfer factor

Conclusions

The proposed model and the numerical treatment adopted seem to predict well enough the flow, thermal and humidity fields as compared with available results. Specific experimental work is being realized using low power laser to determine the thickness distribution and permits a direct comparison with the numerical results.

Nomenclature

Re = Reynolds number = $2\rho RU_{\infty}/\mu$;
 Pr = Prandtl number = $\mu c_p/k$;
 Sc = Schmidt number = $\mu/\rho D$;
 Nu = Nusselt number = $2hR/k$;
 Sh = Sherwood number = $2h_m R/D$;
 h = convective film coefficient [$Wm^{-2}K^{-1}$];
 h_m = convective mass transfer coefficient [$kg\ m^{-2}K^{-1}$];
 r^* = radial coordinate [m];
 R = cylinder radius [m];
 r = dimensionless radial coordinate = r^*/R ;
 t = time [s];
 T = Temperature [K];
 ω = dimensionless mass fraction = $(W - W_{\infty}) / (W_0 - W_{\infty})$;

W = mass fraction;
 E = coupling dimensionless coefficient = $\pi \exp(\pi \xi)$;
 k = thermal conductivity [$Wm^{-1}K^{-1}$];
 D = thermal diffusion coefficient [m^2s^{-1}];
 d = diameter of frost column [m];

Greek Letters

Θ = dimensionless temperature = $(T - T_{\infty}) / (T_0 - T_{\infty})$;
 ξ = transformed radial coordinate;
 η = transformed axial coordinate;
 Ω = dimensionless vorticity = $\omega R / U_{\infty}$;
 Ψ = dimensionless stream function = ψ / RU_{∞} ;

ϵ = void fraction;
 τ = dimensionless time = tU_{∞}/R ;
 ρ = density [$kg\ m^{-3}$];
 λ = sublimation heat [$J\ kg^{-1}$];

Subscripts

∞ = free stream conditions;
 ω = wall conditions;
 ef = porous medium corrected properties;
 e = evaporation temperature;
 i = ice properties;
 l = mesh position;
 γ = vapor phase properties;
 β = solid phase properties;
 o = initial values;
 sat = saturation condition;
 S = superficial properties.

References

- Aoki, K., Katayama, K., and Hayashi, Y., 1983, "A Study on Frost Formation (The Process of Frost Formation Involving the Phenomena of Water Permeation and Freezing)", *Bulletin of JSME*, Vol. 26, pp. 87-93.
- Chun, W. and Boehm, R.F., 1989, 'Calculation of Forced Flow and Heat Transfer around a Cylinder in Crossflow', *Numerical Heat Transfer*, Vol. 15, pp 101-122.
- Chung, P.M., and Algren, A.B., 1958, "Frost Formation and Heat Transfer on a Cilinder Surface in Humid Air Cross Flow - Part I", *Heating and Air Conditioning*, pp 171-178.
- Dietenberg, M. A., 1983, "Generalized Correlation of the Water Frost Thermal Conductivity", *Int. J. Heat and Mass Transfer*, Vol. 26 (4), pp. 607-619.
- Eckert, E. R. G., and Soehngen, E., 1952, "Distribution of Heat Transfer Coefficients around Circular Cylinders at Reynolds Numbers from 20 to 500", *Trans. of ASME*, pp. 343-347.
- Hayashi, Y., Aoki, A., Adachi, A., and Hori, K., 1977, "Study of Frost Properties Correlating with Frost Formation Types", *Journal of Heat Transfer*, Vol. 99, pp 239-245.
- Jones, B. W., and Parker, J. D., 1975, "Frost Formation with Varying Environmental Parameters", *Journal of Heat Transfer*, Vol. 97, pp. 255-259.
- Assunto: fogel
- Padki, M. M., Sherif, S. A., and Nelson, R. M., 1989, "A Simple Method for Modelling Frost Formation in Different Geometries", *ASHRAE-Transactions*, Vol. 95 (2), pp. 1127-1137.
- Parish, H. C., Sepsy, C.F., 1972, "A Numerical Analisis of the Frost Formation Under Forced Convection", *ASHRAE-Transactions*, pp. 236-251.
- Patankar, S. V., 1980, *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, Hemisphere.
- Scalon, V. L., 1983, *Formação de Gelo em Torno de Cilindros Verticais*, Msc Thesis, UNICAMP, Brazil.
- Son, J. S., and Hanratty, T. J., 1969, "Numerical Solution for the Flow around a Cylinder at Reynolds Number of 40, 200 and 500", *J. Fluid Mechanics*, Vol. 35 (2), pp. 369-386.
- Tao, Y.-X., Besant, R. W., and Reskallah, K. S., 1993, "A Mathematical Model for Predicting the Densification of Frost on a Flat Plate", *Int. J. Heat and Mass Transfer*, Vol. 2, pp. 353-363.
- Tokura, I., Saito, H., and Kishinami, K., 1983, "Study on Properties and Growth Rate of Frost Layer on Cold Surfaces", *Journal of Heat Transfer*, Vol. 105, pp. 895-901.
- Yonko, J. D., and Sepsy, C.F., 1967, "An Investigation of the Thermal Conductivity of Frost while Forming on a Flat Horizontal Plate", *ASHRAE- Transactions*, pp. 111-11.10.

Two-Dimensional and Axisymmetric Nozzle Flow Computations Using the Euler Equations

João Luiz Filgueiras de Azevedo

Centro Técnico Aeroespacial

Instituto de Aeronáutica e Espaço - ASE-N

Nide Geraldo do Couto Ramos Fico Jr.

Marcos Aurélio Ortega

Instituto Tecnológico da Aeronáutica - IEAA

12228-900 - São José dos Campos, SP - Brasil

Abstract

Inviscid, transonic, convergent-divergent nozzle flowfields are simulated using the Beam and Warming implicit approximate factorization algorithm. Both two-dimensional and axisymmetric nozzle configurations are considered. Nonlinear artificial dissipation terms are explicitly added, and variable time stepping is used for steady state convergence acceleration. A procedure for using one-dimensional characteristic relations for boundary condition enforcement in the axisymmetric case was developed and implemented. Studies of several numerical boundary condition effects on solution accuracy and convergence rate were performed. The algorithm proved to be very robust, and solutions on rather realistic nozzle configurations were obtained. Present computational results show good agreement with the available data. The algorithm with the variable time stepping option proved to be computationally efficient.

Keywords: Nozzle Flow, Transonic Flow, Euler Equations, Computational Method, Finite Differences.

Introduction

Nozzle flows play an important role in many aerospace applications. However, experiments that can duplicate the actual operating environment of these nozzles can be rather costly, or even impractical. Hence, it is of great interest to seek to develop computational procedures that could accurately, and efficiently, simulate the flowfield in such devices. Moreover, it is significant that not only is the propulsion system performance affected by the nozzle flow, but also the external aerodynamics and aerothermodynamics of the vehicle can be influenced by it, especially close to the base region.

The authors have been working with inlet and nozzle flows for some time now. The present work attempts to make a summary of the efforts for the development of efficient and robust two-dimensional and axisymmetric Euler solvers for inlet and nozzle flow applications. The governing equations are written in strong conservation law form for general body conforming curvilinear coordinates. The equations are solved using the Beam and Warming implicit approximate factorization algorithm (Beam and Warming, 1976, 1978, and Pulliam and Steger, 1980), in which the implicit Euler method is used for the time march and central differences are employed to discretize all spatial derivatives. As usual with the Beam and Warming scheme, artificial dissipation terms have to be added in order to control nonlinear instabilities. Here, both a linear constant coefficient model (Pulliam and Steger, 1980) and Pulliam's nonlinear model (Pulliam, 1984, 1986, and Pulliam and Steger, 1985) were implemented. Boundary conditions were implemented explicitly in the present work. Symmetry conditions are used at the centerline, flow tangency is considered at the nozzle wall, and the entrance and exit conditions are based on the concept of one-dimensional characteristic relations for the 2-D Euler equations (MacCormack, 1984, and Azevedo, 1990).

The ultimate goal of the research work here described would be to develop the capability of simulating realistic solid rocket motor nozzle flows. To this end, the following aspects were systematically studied and are present here: (1) influence of the magnitude of the artificial dissipation coefficients and of the type of model in the solution; (2) implementation of numerical boundary conditions and their overall effect on the accuracy and robustness of the code; (3) consideration of realistic nozzle geometries and their effect on the capability of the code to handle large convergent/divergent section angles and small throat radii. Moreover, systematic grid refinement studies were performed aimed at a thorough code validation and assessment of numerical accuracy.

Two-Dimensional Formulation

The Euler equations can be written in conservation-law form for a body-conforming, 2-D, curvilinear coordinate system as

$$\frac{\partial \bar{Q}}{\partial \tau} + \frac{\partial \bar{E}}{\partial \xi} + \frac{\partial \bar{F}}{\partial \eta} = 0 \quad (1)$$

The vector of conserved quantities is

$$\bar{Q} = J^{-1} [\rho \rho u \rho v e]^T \quad (2)$$

The inviscid flux vectors are given by

$$\bar{E} = J^{-1} \begin{Bmatrix} \rho U \\ \rho u U + p \xi_x \\ \rho v U + p \xi_y \\ (e + p) U - p \xi_t \end{Bmatrix} \quad \bar{F} = J^{-1} \begin{Bmatrix} \rho V \\ \rho u V + p \eta_x \\ \rho v V + p \eta_y \\ (e + p) V - p \eta_t \end{Bmatrix} \quad (3)$$

The usual nomenclature is being used here, such that ρ is the density, u and v are Cartesian velocity components, and e is the total energy per unit of volume. Moreover, it is assumed in the above that a suitable nondimensionalization of the governing equations was performed. For instance, for the internal flow cases considered here, the density is referred to the entrance stagnation density (ρ_t), velocity components are normalized by the entrance critical speed of sound (a^*), and the total energy per unit of volume is referred to $\rho_t a^{*2}$.

The pressure, p , is obtained from the equation of state perfect gases, which can be written for the present purposes as

$$p = (\gamma - 1) \left[e - \frac{1}{2} \rho (u^2 + v^2) \right] \quad (4)$$

The contravariant velocity components can be written as

$$U = \xi_t + \xi_x u + \xi_y v$$

$$V = \eta_t + \eta_x u + \eta_y v \quad (5)$$

The Jacobian of the transformation is given by

$$J = (x_\xi y_\eta - x_\eta y_\xi)^{-1} \quad (6)$$

and the various metric terms can be expressed as

$$\xi_x = J y_\eta \quad \eta_x = -J y_\xi$$

$$\begin{aligned}
 \xi_y &= -Jx_\eta & \eta_y &= Jx_\xi \\
 \xi_t &= -x_\tau \xi_x - y_\tau \xi_y & \eta_t &= -x_\tau \eta_x - y_\tau \eta_y
 \end{aligned}
 \tag{7}$$

The subject of enforcing numerical boundary conditions has received special attention in the present work. It can be shown, using simple model equations, that improper "extrapolation rules" can even lead to numerical instability of the overall scheme. Here, the implementation of numerical boundary conditions was based on the one-dimensional characteristic relations of the inviscid gasdynamic equations. The basic concept is that the Euler equations can be diagonalized by a similarity transformation (Warming, Beam and Hyett, 1975). With this diagonalization, one-dimensional characteristic relations can be derived which represent the propagation of flow information along the characteristic lines (see, for example, MacCormack, 1984, and Roe, 1986). From the local slope of the characteristics, it is possible to determine how many conditions should be specified at a given boundary and how many should be extrapolated from interior information. This is important to guarantee the well-posedness of the initial boundary value problem. For those conditions, that must be extrapolated, the suggestion (MacCormack, 1984) is to use again the characteristic relations instead of some arbitrary extrapolation rule. The former carries some physics of the phenomena into the extrapolation process and, therefore, should provide for a more robust way of enforcing the numerical boundary conditions. The particular characteristic relation that should be used in each case is the one associated with the characteristic speed that is carrying information from the interior to the boundary.

The one-dimensional characteristic relations could be derived for a general curvilinear coordinate system. However, they are usually found in the literature for a Cartesian system. It must be emphasized that, at the boundaries where we might be interested in using these relations, the curvilinear and Cartesian coordinates are essentially aligned. Moreover, the use of the relations in Cartesian coordinates has the objective of simplifying their numerical implementation. The formulation used here can be found in MacCormack (1984), and the one-dimensional characteristic relations associated with "operation" in the x-direction for a two-dimensional flow can be written as

$$\begin{aligned}
 \frac{\partial p}{\partial t} - \frac{1}{a^2} \frac{\partial p}{\partial t} &= -u \left(\frac{\partial p}{\partial x} - \frac{1}{a^2} \frac{\partial p}{\partial x} \right) \\
 \frac{\partial v}{\partial t} &= -u \frac{\partial v}{\partial x} \\
 \frac{\partial p}{\partial t} + \rho a \frac{\partial u}{\partial t} &= -(u + a) \left(\frac{\partial p}{\partial x} + \rho a \frac{\partial u}{\partial x} \right) \\
 \frac{\partial p}{\partial t} - \rho a \frac{\partial u}{\partial t} &= -(u - a) \left(\frac{\partial p}{\partial x} - \rho a \frac{\partial u}{\partial x} \right)
 \end{aligned}
 \tag{8}$$

These are derived by assuming that flow changes in a specific "operating" direction are large when compared with changes in the other direction. This will allow the elimination, in the above case, of the y-derivatives in the Euler equations. Hence, we are still left with 4 conservation equations, but only spatial fluxes in the x-direction. These equations can, then, be diagonalized by premultiplication by the left eigenvector matrix of the corresponding inviscid flux Jacobian matrix, as described by Warming, Beam and Hyett (1975). In the above, a is the speed of sound, and it is interesting to observe that u , $u + a$ and $u - a$ are the eigenvalues of the inviscid flux Jacobian matrix associated with the Cartesian flux vector E . Similar expressions could be derived for "operation" in the y-direction, but those will not be necessary in our case.

For all cases treated in the present work, subsonic nozzle entrance conditions were considered. Hence, according to the characteristic relation analysis previously described, three conditions must be specified at the entrance and one must be obtained from extrapolation of interior information. We consider that the stagnation pressure, stagnation temperature and flow entrance angle are fixed at the entrance (MacCormack, 1985). Since $u - a$ is the characteristic speed bringing information from the interior to the boundary, the fourth relation in the set of Eqs. (8) is used to obtain the remaining condition at the entrance boundary. A similar reasoning should be made at an exit station, except that one must consider both the possibilities of subsonic and supersonic exit. Although the conditions intended here will always result in a supersonic exit after convergence, the solution process is started by assuming stagnation conditions everywhere in the nozzle, except for the pressure difference at the exit which will drive the solution to convergence. For a subsonic exit, the exit static pressure is assumed fixed. The other three conditions at the exit are obtained by extrapolation of interior information using the first three relations of the set of Eqs. (8), which are the ones associated with the characteristic speeds that carry information from the interior to the boundary. All four relations of Eqs. (8) are used to obtain the properties at the exit in the supersonic case.

The other boundary conditions used consider flow tangency at nozzle walls and symmetric conditions at the nozzle centerline. For simplicity of implementation, we compute all conserved variables at a wall boundary. It is clear that, for an Euler formulation, it would be enough to compute the pressure at the wall and impose that the convective flux in the wall-normal direction is zero. This would be the equivalent, in the present context, of Mavriplis' (1990) weak boundary condition implementation. However, we have adopted a strong form of implementation (Mavriplis, 1990) in which the properties themselves are defined at the wall boundary. Velocity components at the wall are obtained by extrapolating the U contravariant velocity component from the adjacent point and by imposing the tangency condition, i.e., $V = 0$ at the wall. The other properties at the wall were typically obtained by imposing a zero normal pressure gradient and a zero normal temperature gradient at the wall. We have also examined here the possibility of adding a centrifugal-type correction to the wall pressure boundary condition. From an analysis of the inviscid momentum equation in a direction normal to the wall (n), one finds that $(\partial p / \partial n) = 0$ is the correct pressure boundary condition for flat walls. For a convex wall, which typically is the case at a nozzle throat, some centrifugal influence should be taken into account. This can be done by setting

$$\left(\frac{\partial p}{\partial n}\right)_{\text{wall}} = \frac{\rho(u^2 + v^2)}{R_{\text{wall}}} \quad (9)$$

where R_{wall} is the radius of curvature of the nozzle wall section considered.

In the 2-D case, the centerline boundary condition was implemented by assuming that an extra line of points existed on the other side of the centerline. Flow properties values at this extra line of points were determined by a reflection-type boundary condition, i.e., by flow symmetry considerations. This type of boundary condition enforcement is also equivalent to a strong boundary condition implementation in the sense discussed by Mavriplis (1990). Tests were also performed by implementing the centerline boundary condition in a weak fashion. In this case, the last line of mesh points is along the centerline itself, and the symmetry condition is enforced by imposing a zero convective flux across the centerline. The pressure at the centerline is obtained by zero-th order extrapolation of the pressure at the adjacent point. The final results are the same regardless of the form in which the centerline boundary condition is implemented.

Axisymmetric Formulation

The axisymmetric formulation implemented is very similar to the one presented by Nietubicz, Pulliam and Steger (1979). This is actually an azimuthal invariant formulation, in which the Euler equations can be rewritten still in strong conservation-law form as

$$\frac{\partial \bar{Q}}{\partial \tau} + \frac{\partial \bar{E}}{\partial \xi} + \frac{\partial \bar{F}}{\partial \eta} + \bar{H} = 0 \quad (10)$$

The vector of conserved variables, $\bar{Q}$, is given by Eq. (2), and the inviscid flux vectors, $\bar{E}$ and $\bar{F}$, are given by Eq. (3). The source term, $\bar{H}$, which arises in the axisymmetric case, can be written as (Zdravistch and Azevedo, 1991)

$$\bar{H} = J^{-1} [0 \ 0 -p/R \ 0]^T \quad (11)$$

where $R = (\xi, \eta, \tau)$ is the radial position in the natural inertial cylindrical coordinate system. We further observe that the axisymmetric equations given above are a simplification of the more general azimuthal invariant equations (Nietubicz, Pulliam and Steger, 1979) for the case with no body rotation. The definition of the various terms that appear in the axisymmetric equations is exactly equal to the one used in the 2-D equations, except with regard to the Jacobian and the metric terms of the transformation. In the present case, the Jacobian of the transformation is given by (Zdravistch, 1990, and Zdravistch and Azevedo, 1990)

$$J = [R(x_\xi y_\eta - x_\eta y_\xi)]^{-1} \quad (12)$$

and the various metric terms can be written as

$$\begin{aligned} \xi_x &= JR y_\eta & \eta_x &= -JR y_\xi \\ \xi_y &= -JR x_\eta & \eta_y &= JR x_\xi \\ \xi_\tau &= -x_\tau \xi_x - y_\tau \xi_y & \eta_\tau &= -x_\tau \eta_x - y_\tau \eta_y \end{aligned} \quad (13)$$

Due to the term proportional to $1/R$ in the expression for the Jacobian, the centerline is a singularity of the transformation in the axisymmetric case.

Implementation of nozzle entrance and boundary conditions in the axisymmetric case has also used the concept of one-dimensional characteristic relations. Using assumptions similar to the ones adopted in the 2-D case, we can obtain the one-dimensional characteristic for "operation" in the x -direction for an axisymmetric flow as

$$\begin{aligned} \frac{\partial p}{\partial t} - \frac{1}{a^2} \frac{\partial p}{\partial t} &= -u \left(\frac{\partial p}{\partial x} - \frac{1}{a^2} \frac{\partial p}{\partial x} \right) \\ \frac{\partial v}{\partial t} &= -u \frac{\partial v}{\partial x} \\ \frac{\partial p}{\partial t} + \rho a \frac{\partial u}{\partial t} &= -(u+a) \left(\frac{\partial p}{\partial x} + \rho a \frac{\partial u}{\partial x} \right) - \frac{\gamma p v}{R} \\ \frac{\partial p}{\partial t} - \rho a \frac{\partial u}{\partial t} &= -(u-a) \left(\frac{\partial p}{\partial t} - \rho a \frac{\partial u}{\partial x} \right) - \frac{\gamma p v}{R} \end{aligned} \quad (14)$$

We observe that the first two characteristic relations are not changed, with respect to their 2-D form, but the ones associated with the $(u+a)$ and $(u-a)$ eigenvalues do acquire a source term in the right-hand side.

At a subsonic entrance, we consider that the stagnation temperature, the stagnation pressure and the flow entrance angle are known. The fourth property at the entrance is obtained using the last relation of the set of Eqs. (14), which is the one associated with the characteristic speed which brings information from the interior to the boundary. At a subsonic exit, the first three relations in the set of Eqs. (14) are used, together with a known value of exit static pressure, in order to determine the flow properties at the exit station. For a supersonic exit, all four characteristic relations are used in order to extrapolate the interior information to obtain the properties at the exit.

Property values at the nozzle wall are obtained from the flow tangency condition together with the assumption of zero normal pressure and temperature gradients, precisely in the same fashion as in the two-dimensional case. As previously discussed, this is the equivalent of a strong wall boundary condition implementation. In order to avoid the transformation singularity at the centerline, the boundary conditions at the nozzle axis of symmetry are implemented in the weak sense by simply imposing, in the residue computation, that the $\bar{F}$ flux vector at the centerline is identically zero. We emphasize that this is somewhat different from the condition used in the 2-D case, in which $V = 0$ at the centerline and, hence, the convective portion of the $\bar{F}$ flux is zero but the pressure term still survives. Here, in the axisymmetric case, aside from having $V = 0$, we also have that $J^{-1} = 0$. Therefore, $\bar{F} = 0$ at the centerline.

Numerical Algorithm

The governing equations, both in the 2-D and the axisymmetric case, were discretized in a finite difference context using the Beam and Warming (1976, 1978) algorithm. The time march is performed with the implicit Euler method in the present case, which yields first order accuracy in time. All spatial derivatives are discretized by three point, second order, centered finite difference expressions. The resulting left-hand side operators, after local linearization by Taylor series expansion, are approximately factored in the usual way with the Beam and Warming scheme. The resulting finite difference equations can be written, for the axisymmetric case, as

$$L_{\xi} L_{\eta} \Delta_t \bar{Q}^n = R_{\xi} + R_{\eta} - \Delta t \bar{H}^n \quad (15)$$

The various operators are defined as

$$\begin{aligned} L_{\xi} &= 1 + \Delta t \delta_{\xi} \hat{A}^n - \epsilon_t J^{-1} \nabla_{\xi} \Delta_{\xi} J \\ L_{\eta} &= 1 + \Delta t \delta_{\eta} \hat{B}^n - \epsilon_t J^{-1} \nabla_{\eta} \Delta_{\eta} J \\ R_{\xi} &= -\Delta t \delta_{\xi} \bar{E}^n + D_{\xi} \\ R_{\eta} &= -\Delta t \delta_{\eta} \bar{F}^n + D_{\eta} \end{aligned} \quad (16)$$

In the above, δ_{ξ} and δ_{η} are central difference operators; ∇_{ξ} and ∇_{η} are backward difference operators; and Δ_{ξ} and Δ_{η} are forward difference operators in the ξ - and η - directions, respectively. The Δ_t is a forward difference operator in time defined as $\Delta_t \bar{Q}^n = \bar{Q}^{n+1} - \bar{Q}^n$. The inviscid flux Jacobian matrices $\hat{A}^n$ and $\hat{B}^n$, which appear in the local linearization process through Taylor series expansions, are described in detail by Pulliam (1984), Pulliam and Steger (1995) and Zdravistch (1990), and their expressions will not be repeated here. The interested reader to these references for the form of these matrices. Moreover, we observe that the source term was implemented explicitly in the present work. This approach was employed because the Jacobian matrix associated with the source term has only very few nonzero elements, and because previous experience with the present axisymmetric formulation (Zdravistch, 1990, and Zdravistch and Azevedo, 1990, 1991) has shown that

this approach does not cause any numerical instability problems. Finally, the finite difference equations which are obtained in the 2-D case can be written in exactly the same form as Eq. (15), except that they do not contain the source term.

In the previous expressions, the artificial dissipation terms necessary for numerical stability of the algorithm have already been introduced. The Euler equations are a set of nondissipative hyperbolic equations and, hence, they require some form of numerical dissipation in order to damp high frequency uncoupled error modes and to prevent oscillations near shocks and other discontinuities (Jameson, Schmidt and Turkel, 1981). Since the spatial derivatives are being approximated by central difference expressions, these artificial dissipation terms are not automatically provided by the spatial discretization scheme and they must be explicitly added. Here, both a constant coefficient artificial dissipation model (Pulliam and Steger, 1980) and a nonlinear model (Pulliam, 1984, 1986, and Pulliam and Steger, 1985) have been implemented in the right-hand side operators. For the constant coefficient model, the D_ξ and D_η operations in Eqs. (16) are given by

$$D_\xi = D_\xi^{(4)} = -\Delta t \varepsilon_E J^{-1} (\nabla_\xi \Delta_\xi)^2 J \bar{Q}^n \quad (17)$$

$$D_\eta = D_\eta^{(4)} = -\Delta t \varepsilon_E J^{-1} (\nabla_\eta \Delta_\eta)^2 J \bar{Q}^n$$

These are simply fourth difference terms, and the constant value of ε_E should be provided by the user. It is typically recommended in the literature that ε_E should be of order one. In this investigation, several tests were conducted varying the value of ε_E and these results will be discussed later.

For the nonlinear mode, the right-hand side artificial dissipation operators are given by (Pulliam, 1986)

$$D_{\xi_{i,j}} = D_{\xi_{i,j}}^{(nl)} = \nabla_\xi (\sigma_{i+1,j} J_{i+1,j}^{-1} + \sigma_{i,j} J_{i,j}^{-1}) \left(\varepsilon_{\xi_{i,j}}^{(2)} \Delta_\xi J_{i,j} \bar{Q}_{i,j}^n - \varepsilon_{\xi_{i,j}}^{(4)} \Delta_\xi \nabla_\xi \Delta_\xi J_{i,j} \bar{Q}_{i,j}^n \right) \quad (18)$$

$$D_{\eta_{i,j}} = D_{\eta_{i,j}}^{(nl)} = \nabla_\eta (\sigma_{i,j+1} J_{i,j+1}^{-1} + \sigma_{i,j} J_{i,j}^{-1}) \left(\varepsilon_{\eta_{i,j}}^{(2)} \Delta_\eta J_{i,j} \bar{Q}_{i,j}^n - \varepsilon_{\eta_{i,j}}^{(4)} \Delta_\eta \nabla_\eta \Delta_\eta J_{i,j} \bar{Q}_{i,j}^n \right)$$

The $\varepsilon_{i,j}^{(2)}$ and $\varepsilon_{i,j}^{(4)}$ terms are defined as

$$\varepsilon_{\xi_{i,j}}^{(2)} = K_2 \Delta t \max(v_{\xi_{i+1,j}}, v_{\xi_{i,j}}, v_{\xi_{i-1,j}}) \quad (19)$$

$$\varepsilon_{\xi_{i,j}}^{(4)} = \max \left[0, \left(K_4 \Delta t - \varepsilon_{\xi_{i,j}}^{(2)} \right) \right]$$

$$\varepsilon_{\eta_{i,j}}^{(2)} = K_2 \Delta t \max(v_{\eta_{i,j+1}}, v_{\eta_{i,j}}, v_{\eta_{i,j-1}})$$

$$\varepsilon_{\eta_{i,j}}^{(4)} = \max \left[0, \left(K_4 \Delta t - \varepsilon_{\eta_{i,j}}^{(2)} \right) \right]$$

The coefficients of the second difference dissipation terms, $v_{i,j}$, are defined as

$$v_{\xi_{i,j}} = \frac{|p_{i+1,j} - 2p_{i,j} + p_{i-1,j}|}{(p_{i+1,j} + 2p_{i,j} + p_{i-1,j})} \quad (20)$$

$$v_{\eta ij} = \frac{|p_{i,j+1} - 2p_{i,j} + p_{i,j-1}|}{(p_{i,j+1} + 2p_{i,j} + p_{i,j-1})}$$

Typical values (Pulliam and Steger, 1985, and Pulliam, 1986) for the K_2 and K_4 constants are $K_2 = 1/4$ and $K_4 = 1/100$. Tests were also performed by varying these constants in some neighborhood of these suggested values, and the results will be described shortly. The term $\sigma_{i,j}$ is a spectral radius scaling, which can be defined in two dimensions as

$$\sigma_{i,j} = \left(|U| + a\sqrt{\xi_x^2 + \xi_y^2} + |V| + \sqrt{\eta_x^2 + \eta_y^2} \right)_{i,j} \quad (21)$$

We observe that, with the above definition, $\sigma_{i,j}$ is the sum spectral radii of the inviscid flux Jacobian matrices A and B .

At points adjacent to the computational boundaries, the fourth order artificial dissipation term used in the constant coefficient model is reduced to a second order term similar to the terms used in the left-hand side operators. Hence,

$$(D_\xi^{(4)})_{\text{boundary}} = -\Delta t \epsilon_E J^{-1} \nabla_\xi \Delta_\xi J \bar{Q}^n \quad (22)$$

with a similar expression for the η -direction. In the nonlinear artificial dissipation case, the operator used at points adjacent to the boundary is obtained simply by setting $\epsilon_{i,j}^{(4)}$ to zero. As discussed by Pulliam (1986), ideally one would like to use in the left-hand side implicit operators the same artificial dissipation operator used in the explicit side. However, in the present context, in order to accomplish this in a computationally efficient way, it would be necessary to implement these-called diagonal algorithm (see, for instance, Pulliam and Chaussee, 1981, and Chaussee and Pulliam, 1981). Since we did not implement the diagonal algorithm in the present work, we are restricted in the left-hand side operators to the use of second difference artificial dissipation terms in order to avoid spoiling the tridiagonal characteristic of the LHS matrices. The form of the implicit artificial dissipation terms is already shown in Eq. (16). With the constant coefficient model, we used $\epsilon_l = 3\Delta t \epsilon_E$, and with the nonlinear model we used $\epsilon_l = 3(\epsilon_{i,j}^{(2)} + \epsilon_{i,j}^{(4)})$. We further observe that the values of $\epsilon_{i,j}^{(2)}$ and of $\epsilon_{i,j}^{(4)}$ are different for operation in the ξ -direction and for operation in the η -direction, as shown in Eqs. (19).

Previous experience with a 2-D transonic nozzle flow problem (Azevedo, 1990) has shown that the use of a constant time step throughout the flowfield, with the present numerical scheme, yields a rather slow convergence rate. Hence, a spatially variable time step option was implemented in the present work. The idea in this case is to try to maintain a constant CFL number throughout the field. There are several suggestions in the literature on simplified ways of implementing a variable time step option, and the interested reader is referred to the works of Pulliam (1984), Pulliam and Steger (1985), and Ying (1986) for examples of such implementations. Here, however, we have decided to use a different approach which starts directly with the definition of the CFL number as

$$CFL = \frac{c \Delta t}{\Delta s} \quad (23)$$

where c is some characteristic speed of propagation of information in the flowfield, and Δs is some characteristic mesh spacing. In the present implementation, we computed $c_{i,j}$ as the maximum characteristic speed associated with either the ξ - or η -directions. Hence,

$$c_{i,j} = \max \left(|U| + a\sqrt{\xi_x^2 + \xi_y^2}, |V| + a\sqrt{\eta_x^2 + \eta_y^2} \right)_{i,j} \quad (24)$$

Since all of the present implementation is being performed in general curvilinear coordinates, we take $\Delta s = \Delta \xi = \Delta \eta = 1$. Therefore, the local time step at a point (i,j) is given by

$$\Delta t_{i,j} = \frac{CFL}{c_{i,j}} \quad (25)$$

For the cases with variable time stepping, the CFL number must be provided by the user and it is assumed constant throughout the flowfield. The above variable time step convergence acceleration procedure has yielded up to 30 times faster convergence rates than the constant Δt option, in some cases.

The characteristic relations given by Eqs. (8) and (14), which are used for entrance and exit boundary condition implementation in the 2-D and axisymmetric cases, respectively, must also be discretized in a finite difference format. In the present work, these equations are time-marched using the implicit Euler method, and the spatial derivatives are discretized using one-sided, 1st order, finite difference approximations. For instance, if we consider the exit station in the axisymmetric case, the four relations given in Eq. (14) can be written as

$$\begin{aligned} \delta \rho_{i,j}^n - \left(\frac{1}{a^2} \right)_{i-1,j}^{n+1} \delta \rho_{i,j}^n &= - \left(\frac{\lambda_1}{1 + \lambda_1} \right) \left[(\rho_{i,j}^n - \rho_{i-1,j}^{n+1}) - \left(\frac{1}{a^2} \right)_{i-1,j}^{n+1} (p_{i,j}^n - p_{i-1,j}^{n+1}) \right] \equiv \mathfrak{R}_1 \\ \delta v_{i,j}^n &= - \left(\frac{\lambda_1}{1 + \lambda_1} \right) (v_{i,j}^n - v_{i-1,j}^{n+1}) \equiv \mathfrak{R}_2 \\ \delta p_{i,j}^n + (\rho a)_{i-1,j}^{n+1} \delta u_{i,j}^n &= - \left(\frac{\lambda_3}{1 + \lambda_3} \right) \left[(p_{i,j}^n - p_{i-1,j}^{n+1}) + (\rho a)_{i-1,j}^{n+1} (u_{i,j}^n - u_{i-1,j}^{n+1}) \right] \\ &\quad - \left(\frac{\Delta t}{1 + \lambda_3} \right) \left(\frac{\gamma p v}{R} \right)_{i-1,j}^{n+1} \equiv \mathfrak{R}_3 \\ \delta p_{i,j}^n - (\rho a)_{i-1,j}^{n+1} \delta u_{i,j}^n &= - \left(\frac{\lambda_4}{1 + \lambda_4} \right) \left[(p_{i,j}^n - p_{i-1,j}^{n+1}) - (\rho a)_{i-1,j}^{n+1} (u_{i,j}^n - u_{i-1,j}^{n+1}) \right] \\ &\quad - \left(\frac{\Delta t}{1 + \lambda_4} \right) \left(\frac{\gamma p v}{R} \right)_{i-1,j}^{n+1} \equiv \mathfrak{R}_4 \end{aligned} \quad (26)$$

where $i = 1$ represents the exit station, and $\delta ()^n = ()^{n+1} - ()^n$. The λ terms which appear in the above equations are defined as

$$\begin{aligned} \lambda_1 &= \frac{\Delta t u_{i-1,j}^{n+1}}{x_{i,j} - x_{i-1,j}} & \lambda_3 &= \frac{\Delta t (u + a)_{i-1,j}^{n+1}}{x_{i,j} - x_{i-1,j}} \\ \lambda_4 &= \frac{\Delta t (u - a)_{i-1,j}^{n+1}}{x_{i,j} - x_{i-1,j}} \end{aligned} \quad (27)$$

As previously discussed, at a subsonic exit p_{exit} is fixed and, hence, $\delta p_{i,j}^n$. Therefore, using the first three equations in the set of Eqs. (26), we can obtain

$$\delta \rho_{l,j}^n = \mathfrak{R}_1 \quad \delta v_{l,j}^n = \mathfrak{R}_2 \quad \delta u_{l,j}^n = \frac{\mathfrak{R}_3}{(\rho a)_{l-1,j}^{n+1}} \quad (28)$$

If the exit is supersonic, all four relations should be used, and this yields

$$\delta p_{l,j}^n = \frac{\mathfrak{R}_3 + \mathfrak{R}_4}{2} \quad \delta \rho_{l,j}^n = \mathfrak{R}_1 + \left(\frac{1}{a^2} \right)_{l-1,j}^{n+1} \delta p_{l,j}^n \quad (29)$$

$$\delta v_{l,j}^n = \mathfrak{R}_2 \quad \delta u_{l,j}^n = \frac{\mathfrak{R}_3 - \delta p_{l,j}^n}{(\rho a)_{l-1,j}^{n+1}}$$

From the foregoing expressions, one can determine the conserved variables at the exit boundary for an axisymmetric flow case. Similar expressions could be written for the entrance station in the axisymmetric case, and for both the entrance and exit boundaries in the 2-D case. Finally, we should observe that all boundary conditions were implemented explicitly in the present work, in the sense that no modification of the LHS matrices was performed in order to account for the boundary conditions as previously described.

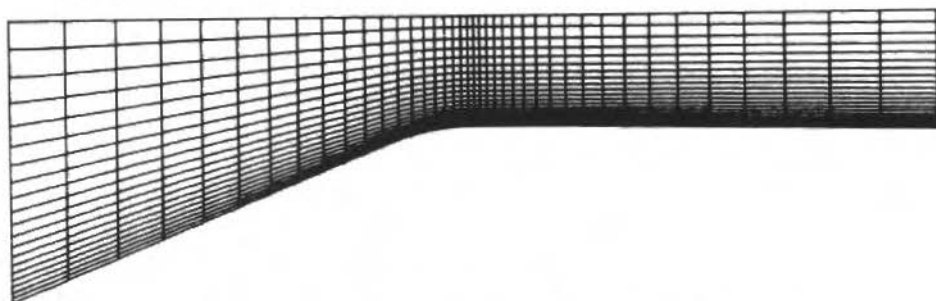


Fig. 1 Example of computational mesh with straight η -lines

Grid Generation

All grids used in the present investigation were generated using algebraic schemes. Grid point distribution in the wall-to-centerline direction, η -direction, is controlled using exponential stretching functions. The logic in the grid generation code allows for grid point clustering towards the nozzle wall, or both towards the wall and the centerline. In either case, the grid stretching factor must be specified by the user, and the grid η increments are computed for the throat station. The grid η increments at any other station are computed from the throat increments proportional to the ratio of the local nozzle radius, or nozzle height in the 2-D case, to the throat radius or height. In the entrance-to-exit direction, ξ -direction, the grids also have exponential stretching in order to cluster grid points primarily in the throat region, where one can typically expect larger property gradients. An option that would allow both clustering at the throat and at the exit, for the nozzle divergent section, was also implemented due to the appearance of shock waves in the divergent portion of the nozzle.

With regard to the constant ξ lines, two rather different forms of grid topology were implemented in the present work. In the first one, which we will refer to here as "straight" η -lines, the constant ξ lines are simply generated as vertical lines aligned with the y -axis and spanning the nozzle semi-height, as indicated in Fig. 1. Grids with this topology are easier to generate but they have the drawback that nominally normal lines do not intercept the nozzle wall at 90° angles for the convergent and divergent sections. At least in principle, for realistic nozzles with steep convergent and divergent

sections, the error introduced by extrapolating pressure and temperature at the wall with a nonorthogonal wall grid should be relevant. Hence, a second grid topology, which we will refer here as having "curved" η -lines, was implemented. An example of such grid is shown in Fig. 2. In this case, the constant ξ lines are generated using quadratic polynomials, in which the point and slope at the wall, and the slope at the centerline, are fixed. This will allow grids which are orthogonal both at the nozzle wall and at the centerline.

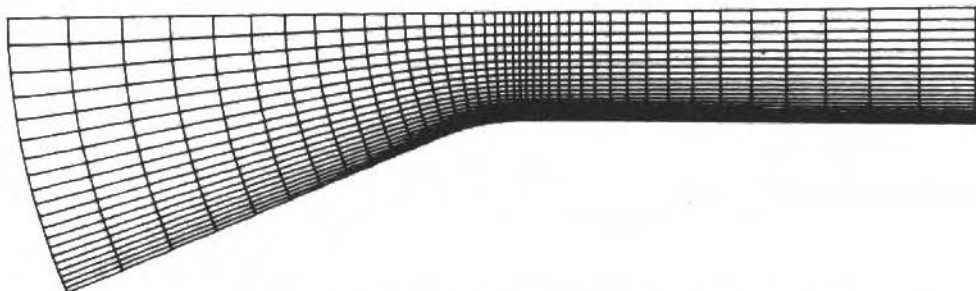


Fig. 2 Example of computational mesh with curved η -lines

For all cases treated in the present work, only the upper, or lower, portion of the nozzle was considered, due to obvious symmetry consideration. However, there are also differences in the meshes generated for 2-D flow calculations and meshes generated for axisymmetric cases. The former have an extra grid line "on the other side" of the centerline in order to ease the enforcement of boundary conditions. In the latter case, since axisymmetric centerline boundary conditions are enforced by making the normal flux equal to zero, the centerline itself is the boundary.

Two-Dimensional Results

The first set of results that will be considered in the 2-D case has the objective of validating the solution method and of investigating the solution behavior with grid refinement. The nozzle geometry considered in this initial validation phase is the same one used by MacCormack (1985), and which has been experimentally investigated by Mason, et al. (1980). This is a 2-D transonic convergent-divergent nozzle in which the throat is located half way between the entrance of the convergent section and exit plane. The total length of the nozzle is 0.38 ft (0.116 m), and the throat half-height is 0.045 ft (0.014 m). The wall dimensionless radius of curvature at the throat is 2, referred to the throat half-height, the convergent angles is 22.33° , and the divergent angles is 1.21° . A typical computational mesh used in these numerical studies is shown in Fig. 3. The grid has 49 points in the streamwise direction and 22 points in the wall normal direction. Grid points are clustered towards the wall in the normal direction, and towards the throat in the streamwise direction, through the use of exponential one-dimensional grid stretching functions. This mesh uses the straight η -lines grid topology, previously discussed, and a section with constant crossflow area was added upstream of the convergent section.

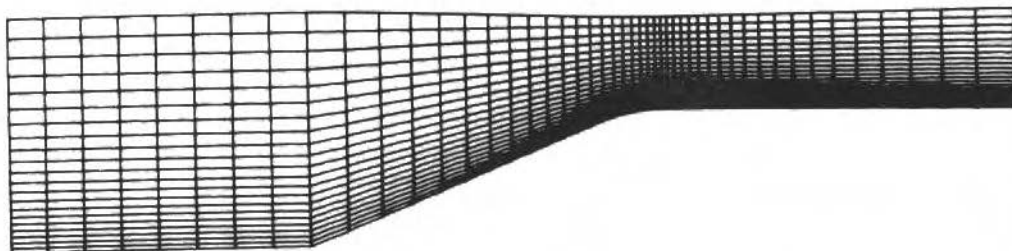


Fig. 3 Nozzle geometry and fine mesh for initial 2-D code validation runs.

The stagnation conditions at the entrance station considered in this analysis are $T_t = 531.2^\circ\text{R}$ (294.8 K) and $P_t = 2117.0\text{ lb/ft}^2$ ($1.0136 \times 10^5\text{ N/m}^2$). We further set the flow entrance angle to zero. The exit pressure, in the initial condition, is set to $P_t/3$, which guarantees that the flow becomes supersonic in the divergent section for this case and, hence, the exit conditions are completely determined by the flow itself after convergence. A summary of the results obtained in this case is presented in Fig. 4 in terms of the wall pressure distribution, made dimensionless by the entrance stagnation pressure, plotted versus the nozzle axial position nondimensionalized by the length of the divergent section. In this figure, the present computational results are compared to experimental results due to Mason, et al. (1980) and to computational results due to MacCormack (1985) obtained on a comparable mesh. The fine mesh indicated in Fig. 4 is precisely the computational grid shown in Fig. 3. The coarse grid has half the number of grid points in both directions along the convergent and divergent sections of the nozzle. Moreover, it does not have the straight section upstream of the convergent section. These results use a constant dimensionless $\epsilon_E = 0.01$, and a constant coefficient artificial dissipation model with $\epsilon_E = 1$. It is clear from Fig. 4 that the present computational results on the finer grid do reproduce well the experimental results of Mason, et al. (1980), despite the fact that only the inviscid terms are included in the present formulation. In the present investigation, at least 5 to 6 orders of magnitude drop in the maximum residue in the field were required before convergence was accepted. Previous experience (Azevedo, 1990) has shown that typically a drop of about 3 orders of magnitude in the residue is enough for plotting accuracy.

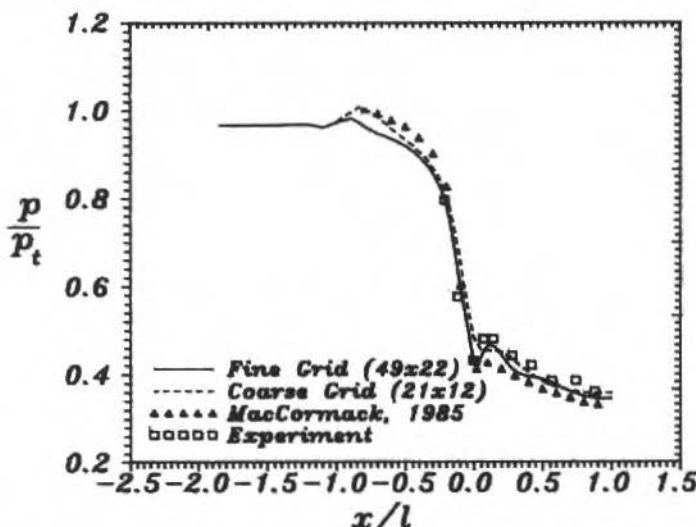


Fig. 4 Summary of initial 2-D validation results and grid refinement study

The wall pressure distribution results presented in Fig. 4 indicate the formation of a shock wave just downstream of the nozzle throat. The mechanism for the formation of this shock is also discussed by Back and Cuffel (1966) for an axisymmetric nozzle, and it can be described in terms of an overturning of the flow through the curved throat section. When the flow reaches the straight wall divergent section, this causes a local recompression which can only be accomplished through a shock wave, since the flow is already supersonic. According to the results presented by Back and Cuffel (1966), this oblique shock should extend all the way to the nozzle centerline. Despite the fact that we have here a 2-D flow situation, there is no reason to believe that this should not be the case here too. Figure 5 presents the pressure distributions along the nozzle centerline for three different grid sizes. It is clear from this figure that the coarsest mesh result does not present the evidence of any shocks. Moreover, a pressure rise just downstream of the throat can be observed for the finer meshes, but this is very much attenuated in comparison with the corresponding pressure rise at the wall. This has prompted the question of whether the amount of artificial dissipation being used was excessive and, hence, it was damping truly physical property gradients in the field.

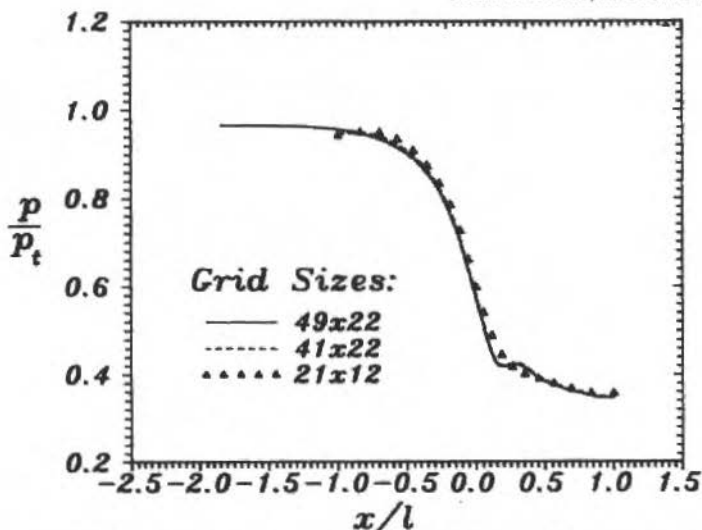


Fig. 5 Centerline pressure distribution for 2-D convergent-divergent nozzle.

In order to investigate this possibility, the problem was solved using the fine mesh shown in Fig. 3 and various values of the artificial dissipation coefficient ϵ_E . The linear constant coefficient artificial dissipation model was employed for this investigation. We will refrain from presenting all the plots here, but we will discuss the results obtained. All the figures for this investigation of the artificial dissipation effect can be seen in Azevedo et al. (1992). The results indicate that at least the first shock-shock reflection at the centerline is captured by the solution with small values of ϵ_E . For the higher values of ϵ_E , even the original wall shock is smoothed by the excessive artificial dissipation. For the value of ϵ_E typically recommended in the literature, i.e., $\epsilon_E = 1$, the present computational results indicate that there is already too much artificial dissipation in the solution, since the centerline shock is being smoothed out. We emphasize that $\epsilon_E = 1$ is the value of the artificial dissipation parameter being used for the calculations which led to the results shown in Figs. 4 and 5. The results of the present investigation indicate that better results are obtained with $\epsilon_E = 0.5$. For instance, the first centerline shock reflection is much better captured by the scheme with this value of ϵ_E . Moreover, even the first shock reflection at the wall is captured by the solution with $\epsilon_E = 0.5$, whereas this feature is not present in the other results. For $\epsilon_E = 2.0$, we notice an appreciable attenuation of the wall shock, and the centerline shock has almost completely disappeared. For values of ϵ_E smaller than 0.5, i.e., of the order 0.1 to 0.2, the code diverges in this case.

The effect of mesh topology in the results, i.e., whether nominally normal lines are truly orthogonal to the wall, or not, was investigated. The meshes used in this study are precisely the ones shown in Figs. 1 and 2. The solutions are compared in terms of wall pressure distributions in Fig. 6. In this case, a constant coefficient artificial dissipation model was used with $\epsilon_E = 1.0$. Figure 6 shows that there is not much difference between the two results. It is clear that both grids have a rather good clustering of grid points towards the wall, at least for an inviscid computation, which justifies the good agreement between the results despite the locally large differences in the grid near the wall. Moreover, for nozzles with much steeper convergent and/or divergent sections, it is not very realistic to try to use the straight η -lines grid topology and these cases were not run. Nevertheless, the above results show that, even for a 22.33° convergent section, the effect of grid non-orthogonality at the wall can hardly be noticed to plotting accuracy.

In an attempt to establish the robustness of the present method to more demanding 2-D nozzle geometries, the flow through a convergent-divergent nozzle with steeper convergent and divergent sections was investigated. The particular geometry investigated has a 45° convergent section and a 15° divergent section, and various values of dimensionless wall radius of curvature at the throat (R_{wall}) were considered. A typical computational mesh for this investigation is shown in Fig. 7, in which the case of a nozzle with $R_{wall} = 0.625$, nondimensionalized by the throat semi-height, is considered. The

meshes used in this case have the curved η -lines grid topology. The grid shown in Fig. 7 has 41×22 points in the streamwise and normal directions, respectively. The nozzle exit pressure was set low enough such that the flow would be supersonic at the exit after convergence. The values of dimensionless wall radius of curvature at the throat considered were 2, 1.5, 1 and 0.625. It is clear that a smaller R_{wall} poses a more stringent test to the formulation. This has manifested itself in the present simulations by requiring larger values of artificial dissipation coefficients to maintain numerical stability for the smaller values of throat radii. A constant coefficient artificial dissipation model was again employed in this investigation. Wall and centerline pressure distributions for the cases of $R_{\text{wall}} = 2$ and $R_{\text{wall}} = 0.625$ are shown in Fig. 8. Despite the fact that larger values of artificial dissipation coefficients are used for the cases with tighter throat radii, it is clear from Fig. 8 that a stronger shock is formed in the case of smaller radius, and that the expansion through the throat is also faster in this case. Moreover, the observation that nozzles with tighter wall radius of curvature at the throat do require larger amounts of artificial dissipation had been previously reported by Silva (1989). In that case, it was found that an explicit, non-centered, MacCormack-type scheme needed some explicitly added artificial dissipation in order to maintain stability for the solution of the flow through an axisymmetric nozzle with longitudinal cross-section much similar to the one shown in Fig. 7. Here, the same sort of behavior is being observed for a centered, Beam and Warming-type scheme.

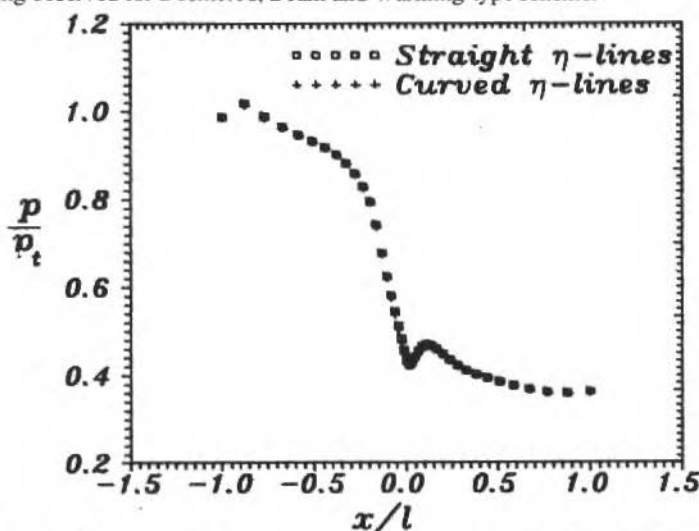


Fig. 6 Effect on the wall grid orthogonality in the 2-D transonic nozzle results

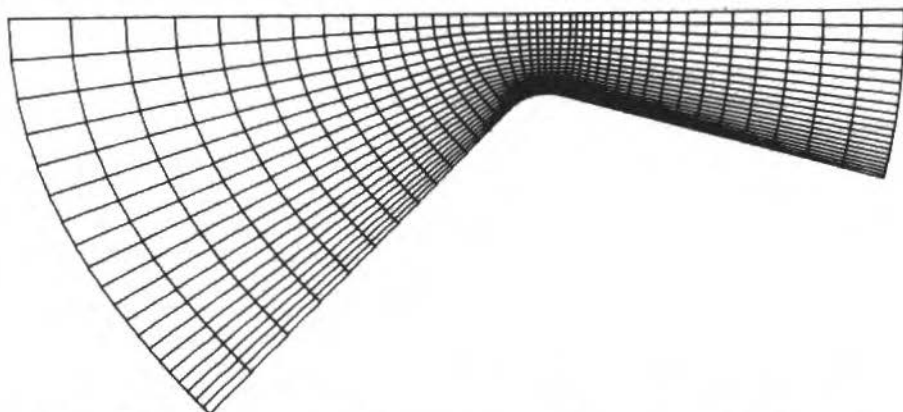


Fig. 7 Typical computational mesh for study of the wall radius of curvature at the throat effect (in this case, $R_{\text{wall}} = 0.625$)

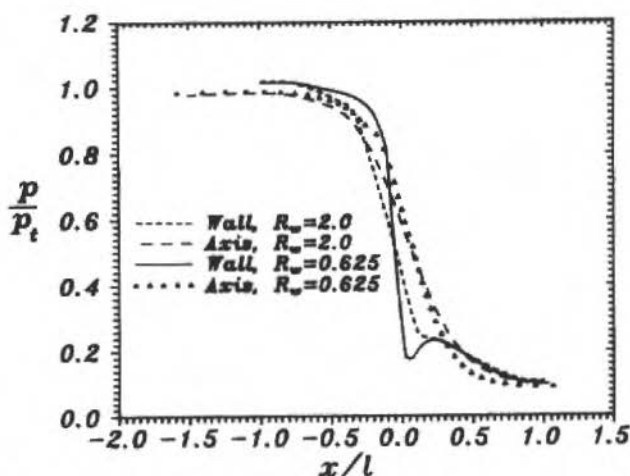


Fig. 8 Effect of wall radius of curvature at the throat on nozzle flow solution.

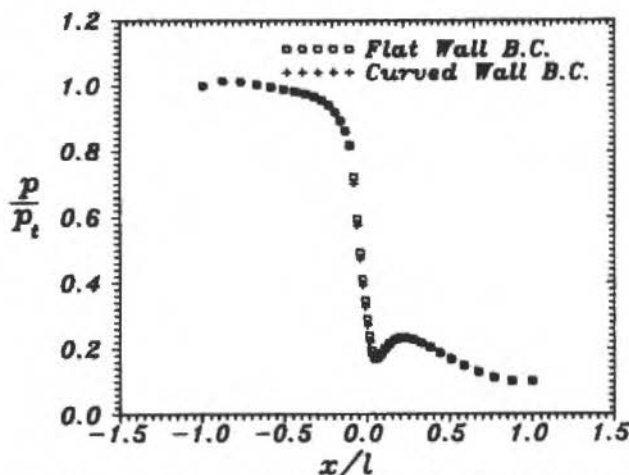


Fig. 9 Effect of centrifugal term correction on wall pressure boundary condition for nozzle with $R_{\text{wall}} = 0.625$. Wall pressure distribution.

Another important point to be considered is the effect of the numerical boundary condition schemes used in the present implementation. The first aspect studied deals with the pressure boundary condition at a wall. As discussed by MacCormack (1984), in the inviscid flow case, the zero normal pressure gradient boundary condition is only strictly correct if the wall is flat. For curved walls, a centrifugal-type acceleration term must be taken into account in order to determine the pressure at the wall. In order to make sure that no other effect would be influencing the results of this study, the computational meshes used in the present investigation have the curved η -lines grid topology, which guarantees grid orthogonality at the wall. The same nozzle geometries discussed in the previous paragraph were used in this study. It is clear that, the tighter the wall radius of curvature, the more pronounced the centrifugal acceleration effect should be (see, for instance, Eq. (9)). The present computational results have indeed shown this feature and, for the cases with $R_{\text{wall}} = 2$ and $R_{\text{wall}} = 1.5$, the effect of the centrifugal acceleration term is completely negligible (Ortega and Azevedo, 1991). For the cases with $R_{\text{wall}} = 1$ and $R_{\text{wall}} = 0.625$, the effect is still small but one can see some differences in the wall pressure distribution, especially for the case with the smallest radius. The comparison of the results, in terms of pressure distribution at the wall, with and without centrifugal term correction for

the case with $R_{\text{wall}} = 0.625$, is shown in Fig. 9. A comparison of the same results in terms of wall Mach number is shown in Fig. 10. It is clear that, even for this case with the smallest throat radius, the effect of the correction is indeed very small. Moreover, the major significance of the possible effect of the present difference in boundary condition implementation would be in the position of the transonic nozzle sonic line. However, Fig. 10 makes it evident that the position of the sonic line is not affected at all by the difference in the wall pressure boundary condition implementation, not even in the worst case. Therefore, although it would be worth implementing the curved wall-type boundary condition because it is more correct and it does not cause any increase in computational time, at least for the cases analyzed here it would not significantly increase the accuracy of the results.

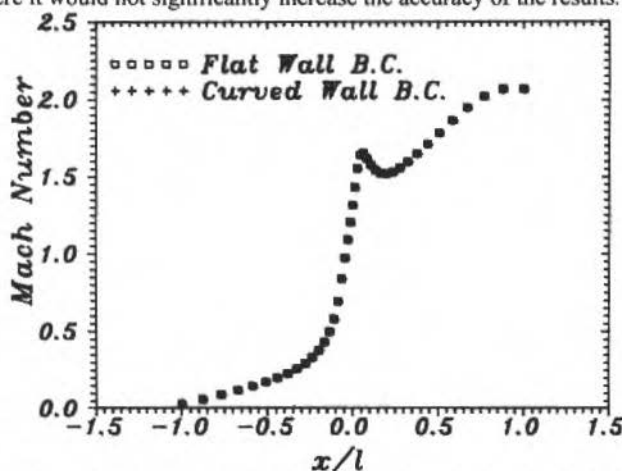


Fig. 10 Effect of centrifugal term correction on wall pressure boundary condition for nozzle with $R_{\text{wall}} = 0.625$. Wall Mach number distribution.

The effect of "weak" versus "strong" boundary condition enforcement at the nozzle centerline was also subject of investigation in the 2-D case. The major purpose of this study was a preparation for the analysis of axisymmetric cases. In 2-D, both forms of centerline boundary condition enforcement can be conveniently, and accurately, implemented. This is not so in the axisymmetric case due to the transformation singularity that exists at the centerline. Hence, it is most desirable to use a weak boundary condition enforcement in the axisymmetric case. Therefore, the objective here was to evaluate the effect of using the centerline boundary condition implemented in a weak fashion for the 2-D case, in comparison with all the previous results already available. The nozzle geometry and grid shown in Fig. 3 were used for investigation. It was observed that the difference in the form of boundary condition implementation did not change either the converged results or the convergence rate. Convergence history plots for the two cases are shown in Fig. 11. The highly oscillatory residue plot for the strong boundary condition case, for very low values of maximum residue, are believed to be related to the low accuracy of the equipment in which this simulation was run and are not related to the form of boundary condition implementation itself. These results provided confidence that implementing the centerline boundary condition in a weak fashion for the axisymmetric case would not cause any problems.

Axisymmetric Results

Initially, the solution of an axisymmetric nozzle flow was attempted using the same constant coefficient artificial dissipation model which was used in the 2-D computations. However, it was found that the axisymmetric solutions behave in quite a different way with regard to the values of the constant artificial dissipation coefficient ϵ_E . Whereas an increase in ϵ_E would always increase the stability of the scheme in 2-D, obviously at the expense of spatial resolution, the same was not true for the axisymmetric case. It was observed, in the axisymmetric case, that there existed an optimum value of ϵ_E for which the solution is stable and the spatial resolution is good. If we decrease ϵ_E from this value, initially a degradation of the spatial resolution occurs, and eventually the solution becomes unstable as ϵ_E tends to zero. Increasing ϵ_E from its optimum value, we notice that the numerical

solution tends to become more oscillatory. Initially, these oscillatory solutions are stable, fully converged solutions. As we keep increasing ϵ_E , however, the numerical solutions again become unstable. Moreover, it was observed that this optimum value of ϵ_E is almost one order of magnitude smaller than the corresponding best value of this coefficient that should be used in a 2-D nozzle problem with the same convergent and divergent angles, and the same R_{wall} at the throat.

Some of the obtained in this investigation are shown in Figs. 12 and 13. Figure 12 presents the wall pressure distributions whereas Fig. 13 has the centerline pressure distributions. The nozzle geometry and computational grid used in this investigation are the axisymmetric counterpart of what is shown in Fig. 3. The behavior previously described can be clearly seen in the various curves shown in Figs. 12 and 13. It was found that, in this case, the best value of the constant artificial dissipation coefficient was around $\epsilon_E = 0.075$. The corresponding convergence histories for some of these solutions are shown in Fig. 14. We observe that the case with $\epsilon_E = 0.050$ seems to be close to a lower bound in the value of the artificial dissipation for stability. From Fig. 14, we can see that solution is apparently converging until about 11000 iterations, when it starts to slowly diverge. It is interesting, however, that the pressure distributions at the wall and centerline for this case, after the 16000 iterations for which this simulation was run, seem too be quite reasonable, as one can see from Figs. 12 and 13. On the other hand, the pressure distributions for the case with $\epsilon_E = 0.750$ are highly oscillatory and unrealistic, but the convergence process is stable. Simulation with $\epsilon_E = 1$ were also performed for this configuration and the numerical solution process is stable, but the pressure distributions look even worse than those for the case $\epsilon_E = 0.750$. Further increase in ϵ_E however, makes the solution unstable. Nevertheless, a situation, as here described, in which an increase in the amount of artificial dissipation in the solution produces the opposite effect of what was intended, is not acceptable.

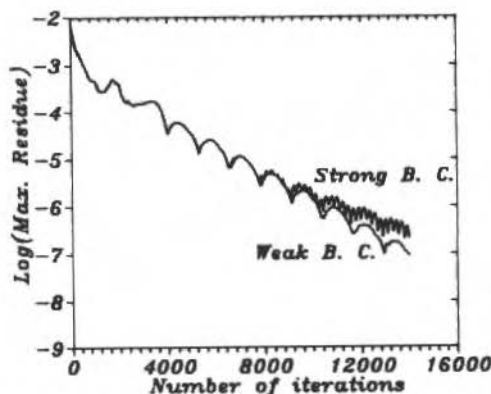


Fig. 11 Comparison of centerline boundary condition effect on solution convergence rate.

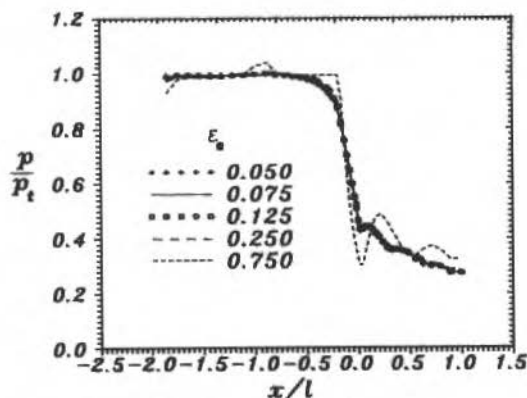


Fig. 12 Effect of the constant artificial dissipation coefficient in the wall pressure distribution for an axisymmetric nozzle.

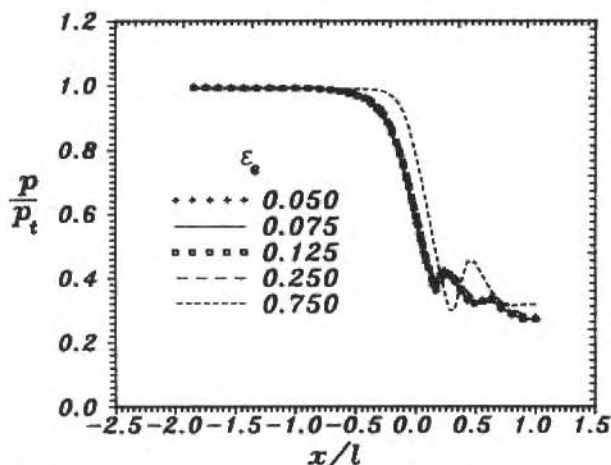


Fig. 13 Effect of the constant artificial dissipation coefficient in the centerline pressure distribution for an axisymmetric nozzle.

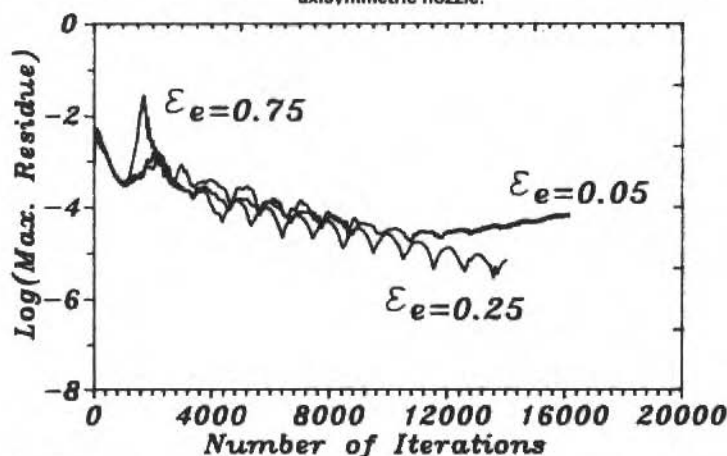


Fig. 14 Effect of the constant artificial dissipation coefficient in the convergence history for some axisymmetric nozzle flow simulations

It seems to us that the oscillations that appear in the solutions with larger values of ϵ_E are due to the natural tendency of the fourth difference dissipation terms of producing oscillations every time the scheme sees steep property gradients (see, for instance, Pulliam, 1986, for a discussion of this point). Somehow, this tendency seems to be exaggerated in the axisymmetric case, and it is destroying the corresponding numerical solutions. The remedy employed here was to implement the nonlinear artificial dissipation model (Pulliam, 1986), which uses a blend of second and fourth differences terms, and in which the fourth difference terms are automatically turned off, as previously described, everywhere there are strong pressure gradients. A comparison of the solution obtained with the nonlinear artificial dissipation model for the same geometry is presented in Fig. 15, in which the best result with a constant ϵ_E , i.e., $\epsilon_E = 0.075$, is also shown. Both wall and centerline pressure distributions are shown in this figure. For the nonlinear artificial dissipation model, the parameters K_2 and K_4 were set to the values 0.125 and 0.01, respectively, in this simulation. We observe that this value of K_2 is about half of what is typically recommended in the literature (Pulliam and Steger, 1985, and Pulliam, 1986). As a general rule, we also noticed that smaller values of these parameters, as compared to what is typically recommended, tend to produce better results. However, for the nonlinear dissipation model, the behavior of the solution process seems to be less sensitive to the values of these constants than the situation previously described for the linear constant coefficient model.

A feature which was extensively tested with the present axisymmetric version of the code refers to convergence acceleration through the use of spatially varying time steps. As previously described, the implementation adopted here tries to guarantee a constant CFL number throughout the field. The convergence history results shown in Fig. 16 are indicative of the increase in convergence rate which is achieved through the use of variable time stepping. In this case, the variable Δt solution used a CFL number of 10. The nozzle geometry used for these tests is the axisymmetric version of the one shown in Fig. 3. As in all previous tests, the exit pressure was set low enough in order to provide supersonic flow throughout the nozzle divergent section. It is interesting to observe that, after a few iterations, the maximum residue drop is essentially monatomic for the case with constant CFL (variable Δt). On the other hand, all cases run with the constant Δt option exhibit some sort of oscillation in the maximum residue as iterations progress. This observation is also corroborated by previous 2-D nozzle flow simulations (Azevedo, 1990).

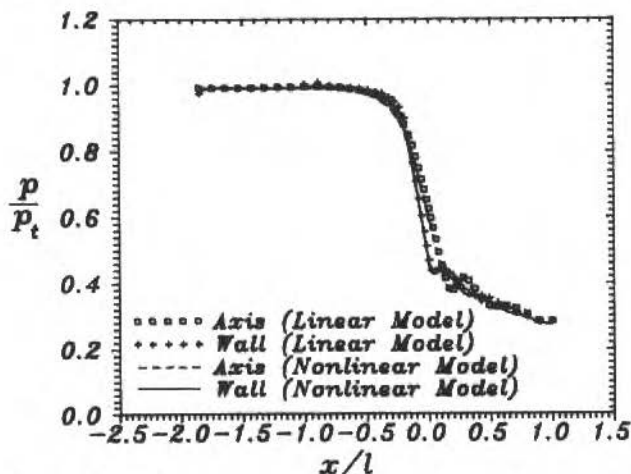


Fig. 15 Effect of type of artificial dissipation model on the pressure distribution at the wall and centerline

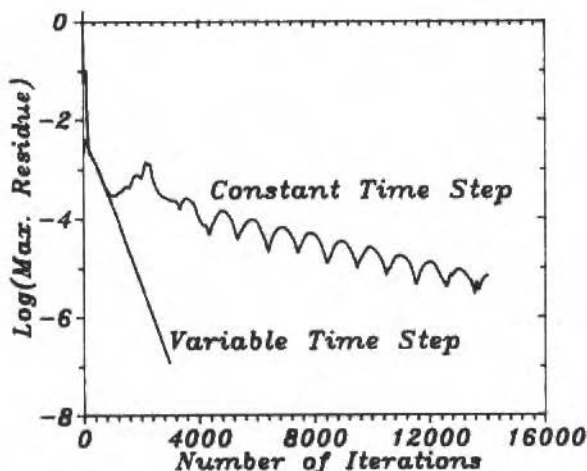


Fig. 16 Convergence acceleration through the use of variable time stepping

Despite the fact that a linear stability analyses would indicate that the 2-D, or axisymmetric, Beam and Warming algorithm is unconditionally stable, it is well known that this is not the case in practice. In other words, attempts to run algorithm at extremely large CFL numbers will lead to numerical

instability or, at the best, very slow convergence. Using again the axisymmetric counterpart of the nozzle geometry shown in Fig. 3, we performed a study of the value of CFL which would yield the fastest convergence rate. A summary of the convergence rate results obtained in this case is presented in Fig. 17. It be seen from the figure that the fastest convergence rate is obtained for CFL = 5 in this case. A CFL = 1 yields essentially the same convergence rate as a CFL = 10. Moreover, for the cases with a CFL numbers larger than 10, a "soft start" procedure had to be implemented because the code would diverge if, for instance, we would attempt to run it from the stagnation condition already with CFL = 50. For this CFL = 50 case, for example, this soft start was implemented by running 10 iterations with CFL = 10, then another 10 iterations with CFL = 20, and finally letting the code converge with CFL = 50. Nevertheless, the asymptotic convergence rate, i.e., after these few initial iterations, is well defined for all cases, and the fastest convergence is obtained with CFL = 5, as previously discussed. For all of these cases, the spatially variable Δt was computed according to Eq. (25), and the nonlinear artificial dissipation model was used with $K_2 = 0.125$ and $K_4 = 0.01$.

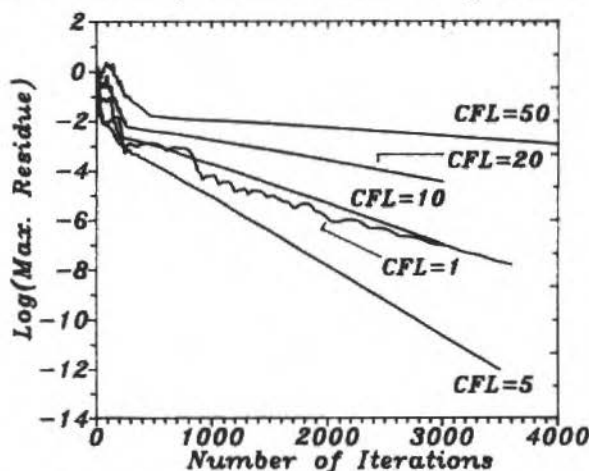


Fig. 17 CFL number influence on the convergence rate

Studies of the effect of grid orthogonality at the wall, of the centrifugal acceleration correction on the wall pressure boundary condition, and of the wall radius of curvature at the throat were also performed for the axisymmetric case. However, the conclusions which can be drawn from this investigation are essentially similar to the ones obtained in the corresponding 2-D studies. Therefore, we will not present these results here in the interest of brevity. The studies of convergence rate, whose results are summarized in Fig. 17, have also pointed out that the slowest computational points to converge are typically at the nozzle exit boundary, regardless of the CFL number used. Therefore, an investigation of the influence of the present form of boundary condition implementation was performed. The comparison was made between solutions using zero-th order extrapolation at entrance and exit boundaries and solutions using the characteristic relations to determine the boundary properties which depend on interior information. The axisymmetric nozzle configuration corresponding to the one shown in Fig. 3 was again used for this study. It was observed that the converged solutions essentially did not change, regardless of the form of boundary condition implementation. The use of zero-th order extrapolation at entrance and exit boundaries, however, has made the convergence rate slightly slower. For example, Fig. 18 compares the convergence histories for the case with a constant CFL = 10, and the nonlinear artificial dissipation model with $K_2 = 0.125$ and $K_4 = 0.01$.

The consideration of realistic axisymmetric nozzle geometries was performed by computationally reproducing the experimental results of Back and Cuffel (1966). More information on this experimental effort of measuring pressure distributions on axisymmetric nozzles can be found in Back, et al. (1965), and Cuffel, et al. (1969). The particular configuration considered a 45° convergent section, a 15° divergent section and a circular-arc throat with dimensionless wall radius of curvature $R_{\text{wall}} = 0.625$. R_{wall} is nondimensionalized by the nozzle throat radius. More details of the geometric

definitions of this nozzle can be found in Back and Cuffel (1966). A typical computation grid used in this investigation is shown in Fig. 19. This particular grid has 80 points in the longitudinal direction and 29 points in the crossflow direction. The ratio of specific heats, γ was taken as 1.35 for this particular study (1966), instead of the usual value of 1.4 typically used for air. The nozzle exit pressure was set low enough in order to have fully supersonic flow in the divergent section. A comparison of the present results with those of Back and Cuffel (1966) is presented in Fig. 20. Computational results for a 50×25 mesh and for a 80×29 mesh are presented. These simulations were run with a CFL number of 2, and using $K_2 = 0.1$ and $K_4 = 0.005$ for the nonlinear artificial dissipation model. For the coarse grid, 5 orders of magnitude drop in the residue were achieved in approximately 600 iterations. About 9 orders of magnitude reduction in the residue were obtained for the fine grid in 2000 iterations. The agreement between the present computational results, for both coarse and fine grids, and the experiment is quite good. Moreover, except for the region immediately upstream of the throat, the two computational results are essentially identical. We observe that the computations do capture the wall shock right downstream of the throat correctly. The shock-shock reflection at the centerline, which is much further downstream in this case, is somewhat smeared in the present computations. This can be attributed to the rather coarse grid in the region where the oblique divergent shock reaches the nozzle centerline. The authors have attempted a local grid refinement, on both the streamwise and crossflow directions, towards the nozzle exit and towards the centerline. However, at least with the structured grids being used here, this invariably causes further grid refinement at the wall near the nozzle exit, and we were unable to obtain a numerically stable solution for this new grid. Back, et al. (1965) and Back and Cuffel (1966) report that flow separation was observed at the wall near the exit station for this nozzle. Therefore, although the subject is still being investigated, at present we believe that there is more physics going on in this region than we can simulate with the present inviscid formulation. Hence, as we refine the mesh towards the exit, and near the wall, numerical instability results.

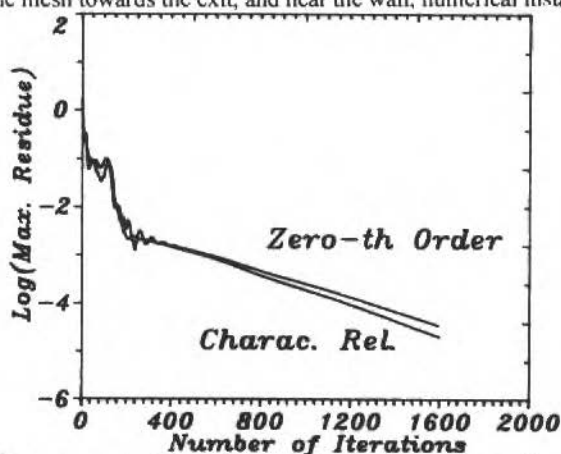


Fig. 18 Effect of entrance and exit boundary condition implementation on the convergence rate.



Fig. 19 Computational mesh and nozzle geometry for realistic axisymmetric nozzle computations.

Finally, the present computational results for the coarse mesh are compared to the computational results of Marchi, et al. (1992), for the same nozzle, in Fig. 21. The calculations of Marchi, et al. (1992) use a segregated finite volume formulation, and the results shown in Fig. 21 use a mesh with 1440×20 volumes in the streamwise and crossflow directions, respectively. In general terms, we can

observe from this figure that a comparable resolution of spatial gradients is achieved with the present method with much fewer grid points. In particular, with regard to the resolution of the wall shock just downstream of the throat, we can see from Fig. 21 that the present algorithm seems to be doing a better job. This difference in the number of grid points required to achieve the same spatial resolution has been pointed out to the authors by Silva (1992). It can be attributed to the fact that the present calculations have 2nd order accuracy in space, whereas the form in which cell interface properties are obtained in the work of Marchi, et al. (1992) essentially reduces the scheme to 1st order accuracy in space for the cell Peclet numbers of the present case.

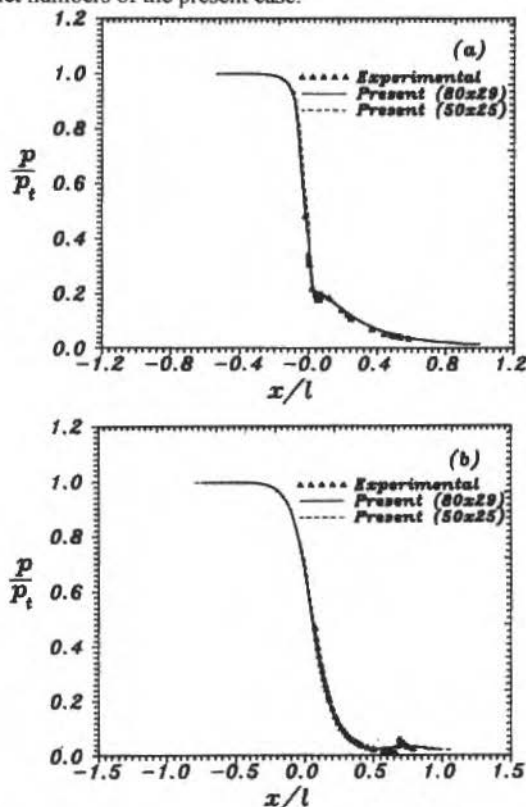


Fig. 20 Axisymmetric computation-to-experiment validation and grid refinement study: (a) wall pressures; (b) centerline pressures.

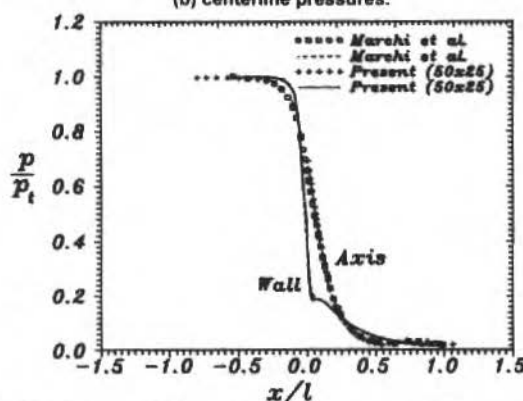


Fig. 21 Computation-to-computation comparison of axisymmetric results.

Concluding Remarks

Two-dimensional and axisymmetric inviscid, transonic convergent-divergent nozzle flowfields were simulated using a central difference, implicit, approximate factorization algorithm. Nonlinear artificial dissipation terms which employ a blend of second and fourth difference operators were added to the right-hand side Euler terms. Convergence acceleration to steady state was achieved through the use of spatially variable time stepping which attempts to maintain a constant CFL number throughout the flowfield. The algorithm proved to be very robust, and the solution on rather realistic nozzle configurations was obtained. The algorithm, with the variable time stepping option, also proved to be very computationally efficient.

The effects of several parameters were investigated. Among these, the influence of the wall longitudinal curvature for the axisymmetric case was shown to be less significant than previously anticipated (Ortega and Azevedo, 1991). A procedure for the implementation of entrance and exit boundary conditions, for the axisymmetric case, based on one-dimensional characteristic relations was developed. Although the concept of characteristics is of fundamental importance in order to determine which conditions should be fixed at a boundary and which conditions should be extrapolated from interior information, it seems that the use of the characteristic relations themselves for this extrapolation process does not yield much more accuracy than simple zero-th order extrapolation in the present case. It was further determined that there exists a range of CFL numbers for which the convergence is faster. Increase of the CFL number above this range will actually slow down convergence, instead of speeding it up.

Numerical stability problems were observed with very fine grids near the exit station for nozzles with a very long divergent section. At present, these problems are being attributed to the fact that the flow could be separated in this region for the actual nozzle, which is corroborated by experimental evidence (Back, et al. 1965, and Back and Cuffel, 1966). The present formulation does not include this type of phenomenon. Aside from these problems, however, the present simulations have shown very good agreement with the available data. The authors believe that the next logical step as a continuation of the present effort should be directed towards the implementation of viscous terms.

Acknowledgments

The authors wish to express their gratitude to CNPq, Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico, which has supported the present research effort through Grants No 500042/91-8 and 530109/93-0.

References

- Azevedo, J. L. F., 1990, "Euler Solutions of Transonic Nozzle Flows", Proceedings of the 3rd Brazilian Thermal Sciences Meeting, Vol. I, Itapema, SC, Brazil, pp. 243-248.
- Azevedo, J. L. F., Fico, N. G. C. R., Jr., Ortega, M. A., and Luna, G.C., 1992, "Nozzle Flow Computations Using the Euler Equations", ICAS Paper No. 92-4.1.2, Proceedings of the 18th Congress of the International Council of the Aeronautical Sciences, Vol. 1, Beijing, People's Republic of China, pp. 97-107.
- Back, L. H., and Cuffel, R.F., 1966, "Detection of Oblique Shocks in a Conical Nozzle with a Circular-Arc Throat", AIAA Journal, Vol. 4, No.12, pp. 2219-2221.
- Back, L. H., Massier, P. F., and Gier, H. L., 1965, "Comparison of Measured and Predicted Flows Through Conical Supersonic Nozzles, with Emphasis on the Transonic Region", AIAA Journal, Vol. 3, No. 9, pp. 1606-1614.
- Beam, R. M., and Warming, R. F., 1976, "An Implicit Finite-Difference Algorithm for Hyperbolic Systems in Conservation-Law Form", Journal of Computational Physics, Vol. 22, pp. 87-110.
- Beam, R. M., and Warming, R. F., 1978, "An Implicit Factored Scheme for the Compressible Navier-Stokes Equations", AIAA Journal, Vol. 16, No. 4, pp.393-402.
- Chaussee, D. S., and Pulliam, T. H., 1981, "Two-Dimensional Inlet Simulation Using a Diagonal Implicit Algorithm", AIAA Journal, Vol. 19, No. 2, pp. 153-159.
- Cuffel, R. F., Back, L. H., and Massier, P. F., 1969, "Transonic Flowfield in a Supersonic Nozzle with Small Throat Radius of Curvature", AIAA Journal, Vol. 7, No. 7, pp. 1364-1366.
- Jameson, A., Schmidt, W., and Turkel, E., 1981, "Numerical Solution of the Euler Equations by Finite Volume Methods Using Runge-Kutta Time-Stepping Schemes", AIAA Paper No. 81-1259, AIAA 14th Fluid and Plasma Dynamics Conference, Palo Alto, CA, USA.

- MacCormack, R. W., 1984, "An Introduction and Review of the Basics of Computational Fluid Dynamics," AIAA Professional Study Series on Computational Fluid Dynamics, Snowmass, Colorado, USA.
- MacCormack, R. W., 1985, "Current Status of Numerical Solutions of the Navier-Stokes Equations", AIAA Paper No. 85-0032, AIAA 23rd Aerospace Sciences Meeting, Reno, Nevada, USA.
- Marchi, C. H., Silva, A. F. C., and Maliska, C. R., 1992, "Numerical Solution of Inviscid Flows in Nozzles with Supersonic Exit Velocity", Proceedings of the 4th Brazilian Thermal Sciences Meeting, Rio de Janeiro, RJ, Brazil, pp. 145-148 (in Portuguese, original title is "Solução Numérica de Escoamentos Inviscíveis em Tubos com Velocidade Supersônica na Saída").
- Mason, M. L., Putnam, L. E., and Re, R. J., 1980, "The Effect of Throat Contouring on Two-Dimensional Converging-Diverging Nozzles at Sonic Conditions", NASA Technical Paper 1704.
- Mavriplis, D. J., 1990, "Accurate Multigrid Solution of the Euler Equations on Unstructured and Adaptive Meshes", AIAA Journal, Vol. 28, No. 2, pp. 213-221.
- Nietubicz, C. J., Pulliam, T. H., and Steger, J. L., 1979, "Numerical Solution of the Azimuthal-Invariant Thin-Layer Navier-Stokes Equations", AIAA Paper No. 79-0010, 17th Aerospace Sciences Meeting, New Orleans, LA, USA.
- Ortega, M. A., and Azevedo, J. L. F., 1991, "Checking the Influence of Longitudinal Wall Curvature in the Implementation of Boundary Conditions at the Wall of Convergent-Divergent Nozzle", Proceedings of the 11th ABCM Mechanical Engineering Conference, Blue Volume, São Paulo, SP, Brazil, pp. 193-196.
- Pulliam, T. H., 1984, "Euler and Thin Layer Navier-Stokes Codes: ARC2D, ARC3D", Notes for Computational Fluid Dynamics User's Workshop, The University of Tennessee Space Institute, Tullahoma, Tenn., USA.
- Pulliam, T. H., 1986, "Artificial Dissipation Models for the Euler Equations", AIAA Journal, Vol. 24, No. 12, pp. 1931-1940.
- Pulliam, T. H., and Chaussee, D. S., 1981, "A Diagonal Form of an Implicit Approximate-Factorization Algorithm", Journal of Computational Physics, Vol. 39, pp. 347-363.
- Pulliam, T. H., and Steger, J. L., 1980, "Implicit Finite-Difference Simulations of Three-Dimensional Compressible Flow", AIAA Journal, Vol. 18, No. 2, pp. 159-167.
- Pulliam, T. H., and Steger, J. L., 1985, "Recent Improvements in Efficiency, Accuracy and Convergence for Implicit Approximate Factorization Algorithms", AIAA Paper No. 85-0360, AIAA 23rd Aerospace Sciences Meeting, Reno, Nevada, USA.
- Roe, P. L., 1986, "Characteristic-Based Schemes for the Euler Equations", Annual Review of Fluid Mechanics, Vol. 18, pp. 337-365.
- Silva, A. F. C., 1992, Private Communication, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, SC, Brazil.
- Silva, L. F. F., 1989, "Evaluation of the Transonic Region in Convergent-Divergent Nozzles", Master Thesis, Instituto Tecnológico de Aeronáutica, São José dos Campos, Brazil (in Portuguese, original title is "Avaliação da Região Transônica em Bocais Convergente-Divergente").
- Warming, R. F., Beam, R. M., and Hyett, B. J., 1975, "Diagonalization and Simultaneous Symmetrization of the Gas-Dynamic Matrices", Math. Comp., Vol. 29, No. 132, pp. 1037-1045.
- Ying, S. X., 1986, "Three-Dimensional Implicit Approximately Factored Schemes for the Equations of Gas-dynamics", Ph.D. Thesis, Dept. of Aeronautics and Astronautics, Stanford University, Report SUDAAR 557, Stanford, CA, USA.
- Zdravistch, F., 1990, "Aerodynamic Flow Simulation Over Cluster Type Configurations", Master Thesis, Instituto Tecnológico de Aeronáutica, São José dos Campos, SP, Brazil (in Portuguese, original title is "Simulação de Escoamentos Aerodinâmicos em Configurações Tipo Cluster").
- Zdravistch, F., and Azevedo, J. L. F., 1990, "Numerical Simulation High Speed Flows Over Complex Satellite Launchers", Proceedings of the 3rd Brazilian Thermal Sciences Meeting, Vol. 1, Itapema, SC, Brazil, pp. 233-238.
- Zdravistch, F., and Azevedo, J. L. F., 1991, "Simulation of the Interference Region on a multibody Satellite Launcher", Proceedings of the 11th ABCM Mechanical Engineering Conference, Blue Volume, São Paulo, SP, Brazil, pp. 205-208.

Development of a Tri-Directional Carbon Fibre Reinforced Carbon Composite for Aerospace Applications

Flamínio Levy Neto

Luis Cláudio Pardini

José Luiz Gomes da Silva

Centro Técnico Aeroespacial

Instituto de Aeronáutica e Espaço

Divisão de Materiais

12228-904 São José dos Campos, SP Brasil

Abstract

This work describes the Brazilian development of an advanced carbon fibre reinforced carbon (CFRC) material block for applications in solid rocket motor nozzle throats. All the stages of the manufacturing process of the CFRC composite billet are described including: (i) the pultrusion of unidirectional CFRC composite rods using metallic tubes as moulds; (ii) the assembly of the tridirectional cylindrical preform in a special apparatus designed for this purpose; (iii) impregnation and densification cycles of the preform, initially with phenolic resin and then with coal-tar pitch, in an autoclave; and (iv) the carbonization of the CFRC block, in argon atmosphere up to 1000°C. The initial work was developed at the Material Division (AMR) of the Institute of Aeronautics and Space (IAE) and the results obtained so far indicated that is feasible to manufacture these advanced materials in Brazil with a proper technology.

Keywords: Carbon Fibre, Pultrusion, Carbon-Carbon Composites, Pitch Processing, Tri-Direcional Reinforcement.

Introduction

The increasing requirements for solid rocket motor performance in the last three decades have placed tighter on nozzle systems, such as weight, erosion resistance, and maximum operation temperature limits. A solid rocket motor is a pressure vessel filled with a solid propellant where hot gases ($T > 2500^{\circ}\text{C}$) generated during the combustion are exhausted through a nozzle throat. The components of the nozzle system, in particular the nozzle throat, must be able to withstand temperatures of the order of 3000°C , under high pressure. Carbon and graphite have been used in such high temperature applications requiring mechanical strength at high temperature, thermal shock resistance and low density. They are unique materials in that some mechanical properties improve with increasing temperature, partly as a result of stress relief and microcrack closure which occur with thermal expansion as the material is heated back to its formation temperature (Thomas, 1986). However, a major disadvantage of carbon materials is their low resistance to oxidation in air at temperatures $> 450^{\circ}\text{C}$, and their modest mechanical properties of conventional polygranular graphites ($\sigma_f < 40 \text{ MPa}$ with grain). In this regard, CFRC composites were developed to match the advantages of fibre reinforced composites, such as low weight, high strength and stiffness, as well as toughness along the direction of the reinforcing fibres (Levy Neto, 1991), with the refractory properties of structural ceramics.

CFRC composites are defined as a generic class of composite materials that consist of a fibrous carbon reinforcement in a carbonaceous matrix. The retention of mechanical at high temperatures (above 2500°C) is the hallmark of CFRC composites. They are superior, as far as specific strength and stiffness are concerned, to advanced ceramic materials, such as SiC , ZrO_2 , and Al_2O_3 and superalloys for high temperature applications, as illustrated in Fig. 1 (Savage, 1993). Obviously, this illustration only shows the potential temperature limit of the materials. For structural purposes, the creep behaviour must be considered. For this reason, CRFC composites have been exploited as structural materials in space vehicles heat shields, rocket nozzles, and aircraft brakes. As a matter of fact, no other rocket motor material has approached CFRC composites where erosion resistance and light weight are key factors. Additionally, due to their biocompatibility and chemical inertness CRFC composites are also been used in medicine and other industrial applications.

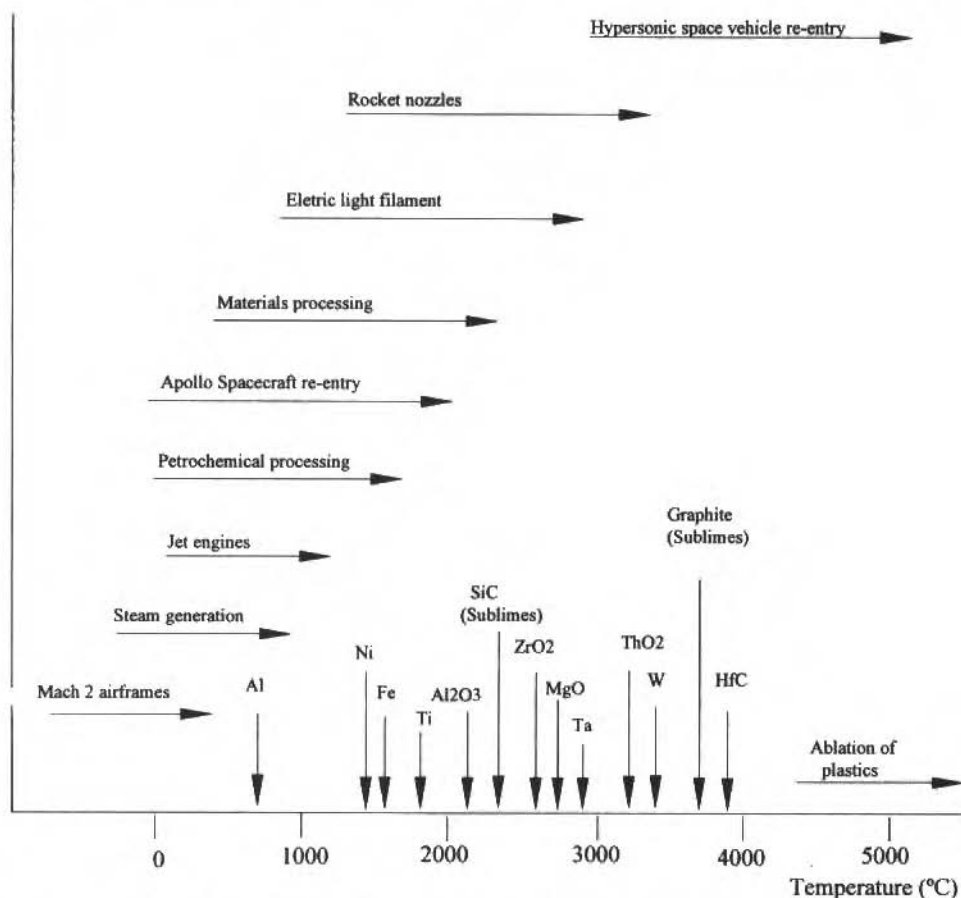


Fig. 1 Operating temperatures of high temperature materials (Savage, 1993)

The main purpose of this work is to report the development of a hollow CFRC cylindrical block, with dimensions of: (height) $H = 153$ mm, external diameter (D_{ext}) = 145 mm and internal diameter (D_{int}) = 52 mm. This billet is designed to be used as an insert in the nozzle throat of a satellite launcher motor.

Basic Concepts of CFRC Composites

Carbon fibre reinforced carbon composites originated probably in the late fifties, and their exact origin as a new material has not been recorded in the literature (Schmidt, 1972). The technology of CFRC is similar to conventional graphite technology. Like in graphite technology, many of the properties and characteristics of CFRC can be tailored over wide ranges through variation in materials composition, construction features, and processing (Schmidt, 1972). A schematic simplified flowchart of the fabrication of the CFRC in Fig. 2 shows the complexity involved in the fabrication of this material. Their fabrication technology involves a complicated multi-stage process, with successive cycles of impregnation and heat treatments until a desired density is attained (Weissshaus, 1990). In graphite fabrication technology solid filler particles of coke, called primary carbon, are combined with a binder, which then acts as precursor for the secondary carbon formed during the baking process, i.e., the carbonisation treatment. Therefore, the resulting all carbon material has two different phases, the primary carbon as filler carbon and the secondary carbon as binder carbon. Carbon fibres are used as primary carbon, instead of filler grains, in the manufacture of CFRC composites (Fitzer, 1987).

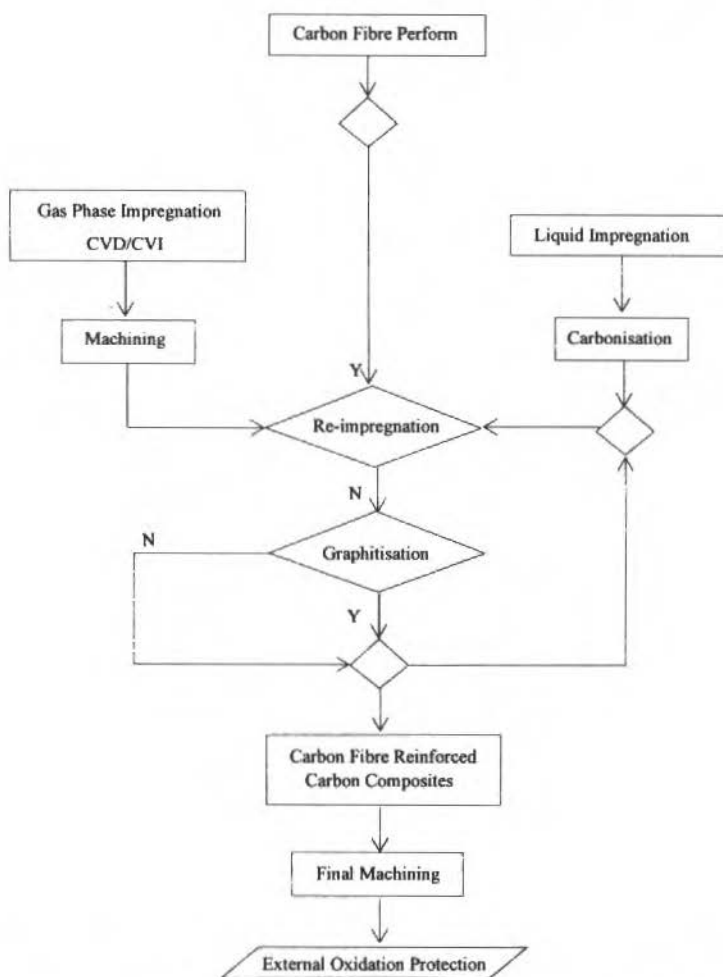


Fig. 2 Schematic diagram of the manufacturing process for CFRC composites (Pardini, 1994)

The matrices for CFRC are derived from various carbon sources and are obtained by different methods: liquid and gas phase impregnation. In the liquid impregnation routes matrix precursors can be divided in two general categories: (1) aromatic (or similar) ring structured thermosetting resins, such as phenolics, polyfurfuryl alcohol, epoxides, etc., and (2) pitches derived from coal tar and petroleum residues.

The most common polymer matrix used to obtain a carbon char in CFRC is phenolic resin because of its easy availability and low price. They also maintain their technical importance as matrix precursor at least for the fixation of the fibre array (Fitzer, 1980). The use of pitches as matrix precursors in CFRC is an extension of the technology used in the graphite processing industry. Pitch precursors are an oligomeric mixture of polynuclear aromatic hydrocarbons which are thermoplastic in nature. The most important characteristics of pitches when chosen as matrix precursor for CFRC processing are the graphitic carbon microstructure, high density ($\approx 2 \text{ g/cm}^3$), high carbon yields at atmospheric pressure ($\approx 50\% \text{ wt\%}$), and under pressure ($\approx 100 \text{ MPa} - 90 \text{ wt\%}$).

The Chemical Vapour Deposition/Infiltration (CVD/CVI) is carried out by a thermally induced chemical reaction, where the deposition of solid material occurs from a vapour phase. The CVD process, where deposition occurs on an atomic scale gives very coherent deposits of controlled

composition and extremely low permeability (Kotlensky, 1973). When the vapour phase is a carbon-bearing material the resulting product is *pyrolytic carbon*. Although in this work CVD is concerned only with carbon deposition, the technology is applicable to diffusion coatings, overlay coatings, free standing monolithic components and infiltrated composites. The different characteristics of the gas phase impregnation deposits (i.e. composition, thickness, smoothness, structure) are related to experimental parameters such as temperature, pressure, gas flow rate, dilution of the reactants an inert gas carrier, method of heating the substrate (HF, flame, plasma, electric arc) and to the general configuration of the apparatus. The conditions of processing can vary, depending upon the component thickness, degree of densification and structure required. Typical gas phase process may require several cycles, taking several hundred hours and maybe months with a residual porosity of up to 10 to 20%. One of the major problems of the gas phase process is that of densifying the inner layers of a component as fully as the outer layers (Thomas, 1986). The efficient determination of the optimum experimental parameters, and the degree to which they must be controlled in order to prepare reproducible products, requires a detailed understanding of each system. It is also necessary to know the chemistry of the system, the equilibrium thermodynamic yields, the possible chemical Kinetic rate-limiting mechanisms and mass transport processes (Duret, 1983).

Both components of CFRC composite exhibit brittle failure. The carbon matrix fails in flexure at strains of 0.1 to 0.2%, whilst to strain to failure of carbon fibres is around 1%, but they have enhanced mechanical properties compared to graphites, particularly tensile and flexural properties, while compression properties exhibit only minor advantage. As expected, in tensile or flexural loadings, the behaviour is dominated by the fibre (Thomas, 1978). The interlaminar shear strength of the material is largely determined by the properties of the matrix (Dows, 1992). So, the design and analyses of a structure for aerospace applications, made from CFRC, composites is completely different from conventional carbon fibre reinforced plastics due to thermomechanical problems (Stoller, 1969).

The most important high-temperature structural applications for CFRC occur in oxidizing environments, and clearly the wider use of such materials as high-temperature structural elements requires the development of an effective oxidation protection, as the oxidation threshold for carbon materials is about 450°C. Oxidation of CFRC composites has a drastic effect upon mechanical properties. A 10% weight loss for a bidirectional CFRC composites can give rise to a reduction in flexural modulus of 30% (Crocker, 1991). Thus, the development of a reliable oxidation protection is crucial to achieve the full potential of the CFRC by preventing contact with oxygen. This is achieved by coating and sealing CFRC structures with refractory materials which will act as a diffusion barrier to oxygen. The protective effect may result from two different mechanisms. The first one is based on a blockage of the active sites by a deposit which acts then as an inhibitor. The second one relies on a limited transport rate of the gaseous species, oxygen and/or carbon oxides through an oxygen-impermeable barrier layer (Castro, 1991; McKee, 1991). Generally, the first approach is a solution which is only usefull at modest temperatures, and the latter is usually the only option available for many very high temperature applications.

As far as oxidation problems in components for aerospace vehicles (i.e. heat shields, nozzle throats and exit cones) are concerned, the degradation process on the mechanical properties of CFRC materials addressed above are not well known yet. Additionally, the amount of oxygen in the atmosphere varies with the altitude, and normally mathematical models to simulate such problems are expected to be very complex. Thus, in this field, empirical methods are still very useful, despite of their inherent high cost.

Development of a 3D Orthogonal CFRC Block

Materials

- A PAN-based, high tensile strength, carbon fibres tows (3000 filaments), Toray T-300 which is surface treated and sized with an epoxy film. The fibres were used as-received, having the following properties: $\sigma = 4.00$ GPa, $E = 250$ GPa, $\rho = 1.78$ g/cm³;
- The precursor matrix used in composite pultruded rod fabrication was a novolac phenolic resin, Resafem 12010, and
- The impregnation procedure, after the preform assembled, was basically carried out by using a coal tar pitch, identified as PAH II, having the following properties determined according

standard procedures: Softening point $\cong 110^{\circ}\text{C}$, Toluene Insolubles (TI) $\cong 31.9$; Quinoline Insolubles (QI) $\cong 12.1$, ash content $\cong 0.18\%$; S $\cong 0.41\%$; carbon yield $\cong 55.8\%$.

Fabrication

This section will give a brief idea of the main steps developed in the fabrication of the hollow cylindrical block of carbon fibre reinforced carbon. The starting point in the development of the CFRC cylindrical block was the manufacture of straight unidirectional CFRC rods, having a diameter of, 2.10 mm. This step was carried out by using the pultrusion technique, schematically shown in Fig. 3, as follows:

- Impregnation of the carbon fibre tows with the phenolic novolac resin. The carbon fibre tows were pultruded through metallic tubes, pulling the fibres with a nylon string as shown schematically in Fig. 3;
- The tubes, with the carbon/phenolic composite inside, were put in an oven at 110°C , in order to cure the matrix. After the cure cycle completed, the rods were extracted, and
- The CFRC composite rods were packed with graphite powder in a crucible and carbonized up to 1000°C , in argon atmosphere. These CFRC rods had an average density of 1.21 g/cm^3

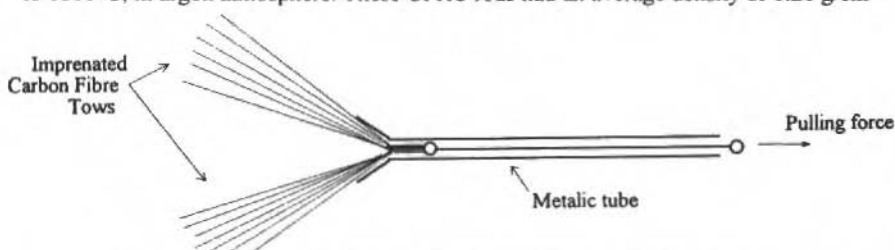


Fig. 3 Schematic of the pultrusion process of carbon fibre/phenolic resin

The next step of the process relies in the assembly of the CFRC rods. A total of 2664 rods were used. A number of 1032 CFRC rods having 63 mm long, were assembled radially to the core. Twenty four straight lines onto the surface of a cylindrical mandrel were settled. The sequence of the procedures are described in Fig. 4. Figure 5 shows a schematic representation of the process. The mandrel had internal and external diameters of 50 and 30 mm, respectively. The rows of rods were equispaced at angles of 15° , along the circumferential direction of the mandrel. A special device, endowed with a pierced bar guided the rods with precision allowing them to keep the same distances along the axial direction, was designed for this operation, as shown in Fig. 5.

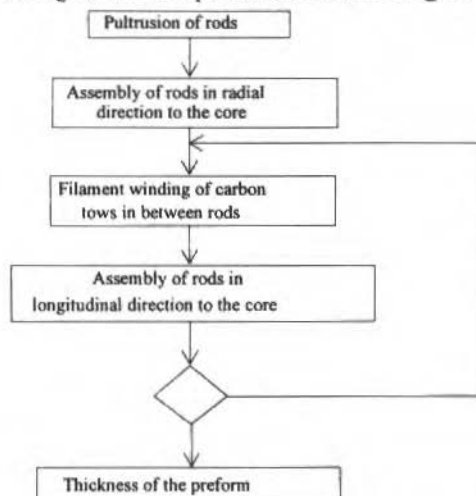


Fig. 4 Steps of the manufacture of the skeletal preform

Once the radial rods were assembled, another 1632 CFRC rods having 165 mm long were lay-up parallel to the axial direction of the mandrel. Each layer of longitudinal rods in between radial rods was intercalated with impregnated tows of carbon fibres, wound in the circumferential direction, as illustrated also in Fig. 5, and shown in detail in Fig. 6. This procedure was carried out until the last external hoop layer of an impregnated tow, completing the thickness of the cylinder, was wound. The resulting arrangement of a cylindrical hollow block, comprising reinforcing fibres along the radial, axial, and circumferential directions, shown in Fig. 5, is named a 3D-orthogonal cylindrical skeletal preform. The preform is trimmed to required dimensions. The 3D-orthogonal skeletal preform had a mass of 2011 grams and a volume of 2400 cm^3 . Thus, its initial density was approximately 0.84 g/cm^3 .

In order to obtain a solid CFRC composite block, the 3D preform is subjected to successive pitch impregnations and thermal treatment cycles. These cycles are shown in Fig. 7. In these re-impregnation cycles the skeletal preform is packed in a container with small crushed particles of coal tar pitch as schematically shown in Fig. 8. The container is then fit in an autoclave where vacuum is initially applied up to 100°C . The melted pitch is then forced into the preform applying an inert gas pressure of 8 MPa and the heating up cycle goes up to 250°C . The consolidation of the 3D preform is achieved when the empty spaces are filled. The impregnated preform is left to cool down under pressure.

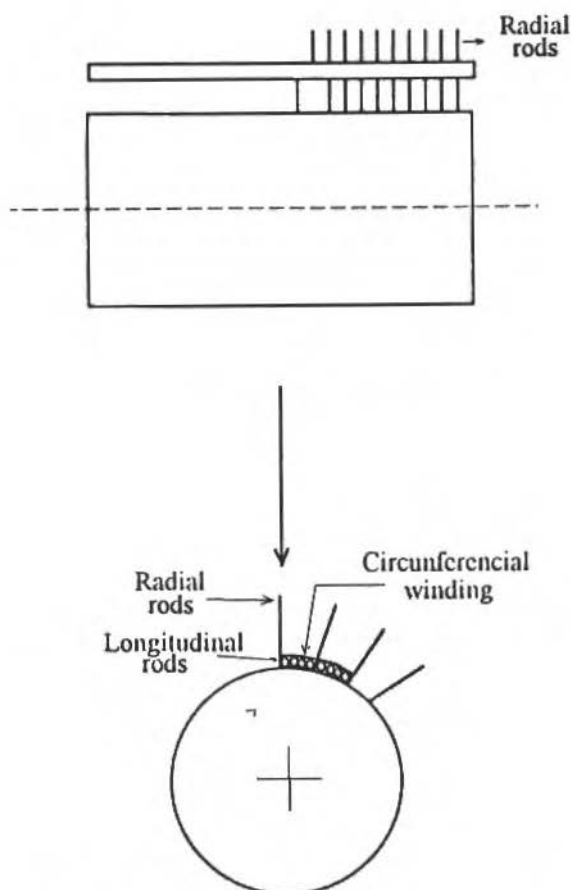


Fig. 5 Stacking sequence of the reinforcing rods and winding of the fibre reinforcement in the skeletal preform

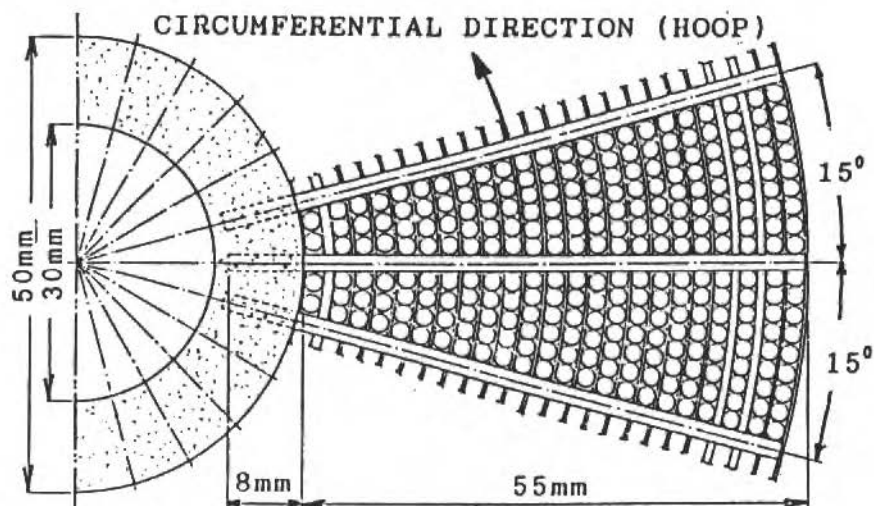


Fig. 6 Stacking sequence of the reinforcing fibres and rods in the foamed mandrill

The 3D preform is then taken out from the impregnation autoclave packed in a crucible with graphite powder and carbonized in inert atmosphere (argon or nitrogen) up to 1000 °C at a rate of $\approx 50^\circ\text{C}/\text{hour}$.

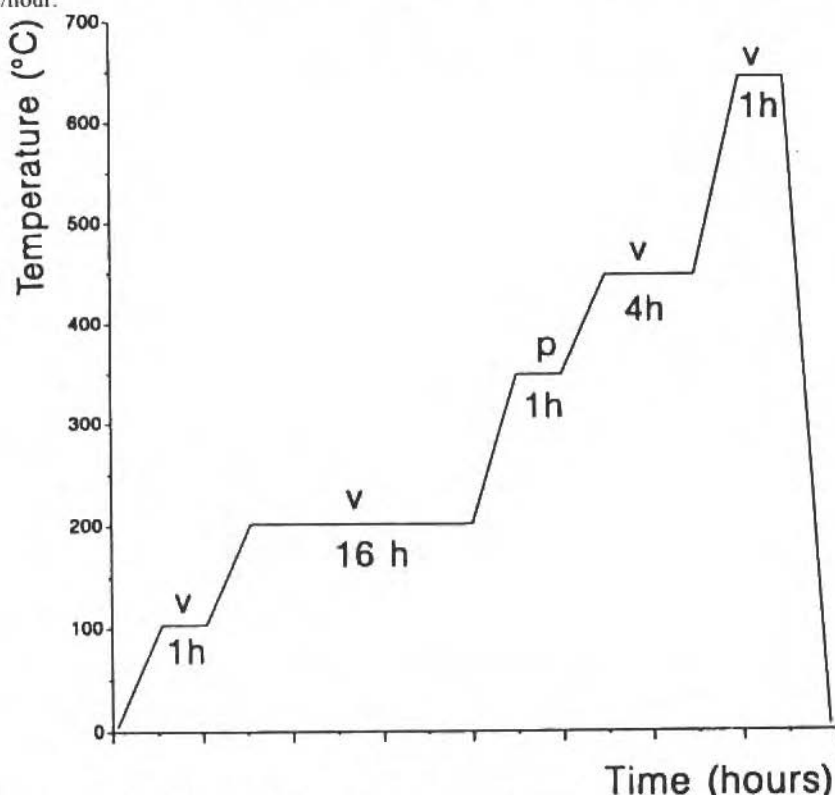


Fig. 7 Temperature as a function of time during the impregnation/carbonization cycles for PAHII pitch.
v - vacuum, p - pressure ($\sim 8 \text{ MPa}$)

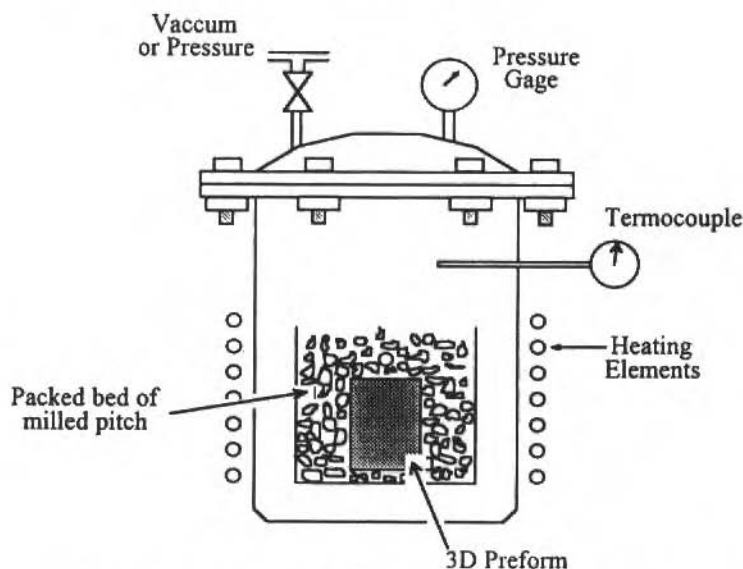


Fig. 8 Schematic of the impregnation process of the 3D skeletal preform

Results and Discussions

The main purpose of the densification cycles is to increase density and consequently reduce the porosity of the CFRC material, in order to improve its thermal, mechanical and ablative properties. During the course of this study, twelve cycles of densification were executed. As a result, the density of the CFRC block increased from $\approx 0.84 \text{ g/cm}^3$ (3D skeletal preform) to $\approx 1.70 \text{ g/cm}^3$ (12th densification step). In between the 2nd and 3rd re-impregnation cycles a higher heat treatment temperature at $\approx 1800^\circ\text{C}$ was carried out. The intention of this higher heat treatment was to increase connectivity between pores inside the structure of the cylindrical block allowing subsequent pitch impregnations going deeper. The increase in density after the successive cycles is illustrated in Fig. 9. An increase of 200% in density from the initial skeletal preform was achieved.

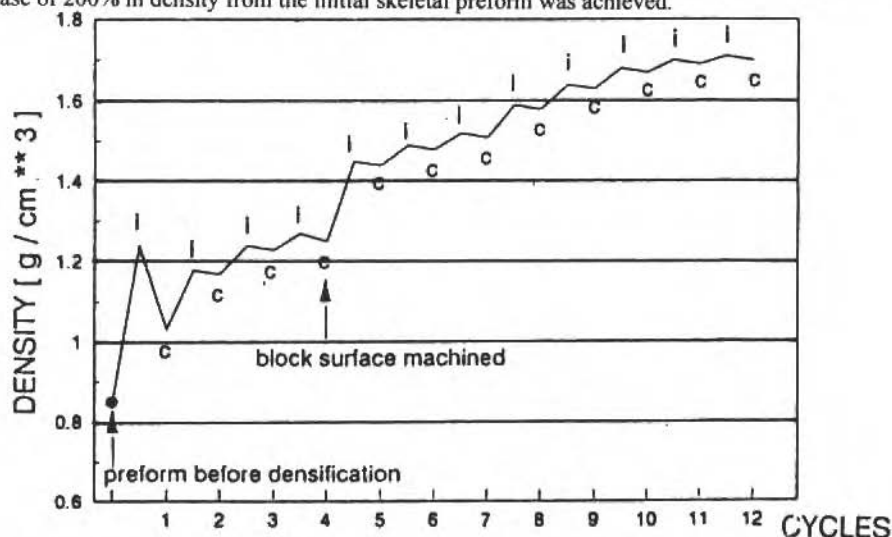


Fig. 9 Increasing in density as a function of densification/carbonization cycles for a 3D skeletal preform with an initial density of $\approx 0.84 \text{ g/cm}^3$. Volume of the $\approx 2400 \text{ cm}^3$. I - impregnation. c - carbonization preform

As a preliminary evaluation of the cylindrical CFRC composite block mechanical properties of the carbonized composite rods were measured. The length/diameter ratio of the rods was 10. Ten specimens were tested to failure under 4-point bending, according to standard procedures (ASTM D790). Flexural strength (σ_f) and elastic modulus (E_f) during bending were measured. The results were as follows:

- Flexural strength, $\sigma = 165 \pm 18$ MPa
- Flexural modulus, $E = 59 \pm 5$ GPa

Comparing these results with the obtained by Pardini (1994), the flexural strength of the composite rods had similar magnitude to unidirectional CFRC composites, made with carbon fibres/phenolic resin, carbonized up to 1100 °C. The flexural modulus is lower, probably due to a higher number of pores and microcracks, not evidenced yet by micrographs.

Conclusions

The results obtained so far indicated the feasibility to manufacture advanced 3D orthogonal CFRC composites in Brazil, raw material for solid rocketed nozzles. The process used in the manufacturing of this component, although time and labor consuming, has the advantage of replacing the use of extremely sophisticated and expensive equipments. After the 5th re-impregnation cycle the increase in density is only marginal, and a final density of 1.70 g/cm³ for the cylindrical block was achieved after the 12th cycle.

Acknowledgments

The authors wish to acknowledge researches and technicians of the Division of Materials (CTA/IAE/AMR) for the important and difficult task of manufacturing the CFRC rods, the 3D preform, and the cylindrical CFRC block, in particular M. Sc. Satia Otani, Eng. Sérgio Correa Barbosa, Tec.

Leonildo Gênova, Tec. José Carlos Troni, Tec. João Batista Damasceno, Tec. Dario Sumizo Yamagishi, and Tec. Milton Domingos.

References

- ASTM D-790-M, 1986, Flexural Properties of Plastics and Electrical Insulating Materials.
- Castro, L.D., 1991, Inhibition of Oxidation of Carbon of Materials, PhD Thesis, University of Bath.
- Crocker, P., McEnaney, B., 1991, Flexural Strength and Fracture Mechanisms of Oxidised 2D- Carbon/Carbon Composites, Carbon 91.
- Downs, W.B., Baker, R.T.K., 1991, Novel Carbon Fiber-Carbon Filament Structures, Carbon, Vol. 29, No. 8, pp. 1173-1179.
- Duret, C., Pichoir, R., 1983, Protective Coatings for High Temperature Materials: Chemical Vapour Deposition and Pack Cementation Processes, in Coating for High Temperature Applications, E. Lang, Applied Science Publishers.
- Fitzer, E., 1987, The Future of Carbon-Carbon Composites, Carbon, Vol. 25, No. 2, pp. 163-190.
- Fitzer, E., Geigl, K. H., Huttner, W., 1980, The influence of Carbon Fibre Surface Treatment on the Mechanical Properties of Carbon/Carbon Composites, Carbon, Vol. 18, pp. 265-270.
- Kotlensky, W. V., 1973, Deposition of Pyrolytic Carbon in Porous Solids, in Chemistry and Physics of Carbon, Vol. 9, pp. 173-262, Ed. by P.L. Walker, Jr. and Peter A. Thrower.
- Levy Neto, F., 1991, The Behaviour of Externally Pressurised Composite Domes, Ph.D. Thesis, University of Liverpool.
- McKee, D. W., 1991, Oxidation Protection of Carbon Materials, in Physics and Chemistry of Carbon, Vol., 23, Part 3, pp. 173-232.
- Pardini, L. C., 1994, The Structure and Properties of SiC-modified Carbon Fibre Reinforced Carbon Composites, PhD Thesis, University of Bath.
- Savage, G., 1993, Carbon - Carbon Composites, pp. 31-34, Chapman & Hall, London.
- Schmidt, D. L., 1972, Carbon/Carbon Composites, SAMPE Journal, No. 8, pp. 9-19.
- Stoller, H. M., Frye, E. R., 1969, Carbon-Carbon Materials for Aerospace Applications, Proc. of AIAA/AIME 10th Structures, Struct. Dynamics Conf., pp. 193-212.
- Thomas, C.R., Walker, E. J., 1978, Carbon-Carbon Composites as High-Strength Refractories, Vol. 10, pp. 79-86.

Thomas, C. R., Walker, E. J., 1986, High Temperatures-High Pressures, pp. 138-167.

Weiss Haus, H., Kenig, S., 1990, Carbon/Carbon Composites: Processing-Microstructure-Property Relationships, Carbone 90, pp. 490-491.

Modelagem Hidrodinâmica de um Simulador de Fluxo Fisiológico

Hydrodynamics Modelling of a Physiological Flow Simulator

Ricardo Augusto Mazza

Eugênio Spanó Rosa

Departamento de Energia - FEM/UNICAMP CP. 6122

13081-970 - Campinas - São Paulo - Brasil

Abstract

The purpose of this paper is to present a new design of a physiological flow simulator and to develop its numerical model for studying the effects of stenoses, aneurysms, bifurcations and other flow parameters on the hemodynamics of arterial blood flow or for relating Doppler ultrasound spectre to vessel abnormalities and also to aid development of new implantable prothesis.

Keywords: Hemodynamics, Physiological Flow Simulator, Numerical Model

Resumo

Simuladores de fluxo fisiológico são importantes para o estudo *in vitro* de estenose, aneurismas, bifurcações, vaso elasticidade e outros importantes efeitos em vasos arteriais. Também auxiliam o desenvolvimento de técnicas não invasivas, como o uso do efeito Doppler por ultra-som em estudos vasculares e permitem o estudo de próteses valvares cardíacas. O objetivo deste trabalho é apresentar um novo sistema de simulação cardiovascular e desenvolver sua modelagem matemática apresentando uma solução numérica.

Palavras chave: Simulação Cardiovascular, Modelagem Matemática, Solução Numérica

Introdução

Simulador cardiovascular é uma importante ferramenta no estudo *in vitro* dos diversos fatores que afetam o escoamento hemodinâmico, tais como: aneurismas, bifurcações, vaso elasticidade, prótese valvar, etc. Existem diversos tipos de simuladores sendo utilizados atualmente, mas podemos classificá-los em dois grandes grupos: o grupo que reproduz os parâmetros de fluxo dentro da cavidade cardíaca esquerda e o grupo que reproduz o escoamento nas principais artérias do corpo humano.

O primeiro grupo de simulador cardiovascular geralmente necessita de válvulas para reproduzir os parâmetros de fluxo desejados e são utilizados no teste de desempenho de prótese valvar cardíaca. Este tipo de simulador também consegue reproduzir o pulso de pressão, enquanto o segundo grupo não consegue reproduzir os pulsos de pressão, mas não necessita de válvulas para reproduzir o escoamento nas principais artérias. Este tipo de simulador é utilizado para estudar as perturbações em escoamento hemodinâmico e realizar estudo de efeito Doppler em Ultra-som.

Sistema de Simulação Proposto

O sistema de simulação proposto se encaixa no segundo grupo citado acima e consiste de um reservatório elevado de nível constante; de um conjunto de bombeamento, o qual consiste de um pistão guiado por uma came movimentada por um motor de passo que, por sua vez, é controlado por um micro computador; uma junção; um tubo de alimentação; uma válvula reguladora de fluxo; um tubo onde será reproduzido o escoamento (seção de teste); um reservatório de saída de nível constante e um sistema de recirculação, constituído de uma bomba centrífuga e da tubulação que liga o reservatório de saída ao reservatório elevado, como mostra a Fig. 1.

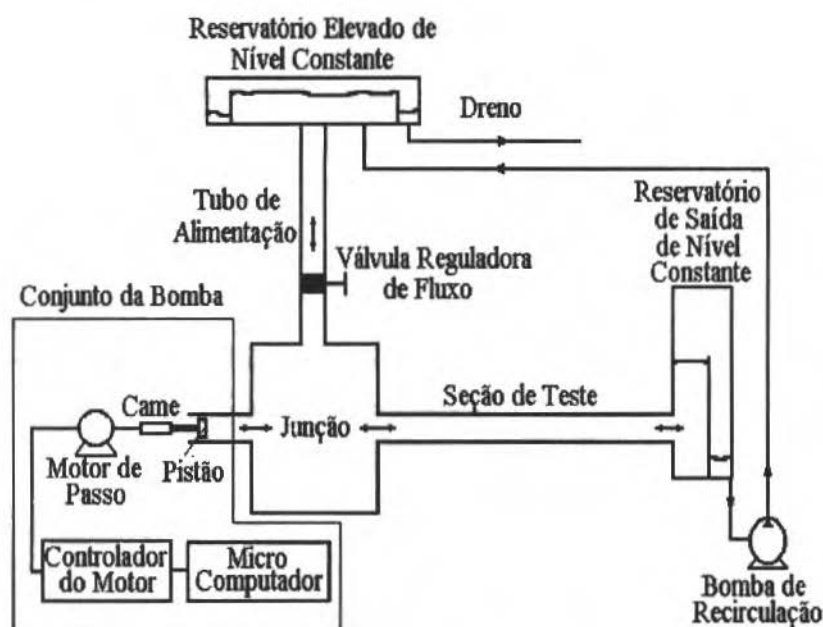


Fig. 1 Desenho esquemático do sistema de simulação cardiovascular proposto.

O princípio de funcionamento deste sistema de simulação cardiovascular baseia-se no fato de que podemos decompor qualquer onda em duas componentes: uma componente constante (DC), que representa a média temporal da onda, e uma componente de flutuação (AC), que representa o nível de flutuação da onda. O reservatório de nível constante é o responsável pela componente DC. A válvula no tubo de alimentação controla a vazão deste para o sistema, possibilitando, assim, alterarmos a componente DC a fim de que se possa reproduzir diversas médias temporais. O deslocamento do pistão gera a componente AC e sua amplitude deverá ser alternada para cada tipo de escoamento que se deseja reproduzir. A amplitude de deslocamento do pistão pode ser modificada através de ajustes no volante da came do pistão. O sinal do escoamento que se deseja reproduzir também possui diversas harmônicas e estas tem que ser reproduzidas pelo pistão, e para tanto o pistão é movimentado por um motor de passo. Este tipo de motor permite que obtenhamos diversas frequências em um mesmo ciclo, podendo assim reproduzir as harmônicas do sinal desejado. Entretanto, para que possamos reproduzir um sinal de escoamento pré-determinado, necessitamos saber qual será o sinal do pistão (amplitude e frequências) que irá reproduzi-los. Para isto, o sistema composto pelo pistão, reservatório elevado, junção, tubo de alimentação e seção de teste, como mostra a Fig. 2, foi modelado numericamente.

Formulação Matemática

O simulador proposto foi modelado utilizando as equações da conservação de massa, momentum e energia em sua forma integral. O volume de controle adotado para esta análise está esquematizado na Fig. 2, e possui uma fronteira deformável acompanhando o pistão e a sua superfície de controle é coincidente com a superfície sólida do sistema.

Para que o nível do reservatório elevado seja constante, a área de sua seção transversal é muito maior que a área do tubo de alimentação, portanto, a velocidade em seu interior é muito menor que a velocidade no tubo de alimentação. Devido a este fato, iremos desprezar a velocidade e aceleração no reservatório elevado de nível constante.

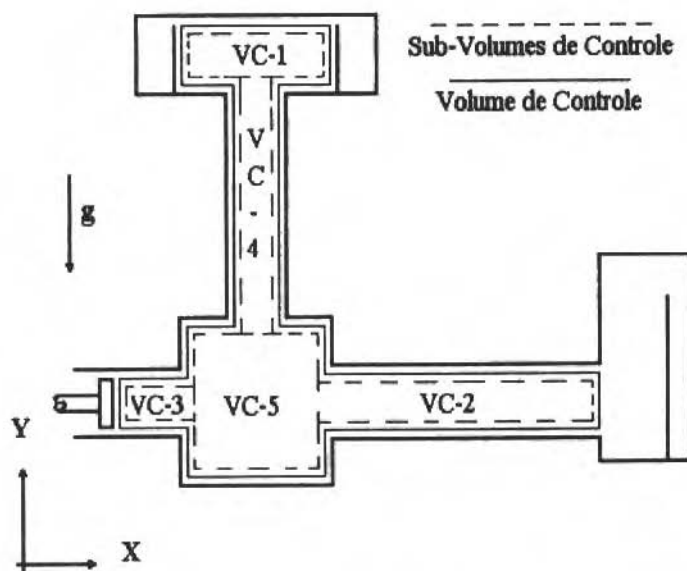


Fig. 2 Desenho esquemático do Volume de Controle adotado e suas subdivisões.

Equação da Conservação de Massa. Utilizando a equação da conservação da massa para obter uma relação entre a velocidade do tubo de alimentação V_4 , a velocidade na seção de teste V_2 e a velocidade do pistão, V_3 (ver Apêndice A):

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{vc} \rho dV + \int_{sc} \vec{V}_r \cdot \hat{n} dA = 0 \quad (1)$$

Aplicando Leibnitz na primeira integral da Eq. (1) e sabendo que o fluido utilizado é incompressível, ou seja, $\frac{\partial}{\partial t} \rho = 0$, a Eq. (1) fica:

$$\int_{sc} \vec{V}_r \cdot \hat{n} dA + \int_{sc} \vec{V}_F \cdot \hat{n} dA = 0 \quad (2)$$

onde: $\vec{V}_r$ - Velocidade relativa entre o fluido e a superfície de controle;

$\vec{V}_F$ - Velocidade da superfície de controle deformável.

Reduzindo a Eq. (2) a um modelo unidimensional, obtemos:

$$V_3 A_3 = V_2 A_2 + V_4 A_4 \quad (3)$$

Derivando a Eq. (3) em relação ao tempo, obtemos:

$$\dot{V}_3 A_3 = \dot{V}_2 A_2 + \dot{V}_4 A_4 \quad (4)$$

Equação da Conservação de Momentum na Direção X. Utilizando a equação da conservação de momentum na direção x para obter uma relação entre a velocidade da seção de teste V_2 , a velocidade do pistão V_3 , a velocidade do tubo de alimentação V_4 , a pressão (manométrica) na cabeça do pistão p_3 e a pressão hidrostática do reservatório de saída, $p_5 = p_0 + \rho g L_5$.

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{vc} V_x \rho dV + \int_{sc} V_x \rho \vec{V}_r \cdot \hat{n} dA = - \int_{sc} p \cdot \hat{n} dA + \int_{sc} \hat{n} \cdot \vec{t} d \quad (5)$$

Utilizando a regra de Leibnitz na primeira integral da Eq. (5) e sabendo que o fluido é incompressível, obtemos:

$$\int_{vc} \frac{\partial}{\partial t} (V_x) \rho dV + \int_{sc} V_x \rho \vec{V}_F \cdot \hat{n} dA + \int_{sc} V_x \rho \vec{V}_r \cdot \hat{n} dA = - \int_{sc} p \cdot \hat{n} dA + \int_{sc} \hat{n} \cdot \vec{t} d \quad (6)$$

Reduzindo a Eq. (6) a um modelo unidimensional, obtemos:

$$\frac{p_3 A_3}{\rho} = \dot{V}_3 (L_3 - L_{3v}) A_3 + \dot{V}_2 L_2 A_2 - V_3^2 A_3 + V_2^2 A_2 + g L_5 A_2 + f \frac{V_2^2}{8} L_2 \pi D_2 \quad (7)$$

Equação da Conservação de Energia. Utilizando a equação da conservação de energia para obter mais uma relação entre as velocidades V_4 , V_2 e V_3 e as pressões p_3 e p_5 :

$$\dot{Q} - \dot{W}_I = \frac{\partial}{\partial t} \int_{vc} \rho \left(\frac{V_I^2}{2} + \hat{g}z + \hat{u} \right) dV + \int_{sc} \left(\frac{V_I^2}{2} + \hat{g}z + \hat{u} \right) \rho \vec{V}_r \cdot \hat{n} dA \quad (8)$$

Não estamos considerando trabalho realizado por forças viscosas porque a superfície de controle é coincidente com as paredes sólidas do sistema e também não estamos considerando trabalho de eixo sobre o volume de controle. O trabalho inercial W_I , é dividido em trabalho inercial viscoso W_{IV} , e trabalho inercial de pressão W_{IP} . O trabalho inercial viscoso é nulo pelo mesmo motivo de desconsiderarmos o trabalho viscoso. O trabalho inercial de pressão é calculado pela Eq. (9).

$$W_{IP} = \int_{sc} p (\vec{V}_I \cdot \hat{n}) d \quad (9)$$

A velocidade inercial é calculada pela Eq. (10).

$$\vec{V}_I = \vec{V}_r + \vec{V}_F + \frac{d\vec{r}}{dt} + \vec{\Omega} \times \vec{r} \quad (10)$$

Como estamos utilizando um referencial inercial, $\frac{d\vec{r}}{dt} = 0$ e $\vec{\Omega} \times \vec{r} = 0$. Desenvolvendo a primeira integral da Eq. (8) pela regra de Leibnitz e substituindo as Eqs. (9) e (10), obtemos:

$$\begin{aligned} Q - \int_{sc} p (\vec{V}_r + \vec{V}_F) \cdot \hat{n} dA &= \int_{vc} \rho \frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{\vec{V}_r^2 + \vec{V}_F^2}{2} + \hat{u} \right) dV + \int_{sc} \left(\frac{(\vec{V}_r + \vec{V}_F)^2}{2} + \hat{g}z + \hat{u} \right) \rho \vec{V}_F \cdot \hat{n} dA \\ &+ \int_{sc} \left(\frac{(\vec{V}_r^2 + \vec{V}_F^2)}{2} + \hat{g}z + \hat{u} \right) \rho \vec{V}_r \cdot \hat{n} d \end{aligned} \quad (11)$$

Reduzindo a Eq. (11) a um modelo unidimensional, considerando que a energia associada à viscosidade do fluido (perda de carga) seja dissipada via transmissão de calor ou convertida em energia térmica do fluido, obtemos:

$$\begin{aligned} \frac{p_3 A_3 V_3}{\rho} &= V_3 \dot{V}_3 (L_3 - L_{3v}) A_3 + V_2 \dot{V}_2 L_2 A_2 + V_4 \dot{V}_4 L_4 A_4 - \frac{V_3^2}{2} V_3 A_3 - \frac{V_2^2}{2} V_2 A_2 \\ &+ g (L_1 + L_4) V_4 A_4 + g L_5 V_2 A_2 + f_4 \frac{L_4}{D_4} \frac{V_2^2}{2} V_4 A_4 + f_2 \frac{L_2}{D_2} \frac{V_2^2}{2} V_2 A_2 + K_1 \frac{V_4^2}{2} V_4 A_4 \\ &+ K_4 \frac{V_4^2}{2} V_4 A_4 + K_3 \frac{V_3^2}{2} V_3 A_3 + K_2 \frac{V_2^2}{2} V_2 A_2 + K_v \frac{V_4^2}{2} V_4 A_4 \end{aligned} \quad (12)$$

Equação a ser Solucionada. A fim de se obter a equação que modela hidrodinamicamente o simulador proposto, multiplica-se a Eq. (7) por V_3 e iguala-se com a Eq. (12). Na equação resultante, substitui-se as Eqs. (3) e (4), agrupando a seguir os termos semelhantes e, por último, isola-se $\dot{V}_3$ obtendo assim a Eq. (13):

$$\begin{aligned} \dot{V}_3 &= \left(\frac{V_3 A_3 \left[\frac{V_3^2}{2} + \dot{V}_2 \frac{A_2}{A_4} L_4 - g (L_1 + L_4) \right] + V_2^2 V_3 L_2 A_2}{\frac{L_4}{A_4} A_3 [V_3 A_3 - V_2 A_2]} \right) \\ &+ \left(\frac{V_2 A_2 \left[-\frac{V_2^2}{2} + \dot{V}_2 \left(L_2 + \frac{A_2}{A_4} L_4 \right) \right] + f_2 \frac{V_2^2}{8} L_2 \pi D_2 + g L_5 A_2 V_3}{\frac{L_4}{A_4} A_3 [V_3 A_3 - V_2 A_2]} \right) \\ &- \left(\frac{f_4 \frac{L_4}{D_4} \frac{V_4^2}{2} V_4 A_4 + f_2 \frac{L_2}{D_2} \frac{V_2^2}{2} V_2 A_2 + K_v \frac{V_4^2}{2} V_4 A_4}{\frac{L_4}{A_4} A_3 [V_3 A_3 - V_2 A_2]} \right) \\ &- \left(\frac{K_1 \frac{V_4^2}{2} V_4 A_4 + K_2 \frac{V_2^2}{2} V_2 A_2 + K_3 \frac{V_3^2}{2} V_3 A_3 + K_4 \frac{V_4^2}{2} V_4 A_4}{\frac{L_4}{A_4} A_3 [V_3 A_3 - V_2 A_2]} \right) \end{aligned} \quad (13)$$

Método de solução

A Eq. (13) é solucionada utilizando uma rotina numérica de equações diferenciais ordinárias baseada no método numérico Runge-Kutta. Os pulsos de velocidade que se deseja reproduzir com este sistema são aqueles apresentados na árvore arterial humana. Estes pulsos de velocidade foram medidos por Mills [1970] e apresentados em forma de gráficos. Garcia [1991] digitalizou estes gráficos, gerando assim um conjunto de pontos que foi utilizado para obter, através de Transformada Rápida de Fourier, as amplitudes e harmônicas características dos pulsos de velocidade fisiológico.

O objetivo da modelagem, Eq. (13), é a determinação do pulso de velocidade do pistão necessário para que se possa reproduzir, na seção de teste, um pulso de velocidade de um ponto qualquer do sistema arterial humano. Para tanto, utilizamos o simulador (veja apêndice A) com as dimensões mostradas abaixo:

$$\begin{aligned} D_1 &= 2,10 \text{ m;} \\ D_2 &= 25,40 \cdot 10^{-3} \text{ m;} \\ D_3 &= 25,40 \cdot 10^{-3} \text{ m;} \\ D_4 &= 21,00 \cdot 10^{-3} \text{ m;} \\ D_5 &= 116,00 \cdot 10^{-3} \text{ m;} \\ L_1 &= 0,30 \text{ m;} \\ L_2 &= 3,00 \text{ m;} \\ L_4 &= 1,20 \text{ m;} \\ L_5 &= 1,45 \text{ m;} \\ L_J &= 80,00 \cdot 10^{-3} \text{ m;} \end{aligned}$$

Para o cálculo do coeficiente de atrito (f), utilizamos uma expressão explícita que reproduz o diagrama de Moody, que é válida tanto para regime laminar quanto para turbulento, Eq. (14).

$$f = 8 \left[\left(\frac{8}{Re} \right)^{12} + \frac{1}{(A + B)^{3/2}} \right]^{1/12} \quad (14)$$

onde:

$$\begin{aligned} A &= \left[2,4571 \ln \left(\frac{1}{\left(\frac{7}{Re} \right)^{0,9} + 0,28 \frac{e}{Dh}} \right) \right]^{16} \\ e B &= \left[\frac{37350}{Re} \right]^{16} \end{aligned} \quad (15)$$

O número de Reynolds, Re , foi calculado por:

$$Re = \frac{\rho V D}{\mu} \quad (16)$$

Foi utilizado $\rho = 999 \text{ Kg/m}^3$, $\mu = 1,0 \cdot 10^{-3} \text{ cps}$ e $e/Dh = 0,000001$ para estimar f .

Nas estimativas de perdas localizadas, o coeficiente de perda, K , foi calculado utilizando a Eq. (17), quando de uma contração, e a Eq. (18), quando de uma expansão. Para saber se se tratava de uma expansão ou de uma contração verificava-se o sentido do fluxo no local.

$$K_e = \left(1 - \frac{d^2}{D^2}\right)^2 \quad (17)$$

$$K_c = 0,42 \left(1 - \frac{d^2}{D^2}\right) \quad (18)$$

onde: d - menor diâmetro da junção;

D - maior diâmetro da junção.

Para se estimar a perda de carga na válvula controladora de fluxo, utilizou-se $K_v = 73$.

Resultados obtidos

Como exemplo de aplicação, foi modelado o pulso de velocidade do pistão necessário para reproduzir a velocidade da artéria aorta ascendente. Os resultados do pulso de velocidade do pistão, Eq. (13), e da representação em série de Fourier da artéria aorta estão mostrados na Fig. 3.



Fig. 3 Gráfico do pulso de velocidade da artéria aorta e o pulso de velocidade de pistão necessário para reproduzi-lo

As frequências características dos pulsos de velocidade do pistão e da aorta são coincidentes, podendo-se concluir que, para esta faixa de operação, o sistema se comporta de maneira linear. Deve-se destacar, entretanto, que os pulsos diferem em fase e amplitude. Percebe-se também que o pistão necessita inverter o sentido, para reproduzir um trecho do pulso de velocidade da aorta, antes de completar o ciclo. Isto é possível através de inversão de rotação do motor de passo.

Apêndice - A

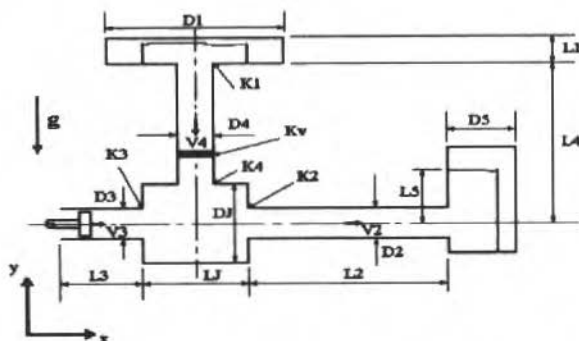


Fig. 4 Nomenclatura utilizada para o modelo unidimensional

Agradecimentos

O primeiro autor agradece ao CNPq pela bolsa concedida e ao Dr. Jorge Urquiola Catrillo pelas informações que muito contribuíram para a elaboração deste trabalho.

Referências

- Garcia, C. S., 1991, "Análise Espectral de Sinais Característicos de Fluxo e de Pressão em Artérias", Relatório de Iniciação Científica, FAEP, UNICAMP, Campinas, SP.
- Mazza, Ricardo A., 1994, "Modelagem Hidrodinâmica de um Mecanismo Pulso Duplicador", Tese de Mestrado, UNICAMP, Campinas, SP.
- Mills et al., 1970, "Pressure-Flow Relationships and Vascular Impedance in Man", Cardiovascular Research, Vol. 4, pp. 405-417.
- White, F. M - 1986, "Fluid Mechanics", McGraw-Hill Book Company.
- White, F. M - 1974, "Viscous Flow", McGraw-Hill Book Company.

Sistemas Integrados de Fabricação

A área de automação industrial é extremamente vasta e multidisciplinar. Neste contexto, são muitas vezes considerados equivalentes termos como: sistemas integrados de fabricação (ou manufatura), computer integrated manufacturing (CIM), total factory automation (TFA), factory automation (FA) e, para sistemas de menor porte, termos como célula integrada de fabricação (ou manufatura), sistemas flexíveis de manufatura (FMS), sistemas flexíveis de montagem (FAS), etc. A definição do que é esta área não é simples e envolve até conceitos sociais sobre o que caracteriza uma atividade industrial. Por outro lado, é evidente que a participação da Engenharia e/ou Ciências Mecânicas nesta atividade é fundamental. Para evitar polêmicas com abordagens não tecnológicas e procurando contribuir com a definição de conceitos mais precisos e de maior interesse técnico-científico, este número da REVISTA BRASILEIRA DE CIÊNCIAS MECÂNICAS apresenta trabalhos na área de sistemas integrados de fabricação, desenvolvidos por grupos brasileiros da (grande) área de Engenharia Mecânica.

Sem a pretensão de ser completo na abordagem deste tema, apresentam-se trabalhos relacionados com os aspectos organizacionais, de gestão industrial, de programação da produção, de projeto de partes e de controle de equipamentos de sistemas integrados de fabricação. Os aspectos diferenciados foram escolhidos para indicar que mesmo dentro do ponto de vista tecnológico, existem diferentes abordagens envolvidas na concepção, construção e operação destes sistemas. Estes trabalhos representam também uma amostra das atividades de pesquisa e desenvolvimento conduzidas por diferentes instituições no Brasil.

Conscientes do grande número de pesquisadores que estão direta e indiretamente envolvidos na área, esta edição abre um convite para as contribuições relacionadas com o tema.

Paulo Eigi Miyagi

Universidade de São Paulo

Escola Politécnica

Departamento de Engenharia Mecânica

05508-900 - São Paulo, SP Brasil

Computer Integrated Manufacturing: Aspectos Organizacionais

Computer Integrated Manufacturing: Organizational Aspects

Rogério Valle

Heitor Mansur Caulliraux

Arnaldo Ferreira Sima

UFRJ - COPPE CP 6B507

21945-970 - Rio de Janeiro, RJ - Brasil

Abstract

The competitive edge of Brazilian firms will increase depending on the use of computer integration. We define CIM as a contemporary manufacturing organization pattern that is directly related to decisions in manufacturing strategy, information technology and technological culture.

Keywords: Competitive Organization, Technological Culture, Incremental Strategies.

Resumo

O aumento da competitividade das empresas brasileiras dependerá cada vez mais da adoção de integração computadorizada. Neste texto, definimos CIM como um padrão contemporâneo de organização da produção, associado às decisões em três áreas: estratégias de produção, informatização e cultura técnica.

Palavras chave: Competitividade, Cultura Técnica, Estratégias Incrementais

Introdução: Uma Questão de Modernização Industrial

Há já algum tempo que pesquisas, nas universidades e fora delas, alertam-nos que menos de dez por cento das empresas brasileiras estão operando em níveis de classe mundial. Todas repetem que é urgente um esforço de Modernização Industrial, sob pena de uma severa deterioração de nosso comércio externo e mesmo de nosso desenvolvimento interno. Entretanto, para a enorme maior parte das empresas brasileiras, a necessidade de aumentar sua competitividade ainda é vivida como uma prioridade, mas ao mesmo tempo, como um "bicho-papão". De fato, nossa indústria sempre se apoiou nas tradicionais vantagens de custo, oriundas

- Seja de baixos salários e más condições de trabalho;
- Seja de incentivos estatais, e
- Seja ainda de um rápido e barato acesso a matérias-primas.

Ora, estas se revelam hoje cada vez mais insuficientes. A indústria nacional se vê ameaçada pela evolução dos mercados, internos e externos, que são mais heterogêneos. Os consumidores, *mesmo no Brasil*, tornaram-se mais exigentes, mas a indústria nacional ainda não sabe como responder a novos padrões de qualidade, como aqueles impostos pelas normas da ISO 9000. Outra característica desta maior heterogeneidade dos mercados é a valorização pelos consumidores da possibilidade de escolha entre vários produtos ou variantes de produtos. Do ponto de vista das fábricas, o problema aqui é que se traduz pela necessidade de aumentar a capacidade de lidar com produtos diferenciados, com ciclo de vida menor.

Assim, a competitividade depende hoje da qualidade e da flexibilidade da produção. De acordo com o enfoque que propomos a seguir, todo aumento de competitividade depende de uma ampla reestruturação industrial, onde a modernização das unidades de produção abranja três dimensões: tecnológica, estratégica e organizacional.

Competitividade e Integração Computadorizada

Os competidores que investem em integração computadorizada¹ podem responder mais facilmente à nova heterogeneidade dos mercados, pois ela está associada a um aumento da flexibilidade. Assim, a modernização da fabricação depende, antes de mais nada, da adoção de sistemas de produção modernos:

- Sistemas de produção dotados de algum nível de automação no processo produtivo e/ou no fluxo de materiais (máquinas-ferramenta a controle numérico, sistemas de movimentação auto-guiados, sistemas seqüenciados e inter-travados por conjuntos de controladores lógico-programáveis, etc), e
- Sistemas de produção com seu fluxo de informações total ou parcialmente informatizado e tratado computacionalmente;
- Sistemas de produção que possuam simultaneamente as duas características acima.

A integração das inúmeras atividades produtivas deve ser o objetivo maior da automatização e/ou informatização das unidades fabris. Enquanto modelo de organização, a Fabricação integrada por computador (CIM) visa uma "otimização" global e não apenas local: a eficiência é buscada, nem tanto em nível das tarefas ou máquinas individuais, mas através de sua integração. Seu objetivo maior é flexibilidade ante variações de volume e de mix.

Por esta razão, preferimos ver o CIM como:

Um padrão contemporâneo de organização de produção que utiliza os computadores e a automação como ferramentas para a integração de todas as fases do ciclo de fabricação do produto, desde sua concepção até sua comercialização.

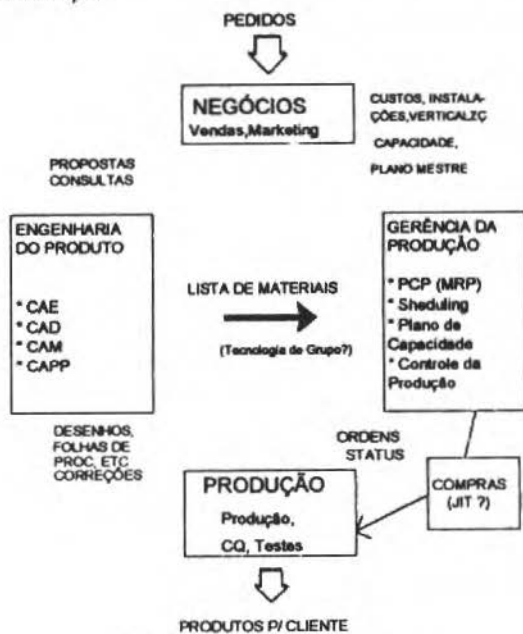


Fig.1 Funções de uma fábrica

1. Referimo-nos aqui a:

- Sistemas de produção dotados de algum nível de automação no processo produtivo e/ou no fluxo de materiais (máquinas-ferramenta a controle numérico, sistemas de movimentação auto-guiados, sistemas seqüenciados e inter-travados por conjuntos de controladores lógico-programáveis, etc);
- Sistemas de produção com seu fluxo de informações total ou parcialmente informatizado e tratado computacionalmente, e
- Sistemas de produção que possuam simultaneamente as duas características acima.

A integração informática depende de um modelo - logicamente anterior - de integração funcional da organização. Consideremos as quatro grandes "funções" de uma fábrica: área de negócios, engenharia do produto, engenharia de produção e chão-de-fábrica, conforme a Fig. 1. A integração entre elas não depende da informática: ela sempre foi (ou deixou de ser) feita através de telefone, bilhetes, visitas pessoais, etc. Redes de computadores facilitam (e muito) as formas de comunicação, mas ela não podem resolver problemas organizacionais anteriores, como a indisposição pessoal entre uns e outros, ou a indefinição de atribuições, ou a falta de documentação, etc. A informática não faz milagres: não adianta informatizar um caos organizacional.

Sem dúvida, as especificidades do parque industrial do país nos obrigam a pensar em sistemas parcialmente automatizados e/ou informatizados. Contudo, a modernidade de um sistema de produção não depende de uma total automatização ou informatização do sistema de produção². Como passaremos a ver, ela está antes associada à existência de uma estratégia de produção, capaz de dar forma e coerência às diversas etapas (incrementais) do seu processo de modernização.

Competitividade e Estratégias de Produção

A competitividade de uma empresa está relacionada com o sucesso de sua estratégia de produção, i.e., com uma correta compatibilização e condicionamento mútuo entre sua estratégia de mercado e as características de seu aparelho produtivo (Porter, 1985)

Antes de mais nada, adotar uma estratégia de produção significa reestruturar a organização da produção através de uma coleção de decisões interdependentes, acerca de algumas categorias estruturais e táticas. As primeiras são aquelas de maior impacto, ou melhor, aquelas que exigem volumes elevados de recursos para serem alteradas ou implementadas; as segundas, ao contrário, seriam de mais fácil modificação.

As categorias estruturais são as seguintes:

- Capacidade: as decisões relativas a capacidade, previstas em uma estratégia de produção, versam sobre a relação demanda/capacidade de produção ao longo do tempo. Baseada em vários tipos de dados - previsão de demanda, custos de construção e operação de plantas de diferentes tamanhos, direção da mudança técnica, comportamento dos competidores, etc-, a empresa decide quando e de que forma deve investir em expansão da capacidade produtiva (ou, no caso de retração de mercado, como "desinvestir" em capacidade). As decisões, neste item, podem envolver subcontratação, aumento incremental da capacidade, aumento do número de turnos, perda temporária de mercado, entre outros;
- Instalações (facilities): esta categoria trata de decisões relativas ao tamanho de cada planta, sua localização e seu grau de focalização. Quando se produz vários produtos e/ou se concorre em vários mercados, estas decisões são extremamente relevantes para a eficiência global da empresa;
- Tecnologias de processo: trata da escolha das tecnologias envolvidas no processo produtivo. Engloba nível de automação, fluxo de material e informação, integração das etapas do processo, entre outros, e
- Integração vertical: as decisões nesta categoria devem configurar uma política que defina o que será produzido na empresa e o que será comprado de terceiros.

As categorias táticas são as seguintes:

- Recursos humanos: são tratadas as questões sobre qualificação da força de trabalho, políticas de incentivos monetários e não monetários, planos de cargos e salários, níveis salariais em relação ao mercado, planos de treinamento e recrutamento, entre outros;
- Qualidade: define de que forma serão estabelecidos os padrões e de que forma serão verificados e aperfeiçoados os níveis de qualidade dos produtos e processos da empresa;

2. Conforme o conceito de estratégia incremental de modernização, que apresentaremos mais adiante.

- Planejamento e controle da produção: estabelecem os modelos a serem utilizados para o planejamento (seqüenciamento, carga das máquinas, níveis de estoque, etc) e controle (fluxos de material, acompanhamento dos lotes, etc) da produção. Normalmente, envolvem escolhas entre sistemas informatizados ou não, assim como entre métodos tradicionais ou não, e
- Organização: trata da definição da estrutura organizacional do setor produtivo. Reflete decisões sobre o número de níveis hierárquicos, forma da estrutura (linha, projeto ou matricial), flexibilidade, rapidez de resposta, entre outros.

O mais importante, porém, é que tais decisões sobre a organização estejam articuladas com decisões sobre a participação no mercado. A estratégia de produção deve ser traçada em função de uma determinada estratégia de negócio, i.e., de uma dada decisão quanto aos produtos e respectivos mercados onde a empresa deve competir, quanto à forma de concorrência e quanto às vantagens competitivas a perseguir (Hyes et al., 1984). Assim, as decisões quanto às categorias estruturais e táticas acima devem ser tomadas a partir de uma Análise de Dados dos valores (se possível, quantificados) destas categorias, para cada uma das empresas que concorrem num dado mercado. (Caulliraux, 1990).

Entretanto, toda estratégia de produção possui uma relação de duplo sentido com o mercado comprador da empresa: se, por um lado, deve suportar as estratégias de negócio da empresa, por outro lado, pode oferecer a esta a possibilidade de novas e mais agressivas posturas competitivas, apoiadas geralmente no lançamento acelerado de novos produtos.

Podemos, portanto, concluir que o paradigma herdado de Taylor e Ford, centrado em torno do trabalho manual direto e da produção em série, passou a ser visto como apenas uma das estratégias de produção possíveis. Da mesma forma, o próprio CIM não deve ser considerado como uma tecnologia específica, mas como uma forma tecnologicamente moderna de implantar uma dada estratégia de produção.

A conclusão que se impõe é a seguinte: não há um modelo único de organização da produção que deva ser imposto a todas as empresas³. De acordo com as características dos mercados onde concorre, a reestruturação de uma empresa deverá dar prioridade a uma ação sobre sua forma de Organização do Trabalho, enquanto outra deverá agir sobre suas tecnologias de processo, por exemplo.

Por conseguinte, qualquer programa para a Modernização Industrial de um país deve considerar as necessidades de reestruturação das empresas em todas as oito categorias arroladas acima. Surgem, então, algumas dúvidas quanto à eficiência de medidas governamentais de ordem estritamente econômica. Alterações nas políticas fiscal ou creditícia poderão ajudar no que se refere à ampliação das instalações, mas não são suficientes para multiplicar as inovações em Recursos Humanos, por exemplo, ou em Qualidade Industrial.

Mais: a adoção de uma dada estratégia de produção pode não depender apenas da própria empresa. Decisões sobre o nível de integração vertical, tipo de tecnologia, qualidade, etc, são fortemente dependentes de parceiros externos. Algum nível de coordenação é indispensável nas relações das empresas com fornecedores, clientes, meios de transporte, órgãos públicos, bancos e demais agentes financeiros, sindicatos, instituições de formação profissional, centros de pesquisa, etc. Por exemplo: muitos se perguntam se os interesses imediatos das empresas, sem qualquer coordenação pública (estatal ou não), bastam para garantir o desenvolvimento tecnológico de uma nação⁴.

Esta necessidade de integração (as decisões da empresa acerca das várias categorias estruturais e táticas são interdependentes) e de coordenação (há problemas e soluções que dependem de fatores e organizações externos à empresa) apontam para a existência de um terceiro ponto de apoio da modernização industrial. Ponto fundamental, cujo desconhecimento explica muitas reestruturações fracassadas.

3. Reside aqui uma das dificuldades na colaboração das empresas de consultoria, que normalmente oferecem uma mesma solução para todos os casos encontrados.

4. "Ninguém (jamais) conseguiu operar bem no mercado internacional, sem ter uma base industrial e financeira (e ainda) agências do Estado com visão estratégica e horizonte temporal mais largo, que articulassem os interesses. Isto é que deu certo no Japão, na Coreia e está dando certo na Índia, na China, etc. Então, eu acho que a coisa da ideologia é uma praga." Maria da Conceição Tavares, in: "Debate", CORECON, junho de 1992

O Terceiro Ponto de Apoio

O exemplo da indústria americana poderá nos indicar qual é a “terceira perna” que, junto com a integração computadorizada e a estratégia de produção, forma o tripé da Modernização Industrial. Há três anos, foram publicados os resultados de uma longa pesquisa do famoso MIT, que “passou a limpo” vários setores da indústria dos EUA (Dertouzos et al., 1989). Parte-se da idéia de que a superioridade da economia norte-americana no pós-guerra devia-se:

- Às economias de escala proporcionadas pelo enorme mercado doméstico;
- À capacidade tecnológica do país;
- À qualificação de seus trabalhadores;
- Ao fato de ser uma nação rica, ainda que sem alto nível de poupança, e, finalmente,
- À qualidade de seus gerentes.

Ora, hoje, quando os EUA convivem com um grande déficit no balanço de pagamentos, a maioria dos economistas ignora qualquer tipo de medidas microeconômicas e se limita a propor ou uma depreciação maior do dólar, ou uma depreciação maior do dólar, ou um aumento da recessão, ou mais protecionismo. Poucos estão convencidos de que uma melhoria no desempenho produtivo possa ser um ponto central.

“A tese que levantamos neste livro é a seguinte: sem que queiramos negar a importância do ambiente econômico, acreditamos que as atuais diferenças internacionais em desempenho produtivo, assim como as mudanças deste ao longo do tempo, foram extremamente influenciadas também por outras coisas. Mais exatamente, achamos que também desempenharam um papel importante os malogros de firmas e indústrias americanas em adaptar-se a novas condições. Algumas destas deficiências estão profundamente enraizadas em estruturas organizacionais e atitudes sociais; elas serão tão difíceis de corrigir quanto qualquer problema macroeconômico” (Dertouzos et al, 1989).

A pesquisa mostrou que, no diversos setores industriais norte-americanos, há hoje “padrões recorrentes de fragilidade no desempenho produtivo”:

- Estratégias caducas;
- Horizontes temporais muito curtos⁵;
- Fragilidade tecnológica no desenvolvimento de produtos e na produção;
- Desprezo pelos Recursos Humanos;
- Falhas na cooperação, e
- Desencontro entre governo e indústria.

Mas a pesquisa encontrou igualmente “similaridades-chave” entre as empresas com melhores resultados:

- Seu foco é num aperfeiçoamento simultâneo de custos, qualidade e entrega;
- Elas possuem relações mais próximas com seus consumidores e também com seus fornecedores;
- Nelas há um uso efetivo da tecnologia como vantagem estratégica;
- Uma organização menos hierárquica e menos compartimentalizada, em prol de maior flexibilidade;
- Sua política de Recursos Humanos promove o aprendizado contínuo, o trabalho em equipe, a participação e a flexibilidade.

Este conjunto de características foi intitulado pelos autores *Estratégia Integrada*.

Portanto, uma política de incentivo à competitividade industrial em nosso país exige que a análise das estratégias de produção das empresas seja complementada por uma visão abrangente de nossas estruturas industriais.

5. As razões para uma visão de curto prazo seriam: -O custo do capital nos EUA; - Um elevado temor ao risco, avaliado através de métodos como o cálculo do retorno dos investimentos; -O protecionismo governamental; - Instituições financeiras que se desviaram de seu papel, e - O tamanho e a maturidade das empresas americanas.

Características da Organização Industrial no Brasil

A indústria brasileira é caracterizada por um conjunto específico de fatores econômicos e sociais que tornam difícil a definição e observância de uma estratégia de produção formal e coerente. As dificuldades serão ainda maiores, se esta envolver uma integração computadorizada.

O nível de investimento produtivo, tradicionalmente já bastante baixo e dependente de incentivos diretos e indiretos do Estado, tornou-se ainda mais reduzido numa conjuntura marcada pelos altos rendimentos do mercado financeiro, pela redução dos investimentos das empresas multinacionais em suas filiais brasileiras e pelo endividamento público. Exclui-se de pronto uma estratégia que implique aquisição, de uma só vez, de todos os equipamentos necessários à constituição de um sistema CIM comparável aos encontrados nos EUA ou na Europa. A tradição das empresas brasileiras é outra: realizar uma série de pequenos investimentos, repartidos ao longo do tempo.

Todavia, uma segunda característica de nossas empresas é que as decisões técnicas associadas a tais investimentos guardam raramente uma relação entre si. Assim, a aquisição de certo equipamento é explicada pela influência de um diretor que passou pela empresa; a de outro, pela necessidade de responder rapidamente a um problema que viria mais tarde a desaparecer; a de um terceiro, pela incontrolável paixão dos engenheiros por certa moda tecnológica; a de um quarto, por uma decisão vinda da matriz... Ainda que cada decisão seja, sob algum ponto de vista, rigorosamente racional, sua soma nem sempre o será: os objetivos visados nas sucessivas ondas de modernização podem não ser adicionáveis uns aos outros e o desempenho conjunto das instalações pode vir a ser decepcionante.

Esta ausência de uma trajetória tecnológica vem somar-se ao descaso com a formação do pessoal, às constantes mudanças nas regras ditadas pelo Estado, a relações sociais marcadas pelo desrespeito pessoal e pela arbitrariedade e, finalmente, à crise social e econômica do país, de forma a gerar uma certa Cultura Técnica, que - este é o ponto que desejamos ressaltar - é, em princípio, um obstáculo a qualquer programa de qualidade e produtividade, ou qualquer forma de integração computadorizada.

Toda ação depende de um conjunto de normas, construídas socialmente através de símbolos organizados em sistemas (Durham, 1984). Definimos Cultura Técnica como o "pano-de-fundo" das decisões técnicas dentro da empresa, seja ao nível de Engenharia, seja ao nível das oficinas. Ela é o "reservatório de saber" partilhado intersubjetivamente pelos agentes técnicos de uma organização, ao qual remetem os enunciados técnicos, por ocasião de uma tomada de decisão.

Esta cultura técnica depende dos paradigmas tecnológicos internacionais, das normas internas de uma empresa e das características societárias de um país.

Dentro da cultura técnica da indústria brasileira, acima descrita, o fluxo de produção torna-se impenetrável para as técnicas usuais de gerência da produção e deve ser, portanto, confiado à gestão "informal" dos técnicos mais experientes em seus meandros. Para estes, a automação ou os programas de qualidade podem ser uma esperança, mas podem também ser uma ameaça de perda de um equilíbrio já muito instável; ante uma possível incompatibilidade com os equipamentos e os homens já disponíveis, eles preferem isolar os novos sistemas de produção, deixando o contexto técnico e organizacional inalterado. Assim, a heterogeneidade persiste e a eficiência dos equipamentos informatizados torna-se menor.

Ora, os equipamentos de base micro-eletrônica exigem uma cultura técnica bem particular, a fim de que se possa tirar proveito de todas as suas possibilidades, pois eles multiplicam as microdecisões tomadas cotidianamente pelo próprio pessoal de produção:

- A automação implica numa maior complexidade da manutenção das instalações, o que vem sendo resolvido pelas empresas através sobretudo de uma progressiva fusão, num mesmo cargo, das tarefas de fabricação e de manutenção, e
- A informatização implica numa contínua interação do pessoal de produção com a parte comando das instalações e com os sistemas de planejamento e controle da produção.

Para que todas estas microdecisões possam ser tomadas de forma satisfatória, a cultura técnica da empresa deve:

- Valorizar a função Produção, garantindo sua homogeneidade com a função Projeto e, assim, tornando-a relativamente autônoma;
- Apoiar-se num pessoal bem qualificado e com participação legitimada, e

- Consolidar-se progressivamente os novos padrões, através de medidas de formação contínua e da estabilidade do pessoal de produção.

Entretanto, a formação de uma nova cultura técnica não está ao alcance de organizações que se isolem. Ela é, repetimos, socialmente construída: depende de inúmeros agentes sociais, como os fornecedores, os clientes, os consumidores, os inúmeros agentes sociais, como os fornecedores, os clientes, os consumidores, os educadores, os legisladores, os funcionários públicos, os sindicalistas, etc.

Uma Alternativa para Reestruturações: Estratégias Incrementais de Modernização



Fig. 2 Modernização Industrial

A reunião das três dimensões do enfoque adotado - tecnológica, estratégica e cultural - constitui a base para a obtenção de um alto padrão de competitividade. A modernização, no sentido descrito acima (ver Fig. 2) parece-nos a condição fundamental para a sobrevivência da indústria brasileira. Entretanto, nossas entretanto, possuem dificuldades nos três níveis apontados:

- Elas estão tecnologicamente defasadas, devido ao baixo nível de investimento, mas também a uma má avaliação da importância da inovação técnica, considerada secundária nas estratégias de negócio nos mercados interno e externo;
- Elas jamais elaboraram estratégias de produção formalizadas, vivendo de forma improvisada a relação entre aparelho de produção e mercado, e, finalmente,
- Elas jamais buscaram um aperfeiçoamento de sua cultura técnica.

Ora, se uma política de investimentos graduais parece ser atualmente inevitável nas reestruturações de empresas brasileiras, talvez não o seja a falta de uma verdadeira estratégia de produção, permitindo uma trajetória tecnológica onde cada um dos sucessivos estágios já comporte um certo nível de integração computadorizada e uma elevação da cultura técnica. Uma estratégia incremental de modernização caracteriza-se:

- Pela distribuição dos investimentos ao longo do tempo;
- Por uma trajetória tecnológica orientada para uma exploração a fundo das possibilidades da micro-eletrônica, tanto nos processos de fabricação, quanto no tratamento de dados, mas na qual cada um dos sucessivos estágios tecnológicos já comporta um certo nível de integração;
- Pela busca, ao longo de toda a trajetória tecnológica, de uma máxima compatibilidade entre as estratégias de produção e os mercados das empresas, e
- Pela instauração imediata de uma cultura técnica baseada nos "novos conceitos de produção" (Kern et al, 1984) e na criação de fluxos horizontais e verticais de comunicação dentro da empresa, de forma a poder acolher, de pronto, os novos estágios tecnológicos.

A primeira etapa de uma Estratégia Incremental de Modernização envolve, em geral, um esforço de formalização do que já existe, tanto a nível da gerência, quanto no chão-de-fábrica. Por exemplo: a elaboração de documentos sobre tempos e roteiros de fabricação, folhas de operações, ferramental e gabaritos, etc., é uma condição prévia para a introdução de sistemas informatizados de PCP (baseados em bancos de dados atualizados). Da mesma forma, o estudo das linhas de produto, a formação de famílias, a redução das diversidades, etc., permitirá os primeiros subsistemas automatizados de produção: células de fabricação ou de montagem de sub-conjuntos completos, ou linhas de produção voltadas para cada família de produtos.

Podemos, assim, constatar que reestruturações baseadas numa estratégia incremental de modernização exigem um alto grau de planejamento organizacional e de formalização do processo de produção e, portanto, um número elevado de informações sobre as diferentes áreas de produção e de negócios. Desta forma, a contribuição de pessoas das diferentes áreas da empresa torna-se indispensável. Isto implica numa necessidade de assegurar formação e estabilidade para o pessoal⁶.

A Montagem de um Centro de Demonstração de Tecnologias e Conceitos num Convênio de Parceria entre a COPPE/UFRJ, o SENAI/RJ e o IWI/Univ.Saarlandes (Sima et al, 1994a)

O Projeto CIM COPPE/SENAI procura tratar diversas questões relativas ao CIM. Procuramos tratar tanto os problemas tecnológicos de implantação de um centro deste tipo (redes de computadores, softwares e sistemas de gestão da produção, engenharia, bancos de dados e todas as tecnologias específicas envolvidas, além da criação de protótipos e modelos para treinamento), assim como os aspectos organizacionais (modelagem de processos, simulação, estratégia, reengenharia e desenvolvimento de metodologias e modelos de integração) e, finalmente, o treinamento de recursos humanos (Sima et al., 1994b).

Este centro procura tratar grande parte da problemática referente ao CIM (Sima et al. 1994c), tratando temas relativos ao chão de fábrica, à engenharia, ao gerenciamento e ao treinamento de recursos humanos, tanto em nível dos técnicos e operadores (SENAI), quanto em nível de engenharia (UFRJ), ou pós-graduação (COPPE), ou até formação e reciclagem de executivos e tomadores de decisão (COPPE/SENAI) (em fase de implantação).

Este projeto vem sendo articulado há vários anos pelo Grupo de Produção Integrada da COPPE/UFRJ (Caulliraux et al., 1993). Inicialmente, participou do projeto CIM-BRASIL, desenvolveu diversos projetos de automação e consultoria e, finalmente, partiu para firmar acordos e convênios de cooperação para desenvolvimento de tecnologias para modernização industrial.

Foram firmados acordos com o IMU, Itália, (Caulliraux, et al. 1992) e politécnico de Milão, Itália, onde se deram extensos programas de qualificação e treinamento de pessoal e transferência de metodologias. Além de outros institutos europeus e americanos onde foram realizados programas de qualificação de pessoal. Foi afirmado ainda um convênio de cooperação e transferência de tecnologias com o IWI - Institut für Wirtschaftsinformatik (Sima et al., 1993a), da universidade da Saarlandes, Alemanha, onde foi transferida uma Célula CIM de Demonstração, instalada no CETEC MM Euvaldo Lodi (SENAI/RJ).

Neste convênio, ocorreu ainda o treinamento de uma equipe na operação e manutenção desta célula, além das filosofias, modelos e conceitos envolvidos no desenvolvimento da mesma, conforme a Fig. 3, (Scherr et al., 1994)

No âmbito nacional, foi firmado convênio com o SENAI para desenvolvimento, transferência e difusão de tecnologias, sob o qual diversos projetos e pesquisas vêm sendo desenvolvidos nos últimos anos, dentre eles destacam-se a participação do SENAI no convênio com o IWI e os programas de treinamento de pessoal.

6. A mesma condição é necessária para reestruturações baseadas no método TQC (Controle de Qualidade Total).

O Centro CIM passou a incorporar também outros laboratórios do SENAI, CETEC MM Euvaldo Lodi, como o CAD/CAM, o projeto "Sainte-Croix" (laboratório de máquinas CNC), a planta de processos contínuos e o "chão de fábrica", que estão sendo integrados aos laboratórios do GPI (COPPE/UFRJ), ao qual estão conectados os grupos de pesquisa que o compõe, via de computadores.

Principais Parceiros Envolvidos no Projeto CIM COPPE/SENAI:

O projeto CIM COPPE/SENAI conta atualmente com diversos parceiros, no Brasil e no exterior. A Fig.3 ilustra as relações entre eles (Sima et al, 1993b), o que configura o que chamamos de "Consórcio CIM COPPER/SENAI".

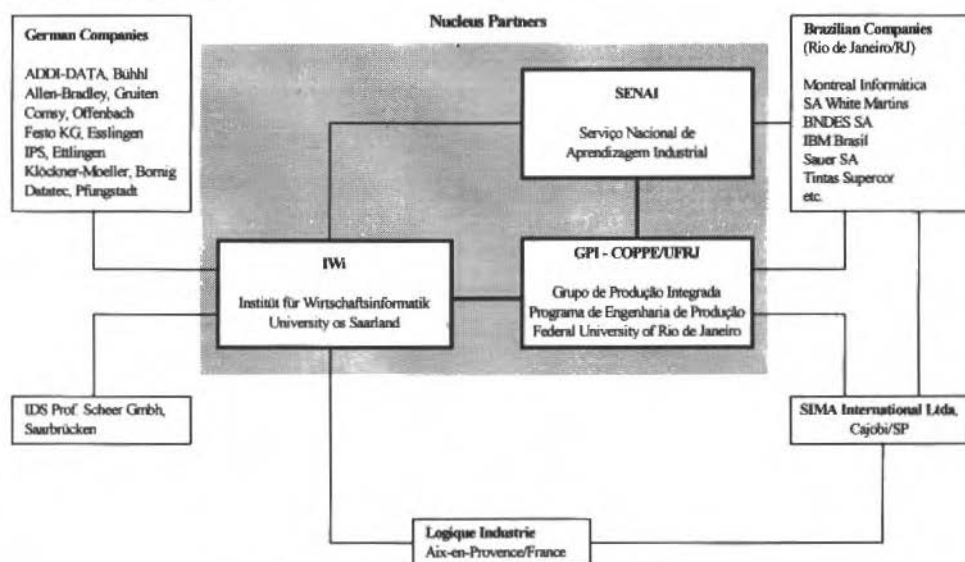


Fig. 3 O modelo CIM de demonstração - A planta de Buttons

Visando fornecer uma visualização prática do uso das teorias apresentadas nos programas de treinamentos, torna-se muito importante que a pessoa treinada tenha acesso imediato a uma linha de produção real que empregue estas técnicas, onde o funcionário/estudante receberá formação prática no assunto e poderá visualizar a aplicação destas técnicas numa planta real. Com esta intenção, uma planta de demonstração da filosofia de integração CIM, Fig. 4, foi transferida para o Rio de Janeiro e instalada no CETEC MM Euvaldo Lodi do SENAI/RJ.

Esta Célula foi idealizada para apresentação na feira industrial de Hanôver (Hannover Messe Industrie) de 1990, pelo IWI que tinha como principal intenção demonstrar um modelo de sistema completo de produção. A linha de produção CIM exibida consiste de componentes de dez diferentes fabricantes operando de forma integrada de acordo com o modelo Y-CIM de autoria do Prof. A.-W. Scheer. A idéia era gerenciar todas as etapas do sistemas produtivos via computador, incluindo todos os estágios do processo de produção. O processamento integrado do pedido é demonstrado, considerando a entrada da ordem, construção, *scheduling*, fabricação, monitoração da qualidade e expedição final. Todos os estágios são comandados e monitorados por sistemas de planejamento e controle da produção (PCP). Esta foi a primeira vez que tal conceito foi implementado, integrando tantos computadores e sistemas de controle diferentes, assim como vários componentes de soluções CIM baseados em redes de comunicação comuns e interfaces normalizadas.

O item principal da Célula é representado pela linha de produção, consistindo de cinco estações e um sistema de transporte inter-conectando-as. Quatro diferentes companhias montaram processos de fabricação individuais controlados por PLC's (*Programmable Logic Controllers*) de acordo com os dados da ordem, construção, lista de partes e *schedule* de fábrica que são gerados pelos sistemas das demais empresas.

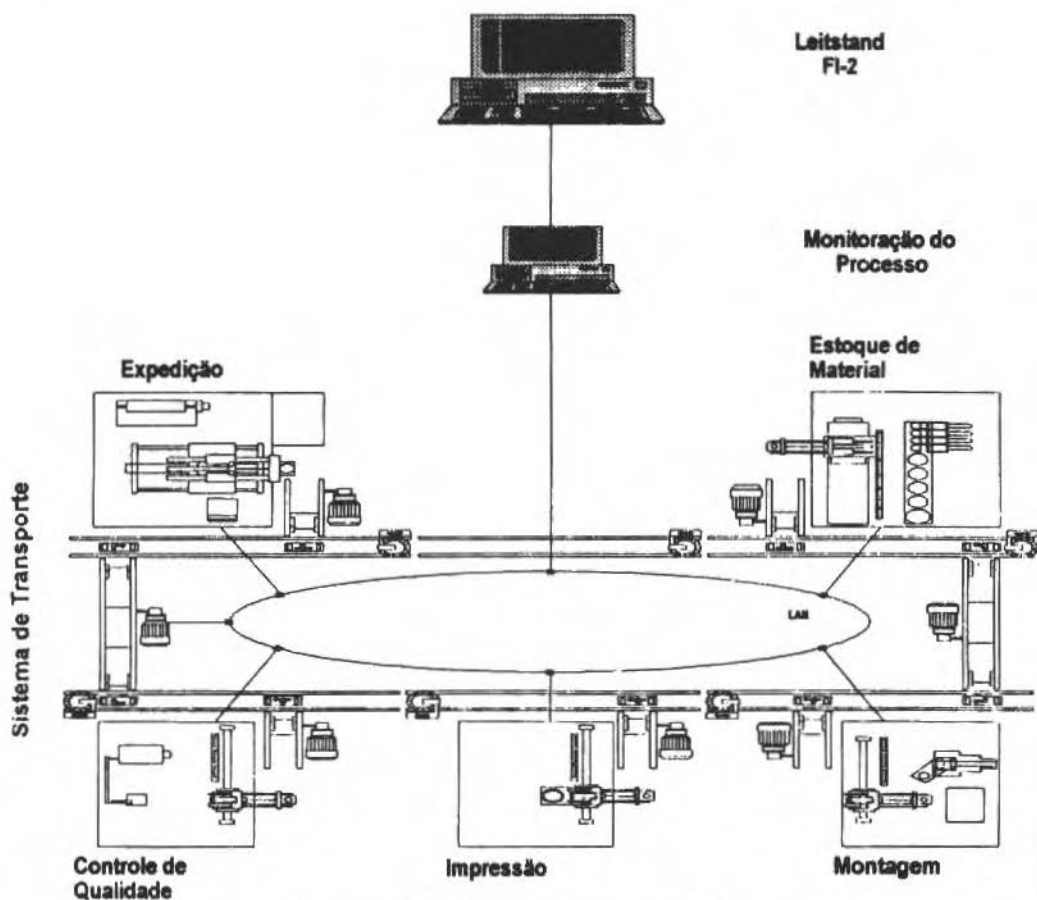


Fig. 4 Modelo de demonstração da filosofia CIM.

Referências

- Caulliraux, H. M., 1990, Estratégias de Produção e Automação: Formulação e Análise. Tese DSc., Departamento de Eng. Elétrica, PUC/RJ, Maio.
- Caulliraux, H. M., 1992, "A Experiência Comparada de Implantação de Centros CIM: Suíça, Itália e Alemanha. Indicações para o Brasil", CONAI 92 - São Paulo.
- Caulliraux, H.M, Sima, A.F et al., 1993, Planejamento da Unidade de Demonstração e Apoio à Difusão na Área de Retrofitting e de Modernização Industrial, Publicações Técnicas - GPI/COPPER/UFRJ - Rio de Janeiro.
- Dertouzos, M. et al., 1989 Made in America: Regaining the Productive Edge. The Mit Press, Cambridge, USA.
- Durham, E., 1984, "Cultura e Ideologia", in Dados - Revista de Ciências Sociais. Rio, vol. 27, nº 1, pp. 71-89.
- Hayes, R. e Wheelwright, S., 1984 Restoring, our Competitive Edge - Competing through Manufacturing. John Wiley, Nova Iorque.
- Kern, H., Schumann, M., 1984, Das Ende der Arbeitsteilung? Rationalisierung in der industriellen Produktion. G.H.Beck, Munique.
- Porter, M., 1985, Competitive Advantage - Creating and Sustaining Superior Performance. The Free Press, Macmillan, Nova Iorque.
- Scheer, A. W., Sima, A.F., Caulliraux, H.M. et al., 1994, CIM Towards the Factory of the Future, 3rd edition, Springer Verlag, Berlin.
- Sima, A.F., Caulliraux, H.M. et al., 1993a "CIM-COOP: A Model For Cooperative CIM Technology-Development and Transfer Between Germany and Brazil", Proceedings of Workshop on Information Technology, GMD/UNDP/CNPQ Berlin/Rio de Janeiro.

- Sima, A.F., Sima, R.F., e Caulliraux, H.M., 1994a "Centros CIM (Computer Integrated Manufacturing) - A experiência Comparada entre Brasileiros e Europeus" Anais do Segundo Congresso Anual do Sobracon São Paulo.
- Sima, R.F., Caulliraux, H.M., et al., 1994b, "Operário Polivalente - O Operador da Indústria Moderna" Enegep, João Pessoa, PB.
- Sima, A.F., Sima, R.F., Caulliraux, H.M. et al., 1994c - Manufatura integrada por Computador - Sistemas Integrados de Produção: Estratégia, Organização, Tecnologia e Recursos Humanos, Editora Campus, Rio de Janeiro.

O Sistema de Custeio Baseado em Atividades (ABC) na Especificação da Peça em Bruto

The Activity-Based Costing (ABC) on Rough Part Specification

Nelson Vieira Fonseca

Paulo Corrêa Lima

Unicamp - FEM-DEF. CP 6122

13083-970 Campinas, SP Brasil

Rogério Branco

Amaury Cezar Rossi

Equipamentos Clark Ltda.

Controladoria - Custos, CP 304

13279-400 Valinhos, SP Brasil

Abstract

The purpose of this paper is, at first, to show the inefficacy of traditional costing systems for management and specification analysis of rough parts. This problem is critical on parts specification, concerning low production batches. It is known that the unit cost of forged of low volume is high. The inadequacy of traditional costing lays on the incapacity to identify and quantify the various factors which compose the cost of a piece-besides the direct costs - and its variations caused by alterations of production batches.

Through the Activity-Based Costing system it is possible to identify those cost composing factors. Because it presents more accurate form of allocation, the ABC allows a more criterious costing analysis concerning the process of production. Therefore, this methodology may contribute on choosing the best alternative for rough parts, enhancing choice for the production schedule at a lower cost. This work presents some results of ABC modelling at a forging, showing the skills of this tool on identifying and quantifying cost factors not found through the traditional costing systems.

Keywords: Cost, Industrial Cost, Activity-Based Costing, ABC, Forging

Resumo

Este trabalho apresenta, inicialmente, a deficiência dos sistemas de custeio tradicionais para gerenciamento e análise de especificação da peça em bruto. Este problema é crítico na especificação de peças em bruto para peças de baixo volume de produção. É reconhecido que o custo de um forjado de baixo volume de produção é elevado. A inadequação dos sistemas tradicionais de custeio reside na incapacidade de identificar e quantificar os diversos fatores que compõem o custo de uma peça - além do custo direto - e suas variações proporcionadas por alterações de volumes de produção.

Através do sistema de custeio baseado em atividades é possível a identificação destes fatores que compõem os custos. Por apresentar uma forma mais apurada de alocação, o ABC permite uma análise mais criteriosa do custeio dos processos de produção. Assim, essa metodologia pode contribuir na escolha da melhor alternativa de peça em bruto, proporcionando a visão da opção de menor custo. Este trabalho apresenta alguns resultados de uma modelagem de custos ABC em uma forjaria, demonstrando a capacidade desta ferramenta em identificar e quantificar fatores de custos não observáveis através dos sistemas tradicionais de custeio.

Palavras-chave: Custo, Custo Industrial, Custeio Baseado em Atividades, ABC, Forjamento

Introdução

Convencionalmente, no projeto de peças forjadas, busca-se aproximar ao máximo a geometria do forjado à geometria da peça acabada. Este trabalho é realizado com o objetivo de minimizar os custos de matéria-prima e reduzir os tempos das operações de usinagem. Com isso se espera a obtenção de peças com um mínimo custo.

No caso de conformação de peças de baixo volume de produção, uma série de problemas podem ser observados. A produção de pequenos lotes leva a uma diminuição de produtividade do equipamento. Por outro lado, a produção de um estoque elevado de peças de pequena demanda eleva

os custos de inventário além de, dependendo do caso, aumentar o risco de obsolescência de peças. Além disso, dispense-se um grande esforço no projeto e construção de ferramental para um volume pequeno de peças.

Como consequência, pode-se perceber que as peças de baixo volume de produção têm um custo maior que as peças de alto volume.

Tendo isso em vista, é interessante que outras propostas possam ser analisadas para a escolha da peça em bruto nas condições de baixo volume de produção. Dependendo do caso, pode ser mais viável a utilização de um forjado único para um grupo de peças de baixo volume, ou o aproveitamento de um forjado já existente em produção, ou ainda, a utilização de um perfil laminado ou trefilado.

Para que esta análise possa ser realizada, é necessária uma avaliação que pondere os diversos fatores que compõem os custos da peça em bruto e os custos de usinagem. Assim, é possível escolher a alternativa que leva ao roteiro de fabricação mais econômico.

O ABC é uma ferramenta de custeio que permite essa identificação e quantificação dos diversos fatores de custos. Este trabalho apresenta inicialmente a inadequação gerencial dos sistemas tradicionais de custeio na seleção da peça em bruto. Em seguida, são introduzidos os principais conceitos do ABC e as vantagens dessa metodologia na identificação dos custos, consequentemente, sua utilidade na análise do problema em questão. Posteriormente, são apresentados os resultados da aplicação desta metodologia em um processo de conformação, mostrando como resultado a composição da estrutura de custos das peças e suas variações em função de diferentes volumes de produção. Com base nestes resultados, conclui-se que uma modelagem ABC englobando o processo de produção da peça em bruto e o processo de usinagem serve como uma ferramenta capaz de indicar a melhor alternativa para a peça em bruto.

Inadequação dos Sistemas Tradicionais de Custeio na Seleção da Peça em Bruto

Os sistemas tradicionais de custeio - como os sistemas de custeio por absorção - não fornecem informações gerenciais adequadas para uma análise deste tipo, pois foram desenhados objetivando a valorização dos estoques. Aliado a isto, as necessidades gerenciais atuais das empresas, tendo em vista a tendência de proliferação de diferentes produtos e a consequente diminuição relativa dos lotes de produção, tem mostrado que a forma como os custos têm sido calculados não fornecem mais informações eficazes para análise de alternativas e ações gerenciais.

O sistema de custeio por absorção apropria os custos com base nos centros de custos. Normalmente, os centros de custos produtivos são definidos a partir de um grupo de equipamentos cujos processos são razoavelmente homogêneos. Os centros de custos produtivos, além de agregar os seus custos de produção, absorvem as despesas não produtivas, chamadas de despesas gerais de fabricação, com base em critérios de rateio. Desta forma obtém-se o custo total apropriado ao centro do custo produtivo. Todo o montante alocado ao centro de custo produtivo é proporcionado pelo volume de produção realizado por aquele centro de custo num dado período, de forma a se obter o custo-hora ou custo-tonelada do centro de custo. Através desse parâmetro chega-se ao custo do produto.

Este tratamento gera uma distorção nos custos, pois tempos de produção iguais não indicam esforços iguais na produção de uma peça. Uma série de fatores não são contemplados como:

- Custos de *set-up*;
- Diferenciações nos processos;
- Custos de projeto de produto;
- Custos de ferramental (projeto, construção e recondicionamento), e
- Custos de transportes de peças, etc.

A análise da seleção de peça em bruto está sujeita às distorções ao ser realizada com base nos dados dos sistemas tradicionais de custeio. Isso ocorre porque, com base no custo-hora de produção, não há variações de custo de produção de peças em função dos lotes de produção. Portanto, nesta ótica, a produção de forjados exclusivos é sempre vantajosa, já que se obtém economia em matéria-prima e otimização de tempos de usinagem.

Para que a análise tenha maior confiabilidade, são necessárias informações de custos mais acuradas. Para isso, propõe-se a utilização da metodologia de custeio baseado em atividades (ABC - *Activity-Based Costing*) que pode fornecer as informações necessárias para essa análise.

O Sistema de Custeio Baseado em Atividades

A Fig. 1 ilustra a diferença entre as formas de alocação do sistema de custeio tradicional e do sistema baseado em atividades. À esquerda, pode-se observar o sistema de alocação tradicional, onde os recursos (custos relativos aos centros de custos) são alocados diretamente aos produtos ou serviços. À direita, está representada a alocação no ABC, onde há uma etapa a mais na alocação dos custos, proporcionando o detalhamento dos custos ao nível da atividade.



Fig. 1 Comparação entre a alocação no sistema tradicional de custeio e a alocação no ABC

O sistema de custeio baseado em atividades aloca os custos inicialmente para as atividades. Essa alocação é feita com base numa relação de causa e efeito, que procura identificar em que proporção os recursos são consumidos na execução das atividades. Este critério de alocação é chamado direcionador de custo de recurso. O direcionador de custo de recurso pode ser o número de pessoas alocadas para uma atividade, o quilowatt-hora consumido, o número de inspeções realizadas, número de movimentações de material, etc.

Com a alocação dos recursos às atividades, chega-se aos custos totais das atividades. Este valor representa o total de recursos que a empresa dispõe para a execução das atividades num determinado período. O custo unitário da atividade é calculado dividindo-se o custo total da atividade pelo seu output.

O custo dos produtos são calculados com base na utilização destas atividades. Para isso, se utiliza do direcionador de custos de atividades, que mede em que proporção os produtos se utilizam das atividades.

No sistema de custeio por absorção, todos os custos são incorridos em função da hora produzida. Isto é, todos os custos de produção são alocados em função do tempo-padrão de produção. O ABC reconhece que os custos podem ser incorridos em função de outros fatores além da unidade produzida. Os custos também podem incorrer em função do lote de produção, da decisão de se criar um produto e em função das instalações industriais.

Essa hierarquia de custos tem papel importante na alocação dos custos das atividades aos produtos.

- Os custos da unidade são os custos referentes à transformação do produto. são os custos das horas efetivas de produção, que se caracterizam por um tempo-padrão de uma certa operação;
- Os custos dos lotes são aqueles que ocorrem com base na decisão de se produzir uma quantidade de se produzir uma quantidade de um produto. Indépende da quantidade de produtos que irão ser feitos. O custo de preparação de máquina se enquadram nesta modalidade;
- Os custos relativos ao produto dependem da decisão de se ter um produto. Nesta categoria estão os custos de projeto e geração de processo de produtos.
- Os custos de instalações independem de quaisquer características dos produtos. são custos incorridos da decisão de se ter um negócio, portanto são normalmente rateados entre os produtos com base no volume de produção. Dentre estes custos, estão os custos de manutenção predial, saneamento básico, etc.

Esta visão hierárquica dos custos contemplados pelo ABC irão influir grandemente no custo unitário do produto. Os custos da unidade dão classicamente aceites e são calculados também no ABC com base nos tempos-padões das operações de transformação do produto. Os custos incorridos em função do lote têm seu valor rateado pelo número total de peças do lote, implicando numa avaliação mais precisa do impacto do tamanho do lote nos custos da produção. Os custos do produto são alocados às peças com base no total das peças produzidas no ciclo de vida total do produto.

O ABC provendo as informações dos custos das atividades e fazendo a alocação com base nesta visão hierárquica dos custos, obtém de forma muito mais acurada o custo da peça. Todos os custos que estavam embutidos no custo-hora de forjamento pelo custeio por absorção têm alocação específica no ABC, mostrando efetivamente o impacto dos fatores geradores de custos na produção da peça.

Tendo a visão proporcionada pelo ABC é possível uma avaliação de qual a opção de processo que leva ao menor custo de produção de uma peça.

Modelagem de ABC na Forjaria

Neste item, são apresentados alguns resultados obtidos a partir de uma modelagem de ABC em uma forjaria. O objetivo desta apresentação é ilustrar o impacto de uma série de fatores no custo da peça em bruto.

Os resultados aqui são expostos separadamente, conforme as hierarquias de custos descritas anteriormente (unidade, lote, produto e instalações). Para cada item da hierarquia de custos foi utilizado uma ou duas atividades para ilustrar a influência destes parâmetros no custo unitário do produto.

Custos da Unidade: Forjamento em Prensa

A atividade de forjar foi modelada com base nas células de forjamento, que compreendem um forno de aquecimento, uma prensa de forjar e uma prensa de furar. As operações de transformação normalmente consomem recursos com base na hora trabalhada. Na etapa de custeamento das atividades se chegou no custo horário da célula de forjamento. Portanto, o custo relativo ao forjamento de uma peça é o produto do tempo padrão desta peça na célula pelo custo da hora da atividade de forjar.

Custos do Lote: Set-Up

A atividade de set-up é realizada em função da decisão de se forjar um lote, independente da quantidade de peças a ser reproduzida na mesma montagem.

No caso específico do forjamento, a partir de um certo tamanho de lote um novo *set-up* deve ser feito, devido à vida da ferramenta, eventualmente, ser menor que o tamanho do lote.

A Fig. 2 ilustra a variação do custo unitário do forjado considerando-se somente o custo de set-up em função do tamanho do lote. Neste gráfico pode-se observar a diminuição do impacto do custo de set-up na peça na medida em que são forjados lotes maiores. O gráfico apresenta duas curvas, que representam forjados com esforços diferenciados de preparação de máquina. A curva superior se refere a um forjado que exige uma pré-forma, tornando o set-up mais demorado.

SET-UP x LOTE DE PRODUÇÃO

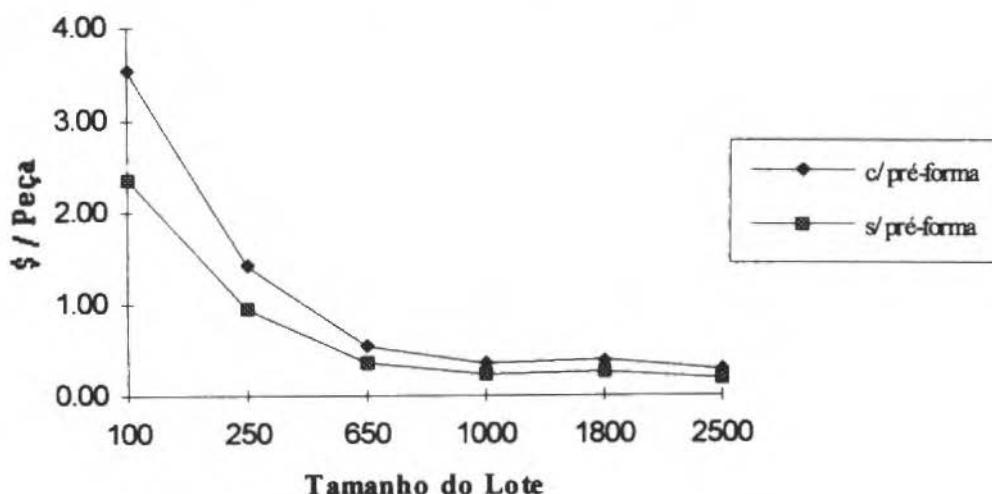


Fig. 2 Variação do custo do set-up em função do lote de produção

Custos do Produto: Engenharia de Projeto/Processo e Ferramental

Os custos da engenharia de projeto/processo e ferramental de uma peça são custos inerentes ao produto, portanto, são custos que devem ser repostos ao longo da vida do produto. Isto é, o produto deve gerar os recursos para recuperar as suas despesas de desenvolvimento.

O custo de projeto e processo de um produto é baseado nas horas de engenharia utilizadas no desenvolvimento do produto. O custo do ferramental é calculado com base no custo da matéria-prima e das operações de usinagem necessárias na sua construção. É levado em conta também a durabilidade dos componentes da ferramenta e as operações de usinagem no seu recondicionamento.

A partir destes dados, é calculada a necessidade de operações de usinagem e matéria-prima de ferramental de uma dada peça em função de seu ciclo de vida.

A Fig. 3 ilustra a variação do custo unitário de uma mesma peça em relação ao projeto, processo e ferramental, em função da variação do número de peças a serem produzidas durante o seu ciclo de vida. Aqui, observa-se o efeito negativo destes custos no custo unitário das peças de baixo volume de produção no ciclo vida.

O gráfico apresenta quatro curvas, representando quatro peças com características de ferramental diferenciadas. A curva A se refere à peça com tipo mais complexo de ferramental. São necessárias para esta peça três estágios de forjamento, requerendo portanto uma matriz a mais para pré-forma antes do forjamento final. Além disso, essa matriz possui um perfil que exige operações de eletroerosão na sua fabricação. A curva B representa os custos para uma peça que utiliza três estágios de forjamento, mas cuja matriz não necessita de operações de eletroerosão. A curva C representa os custos de uma peça que necessita de dois estágios de forjamento, porém necessita de uma matriz com operações de eletroerosão. Finalmente, a curva D apresenta uma peça de processo mais simples, utilizando dois estágios de forjamento e matriz sem operação de eletroerosão.

CUSTO DO PRODUTO x CICLO DE VIDA

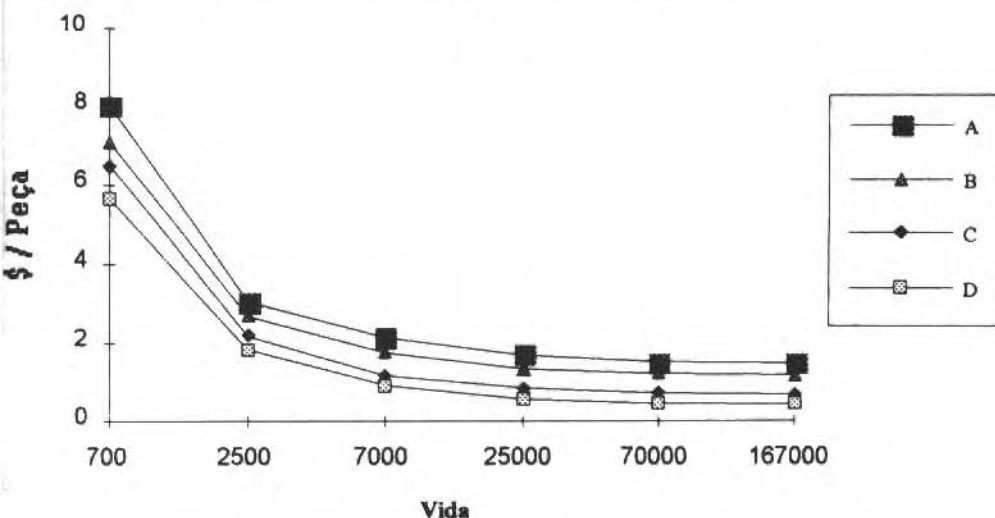


Fig. 3 Variação dos custos de ferramental em função da vida do produto

Resultados Comparativos

Com os resultados obtidos na modelagem no sistema de custeio baseado em atividades, foi feita uma comparação com o sistema de custeio tradicional (por absorção). Foi escolhida uma peça e calculado seu custo unitário para diversos tamanhos de lote de produção. Para simplificação, o ciclo de vida do produto foi fixado em dois anos, para efeito dos cálculos dos custos relativos ao produto.

A Fig. 4 ilustra o custo unitário da peça no sistema ABC e no sistema tradicional em função do tamanho de lote de produção.

CUSTO TRADICIONAL x ABC

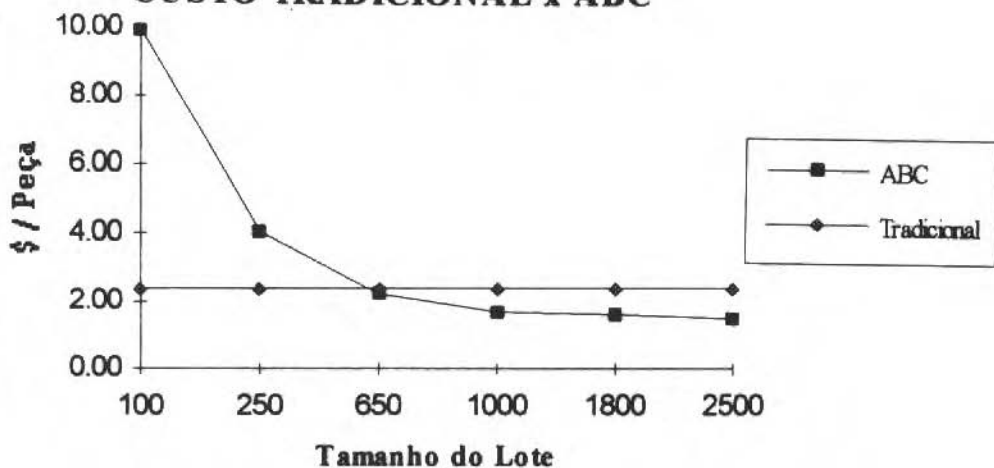


Fig. 4 Custo tradicional e custo ABC em função do tamanho do lote de produção (Análise qualitativa - Números fictícios)

Neste gráfico, observa-se que todo o ganho de economia de escala proporcionado pelos altos volumes de produção demonstrado pela curva representativa do ABC, é desprezada na abordagem tradicional. Por outro lado, os altos custos envolvidos na produção de peças de pequeno volume não são identificados.

A Tabela 1 apresenta a composição dos custos calculados pelo ABC de uma peça de baixo volume de produção em comparação a uma peça de alto volume.

Tabela 1 Percentual de contribuição no custo unitário: alto volume x baixo volume de produção

	Alto Volume	Baixo Volume
Custos de Matéria-Prima	57%	27%
Custos de Produção	37%	23%
Custos de Ferramental	6%	39%
Custos de Projeto e Processo	0%	11%
Total	100%	100%

Nesta Tabela, pode-se perceber que grande parte da contribuição dos custos das peças de baixo volume correspondem aos custos indiretos de produção, sendo, portanto, não mensuráveis pelos sistemas tradicionais de custeio. Os custos desta natureza são absorvidos pelo custo-hora de produção. Dessa forma, percebe-se que, na realidade, o custeio tradicional permite que as peças de alto volume de produção subsidiem as peças de baixo volume pelo fato de tratar todos os custos com base nos tempos-padrão.

O ABC na Seleção da Peça em Bruto

Como foi exposto na introdução, tradicionalmente se procura buscar os custos mínimos na produção através da redução de tempos e gastos em matéria-prima. Esta visão tem o foco voltado ao cálculo do custeio tradicional, onde são observáveis apenas os custos diretos de produção. No caso de peças de alto volume de produção, onde a maior contribuição dos custos são os custos diretos, conforme mostrado na Tab. 1, essa lógica tradicional permanece. Porém, quando é feita essa análise para as peças de baixo volume, passa-se a trabalhar com outro perfil de custos, havendo portanto uma necessidade de mudança na abordagem do problema da seleção da peça em bruto.

Apesar da opção por um forjado exclusivo permitir uma economia de custos de usinagem e matéria-prima, na situação de baixo volume, seu custo é muito elevado devido à incidência elevada de custos indiretos no custo da peça. É interessante, portanto, a comparação desta alternativa com outras, como a opção de utilização de uma barra ou um tubo, ou ainda, a utilização de um forjado já existente que atenda às especificações.

Essa comparação entre alternativas deve passar por uma análise de custos que abranja todos os custos envolvidos na manufatura da peça. Um modelo ABC englobando a área de conformação e de usinagem é capaz de atender essa exigência. Com isso, é possível ponderar os diversos fatores de custos - diretos e indiretos - de forma a efetivamente se obter qual a opção mais adequada para a peça em bruto.

Conclusão

Conforme foi apresentado, os sistemas de custeio tradicionais não fornecem elementos suficientes para uma análise confiável dos custos de produção sob o ponto de vista gerencial. Consequentemente, este sistema não atende de forma adequada à especificação da peça em bruto objetivando a minimização de custos de produção.

O sistema de custeio baseado em atividades fornece dados suficientes para uma análise criteriosa de custos de produção, levando em conta uma série de fatores até então não mensurados pelos sistemas de custeio tradicionais. Através da identificação dos diversos fatores geradores de custos que compõem o custo total da peça, é possível a escolha pela melhor alternativa para a produção de uma peça.

Tendo em vista o mercado atual, sinalizando o aumento da diversificação dos produtos e a tendência à diminuição dos tamanhos do lote, é significativa a importância de uma ferramenta gerencial que permita avaliar os custos de produção em função das alterações de tamanho de lote. Desta forma, é possível, além de avaliar os ganhos devido à economia de escala, buscar efetivamente à competitividade nas produções de baixa série.

Referências

- Brimson, J. A., 1991, "Activity-Based Accounting: An Activity-Based Costing Approach", 1a.ed., John Willey & Sons Inc, New York.
- Di Domenico, G. B., Lima, P. C., 1994, "Activity-Based Costing (ABC): Uma Nova Ferramenta para Gestão Total dos Custos", Máquinas e Metais, junho, São Paulo.
- Nakagawa, M., 1994, "AC Custeio Baseado em Atividades", Ed. Atlas, São Paulo.
- Ostrenga, M., et al., "Guia da Ernst & Young para Gestão Total dos Custos", Ed. Record, Rio de Janeiro.
- Turney, P. B., 1991, "Common Cents: The ABC Performance Breakthrough", Hillsboro: Cost Technology.

Um Sistema de Projeto de Peças Usinadas Baseado em "Features" Aplicado à Realidade Industrial

A CAD by Features Systems Applied to an Industrial Reality

João Carlos Espíndola Ferreira

Adilson Ulrico Butzke

Fernando Furlan Neto

Universidade Federal de Santa Catarina

Departamento de Engenharia Mecânica

GRUCON, Caixa Postal 476

88040-900, Florianópolis, SC

Abstract

This paper presents the main concepts of a CAD by Features System developed by the GRUCON/EMC/UFSC research group. The system known as MSS (Manufacturing System Support) is being developed in cooperation with SLC (Schneider Logemann Company). Initially, a brief description of the used CAD methodology is done, followed by a presentation of the graphical user interface used on the piece design phase. Finally, it is shown how the data communication was established between this module and the computer aided process planning module.

Keywords: Computer Aided Design, Features, Computer Aided Process Planning.

Resumo

Um grande número de empresa nacionais e internacionais possuem softwares de CAD ("Computer-Aided Design" - Projeto Assistido por Computador), e também de CAM ("Computer-Aided Manufacturing", Manufatura Assistida por Computador), e estes normalmente não são integrados. Isto é, a atividade de Planejamento do Processo, que é um elo vital entre o projeto e a fabricação, é efetuada nestas empresas sem o auxílio do computador. Este problema motivou o desenvolvimento no GRUCON/EMC/UFSC de um software de CAD/CAPP/CAM. Este software, denominado "Sistema de Suporte à Manufatura" (MSS) está sendo desenvolvido em cooperação com a SLC ("Schneider Logemann Cia."), empresa do ramo agrícola fabricante de colheitadeiras e plantadeiras. O presente artigo tem por objetivo apresentar o módulo de projeto de peças do MSS, que é um sistema "CAD by Features" utilizado para a modelagem de peças daquela empresa no computador. Neste artigo é feita uma descrição da metodologia utilizada no desenvolvimento do módulo de CAD; descreve-se também a interface gráfica para o projeto de peças, e descreve-se também como é feita a comunicação com o módulo de Planejamento do Processo Assistido por Computador.

Palavras-chave: Projeto Assistido por Computador, "Features", Planejamento do Processo Assistido por Computador

Introdução

Hoje, a utilização da tecnologia de computadores no setor produtivo é um caminho sem volta. Em atividades de grande importância na indústria, como projeto, fabricação, gerenciamento de materiais e equipamentos, tem-se utilizado o computador de forma cada vez mais abrangente. Isto se deve a vários fatores, dentre os quais incluem-se:

- A globalização do mercado, resultando numa maior competição entre as empresas, inclusive com concorrência internacional. A empresa deve então produzir produtos confiáveis e de boa qualidade;
- O mercado em geral é voltado para o cliente, o que resulta na necessidade de incorporar a flexibilidade à empresa, e

- O aumento em geral da demanda por um determinado produto, principalmente devido ao aumento da população mundial. A produtividade da empresa deve ser elevada.

Os fatores qualidade, flexibilidade e produtividade são, portanto, importantes, e devem ser metas constantes de qualquer empresa que deseje sobreviver no mercado atual.

Um caminho que tem sido trilhado há vários anos pelas empresas neste sentido é a utilização de computadores, principalmente devido à evolução sem precedentes na tecnologia dos mesmos, que a cada dia tornam-se mais rápidos, mais baratos, e com maior capacidade de memória. A utilização de computadores possibilita o manuseio de um número cada vez maior de informações na fábrica.

Dentre as várias atividades na fábrica, o projeto e a fabricação têm sido executados através de sistemas computacionais de auxílio a estas atividades, isto é, sistema CAD e CAM, respectivamente. Um exemplo do primeiro é o software AutoCAD, enquanto que o software SmartCAM seria um exemplo do segundo. Entretanto, estas atividades são normalmente feitas em separado, isto é, apesar do uso do computador, a filosofia tradicional de projeto e fabricação ainda é empregada. Além do mais, a atividade que interliga o projeto à fabricação, que é o planejamento do processo, ainda é via de regra executada por pessoas com bastante experiência, sem auxílio computacional.

Como a quantidade de informações para a seleção de operações de fabricação é muito elevada (por exemplo, matéria-prima estocada, máquinas-ferramenta, ferramentas de corte), é importante que seja desenvolvido um sistema CAPP (Planejamento do Processo Assistido por Computador) para viabilizar uma integração realística entre o projeto e a fabricação. O desenvolvimento de tal sistema resulta em vários benefícios, dentre os quais incluem-se:

- O plano de processo gerado pelo sistema é consistente, isto é, um mesmo plano de processo será utilizado para a fabricação de uma mesma peça. Sem o uso do computador, normalmente vários planos de processo diferentes podem ser gerados para uma mesma peça, e
- Os equipamentos e materiais disponíveis serão averiguados pelo sistema, gerando-se então planos de processo factíveis. Isto significa que informações de fabricação estarão disponíveis na fase de projeto, reduzindo-se, assim, o ciclo-de-vida do produto.

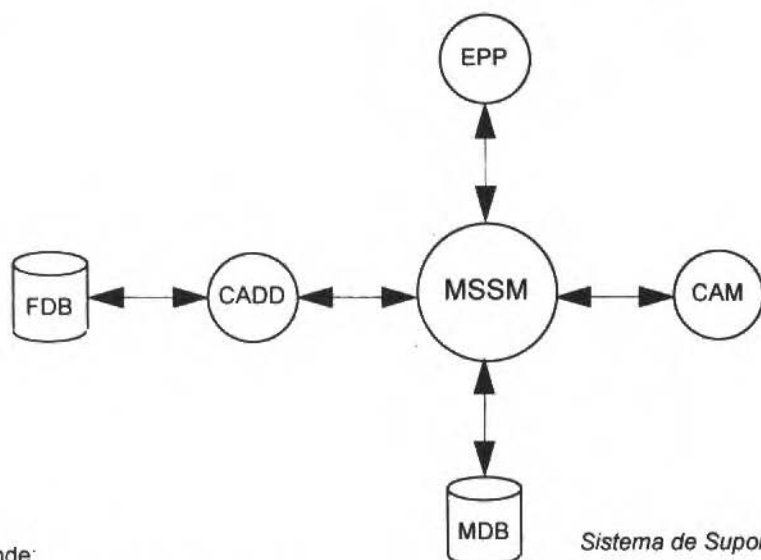
Um número significativo de trabalhos de pesquisa tem sido desenvolvido ao longo dos anos na área de planejamento do processo assistido por computador (CAPP). Dentre eles, incluem-se os seguintes sistemas: PART (van Houten, 1991), AUTAP (Eversheim et al., 1980), XPLAN (Alting, 1988) e QC (Kanumury et al.). A maioria desses sistemas foi desenvolvida em âmbito acadêmico, baseados na experiência dos seus responsáveis na atividade de planejamento do processo. Eversheim et al. (1980) relatam que o sistema AUTAP foi implementado em algumas indústrias na Alemanha, o que é um fator extremamente positivo em relação àquele software. Outros desenvolvimentos, entretanto, permanecem limitados a trabalhos acadêmicos.

Tendo em vista a necessidade de auxílio computacional à atividade industrial de planejamento do processo, decidiu-se pelo desenvolvimento de tal sistema no GRUCON/EMC/UFSC. Um fator fundamental que conduziu a esta decisão foi que este desenvolvimento seria aplicado a uma empresa do setor produtivo. Esta empresa é a SLC ("Schneider Logemann Cia."), empresa do ramo agrícola fabricante de colheitadeiras e plantadeiras. Isto implica no sistema resultante sendo feito "sob medida" para a empresa, o que confere a este trabalho um cunho tanto acadêmico quanto industrial.

Este sistema, denominado "Sistema de Suporte à Manufatura" (MSS), é composto por vários módulos, que são ilustrados na Fig. 1. Dentre estes módulos, incluem-se o módulo CADD e o módulo CAM (módulo de geração e simulação da trajetória da ferramenta).

O módulo CADD consiste de um sistema "CAD by Features", através do qual as peças a serem fabricadas são projetadas, utilizando-se a técnica de projeto por "Features". Para construir-se as peças no módulo CADD, tem-se à disposição as "Features" cadastradas na base de dados de "Features" (FDB).

O módulo EPP, que se refere ao planejamento do processo especialista, consiste de um sistema especialista que incorpora a experiência dos processistas da empresa. Para a execução deste módulo, informações atualizadas sobre matéria-prima, máquinas, ferramentas e dispositivos de fixação deverão ser consultadas, para que o plano de processo gerado possa ser efetivamente executado. Estas últimas informações estarão cadastradas na Base de Dados de Manufatura (MDB).



Sistema de Suporte à Manufatura

onde:

CADD: módulo de projeto e desenho

FDB: base de dados de "features"

EPP: módulo de planejamento especialista de processo

MDB: base de dados de manufatura

CAM: módulo de geração e simulação da trajetória da ferramenta

MSSM: gerenciador do sistema de suporte à manufatura

Fig. 1 Módulos do Sistema de Suporte à Manufatura (MSS)

O módulo CAM consiste na geração da trajetória da ferramenta para a usinagem da peça, baseado nas informações contidas no plano de processo. Por exemplo, sendo dadas a máquina, ferramenta o volume de material a ser usinado, o dispositivo de fixação e o material da peça, podem-se gerar os parâmetros de corte (velocidade, profundidade e avanço) para a usinagem através de métodos de otimização (Huang, 1988), e por conseguinte a trajetória da ferramenta.

O gerenciador do Sistema de Suporte à Manufatura (MSSM) tem como função promover o correto interfaceamento entre os diversos módulos do sistema. Isto é necessário porque são vários os tipos de arquivos gerados pelo sistema (por exemplo, arquivos de desenho, de banco de dados, etc.), e também porque o usuário deve optar por um módulo ou por outro (por exemplo, ele/ela pode terminar o projeto e passar para o planejamento do processo, e depois voltar ao projeto) através de um software que centraliza estas atividades.

No presente artigo, será feita uma descrição do módulo CAD, ilustrando a sua importância para o funcionamento do sistema MSS. Será primeiramente descrita a metodologia através da qual foi desenvolvido o sistema "CAD by Features". Então a interface gráfica para o projeto de peças será ilustrada, e finalmente será mostrado como é feita a interface entre o CAD e o EPP.

Metodologia de Desenvolvimento do Módulo CAD

Para o desenvolvimento do módulo CAD, decidiu-se pela utilização da tecnologia de "Features". Até o presente momento, não existe um consenso entre os pesquisadores que trabalham com "features" sobre uma definição única de "Features", isto porque esta tecnologia pode abranger diferentes áreas numa fábrica, como, por exemplo, o projeto, a fixação da peça, a usinagem, etc. (Korde, 1992).

Como deseja-se desenvolver um sistema computacional de auxílio ao planejamento do processo (CAPP), que tem por objetivo integrar o projeto à fabricação, a tecnologia de "Features" é apropriada para isto, uma vez que uma "Feature" pode incorporar informações de projeto que são úteis para a seleção de operações de fabricação, como, por exemplo, o diâmetro e profundidade de um furo, e também tolerâncias dimensionais e de forma. Na Fig. 2 ilustra-se uma forma de visualizar-se como, a partir de uma "Feature", pode-se chegar às operações, máquinas, dispositivos de fixação, etc.

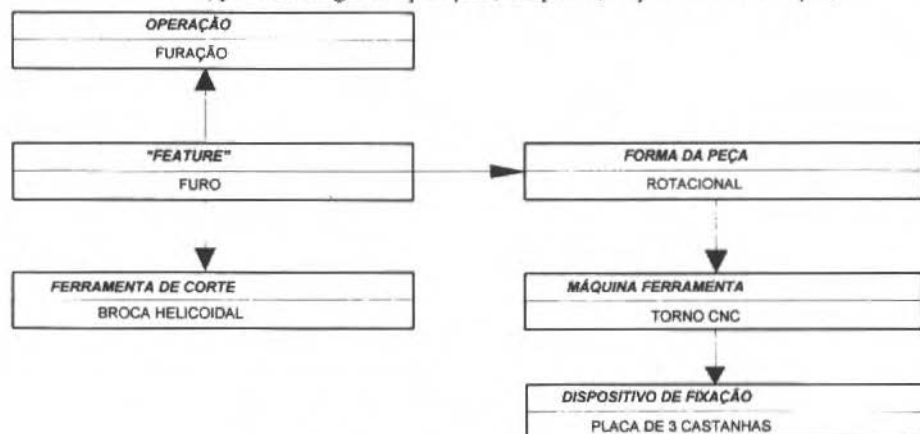


Fig. 2 Decisões de manufatura baseadas em "Features"

Devido às vantagens apresentadas acima, a tecnologia de "Features" tem sido utilizada no desenvolvimento de sistemas CAPP. Um número significativo destes sistemas apresenta um módulo de projeto assistido por computador baseado em "Features", como, por exemplo, os sistemas QTC (Kanumury et al.), Turbo-Model (Jasthi, et. al. 1994) e o First-Cut (Cutkosky et al., 1987). Porém, tais sistemas não consideram "Features" existentes nas indústrias, isto é, a cultura da empresa não é levada em consideração, e, portanto, ocorrem dificuldades de implementação prática destes softwares. No presente artigo, será apresentado o módulo CADD, que é um sistema "CAD by Features" no qual as peças (e, "Features") fabricadas na empresa SLC serão projetadas, e, portanto, a sua viabilidade de utilização pela empresa é garantida.

Como o trabalho proposto envolve o desenvolvimento de um sistema "CAD by Features" em cooperação com uma empresa, este sistema deve ser tal que o projetista possa criar peças comumente produzidas na empresa, e que as "Features" presentes nas peças fabricadas sejam cadastradas no software, ficando portanto disponíveis para o projetista.

A SLC fabrica peças usinadas e chapas metálicas, que são utilizadas na confecção de seus produtos. Além disso, a variedade de peças fabricadas é muito grande. Tais fatores tornam o problema do desenvolvimento do módulo CADD para toda a fábrica bastante complexo. Portanto, decidiu-se pelo desenvolvimento deste sistema para uma parte das peças produzidas na fábrica, reduzindo-se, assim, o domínio de aplicação, e, por conseguinte, a complexidade do problema.

O layout de fabricação é celular, e portanto o MSS está sendo desenvolvido para uma das células, a qual produz em torno de 480 peças usinadas de revolução. Deve-se lembrar que uma célula pode ser considerada como uma mini-fábrica, em que entra a matéria-prima, e sai a peça acabada.

De posse de um sistema completo para a solução do problema referente à célula escolhida, a experiência adquirida no seu desenvolvimento será importante para o projeto e a fabricação de outros tipos de peças, como, por exemplo, peças prismáticas usinadas e chapas metálicas.

O passo seguinte foi o levantamento dos desenhos das peças usinadas naquela célula, e as "Features" presentes nestas peças foram identificadas e cadastradas na base de dados de "Features" (FDB). Dentre estas "Features" incluem-se eixos, furos, rasgos de chaveta, rebaixos e roscas. Para esta célula foram identificadas em torno de 30 "Features".

Veja na Fig. 3 a classificação das "Features" presentes em peças da SLC, e na Fig. 4 uma "Feature" e os atributos geométricos e tecnológicos referentes a ela.

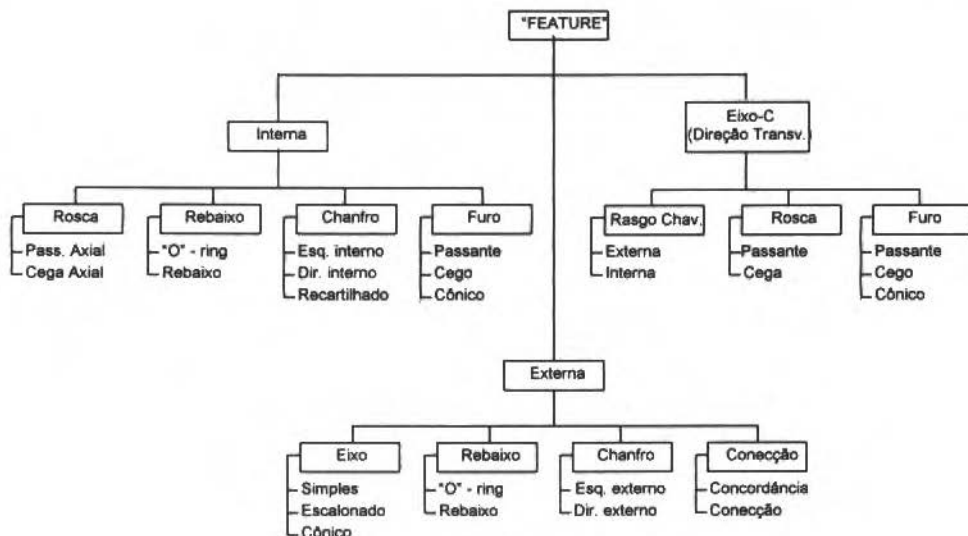
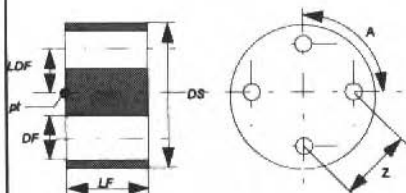


Fig. 3 Classificação das "Features" presentes na célula escolhida

Tipo da "Feature": Interna simétrica
Nome da "Feature": Furo passante axial excêntrico
Material da "Feature": Aço SAE 1020

**Parâmetros Geométricos:**

LF = Profundidade do furo

LDF: Distância entre o centro do furo e o centro do eixo

DF = Diâmetro do furo

A = Ângulo entre dois furos adjacentes

Z = Distância entre dois furos adjacentes

DS = Diâmetro do eixo

pt = Ponto de referência

Restrições geométricas:

LF = comprimento do eixo

$0 < DF < (DS/2)$

$(DF/2) < LDF < (DS/2 - DF/2)$

$Z = LDF \sqrt{2} (1 + \cos A)$; $Z > DF$

pt deve coincidir com o ponto de referência do eixo

Acabamento Superficial: atribuído à superfície interna do furo

Tolerâncias Dimensionais: atribuídas a DF, LF, LDF

Tolerâncias Geométricas: Retilindade, Circularidade, Cilindricidade, Concentricidade, batimento

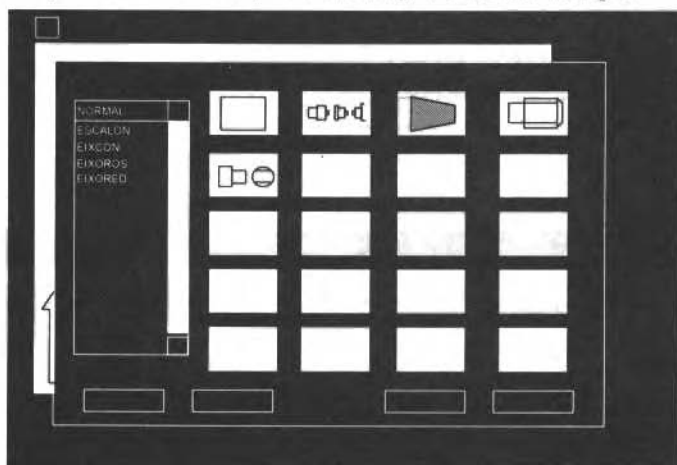
Fig. 4 Atributos geométricos e tecnológicos da "Feature" furo passante axial excêntrico

Uma vez que a SLC utiliza o software AutoCAD versão 12, e também outras empresas nacionais de pequeno e médio porte também possuem este software, foi decidido que o Sistema de Suporte à Manufatura seria desenvolvido usando-se o AutoCAD, e a programação seria feita na linguagem AutoLISP.

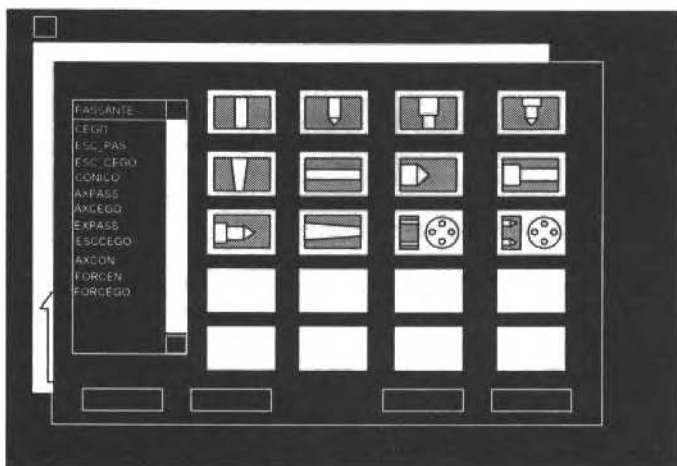
Interface Gráfica

Para que o projeto das peças seja efetuado de forma satisfatória no computador, inúmeros requisitos são necessários, dentre eles, a existência de uma interface gráfica amigável. No presente trabalho, procurou-se explorar ao máximo possível as ferramentas disponíveis no software AutoCAD para atingir este objetivo. Tais ferramentas são os ícones gráficos, e o uso do "mouse" na interação com o programa.

Alguns ícones gráficos são ilustrados na Fig. 5. Através destes ícones, o projetista tem completa visualização da "Feature" que se deseja acrescentar ao desenho. Ao efetuar a escolha da "Feature", aparecerá na tela uma janela referente aos atributos da "Feature", a qual o projetista deverá preencher. Um exemplo desta janela, denominada "janela de diálogo", é ilustrado na Fig. 6.



(a) Eixos



(b) Furos

Fig. 5 Ícones gráficos utilizados para a escolha de "Features"

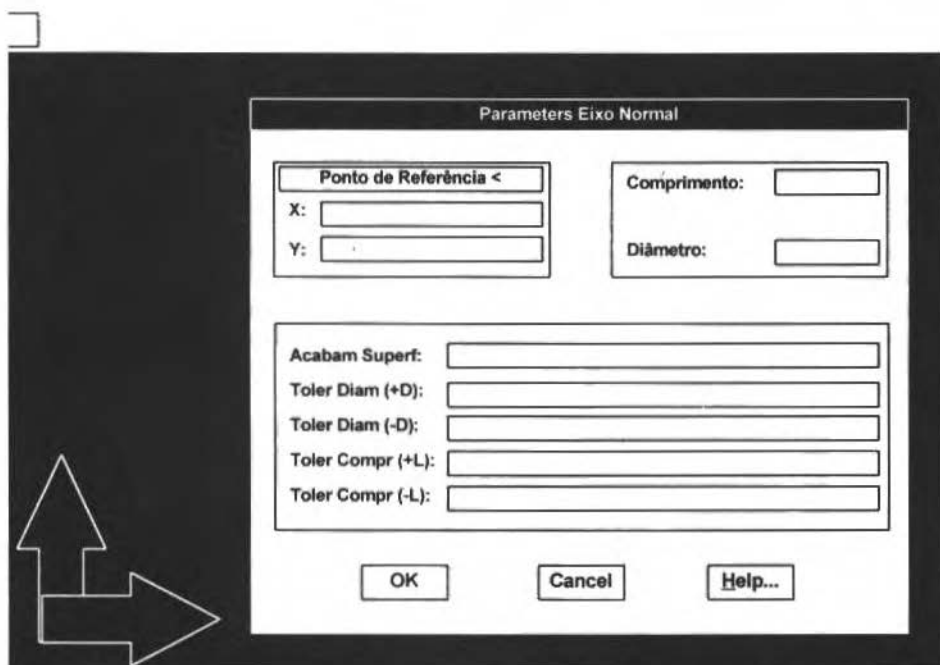


Fig. 6 Janela de diálogo, onde é feita a entrada e/ou modificação de atributos de "Features"

Criação da Peça

Para criar a peça, o projetista deverá aplicar a filosofia de "construção" da peça, em que os tijolos são as "Features". O projetista poderá posicionar a primeira "Feature" selecionada em qualquer posição no espaço de trabalho, enquanto que as "Features" subsequentes serão posicionadas em relação à "Feature" anterior. Cada "Feature" possui um "ponto de referência", que serve de referência para o posicionamento da "Feature" no espaço, e também para relacionar a "Feature" com outras "Features". Na Fig. 4, é ilustrado o ponto de referência da "Feature" furo passante axial excêntrico.

Durante a criação da peça, é possível que uma "Feature" seja adicionada à peça com um ou mais atributos inconsistentes com as "Features" anteriores. Por exemplo, um furo concêntrico axial pode ser adicionado com um diâmetro maior do que o eixo que o circunscreve, ou então uma superfície de referência de perpendicularismo pode ser escolhida, e a mesma não ser perpendicular à "Feature". Devido a isso, no módulo CADD são incorporadas restrições geométricas a cada uma das "Features", e quando pelo menos uma delas é violada, o software alerta o projetista deste fato, informando-o a natureza do alerta (por exemplo, "diâmetro do furo > diâmetro do eixo. Entrar novo diâmetro do furo"). Esta técnica evita que sejam criadas peças inconsistentes, e que venham a atrasar o processo de projeto, e por conseguinte o de fabricação. Na Fig. 4, são ilustradas as restrições da "Feature" furo passante axial excêntrico.

Exemplos de Peças Criadas com o Módulo CADD

Na Fig. 7, são ilustrados dois exemplos de peças criadas utilizando-se o módulo CADD. Pode-se observar a relativa complexidade das peças que podem ser criadas por este módulo, e estas peças podem ser diferentes das peças produzidas na célula, bastando que elas contenham as "Features" cadastradas.

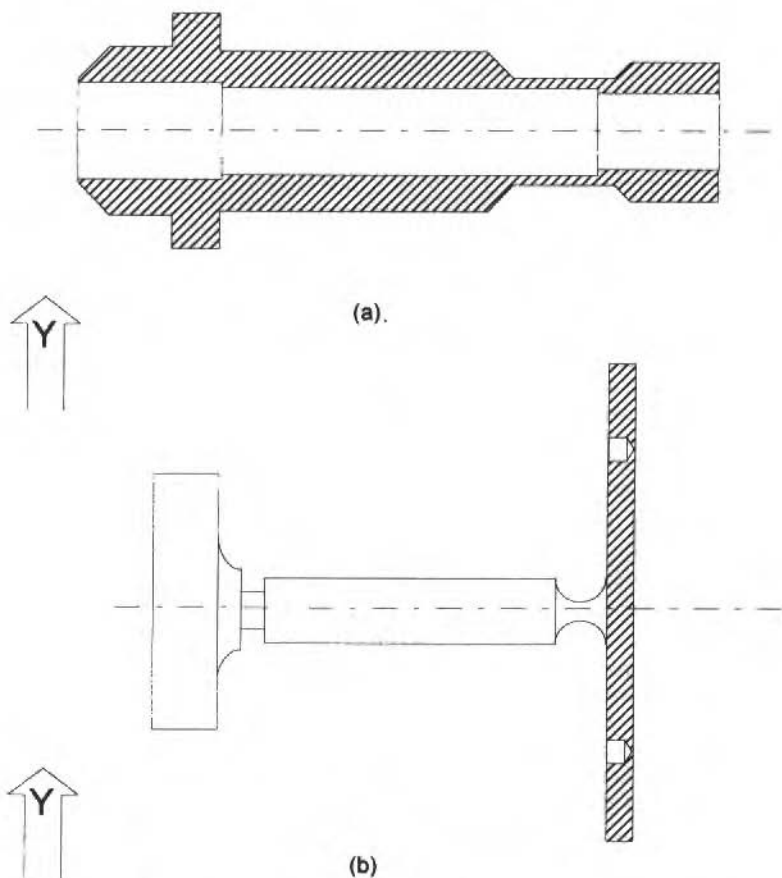


Fig. 7 Exemplos de peças criadas através do módulo CADD

Interface entre o Módulo CADD e o Módulo EPP

No módulo CADD, é feita a criação da peça através de "Features". A peça é armazenada em disco no formato "dwg", que é um formato fechado de propriedades da AutoDesk. Entretanto, para o envio das informações da peça para o módulo EPP, usa-se o formato padrão "IGES" ("Initial Graphics Exchange Specification"), e este arquivo contém todas as informações necessárias advindas do projeto para a seleção de máquinas, ferramentas, dispositivos de fixação e parâmetros de corte. Estas informações são as "Features", seus atributos e relações; material da peça e diâmetro da barra, que é a matéria-prima utilizada na confecção das peças.

Este arquivo é lido pelo módulo EPP, e estas informações são fundamentais para a tomada de decisões por parte do sistema especialista para o planejamento do processo.

Conclusões

No presente artigo, foi apresentado o módulo CADD, que foi desenvolvido em cooperação com a empresa SLC. O software em sua atual implementação foi apresentado à SLC, e foi considerado satisfatório. Uma dificuldade na utilização do software, apontada pelos profissionais da SLC foi que eles não estão habituados a criar peças diretamente no computador utilizando "Features". Entretanto,

foi feita uma demonstração do funcionamento do módulo EPP, este último contendo um número bem pequeno de "regras de produção". Nesta demonstração, foi gerado um plano de processo para uma peça criada no módulo CADD, o que mostrou a capacidade do Sistema de Suporte à Manufatura, com os engenheiros da SLC concluindo que seria importante aplicar a filosofia de "construção" da peça através da "Features" no computador.

As sugestões dos usuários do software é de fundamental importância, ainda mais sendo estes de uma empresa do setor produtivo, que almeja melhorar o tripé qualidade, flexibilidade e produtividade. É preciso que haja bastante diálogo, para que o software resultante auxilie a atingir estes objetivos, mesmo que novas filosofias do ponto de vista da empresa tenham que ser aplicadas.

Pode-se argumentar que o desenvolvimento de um software desde o início para uma aplicação específica, que é o caso do MSS, venha a inviabilizar a sua aplicação a outros tipos de problemas, como por exemplo: (a) outras células na SLC; (b) peças em outras empresas. Por um lado, este argumento é correto, pois o presente trabalho propõe-se a resolver o problema de integração projeto → fabricação para peças de revolução fabricadas numa célula da SLC. Entretanto, a experiência adquirida neste desenvolvimento tem sido muito grande, e vislumbra-se no futuro levar em conta aspectos de portabilidade no desenvolvimento de cada um dos módulos do Sistema de Suporte à Manufatura. Além do mais, o trabalho de cooperação GRUCON - SLC tem por objetivo principal a integração projeto → fabricação para todas as peças usinadas na fábrica, e portanto o domínio de aplicação do software deverá ser maior que o proposto inicialmente.

A utilização do software AutoCAD é um fator positivo em relação a este software, pois, além de SLC utilizá-lo, muitas empresas nacionais de pequeno e médio porte o utilizam, e, portanto, versões futuras deste software poderão ser aplicadas a outras empresas.

A arquitetura do Sistema de Suporte à manufatura (ver Fig. 1) prevê que o projetista tenha à disposição informações referentes à matéria-prima, ferramentas de corte, máquinas-ferramenta, etc. Portanto, ele/ela pode criar uma peça factível com os recursos de manufatura disponíveis. Isto pode ser considerado um passo no caminho da Engenharia Concorrente. Além disso, a disponibilidade destas informações no computador acelera o planejamento do processo, pois o volume de informações é bastante elevado, e não haverá necessidade de se certificar manualmente se um determinado item (por exemplo, uma barra de duas polegadas de diâmetro de aço SAE 1020) está disponível.

Deve-se mencionar que o módulo CADD foi desenvolvido para representar peças 2-D, que é o caso das peças rotacionais da célula escolhida. Para a expansão deste software para peças 3-D (por exemplo, peças prismáticas), haverá a necessidade de utilização de um modelador de sólidos, e, portanto, o módulo CADD deverá ser alterado, principalmente no que se refere à representação da peça.

Nos últimos anos, tem havido um aumento elevado no número de sistemas CAD, e cada um, com seu formato de representação de peças. Com o objetivo de facilitar a transferência de informações de produtos entre diferentes sistemas CAD, houve um grande esforço em nível internacional no sentido de se chegar a um formato padrão. Este formato, chamado "STEP" (Standard for the Exchange of Product Model Data) (ISO, 1994) foi lançado, e aos poucos mais trabalhos têm sido desenvolvidos que geram informações neste formato.

No presente trabalho, não foi levado em consideração o formato padrão STEP, uma vez que o objetivo era o de representar a peça num sistema CAD comercial, e transferir esta informação para o módulo EPP, e com a utilização do formato IGES estes objetivos são atingidos. Entretanto, em futuros desenvolvimentos, o formato STEP poderá vir a ser utilizado.

O trabalho em cooperação com uma empresa é extremamente positivo, pois:

- O resultado da pesquisa será utilizado na empresa, melhorando a sua competitividade, incentivando o pesquisador da universidade a estar sempre alerta quanto a novas técnicas de solução de determinados problemas, portanto, atualizando continuamente os seus conhecimentos, tanto pelo contato com as empresas quanto com outras informações, e
- Os alunos sentem-se ainda mais motivados a trabalhar e aprender, pois eles sabem que o resultado de sua contribuição será utilizado na prática no setor produtivo. Além disso, eles tornam-se mais capacitados para o mercado de trabalho.

O Sistema de Suporte à Manufatura ainda não se encontra operacional na SLC, uma vez que a maioria dos seus módulos ainda estão sendo desenvolvidos. Espera-se que brevemente o MSS esteja concluído, e pretende-se que os resultados de sua completa implementação sejam publicados futuramente.

Agradecimentos

Os autores gostariam de agradecer ao Eng^o Jorge Kruei, Diretor Industrial da SLC, e a todos na SLC, pois, sem a ajuda e cooperação dos mesmos, este trabalho não poderia ser realizado.

Referências

- Alting, L., Zhang, H. e Lenau, T., 1988, "XPLAN - An Expert Process Planning System and Its Further Development", em 27th International MATADOR Conference, UMIST, Reino Unido, 20-21 abril.
- Cutkosky, M. R., e Tenenbaum, J. M., 1987, "CAD/CAM Integration Through Concurrent Process and Product Design, em Intelligent Integrated Manufacturing Analysis and Synthesis, C. R. Liu, A. Requicha e S. Chandrasekar (eds.) ASME, Nova Iorque.
- Eversheim, W., Fuchs, H., e Zons K. H., 1980, "Automatic Process Planning with Regard to Production by Application of the System AUTAP for Control Problems", em Computer Graphics in Manufacturing Systems, 12th CIRP International Seminar on Manufacturing Systems, Belgrado, Iugoslávia.
- Huang, H., 1988, "A Generative Process Planning System for Turned Components", Tese de Doutorado, UMIST, Manchester, Reino Unido.
- ISO TC184/WG3 N324 - T7, 1994, "ISO 10303 - Part 224 - Mechanical Product Definition for Process Planning Using Form Features", South Carolina, Estados Unidos, 27 junho.
- Jasthi, S.R.K. et al., 1994, "A Feature-Based Part Description System for Computer-Aided Process Planning", Journal of Design and Manufacturing, Vol. 4, pp. 67-80.
- Kanumury, M., Chang T.C., "Processing Planning in an Automated Manufacturing Environment", Journal of Manufacturing Systems, Vol. 10, No 1, pp. 67-78.
- Korde, U.P., 1992, "Computer-Aided Process Planning For Turned Parts Using Fundamental and Heuristic Principles", Journal of Engineering for Industry, Vol. 114, pp. 31-40.
- van Houten, F.J.A.M., 1991, "A Computer Aided Process Planning System", Tese de Doutorado, University of Twente, Enschede, Holanda, maio.

A Computer Aided Solution for Production Scheduling and Control in an Integrated Environment

Maurício C. F. de Mello
Carlos Frederico Bremer
Henrique Rozenfeld

Universidade de São Paulo

Escola de Engenharia de São Carlos - CP 359

13560-250 São Carlos, SP Brasil

Abstract

The Production Scheduling and Control Systems (PSCS) are placed between the planning and the shop floor of the enterprise. By the position of PSCS systems inside manufacturing enterprises, they should be integrate with several areas and functions of the enterprise, as an example production planning and control, process planning, maintenance, management and tools control and the shop floor itself. This determines a series of requirements to PSCS systems, that can be classified in two groups: the first group of requirements is related to the problem domain of production planning and control of the manufacturing enterprises and the other is related to aspects of information technology that the system should have as a base. The present paper discusses all the requirements of Production Scheduling and Control Systems under these two aspects and a computer aided solution that has been developed to attend to these requirements.

Keywords: Production Planning and Control, Production Scheduling and Control, System Integration.

Introduction

The Production Scheduling and Control systems (PSCS) perform the task of scheduling and control of production and also have another role as information system of the shop floor. Consequently, the scheduling function executed by such systems, can be seen in a more encompassing way that the allocation of operations and tasks to the production resources. Due to the integration with other systems of the shop floor and to its role as production coordinator, the scheduling can be seen as a finite capacity planning, with medium and short time horizon.

PSCS systems are considered the most adequate concept to enterprises which adopted consumer oriented and a integrated manufacturing philosophy. The concept of PSCS and its place inside computer integrated manufacturing have been deeply dealt (Bremer and Rozenfeld, 1992, Mello et al., 1993, Mello and Rozenfeld, 1993).

The present paper discusses the requirements of PSCS systems for its application inside of the computer integrated manufacturing (CIM) environment where the concept of PSCS can develop in its greatest potential. The CIM Project of USP São Carlos - PSCS system and its development process are described here.

Requirements of a PSCS System

The requirements of a system can be related to the problem domain in which the system is inserted, in the case of production scheduling and control, and with relation to the software or information technology in use. In this section, the requirements related to the problem domain where the PSCS system is inserted are discussed. In the next section, aspects related to the information technology will be focused.

As the production control planning and production of each enterprise has its peculiarities or special characteristics, one of the requirements of PSCS systems is to recognize them and look forward special characteristics to better support these peculiarities.

In solutions aiming to integrate manufacturing, PPC is hierarchical and decentralized. So, a PSCS system to this environment also should have these characteristics. A hierarchical placing of a control and scheduling system is characterized by the time horizon under which its responsibility it goes and which is its answering time (Scheer, 1993), being PSCS responsible for the short and medium time horizons.

The decentralization is a way to support adequate answering time systems, allowing decisions locally based in terms of data and superior hierarchical level. The hierarchical levels upper to it provide the information basis common to several centers that are decentralized from scheduling and control (Rolstadås, 1992). The decentralization (and consequent appearance of planning areas up to certain points independents) becomes necessary as the production islands constitutions, processing centers, flexible manufacturing systems and so on take to differences between production and techniques used among them the reflexes over its production scheduling and control (Scheer, 1993). The concept of "Autonomous Planning Cell - APC" looks forward to formalizing this needs and places the question of distribution of the scheduling and control systems that follow these concepts (Rolstadås, 1992, Scheer, 1993).

A fundamental requirement of a PSCS system is to enable the work over the capacity of the productive centers and alternative analysis. Finite capacity of productive resources, the availability of auxiliary resources needed (such as materials, tools, fixtures, transportation, and so on) and simulation of several situations should be considered. The system should also provide tools to support decision, to help the choice of the most adequate simulation and the one that will be effectively implemented in the production (Płoszajski et al. 1993). To the PSCS, system, it is fundamental to look after navigate since operations until client requests, passing to through manufacturing orders.

In a CIM environment, a scheduling and control system should be integrated with elements of Computer Aided Manufacturing (CAM), but also should be able to insert in environments of production not completely automated. The system can be applied in environments where it should live together with automated and non automated processes (Scheer, 1993). In automated environments, the system should coordinate these CAM systems.

A PSCS system for a CIM environment should be extremely flexible in such a way that it should support several manufacturing processes to the same part. In other words, the possibilities of manufacturing plans supported by the system should have several options, encompassing the possibility of the simplest to the most complex situation.

The process flexibility is also important for scheduling and control because it may minimize the critical bottlenecks and unforeseen events (as an example, when a machine breaks up, absenteeism, and so on). Another important information for production scheduling is related to several possibilities of the plan that has the costs in which each of its operation will incur. With this combination of alternatives of the plan and its costs related to its manufacturing, new horizons are opened for creation of simulations and analysis to make the best choice where the cost of each one can be considered among other choice criteria.

The flexibility related to the manufacturing process can exist in several dimensions. One of them is the possibility of alternative machines to the manufacturing plan of each part. Another possibility related to manufacturing plan flexibility is the availability of alternative routes to get the same part. At last, the most complex case is that where exists several alternative machines in several alternative plans for manufacturing of the same parts set.

Related to the production dynamics, a PSCS should also enable the modeling of minimum quantities of transference between subsequent operations of the process (also known by the name "overlap"). It is possible, after some time delay of production of a specific operation, to transfer manufactured quantity to the next operation, even though it has not been concluded the set of parts specified in the order.

Another aspect that should precisely be modeled in a PSCS system, is the shift mode of the productive resources. Through the modeling of the shift mode of the resources the capacity is specified, and consequently the use of each resource. The possibility of change of the shift mode enables a greater flexibility and power to simulations in scheduling. With simulations, it is possible to analyze alternative of scheduling with different shift modes.

The availability of auxiliary resources needed to the process should be considered in the scheduling. It can be mentioned, as an example, the availability of tools and fixtures necessary to, execute the operation. Another question to be considered is the availability of the operator of the productive resource (in the case that of need). The question of operator availability becomes relevant because, once the manufacturing process is automated, it demands attention from the operator for just a fraction of the total time of the operation.

Given the hierarchical and decentralized characteristics of the PSCS system, integration shows up into other systems. Such integration with PSCS systems with other systems in the logical level, i.e., which information are shared by the systems will be commented in the next paragraphs. To mention, it can be listed the integration of the PSCS systems with such systems as:

- Production Planning;
- Process Planning;
- Maintenance;
- Costs;
- Transportation and Storage;
- Programs sending for Numerical Control Machines (Direct Numerical Control);
- Tools management and control;
- Quality insurance, and
- Data collection.

It is also considered of a fundamental the integration into the existing among several PSCS systems of the same enterprise. In spite of the autonomy to local decisions being fundamental, these decisions should not be taken in isolation among the autonomous planning cells, because that the decisions of a cell can take effect over the planning cells (Rolstadäs, 1992).

Another fundamental question to a PSCS system is how to adapt to the specificity of each enterprise. It is known the impossibility of creating an extremely generic system, modeled with parameters and flexible, without modifications that could be applied to several existing enterprises (Mertins and Albrecht, 1991). For process and automatic scheduling heuristics the specific needs of each enterprise has deeper reflexes over the system. On the other side, the developing of specific systems for each enterprise places too much the implementation costs.

The solution found to this situation has been the development of systems based in building blocks (Kosanke and Klevers, 1990). The building blocks are nothing but modules with clearly defined, interfaces, hiding the data in a local region of coupling, basic concepts in software engineering for productivity and systems quality. So, it is possible to find out which modules should be altered or replaced in such a way that the system supports each enterprise specificity as well as it can be used the modules already developed to other specific applications. The use of such an architecture, requires a method of developing that supports making it possible to find out which modules will be altered and also a model of the enterprise and a reference that use the same formalism for the building blocks.

Requirements of Information Technology for PSCS Systems

Two characteristics should become as time passes more important for PSCS systems: integration and flexibility (Mertins and Albrecht, 1991). They demand a good system project and a correct choice of information technology to be employed.

The need of sharing information in the CIM environment have influence directly to the project of new systems of planning and control of production as a whole (Hodgson, 1993). Being more specific for PSCS systems, these can have simultaneously characteristics of the systems in real time and of the information systems. In the developing of systems for scheduling and control of production, the requirements of the problem domain demand a complex system project that ends up needing to use recent advances of computer science to implement the requirements satisfactorily.

Integration

The information exchanges directly systems is capable to enhance the speed of a process as a whole, when compared with the exchanging of information through paper (Mori and Kuriyama, 1992). On the other side, to conduct production in a CIM environment several information of computerized sources are necessary (Hodgson, 1993), placing the integration of systems as a key point for a production control and scheduling systems.

The integration, can be seen as a generic way of information exchange between different systems that can be made several ways. They are:

- Integration through file transfer;
- Integration through direct reading of the database of a system in transfer to the database of another system;
- integration through the database common to several systems where each one has its own vision different from the other of the same database, and
- Integration through the data exchange between programs in execution time.

Generally speaking, the search for systems with open mechanism to access has grown because they make easy the implementation of any of the before mentioned forms of integration (Hodgson, 1993, Rolstadås, 1992). The use of computer network for integration of systems definitely has established itself as a tendency (Scheer, 1993).

Portability

The portability is discussed in respect to the possibility and ease to migrate to the operational environment of a system. This change of environment can happen in relation to the graphic interface used, to the operational system, to the database management system and to the hardware of the machine itself where the system is loaded. The reasons to go after the development of portable systems is the growing demand of processing and the fall of the cost of computers. The developing of a system is an activity that takes big investments in extremely specialized man power. To develop a portable system is a form of protection to the investment made in development against a hardware obsolescence or an operational environment where the system was developed (Scheer, 1993). Another strong argument is that enterprises adopt different operational platforms as standard, rejecting systems that cannot be loaded under their selected pattern.

Database

The use of Database Management Systems (DBMS) has grown more and more and the enterprises recognize the advantages of its use. Being that way, PSCS systems should support the use of DBMS. Aiming to systems integration it should be avoided the use of proprietors database management systems (Rolstadås, 1992). Today the tendency to use relational management database systems is very clear in manufacturing enterprises (Hodgson, 1993), existing several companies offering systems for manufacturing that uses relational DBMS commercially available. It is expected around the DBMS systems objected oriented to exist, though its practical application in manufacturing enterprises only has been noticed basically in research and development levels, despite all the advantages that it offers against DB relational systems (Loomis, 1991).

Among the relational database management systems the logic language of consultation SQL (Structured Query Language) practically has become standard and makes it easy the portability of DB systems (Hodgson, 1993, Scheer, 1993).

The use of DBMS allows different applications to have different visions of the database, being an extremely important tool to the integration through of one only logic model of database (Rolstadås, 1992, Scheer, 1993). Another aspect important to the use of DBMS is that they encapsulate the physical distribution of a database, encapsulating including the services of the network, making it possible the existence of distributed database that is transparent to the user as the only database. The DBMS also encapsulate and implement the client/server philosophy. This is a very interesting philosophy because it makes easy the distribution and the access to several different applications to the same database, necessary technical condition to the real integration of systems.

System Life Cycle

The market of systems for manufacturing applications has grown very much. The life cycle of such systems is a factor very important so that other kinds of software as for instance those for human resources. Due to its relationship very close to the way the enterprise works, taking many times expensive process of systems implementation, its concept cannot change constantly, because enterprises would not want to change the versions of the system. An important characteristic of the

systems for corporation applications in enterprises is that demand an analysis and a project very detailed, consequently with an elevated cost, looking for stable system in its concept. The project implementation on its hand can be made gradually in forms of versions of the system that follow the same concept, reducing very much the costs of implementation in its newer versions. The system needs to grow up gradually (Mertins and Albrecht, 1991).

User Interface

Recent advances in basic systems and equipment make it possible the development of applications in an environment of windows and event orientation. This environment is more intuitive in its way of operation and allows the presentation of a greater quantity of information to the user in a graphic way and not very much complex (Schartner and Pruett, 1991, Johnston, 1992).

In PSCS systems, the friendly graphic interface is essential, given the need of interaction with the user. The graphic forms of presentation has shown to be the most adequate in a way that the operator works with a fast and intuitive perception of the information (Scheer, 1993).

Systems Characteristics for Developing

In this section, it will be presented the main characteristics PSCS systems being developed in the CIM project at USP - São Carlos. The presentation is made using as a base the classes&object diagram of the system. In the part related to the system implementation, first it is described the scope of the actual prototype in its first version. The system is known along the development process as Leitloc (Low Cost Leitstandsystem), being referred as that from now on. The system development is based completely in the object orientation paradigm, being used in this analysis in the project and in its implementation. For analysis, it has been used the OOA method from Coad&Yourdon (Coad and Yourdon, 1992). In the project, the method used was adapted from OOD of Coad and Yourdon (Coad and Yourdon, 1991) and the system implementation has been done using the C++ programming language that also supports the OO paradigm.

Analysis Results

The analysis results say basically about the problem domain where the system is inserted. Through results discussions in the analysis phase a complete vision related to the possibilities and limitations of the system are obtained. It is not possible to know through the analysis how it will be implemented and which will be the characteristics presented, being that the results are in an abstract level where aspects such as equipment, language, operational platform, and so on are not considered.

The Functional Project

General Aspect of the System Screen

The Leitloc is made in a graphic window such as those found in the Windows software system with function that help the user to schedule the production from the planning received from superior hierarchical level. The Leitloc window has two daughter windows being one of resources and the other of planning where the information is presented, being allocated to the scheduling and planning respectively. The system uses graphic resources from the computer. The Leitloc also makes it possible that the operator can with several simulations, being the name of the simulation in use shown together with the name in the main window.

Operations: The Main Objects

The manufacturing orders to be scheduled will be received by the Leitloc through an integration with the planning system (such as MRP), or brought by an editor inside the system itself. The manufacturing orders are presented graphically in the planning screen macro to an empty rectangle and the operations that belong to them are represented as color bars. The operations are main objects of the system.

Each operation is represented as a color bar to which its length depends on its sum of its time of preparation and execution. In order to have a notion of how much of these times represent for the operation, the bar is divided in two parts that can not be split and are filled with different patterns. Besides, each operation has its own color and its filling up according to the status that it has in the moment.

In the planning window, the operations can have the following colors and texture of filling up:

- Filled up and green: operation is not scheduled and is in correct time;
- Empty and green: operation is already scheduled and within time;
- Filled up and red: operation not scheduled and delayed;
- Empty and red: operation is scheduled and delayed;
- Blue: Operation is free for execution;
- Violet: operation in execution;
- Black: operation executed and finished, and
- Gray: operation not possible to be made by the active machine group.

In the resources screen, the colors of the operations are the following:

- Green: scheduled, not started and within time;
- Blue: scheduled and free;
- Red: scheduled, not started and delayed;
- Violet: scheduled and going on;
- Black: operation finished, and
- Yellow: operation of maintenance.

Working Screen: Planning Screen

Planning Screen shows up in a column at the left a list with the identification of the planned manufacturing orders. When a double click is pressed with the mouse over the order identification, there is a temporary screen with information respects to the order of the manufacturing. For each order, a sequence of operations that makes part of is shown. The operations are listed in the horizontal axis that represents time. The length of the bars that represents the operation represents its duration time proportionally to the time axis scale (Gantt chart).

The planning window shows up only a small period of the total time in which the system works (systems horizon). This total time period (horizon) is defined by the user, giving the system reach for the past and future operations from the present (Fig. 1). As the time passes, the limits that the system reaches to past and future are changed to the actual phase.

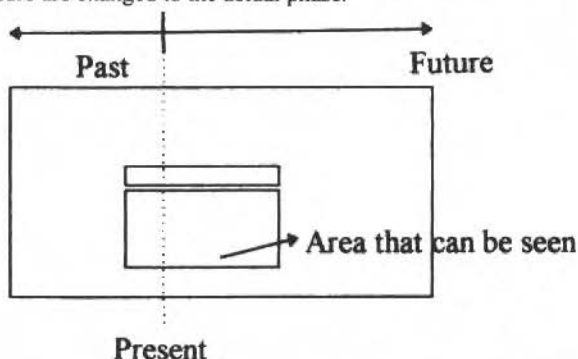


Fig. 1 The concept of system horizon in the time area seen in the window

The resources window shows in the column to the left, the list of machines that belongs to the group of machines active in the system. The horizontal axis, as much as the orders screen, represents the time. Associated with each machine are the actual status (represented through the color of the letters of its identification) and its shift mode. This diagram (machines against time) is a Gantt Chart over which all the operations are placed.

The work timetable defined in the shift mode of each machine are represented by thin horizontal bars in the color gray, over which the operations are scheduled. The shift mode of each machine has its own meaning in terms of being valid. So, to make it effective, a new shift in which the machine for instance if it has to work overtime, it is needed to configure this machine in such a fashion that the time including day and the finishing of this mode is valid.

The letters that present the machine identification represent through its colors the status of the machine. The colors (status) possible are:

- Black: machine in operation;
- Green: machine stopped in free;
- Yellow: machine in maintenance, and
- Red: machine broken.

As in the planning window, the resources window shows up only a small period of time from the total in which the system works, it is the system horizon. The same way the horizon is made up by the user, making it available how much the systems reach for the past and for the future from the present.

Place, Displace and Replace: Basic Services

The main objective of Leitloc is to be a tool that supports the activity of the production scheduler. Its aim is to present in a graphic form, nearest to an human intuitive form, all the information that the operator should need to make the production schedule and automatically doing all the tasks of verification and actualization, that normally are done by manual procedures that are extremely hard to do. So, the jobs of allocation, relocation and dislocation of operations are basically manual, having no way automatic allocation.

When an allocation is done, the system verifies automatically all the dependencies that are existing, as well as it provides the real situations in which the production is at the moment (based in feedback coming from data collection). The verifications realized are of two classes: the ones that are prohibitive and the ones that are warnings. If the case that a problem is found in some of the prohibitive verifications, the system does not allow the allocation and goes back to its last situation the allocation attempt. In the case that there are problems in any verification of warning, the user is questioned with relation to proceed the allocation accepting the warning or canceling it.

When the alter of the schedule of any operation is desired, it is enough to click out over it (over the bar represented), creating an underscore over it and it does not matter if in the window of planning or in the window of resources. The cursor symbol of the mouse is swapped, representing the operation of allocation. When clicked again the button of the mouse over any valid area, the system try to allocate the operation that has been separated in the indicated position by the cursor at the moment of its click. When clicked over an invalid area (main window, for instance), the indication is taken out of the operation.

The Leitloc allows the user to generate simulations of production schedule. They allow that, from a given moment, it is possible to start some state of schedule (what has been called of default schedule) and make any alteration in this schedule, replace new operations, and so on, making it possible to record this new reality of generated schedule. It can be generated as many simulations the memory of the computers enables it to do. After that, the user has to exclude the simulations generated and make the choice to the one that suits him at the moment, and to do that he has the support of the tools of a graphic analysis system. The chosen simulation can be then made the default schedule and from where all the other simulations have to be started. It is also possible to alter directly actuate over the default schedule. Another important aspect is that, while working over simulations, the send of information is interrupted about the schedule to the shop floor. Only then the default schedule is sent to the shop floor.

Class&Object Diagram and Analysis Object

Now, it will be presented the data structure of the system resulting from the analysis phase. Figure 2 presents a vision of the diagram of class&object (DCO) just for information in the analysis phase. The diagram check along the text reading is advisable, to make it easy the understanding.

Relating to the enterprise modeling inside of the system, the production resources are represented in the class Machine. In this paper, the expression productive resource is been associated to the class machine. This is being done to keep consistence with the system documentation that always uses the

term machine. The real meaning, though, represented by the word machine is more encompassing, referring to the concept of productive center. In this paper, the word machine can mean machine itself or manual assembling place that does not have any machine at all.

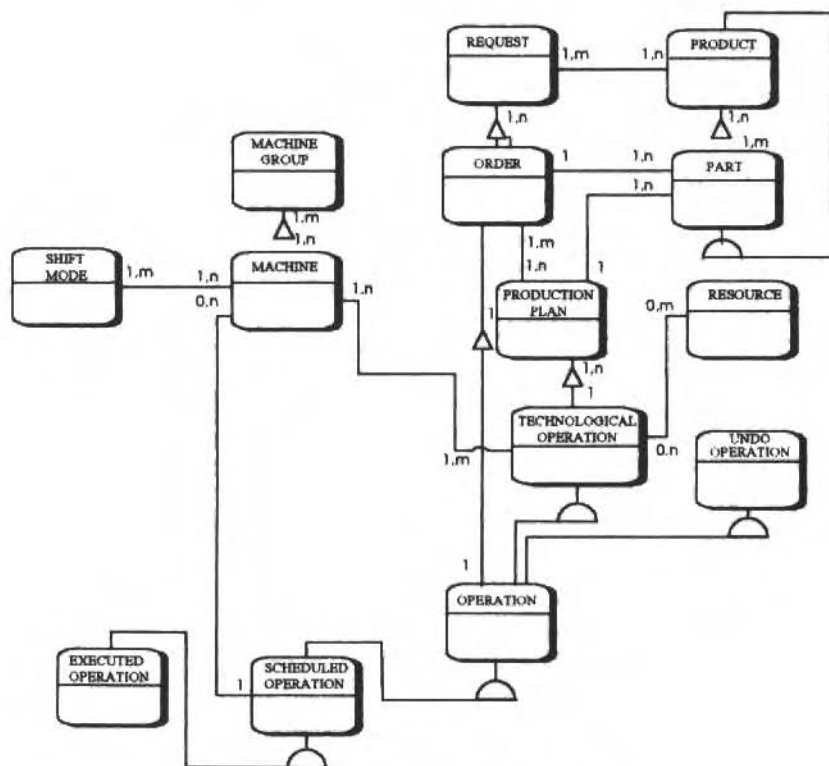


Fig. 2 Class&Object diagram

The productive resource has a limitation that does not process two operations (or tasks) simultaneously. The productive resources are composed by groups represented as classes objects Machine Groups, represented in the diagram by the structure of all-part. A group of machines can be formed from 1 to N machines. A machine, itself, can belong to a group of 1 to M different machines. The cross reference of this relationship allows to the possible to model cells or (group of machines) that are virtual. In reality, the class group of machine represents a logical grouping of productive resources that can be modeled completely according to the needs in specificity of the using enterprise. So, a logical grouping can reflect even a physical group of productive resources, if this is a representation that is interesting to the user.

There is a relationship of machine objects with class objects Shift Mode. The group of objects of the shift mode class represents all the possibilities of shift mode of all the productive resources of the enterprise.

The three classes presented, Machine Groups, Machine and Shift Mode, compose the subject of the shop floor. Now, it will be presented the classes of the subject planning related basically to the information that come from other systems of more elevated hierarchical level, as CAPP or MRP as an example.

The class Request contains information about the request of products for customers. For each different request, a different instance or object of this class is created. A request can be of several different products, and a product of the line of products from the enterprise can be requested in several different requests. The product itself can be composed from 1 to M parts.

A manufacturing order, represented as a class instance Order, is related to the manufacturing of a certain kind of part. An order always makes parts of the same kind, independently of its size and group. This relationship is expressed by the connection from the instance existing between the classes Order and Part, where an order generates a production of only one kind of part, and a part can be manufactured by several orders.

The manufacturing orders composes the clients requests, relation expressed by the structure all-part from the diagram of class&object (DCO). A request can be composed from 1 to N orders. But one order is related only to one request.

The manufacturing of the part is made according to a manufacturing process. A part can be executed several alternatives processes. A manufacturing process route belongs exclusively to a specific part. This relation also is expressed in the DCO through a connection of instance between the classes part and manufacturing plan.

As a consequence of the connection between part and order instance, there is connection between production plan and order. An order can be its group of parts manufactured according to some production plan that are alternative and the production plan of the part can be used in different orders to manufacture the same part.

A production plan is an object of the class Production Plan. The plan itself is composed by technological operations. The technological operations bring technical information and operation technologies being that it does not have any information related to time delay or any other relationship with the production order.

A technological operation can be executed by alternative machines represented in the DCO by the connections of the existing instances between the operation and the machine. A machine can execute from 1 to N different technological operations and a technological operation can be executed from 1 to M alternative machines.

A manufacturing plan has 1 to N technological operations while a technological operation belongs to only one production plan. Class&objects Technological Operations also have connections of instance with objects of the class Resource. Every auxiliary necessary resource needed to the execution of the operation, for instance, like tools, measuring instruments, and so on, are instances of the class resource. An operation may need from 0 to N resources, and a resource may be used from 0 to M different operations.

There is an specialization of operation that has all the non-technological information to its respect, and planning information such as production orders to which the operation is associated, what is its time delay, its priority, its status, and so on. It is important to be very clear that all object of this class Operation has also inside of itself an object of technological operation from which it has derived. The operations that in reality are technological operations with specific information from planning, are the real constituents of the production orders. A order is composed from 1 to N operations and an operation has only one order.

At last, it will be described the classes that belongs to the subject schedule, being them: scheduled operation and operation executed.

A scheduled operation is an specialization of operation. The operation exists while planning. From the point in which the operation has been scheduled (allocated to a resource in a specific time and date), it does not leave to be an operation that exists on planning, but also have the additional information related to scheduling. It can be said that an operation passes to be a scheduled operation the spite it does not leave its class of being an operation that has all the data of planning. The allocation makes a connection of instance between machine and the scheduled operation, where an operation can be allocated only to one machine. Since a machine can have from 0 to N operations allocated to it.

In analogous way, the operation executed derives from the operation planned. An operation executed in reality is a technological operation that in the form of a specialization called operation has passed to compose a production order. The operation has given origin to a specialization called scheduled operation that when executed generates the executed operation. This has more specific information about the real execution of the operation in the shop floor.

The description of functionality and structure of the systems defined in the phase of analysis is finished. Another result from analysis is the Entity-Relationship model (ERM), that will be not described in detail in function of the DCO being capable to express all the ERM in asimple manner and

using abstractions not supported by ERM, such as generalization/specialization and part/all for instance.

The data structure and use of the object oriented paradigm gives a great flexibility to the system. The existence of automatic procedure for allocation limits the flexibility of the system. Being that way, while still in analysis, it has been decided that the system would not have the mechanism for automatic allocation, but it should have to be projected in such a fashion to be able to aggregate all the procedures from automatic allocation from the outside in the future. The option for on single system with manual allocation puts limits to its application in complex cases and with great volume of orders and operations. On the other side, it does not limit its application to other areas besides manufacturing of metal mechanics parts, being able to be utilized for instance in the planning of airplanes maintenance, in the planning of civil construction of medium size, and so on.

Limitations Assumed in the Analysis

It has not been included in the analysis some of aspects that are well known to be considered. These limitations have been consciously assumed, inside of the idea of the system evolution. We can refer as limitations the following:

- Consider the time of machine preparation for a independent operation of the preceding operation. In other words, the set-up time is independent of the sequence of operations;
- We have not considered the operator availability. The machine is always considered available and the operator also is. This restricts the application of the system in environments where there are multi-functional operators responsible simultaneously for more then one machine;
- There is no integration with a system of inventory control, it is assumed that the planning gives to the Leitloc the materials whenever it is available, and
- The cycle of the shift modes are always of one week. So, it is not allowed to model the shift mode in another mode that has different frames of time.

Results from the Project and Implementation of the Prototype

It has been made the option to keep in memory, during the execution of the Leitloc, all the used data. The memory available in personal computers is enough to applications of small and medium size. The storage in Database is very slow for the characteristics needed to PSCS systems. When the execution of the system is started, the Database is accessed and its data are used to make the instance in the memory of the computer for all the objects of the several existing classes. When the system is left, they are recorded in the database all the states of the objects existing in the memory. This is a way to make the objects of the memory persistent, in other words, that they are there even though if the system is shifted off. The data collection of information can be stored by another program that runs simultaneously with the Leitloc in a text file of interface or directly in the database of the system. In both cases, cyclically the Leitloc reads the database (or the interface file) and fills up with the new information all the objects that have their instances on the memory. The reading portion and the instance of objects making in memory is completely encapsulated by functions specifically designed to do so. So, only the contents of these functions are altered, it is possible to obtain data needed to the Leitloc or a database with different structure from its original, making it possible its integration with other systems. In other words, these functions give access to database and the instance of the objects to have the function of give a vision of the database to the Leitloc, even though these data are in a different structure than this one originally used by the system. Figure 3 below shows up the general architecture of the system.

When the system is started by a user, he has to identify his name and the password. After the name and the password are verified, the Leitloc searches for the configuration file from the environment of the system of this user. Each user when identified and get into the system, finds exactly as he left it in his last work section.

There are other global variables from systems that were defined in the system project but will be not presented because they are too specific.

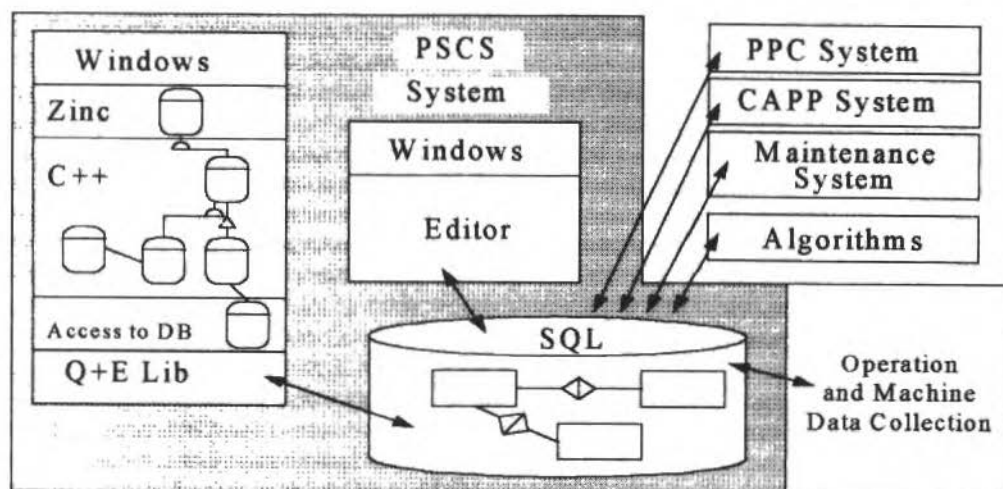


Fig. 3 The system architecture

To access the database the mode that has been set up it was by the use of libraries that make available commands in the SQL language inside of the language C++. Another advantage of these libraries is that they are one level over the management system of the relational database (DBMS) and below the source code in programming language C++. Thus, the library encapsulates the interface with applications (Application Program Interface - API) of the DBMS. This enables the portability of the DBMS, because the interface of the program C++ with the library is done always in the same way, independently of the DBMS. The library takes charge to convert the commands sent by C++ through a driver, to the API specific from the DBMS used. The same idea of levels is valid in the reverse way, where the DBMS send the results of a consultation according to its API specific, and the library makes available this result to the program C++ always the same way, independently from DBMS that has been used.

The access language to the relational database chosen was SQL, because of its portability. It has been decided to use just the SQL ANSI (American National Standards Institute) and not use the facilities and specific peculiarities of SQL dialects that are different from DBMS. This decision aims basically to portability once that all the SQL dialects support SQL ANSI, in other words, the dialects are super groups of SQL ANSI.

It has also been decided to use libraries that encapsulate the API of the graphic interface with the user, also aiming to portability.

The developing method searches the analysis and the project that encompass the most and in the greatest detail possible, while in the first prototype only a part of what has been specified in the previous phases is implemented.

Figure 4 presents the screen of the first prototype of the Leitloc.

The prototype was implemented over the platform MS-DOS and Windows 3.1 to microcomputers PC and its compatibles. The C++ Borland compiler in its version 3.1 was used.

The library used to interface the user was OWL Application Framework, given together with the Borland compiler. This library of classes C++ makes its role of reducing the complexity of the API of the Windows. It should be mentioned that it does not provide portability to others operational environments. The library chosen was the ZINC 3.5 Application Framework, that offers portability to several operational platforms.

The chosen library to access the database was the Q+E Lib. This library supports several RDBMS available commercially and makes available SQL commands inside of C++ language. In the case where the SQL ANSI is being used, supported by all DBMS that the Q+E is capable to access, RDBMS can be swapped altering only one line of the source code where it is specified which driver of DBMS should be used. This make possible to apply tests with Leitloc using DBF format files and with

the Oracle RDBMS. To do so, it was necessary only to create a database in the two kinds of DBMS and compile the Leitloc using the adequate driver, being that the swap of the driver is done altering only one line of code.

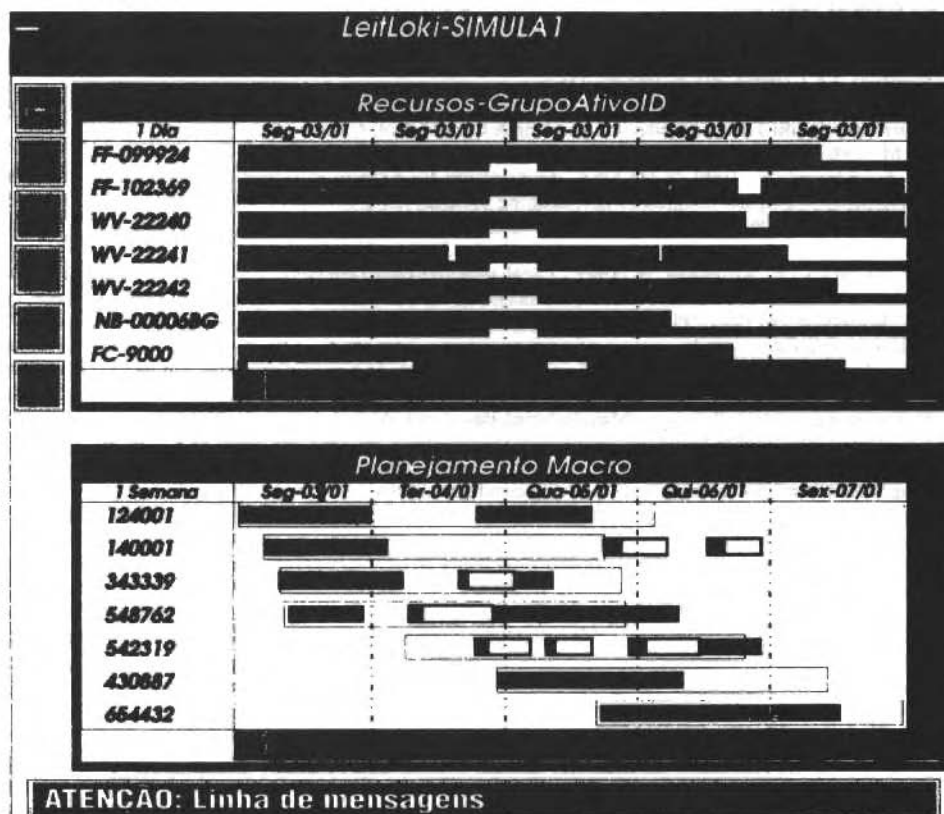


Fig. 4 Main system screen

It was looked after to show up a scenery of the results of the process of developing the Leitloc, discussing in more detail aspects related to the conception and the architecture and being more superficial in the aspects more specific and next to the implementation.

Conclusion

We are living in a moment where new technologies and paradigms are shown up and open new horizons for PSCS systems. The work of development of the system of PSCS inside of the CIM-USP São Carlos goes to the objective to support all the requisites that have been mentioned in this work. As a result, it has been used only the most recent techniques and software engineering tools, that results in difficulties in the implementation of the system. Mainly the fact that each enterprise has one shop floor with specific peculiarities that necessarily need to be considered to a PSCS system.

The philosophy of PSCS systems seems to be more adequate to some specific environments of scheduling and control of the production because they are not incompatible with the tools in development for automatic scheduling as for instance simulations, specialist systems, and so on. In fact, the PSCS systems servers as a conceptual structure and system that supports the tools of automatic scheduling. Another important aspect is that at the beginning the human intervention should be supported in any appreciation of scheduling and control of production. Consequently, the graphic form of representation and interaction with the user should be used, once more of the human potential of decision making for scheduling and production control can be achieved.

References

- Bremer, C. F., Rozenfeld, H., 1992, "O conceito de planejamento fino e controle de produção", Anais do CICOMGRAF, São Paulo.
- Coad, P., Yourdon, E., 1991, "Object-Oriented Design", Yourdon Press Prentice Hall Building, New Jersey, 197 p.
- Coad, P., Yourdon, E., 1992, "Análise Baseada em Objetos" [Object-Oriented Analysis, 2nd. Edition]. Tradução CTI Informática. Ed. Campus, Rio de Janeiro, 225 p.
- Hodgson, A., 1993, "Production Planning and Control within a CIM Environment: Some Current Development and Requirements for the Future", Production Planning & Control, Vol. 4, No. 4, 296 p.
- Johnston, M., 1992, "Client/Server Computing", Object Magazine, USA Sep/oct.
- Kosanke, K., Klevers, T., 1990, "CIM-OSA: Architecture for Enterprise Integration, Areport on Current Developments", Computer Integrated Manufacturing Systems, [s.l.]. Vol. 3, No. 1.
- Loomis, M. E. S., 1991, "Objects and SQL: Accessing Relational Databases", Object Magazine, USA, pp 68-73, sep/oct.
- Mello, M., Bremer, C. F., Rozenfeld, H., 1993, "Localização do Planejamento Fino e Controle da Produção na Manufatura Integrada", Anais do ENEGEP, Florianópolis.
- Mello, M., Rozenfeld, H., 1993, "Planejamento Fino da Produção como Elo de Integração do Chão de Fábrica". COBEM, X, Brasília.
- Mertins, K., Albrecht, R., 1991, "A Flexible Approach for Advanced Shop Floor Control Systems", Fraunhofer Institute for Production Systems and Design-IPK, Munich-Germany.
- Mori, M., Kuriyama, S., 1992, Pull Logic Manufacturing Based on CIM to Approach JIT". IEEE/CHMT European International Electronic Manufacturing Technology Symposium, 11th, USA, pp. 134-137.
- Ploszajski, M. G., Singh, M. G., Hindi, K. S., 1993, "An Overview of Some Computer Aided Production Management Issues", Information and Decision Technologies, Holand No. 18, p.405.
- Rolstadås, A., 1992, "Architecture for Integrating PPC in CIM", Human Aspects in Computer Integrated Manufacturing Annals of the IFIP, Holand, pp. 187-195.
- Schartner, A., Pruett, J. M., 1991, "Interactive Job Shop Scheduling: an Experiment". Decision Sciences, [s.l.]. Vol. 22, 1024p.
- Scheer, A. W., 1993, "CIM: Evoluindo para a Fábrica do Futuro" [CIM: Towards the Factory of the Future] 1ª ed., Tradutores Patrice C. F. X. Wuillaume e Mathias Mangels, Ed. Quality Mark, Rio de Janeiro, 228 p.

Enhanced Mark Flow Graph to Control Flexible Manufacturing Systems

Diolino José dos Santos Filho

Paulo Eigi Miyagi

Universidade de São Paulo

Escola Politécnica

Departamento de Engenharia Mecânica

05508-900 São Paulo, SP Brasil

Abstract

The aim of this work is the evaluation of the modeling power of Enhanced Mark Flow Graph (E-MFG) when approaching flexible manufacturing systems. We present main concepts regarding E-MFG and its application in the description of the control part as well as three operative part of production systems. Through the information associated with the structural components of E-MFG, it is possible to represent complex control strategies involving different tasks of the manufacturing systems in the production of a mix of parts in a highly flexible environment.

Keywords: Discrete Event Dynamic System, Petri Nets, Mark Flow Graph, Manufacturing System, Autonomous System.

Introduction

The difficulty in controlling a flexible manufacturing systems is strongly related to its level of automation. On the other hand, the concept of automatic process control can be generalized to the case in which control object is a dynamic production system driven by events, i.e., a discrete event dynamic system - DEDS (Santos F^o, 1991, Ho, 1989). Therefore, this work approaches the problem of controlling a flexible manufacturing system, with high functional flexibility that can be treated as DEDS.

Recently, the technological evolution of the equipments used in automated manufacturing systems has increased substantially the degree of automation of these systems. In this way, increases in the functional flexibility of manufacturing system meet the changes of the market dynamics with high degree of autonomy.

Mark Flow Graph - MFG (Hasegawa, 1984, Masuda, 1981), is a technique derived from Petri nets (Reisig, 1992) that is effective to represent and control the dynamic behavior of DEDS in special cases where the system must be described and controlled in a distributed way. The major property of the MFG is that it explicitly describes the control strategy of independent, sequential and concurrent events. However, there are some problems related to the modeling of systems with complex dynamic behavior involving no trivial control rules. To represent the control rules in a consistent manner it is necessary to consider several sub-graphs that need to be synchronized. The resultant graph is difficult to be interpreted and analyzed. This aspect motivated the proposition of extensions of MFG to increase its modeling power and a methodology to represent Integrated Manufacturing Systems (IMS) by subsystems that operate cooperatively. In this context, the Enhanced Mark Flow Graph - E-MFG (Santos F^o, 1993) is based on individualized marks¹ and additional rules to control the transition firing.

E-MFG technique intends to combine the advantages of a higher level representation - colored Petri nets for example (Reisig, 1992) - and the properties of condition-events nets (Reisig, 1985) (Valette, 1986) to effectively realize the control. By using the individualized marks and specific rules for transition firing, it is possible to define more complex control strategies for the combination of pre-determined activities and the representation of appropriate knowledge to assure a greater degree of autonomy and more efficient solution for cases where the system reaches abnormal states.

1. These concepts will be presents in details in the following sections.

This work presents the basic aspects of MFG and the E-MFG technique emphasizing its ability to model and control manufacturing systems with high level of flexibility and autonomy. The technique is applied to a flexibility manufacturing system that must attend production units with high operational flexibility. E-MFG elements are combined to control the tasks in a consistent manner, supervising the flow of information that assures the desired dynamic behavior of the production system.

Mark Flow Graph - MFG Fundamentals

The MFG is composed of the following structural elements (see Fig. 1):

- Transitions that indicates the occurrence of events;
- Boxes that represents the pre and pos conditions;
- Directed Arcs that defines the causal relation between events and conditions;
- Permissive and Inhibitor Gates that enable the occurrence of events, and
- Marks that indicate the condition maintenance.

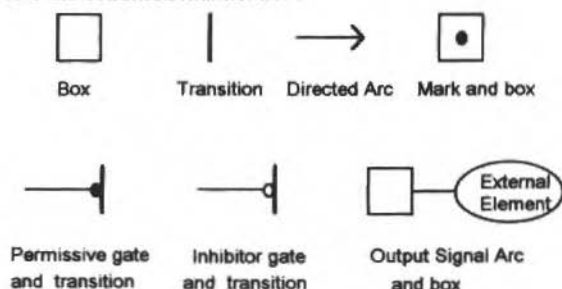


Fig. 1 Structural elements of MFG

In the modeling procedure of production systems, the boxes represent the conditions, operations or tasks associated with devices and the transitions represent the beginning and ending of processes.

The dynamic behavior is indicated by evolution of marks into the graph. This evolution is determined by the application of pre-defined transition firing rules (Hasegawa, 1984). The resulting flow of marks corresponds to the flow of items (information and material) in the real production system.

To represent the interface between the system model and the real system, there are two other elements:

- Output signal arcs to send signals to real system, and
- External Gates to receive signals from the real system.

Figure 2 shows an example of a MFG model.

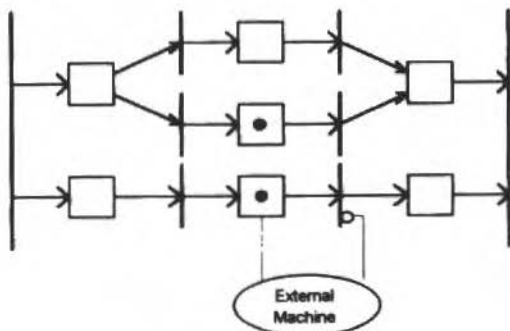


Fig. 2 Example of a MFG

Enhanced Mark Flow Graph - E-MFG

The E-MFG is a modeling technique that is capable of working with individualized marks with attributes. An attribute is used to represent an control the changes in the mark's flows (alternative routes) and select the tasks (conditions) associated with boxes. The basic structure of the graph and its main elements is maintained. The concept of marks with attributes is based on the theory of Tagged-MFG (Takahashi, 1987, Yoshida, 1988). In this sense, the basic rules related to the attributes are not changed. New rules for transition firing are added based on theory of-net (Fuji Eletric, 1989).

Next, the basic structural elements of E-MFG and the dynamics of transitions firing and marking updating are described.

Individualized Marks

In E-MFG, the marks have an attribute vector that defines their individuality. These attributes can be associated with information related to the product, process and control. If the attribute is zero, it means the attribute does not exist. This concept is similar to the idea of label used in Tagged-MFG. Figure 3 illustrates an example of the structure of an individual mark.

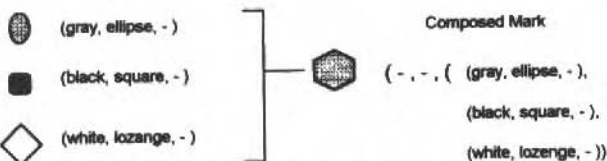
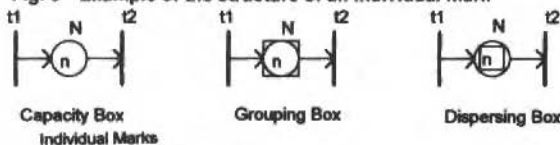
Composed Individual Mark

Taking advantage of the modular nature of MFG, macro-elements were introduced to simplify the representation of several common devices in manufacturing systems. The resulting Functional MFG (Hasegawa, 1985, Miyagi, 1988) is therefore a combination of basic elements of MFG. The functional boxes named capacity, grouping and dispersing handle only indistinct marks, i.e., capacity, grouping or dispersing boxes treat only the amount of items (workpieces, parts, etc.) when we are modeling the storing in buffers, the packing and unpacking tasks in manufacturing systems. By using individualized marks, it is also possible to describe the input and output sequence of items and specify the item contents. When the palletizing (assembling) and de palletizing (disassembling) process is modeled by grouping and dispersing boxes in an E-MFG, the mark that represents the set of items is named *composed individual mark*. This denomination is justified by its structure that stores the information about each item before the grouping or distributes the information for each item after the dispersion process. The stored information is represented by an additional attribute in the form of a control code. Figure 4 illustrates the representation of functional boxes known as capacity, grouping and dispersing and an example of the composed individual mark.

Mark $\bullet = \langle a_1, a_2, a_3, a_4 \rangle$

where, $\left\{ \begin{array}{l} a_1 = \text{piece type} \\ a_2 = \text{batch} \\ a_3 = \text{origin} \\ a_4 = \text{destination} \end{array} \right.$

Fig. 3 Example of the structure of an individual mark



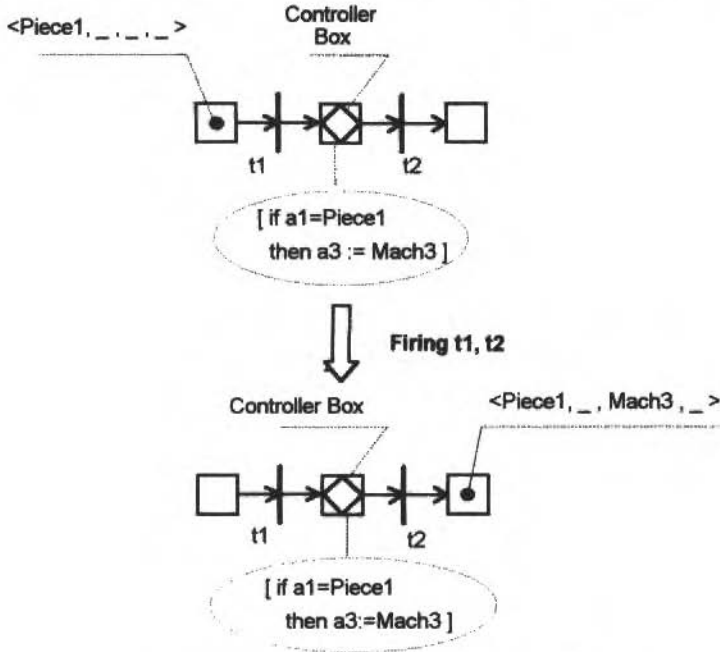
Structure of the marks: $\{a_1, a_2, a_3\}$
where: $a_1 = \text{piece}$; $a_2 = \text{batch}$; $a_3 = \text{control code}$.

Fig. 4 Basic functional boxes and an example of composed individual mark

Handling the Marks Attributes

The problem of handling attributes associated with marks can be interpreted in two forms, i.e., the attributes can be modified by "conditional changes" or "selective filtering".

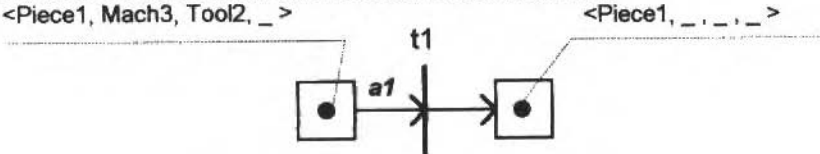
Conditional changes mean that an attribute state can be modified depending on the current state of the proper attribute, i.e., we have a function that updates the state of the system. This task is executed by another functional box named "controller box". This box performs the function of controlling the attribute state, i.e., this box updates the state the system based on the current local state described by the marking. Production rules of "if-then-else" type are applied to verify and update the attributes previously specified. Figure 5 illustrates an example of controller box changing the attributes of the marks.



Structure of the marks: (a_1, a_2, a_3, a_4)
where: a_1 =piece; a_2 =batch; a_3 =machine; a_4 =control code.

Fig. 5 Controller box changing the state of an individual mark

The selective filtering establishes fields corresponding to attributes that must follow in the mark after the firing of transition. This specification is accomplished through inscriptions in the directed arcs. It is important to note that the inscriptions do not represent restrictions on firing of transition connected by the directed arc. The inscriptions limit the attribute fields to be transmitted. Figure 6 illustrates the selective filtering process. The variable inscription "a1" above the input arc of transition "t1" specify that only the attribute corresponding to the first element of the attribute vector of individual mark must be maintained. Other attributes are not transmitted.



Structure of the marks: (a_1, a_2, a_3, a_4)
where: a_1 =piece; a_2 =machine; a_3 =tool; a_4 =control code.

Fig. 6 Representing a selective filtering process

Dynamics of Firing Rules

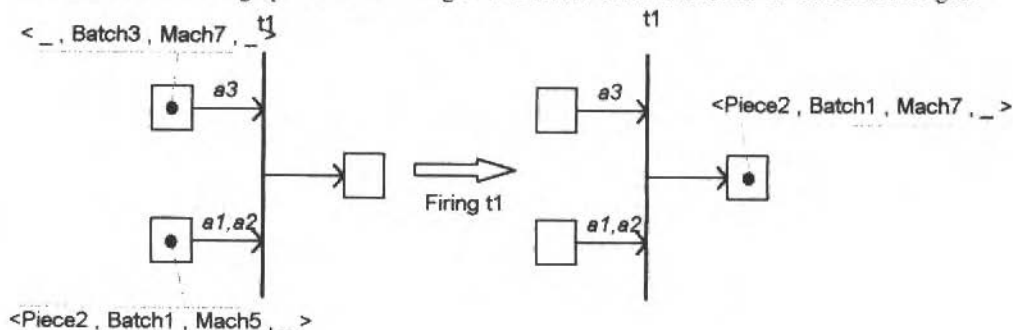
The dynamics of transition firing are established by decision rules according to a specific hierarchy. As the same case of-nets, we have three levels of hierarchical decision.

The first level corresponds to the additional restriction rules of the type "if-then-else", necessary to represent specific control strategies. The specification of these rules is done by inscriptions in the transitions. If the transition does not have inscription, there are no additional rules to consider in its firing. A transition that satisfies the additional restriction rules is named "transition in readiness condition".

The second level corresponds to the enabling rules for transition firing. A transition is called "enable transition" if it is in the readiness condition and also satisfies the following conditions:

- There are no boxes with marks in the output side;
- There are no boxes without marks or with marks with restrictions in the input side, and
- There are no internal or external gates in the disabled state.

The third and last level corresponds to the proper "execution rules" of firing. These rules are related to the arbitration rules in cases of existing conflicts despite the rules for selective filtering of attributes defined by the inscriptions above the directed arcs. An enables transition where all the execution rules are satisfied is called "fireable transition". A fireable transition fires immediately, accomplishing the flow of marks above the graph that modes the dynamic behavior of the system. The attributes that are not transmitted are assumed to be zero and we have a combination of attribute information in the marks, i.e., the attribute vector in the mark that appear in the output side of the transition is the result of a logic "or" operation of the attributes in the corresponding input side. Figure 7 illustrates an E-MFG graph where the firing of a transition occur and the involved marks changes.



Structure of the marks: (a_1, a_2, a_3, a_4)
 where: a_1 =piece; a_2 =batch; a_3 =machine; a_4 =control code.

Fig. 7 Changes in the marks attributes resulting from the transition firing

Application of E-MFG to Control a Flexible Manufacturing System

Object Control and Control System

Manufacturing systems can be represented by two fundamentals and interconnected subsystems that operate cooperatively. These subsystems represent the operative part and control part respectively, as illustrated in Fig. 8. This approach is aimed at establishing a distinction between the execution subsystem (operative part) and the coordination sub-system (control part). The operative part sends information for the control part about its state and the control part processes this information to send commands to operative part.

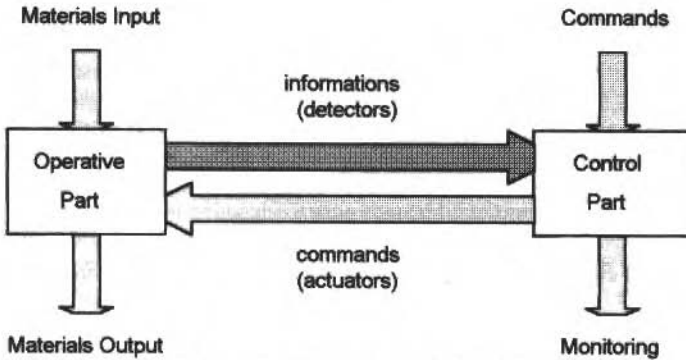


Fig. 8 Operative part and control part of production systems

The control object model that represents the plant of the production system corresponds the operative part of the manufacturing system. Considering the hypothesis that the qualitative control of the manufacturing system is based on combination of sequential subsystems, then the devices that compose the system can be described as elements with a finite number of discrete states. Therefore, controlling the system means the synchronization of several activities of the elements (that represents the physical devices) involved in the accomplishment of a certain set of tasks.

The use of E-NFG to model the control object generates an explicit representation of local states reachable for each device and permits through its structural elements (external gates and output arcs) an effective exchange of signals between the controller and the control object.

The control part that represents the controller can also be modeled by E-MFG considering other interpretations and adding new elements and sub-graphs on the model of the control object. Conditions for evolution of the system considering activities to be realized involve the synchronization and ordering of operations to be executed by several devices that compose the physical system. Figure 9 illustrates an example of E-MFG model where the information exchange between control part and operative part is explicitly shown. This methodology permits the analysis of the model that in fact represents the manufacturing system, i.e., there is not semantic gap between the model for simulation and the model for control.

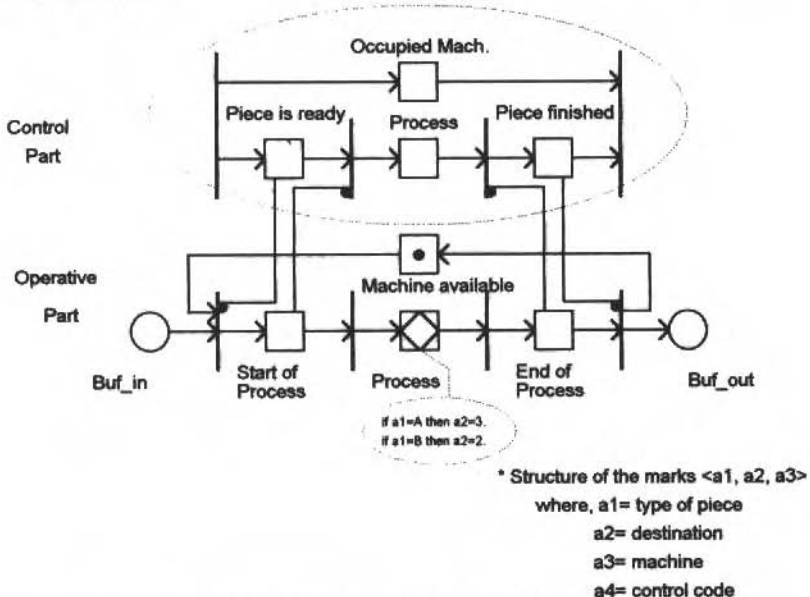


Fig. 9 Example of the E-MFG model for the control part and operative part

Control of the Movements of the Parts

Here we consider a manufacturing system with a versatile transport system composed by AGV (Autonomous Guided Vehicle). To control the traffic of AGV, it is necessary to control material flow between production units in parallel with movement of vehicles. The difficulty is in the specification of an activity sequence for each AGV, i.e., to define in advance the sequence of production units that the AGV must attend we face the problem of indeterminism of DEDS and the problem of stochastic nature of transportation systems (Brand, 1988). To control the AGV traffic, we consider that the transport is accomplished from the operations sequence of each item (workpiece) in each production unit. When a production process of a certain item is finished, an AGV is requested to transport this item to the next production unit.

Through the attributes associated with individual marks, we can represent the source and next production unit. Then, the AGV control systems identify the next production unit of the item in process and specify a vehicle to do the transportation task. If individual marks are not used, it is necessary to represent all possible routes for the AGV. Therefore, using E-MFG we can apply the following procedure to develop the control system of the manufacturing system. First, definition of the E-MFG model of the control object.

- Model of the transport via;
- Model of each production unit (a workstation or a manufacturing cell), and
- Model of the items input, output stations and the parking stations of the AGV.

Second, definition of the E-MFG model of the control system to be developed in two stages.

- Stage one: specification of the operation sequence related to the production process of each type of product (item), and
- Stage two: establishment of the AGV movement to execute the item transport between the production units. The function of control system is to update the destiny of the AGV in agreement with the production step.

Applying this methodology, we obtain the model of the controlled system that can be evaluated using an E-MFG simulator for example.

Application Example

Lets consider a flexible production system composed of four workstations, one input station, one output station and parking station for AGV. This system is supposed to produce a mix of three different products with the following operations sequences:

- Product A: ST-in ST-1 ST-2 ST-3 ST-4 St-out;
- Product B: ST-in ST-2 ST-1 ST-3 ST-out, and
- Product C: ST-in ST-3 ST-2 ST-1 ST-4 ST-out.

The attribute vector compositions is "a1=order type", "a2=order lot", "a3=route (specify the station to be visited)" and "d1=identification of the AGV".

The first step consists of the modeling of control object. We specify a "transport element" and an element "workstation-n". The element "transport" models the actions related to the AGV to achieve the materials flow between one workstation to another. We suppose that the AGV run through an one way circuit and carry only one product each time. The "workstation-n element" models the units of production and the set of actions (machining, assembling, etc) related to their functional capacities. Figure 10 illustrates the integrated system and a conceptual model that illustrates its operation.

Concerning workstations, we define several bypass points to permit the entrance and exit of the AGV. The bypasses depend on the attributes of marks that specify the route and destiny of the workpieces/AGV.

Figure 11 illustrates the generic model of each workstation and how the bypass points are controlled. Still in this figure, there is the refinement of the element "ST-n Activity" illustrating the "loading" and "unloading" operations and the set of actions related to the process itself synthesized by the element "ST-n Sub-activity".

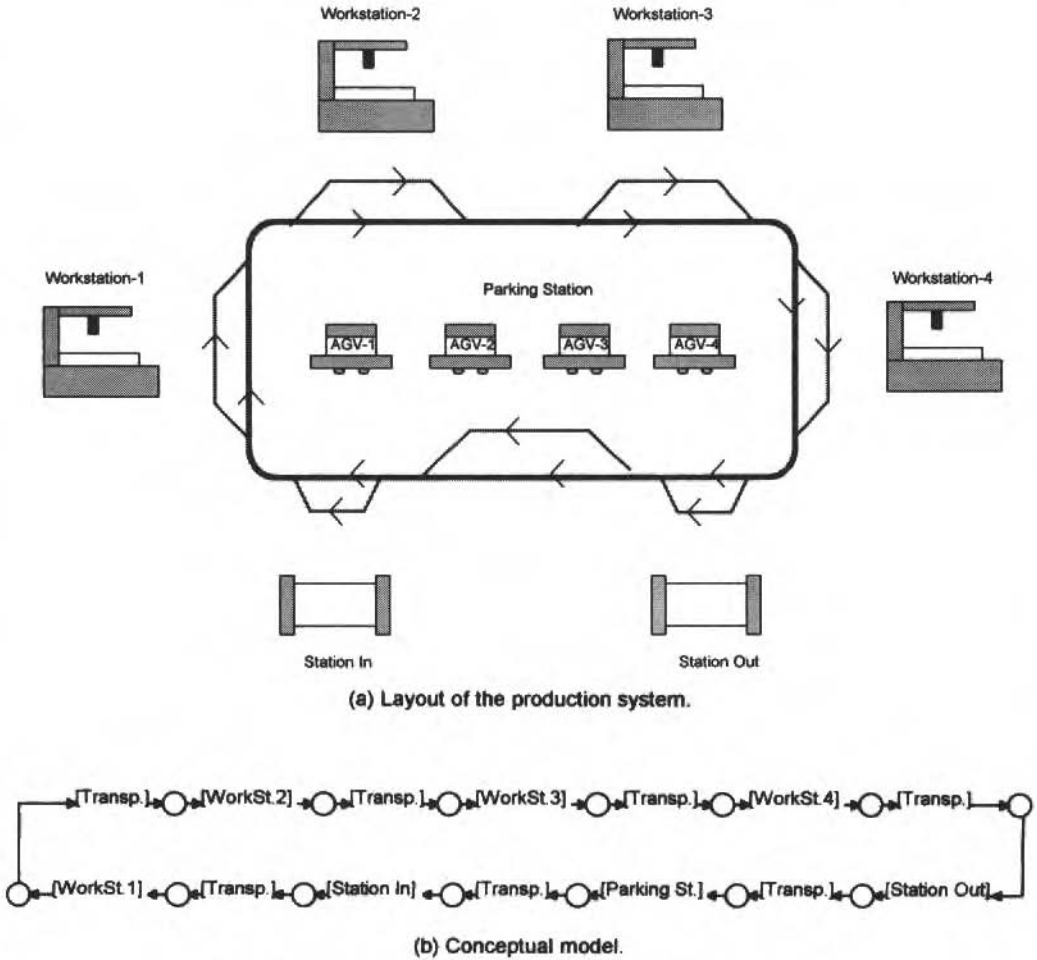


Fig. 10 Structure and a conceptual model of the integrated system

The model of the Fig. 12 describes in details the activities realized at the input station. Since the moment that a material requisition occur, the respective material is taken off the stock. The controller boxes individualize the marks since this time, designating the state of the attribute *a1*, in accordance with the type of the product that will be produced.

Figure 13 illustrates the refinement of the activities realized at the output station of materials. As soon as an AGV with load arrives at the station, the unloading operation of the products that finished it processing is realized, followed by a set of activities synthesized by the element "St-out Sub-activity".

Finishing the model of object control, Fig. 14 gives in details the model of the parking station. Is an AGV is requisited, the state of the mark that identifies it is updated based on the control information transmitted by the element "update destiny".

The next step consists the description of the control part. This is done in two stages:

- First stage: specification of the sequence of operations related to the production of each product, and
- Second stage: control of the flow of AGV to realize the transport of items between the workstations.

[WORKSTATION - n]

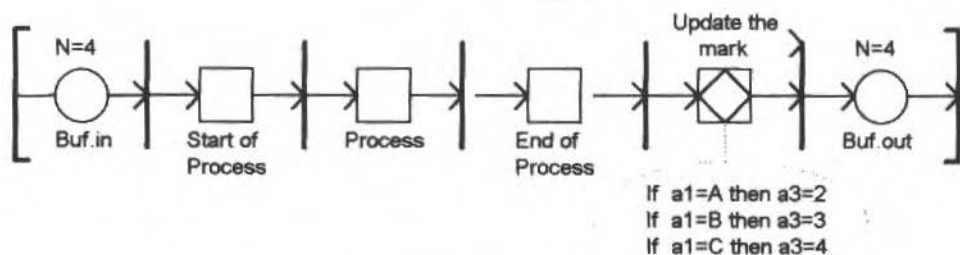
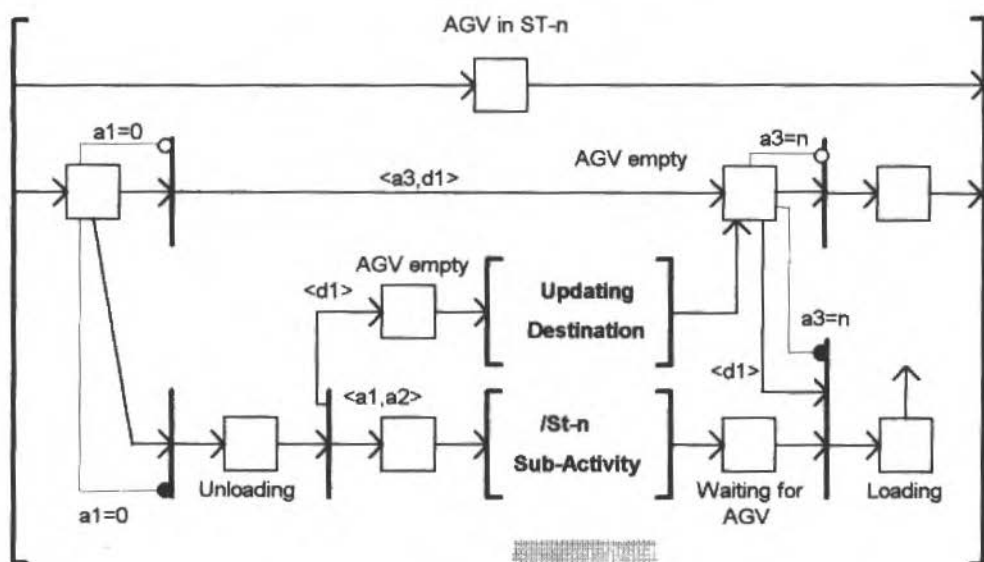
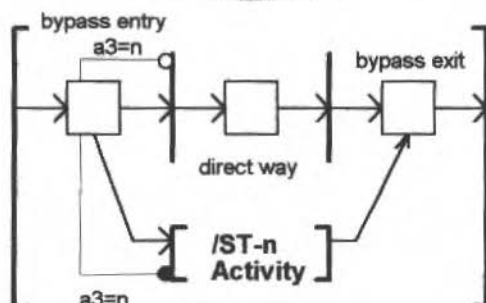


Fig. 11 Model of the "Workstation-n"

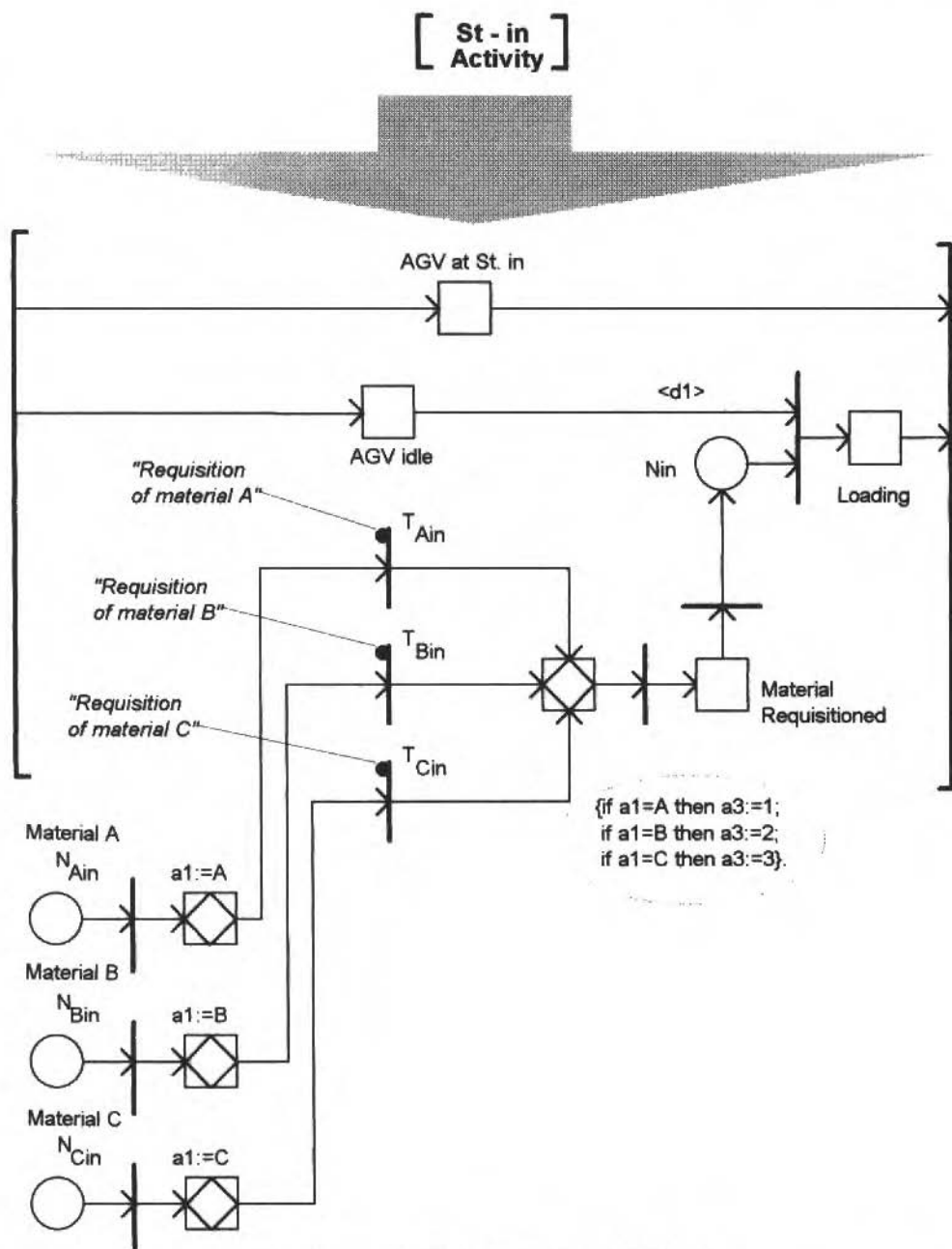


Fig. 12 Model E-MFG of the element "St-in Activity"

The specification of the sequence control of the operations of each product described in Fig. 15 by three fundamental elements: "Process Xn", "Requisition X" and "Dispatch X".

The element "Process Xn" controls the actions related to the processing of the product "X" at work-station "n". The refinement of this element and the connection with the operative part is modeled in E-MFG according to the Fig. 16. In this case, the sequence of operations is initiated by the removing

of the piece A from the input buffer "Buf.in" and is finished when an AGV is requisited to transport the processed piece. In order that the system realize this sequence of operations correctly, this model of the control part is synchronized with the model of the operative part through gates (Hasegawa, 1984). In this context, the systems will follow the activities sequence prescript in the control model.

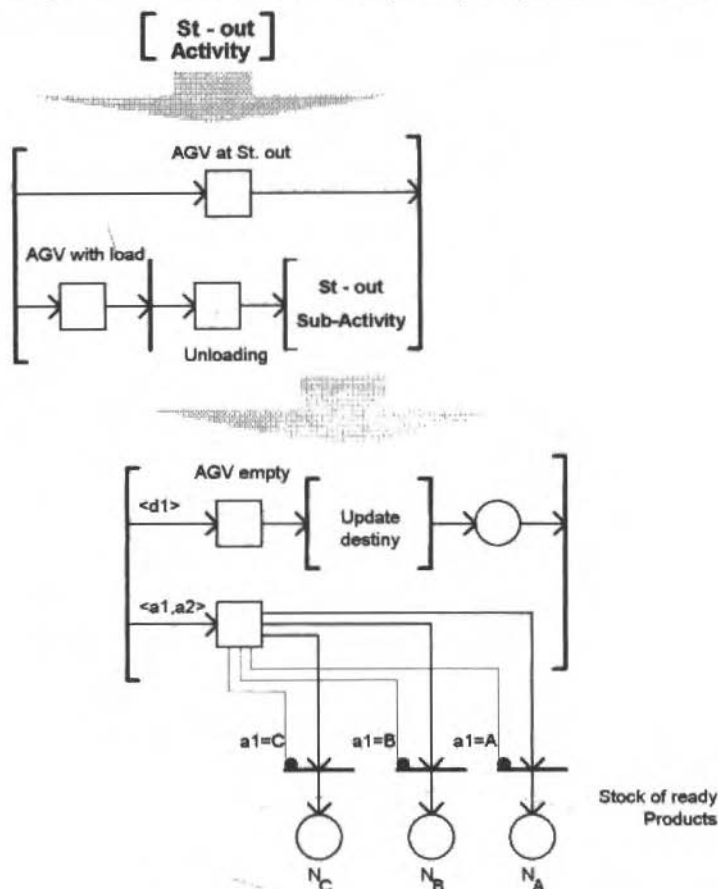


Fig. 13 Model E-MFG of the element "St-out Activity"

[Parking St Activity]

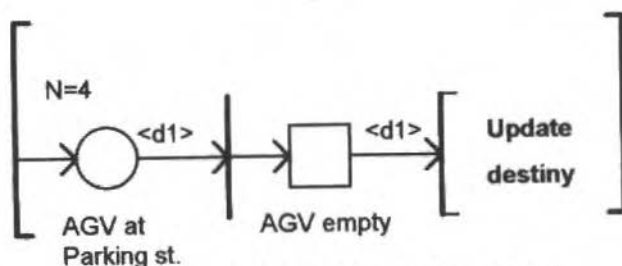


Fig. 14 Model E-MFG of the Element "Parking St"

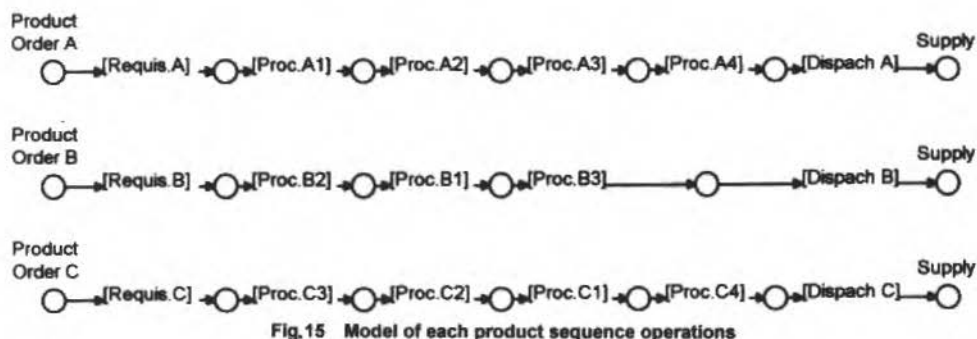


Fig.15 Model of each product sequence operations

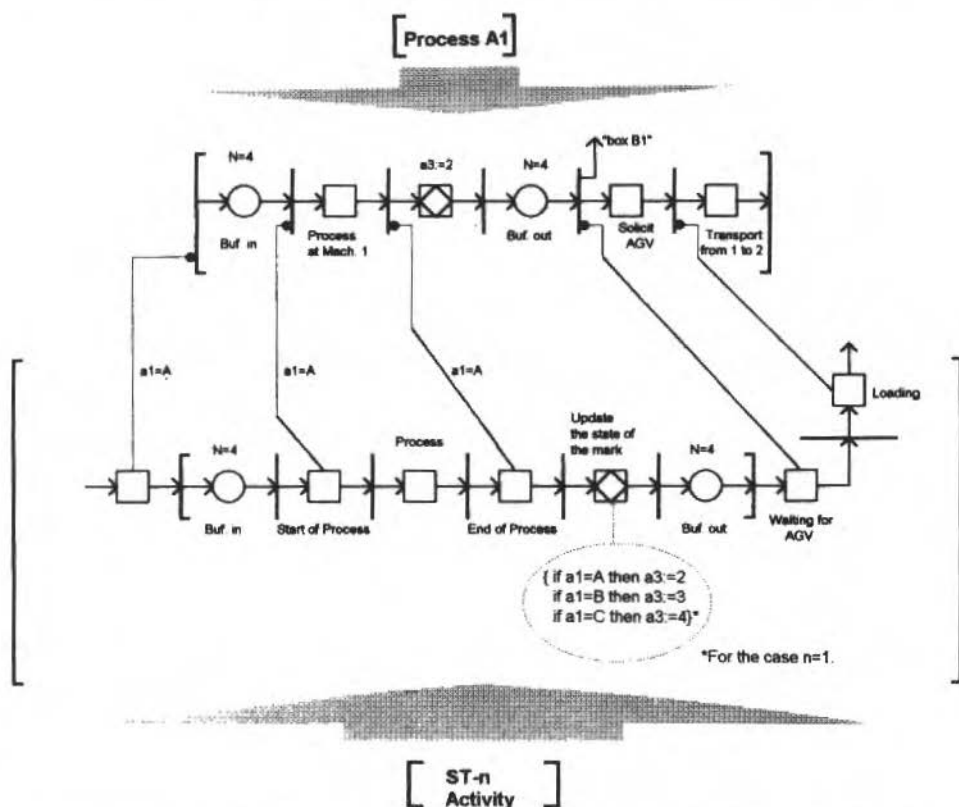


Fig. 16 Model of the "Process A1" control and its connection with the model of the operative part

The process models of the product A in another workstations and the process models of other products in some work-stations is done in the same manner.

Figure 17 illustrates the element "Requisition X" that is responsible by the control of the requisition of material "X" according to the order. As soon as one order is put in effect, this information is sent to the input station "St-in" through a gate that connects this model with the model described in Fig. 12. Since the moment in which the requisited material is available, this information returns to the control part to require an AGV to the subsequent transport of the material to be processed.

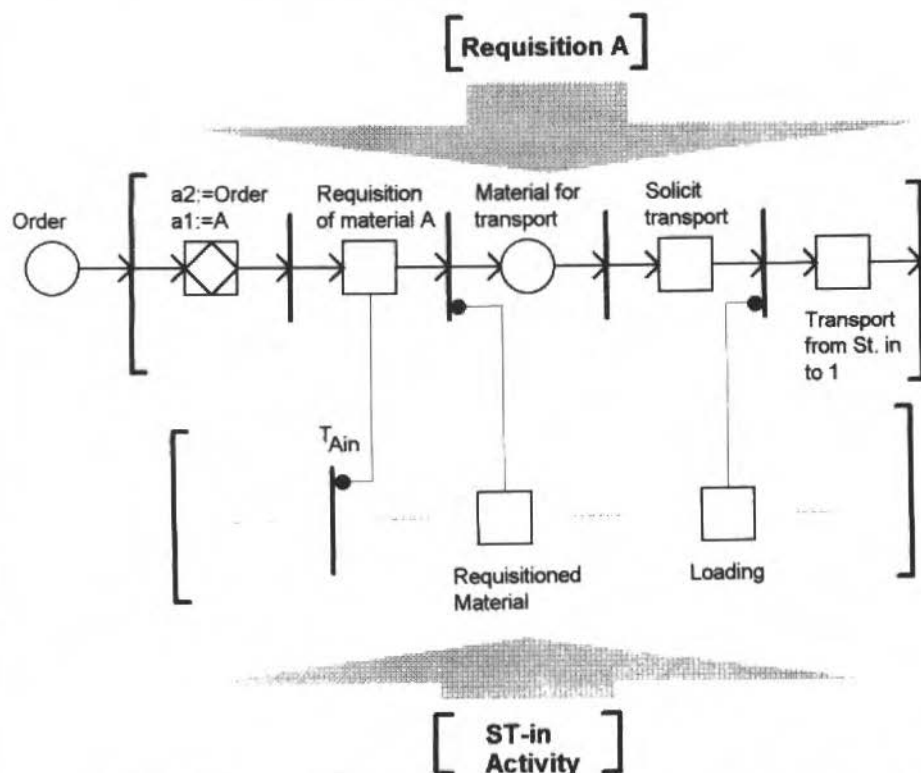


Fig. 17 Model of the "Requisition A" control and its connection with the model of the operative part

The element "Dispatch X" realizes the control of the stock of the product "X". Figure 18 describes the example of transport of the product A to the stock. As soon as the AGV loaded with this product reaches the output station, this information is sent to the control system that remains waiting for the confirmation "Product received".

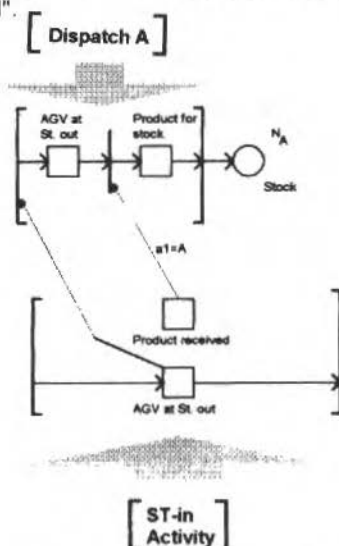


Fig. 18 Model of the Element "Dispatch A" and its connections with the operative part model

The second stage of the description of the control part consists the specification of the control of the flow of AGVs to realize the transport of items.

Figure 19 illustrates one part of resulting E-MFG model of the AGV control system. The marks in boxes "B.in", "B.1", "B.2", "B.3" and "B.4" represent the request of transport from the stations "ST-in", "ST-1", "ST-2", "ST-3" and "ST-4" respectively. From boxes "B.x", the control system verifies if there is any AGV available in the stations. If so, it is moved to the corresponding station. Obviously, there are priorities among the stations where the available AGV must be stopped. This priority is modeled by the permissive gates connected with each box "AGV empty" of each work-station model.

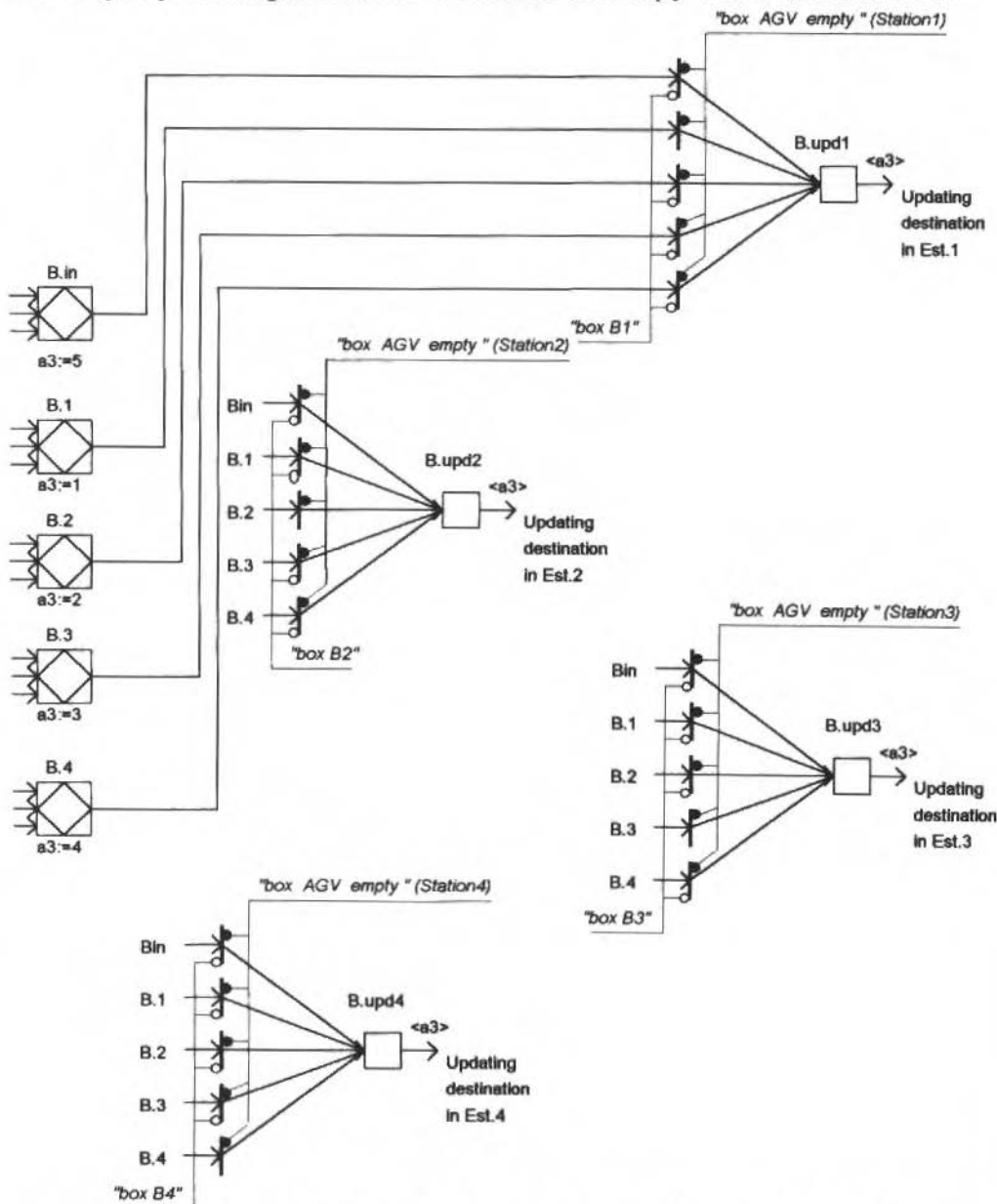


Fig.19 E-MFG Model of the decision procedure for requests of the transport system (cont.)

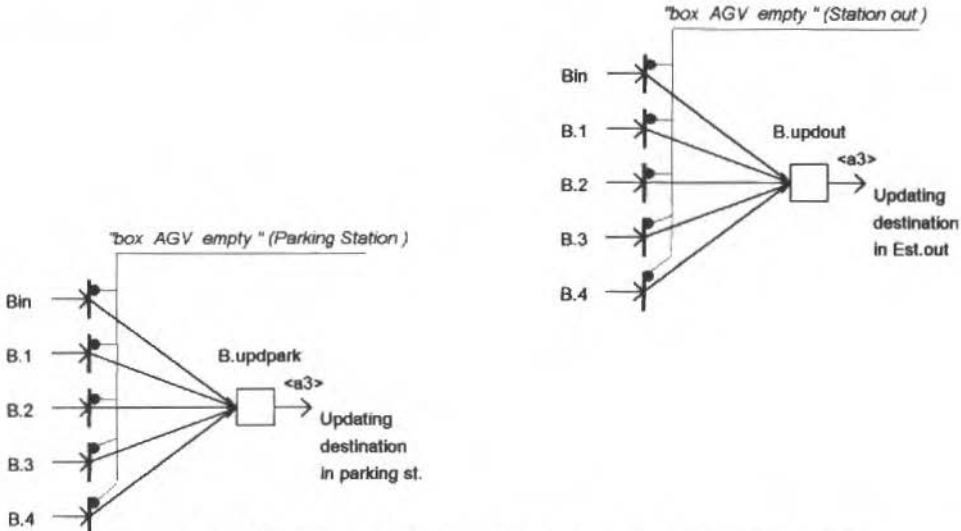


Fig.19 E-MFG Model of the decision procedure for requests of the transport system

As soon as the control system specifies an AGV to attend a transport solicitation, this information is sent to the control object through the element "Update destiny". Figure 20 describes this element that can be associated with the station "ST-1". For the stations "ST-out", "ST-2", "ST-3" and "ST-4", the model of this element can be realized in the same manner.

If there is a solicitation of transport put in effect by a mark in the box "B.updx" then the updating is realized and the specific station is determined as destiny of the AGV. On the contrary, if there is no marks in any box "B.updx", the AGV lie at it is sent to the parking station.

For the parking station, when an AGV is required to the box "B.upd7" is marked, designating the destiny of this AGV. Figure 21 illustrates this model in E-MFG.

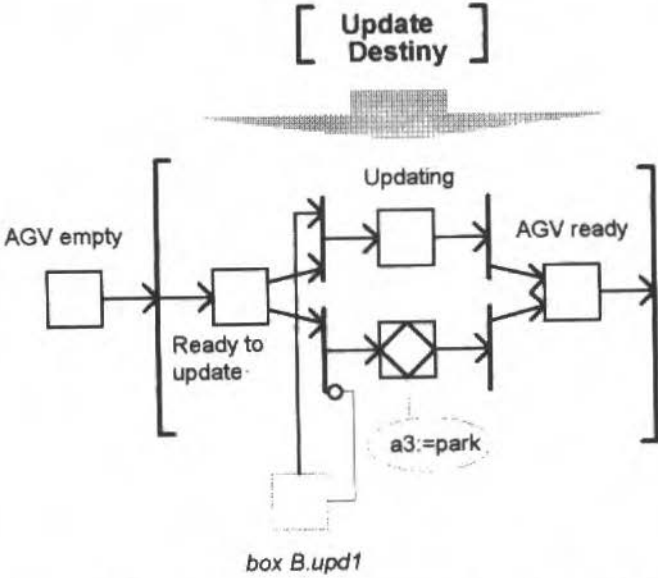


Fig. 20 E-MFG model of the element "Update Destiny" for stations "St-out", "St-1", "St-2", "St-3", "St-4"

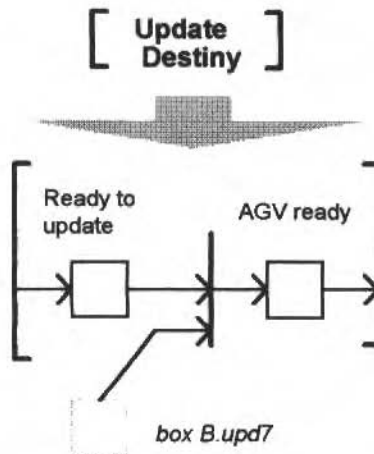


Fig. 21 Model of the element "Update Destiny" for the parking station

Final Comments

The case of a flexible manufacturing system with transportation systems based on AGV was used to show the potential of the E-MFG technique for the specification and implementation of complex control rules. The capability of E-MFG to handle individualized marks is very important to describe the complex information flow necessary to coordinate the activities of manufacturing systems.

The next step is the study of a generalized modeling procedure, development of tools to analyze systems and test of alternative control strategies.

References

- Brand, K.P. and Kopainsky, J., 1988, "Principles and Engineering of Process Control with Petri Nets", IEEE Transactions on Automatic Control, IEEE, Vol. 33, No. 2, pp.138-149, USA.
- Fuji Electric Ltd. & Fuji FACOM Control Ltd., 1989, "Material Flow System Control (0-net)", Journal of the SICE, SICE, Vol. 28, No. 9, pp. 826-827, Tokyo, Japan.
- Hasegawa, K., et al., 1984, "Proposal of Mark Flow Graph for Discrete System Control", Transactions of the SICE, SICE, Vol. 20, No. 2, pp.122-129, Tokyo, Japan.
- Hasegawa, K., et al., 1985, "Mark Flow Graph Representation for Functional Modules of Discrete Production Systems", Proceedings of 11th SICE System Symposium, pp.273-278, Japan (in Japanese).
- Ho, Y.C., 1989, "Dynamics of Discrete Event Systems", Proceedings of IEEE, IEEE, Vol. 77, No. 1, pp.3-6, USA.
- Masuda, R., et al., 1981, "Mark Flow Graph and its Applications to Complex Sequential Control System", Proceedings of 13th Hawaii International Conference on System Science, pp.194-203, Honolulu.
- Miyagi, P.E., 1988, "Control System Design, Programming and Implementation for Discrete Event Production Systems by Using Mark Flow Graph", Doctor Thesis, Tokyo Institute of Technology, Tokyo, Japan.
- Reisig, W., 1985, "Petri Nets An Introduction", Springer-Verlag, Berlin-Heidelberg, Germany.
- Reisig, W., 1992, "A Primer in Petri Net Design", Springer-Verlag, Berlin-Heidelberg, Germany.
- Santos Fº, D.J., 1991, "Discrete Event Systems and their Control", Proceedings of 1st International Congress of Instrument Society of America, ISA, pp. 2.1-2.12, São Paulo, SP, Brazil (in Portuguese).
- Santos Fº, D.J., 1993, "Proposal of Enhanced Mark Flow Graph for Modeling and Control of Integrated Manufacturing Systems", Master Thesis, University of São Paulo - Escola Politécnica, São Paulo, SP, Brazil (in Portuguese).
- Takahashi, K., et al., 1987, "Proposal of Tagged Mark Flow Graph for Flexible Automation System", proceedings of 30th JAACE Annual Conference, pp. 453-456, Japan (in Japanese).

- Valette, R., 1986, "Nets in Production Systems", Lecture Notes in Computer Science, pp. 191-217, Springer-Verlag, Berlin, Germany.
- Yoshida, S., 1988, "Tagged MFG Based Control of Materials Flows in Job Shop Production Systems", Master Thesis, Tokyo Institute of Technology, Tokyo, Japan (in Japanese).

Abstracts

Conci, A., 1995, "A Model for Including Semi-rigid Connections on Three-Dimensional Thin-walled Framed Structures", RBCM - J. of the Braz. Soc. Mechanical Sciences, Vol. 17, No. 2, pp. 120-133 (In Portuguese).

Realistic structural of thin-walled frames must consider semi-rigid connections among structural members. This work presents the derivation of a new approach for three dimensional non-linear analysis of thin-walled frames considering semi-rigid connections. The displacement field is modeled by the Principle of Sectorial Areas. Treatment of geometric non-linearity is based on the Updated Lagrangian Formulation and considers all initial stress resultants. The material non-linearity considers the plasticity in the zero-length region at the element nodes. Yield surface is based on a 7-dimensional stress resultant space and includes torsion and bimoment. The connection and the corresponding member element stiffness are combined into a single element using static condensation. The matrices of the proposed element are derived explicitly and details of the implemented program are presented. The implemented stress recovery process is insensitive to rigid body motions. Examples are presented to illustrate the accuracy of the results obtained with the model.

Keywords: Semi-rigid Connections, Thin-walled Structures.

Ismail, K. A. R. and Scalon, V. L., 1995, "Frost Formation Around a Vertical Cylinder in a Wet Air Stream", RBCM - J. of the Braz. Soc. Mechanical Sciences, Vol. 17, No. 2, pp. 134-144.

This paper describes a two dimensional model which permits evaluating the local thermal and geometrical properties during the process of frost formation. To achieve this objective it is necessary to know the local heat and mass transfer coefficients and hence solve the flow, heat and humidity fields. The solution is based upon converting the field functions in terms of the vorticity and stream functions. Once the heat and mass transfer coefficients are determined, a two stage model of the frost formation is used to determine the growth rate of frost layer. The numerical predictions were compared with existing numerical and experimental results and good agreement is found. Other results demonstrate the variation of frost density, frost thickness and the temperature field are presented and discussed.

Keywords: Frost Formation, Frost Properties, Frost Distribution

Azevedo, J. L. F., Fico Jr., N. G. C. R., and Ortega, M. A., "Two-Dimensional and Axisymmetric Nozzle Flow Computations Using the Euler Equations", RBCM - J. of the Braz. Soc. Mechanical Sciences, Vol. 17, No. 2, pp. 147-170.

Inviscid, transonic, convergent-divergent nozzle flowfields are simulated using the Beam and Warming implicit approximate factorization algorithm. Both two-dimensional and axisymmetric nozzle configurations are considered. Nonlinear artificial dissipation terms are explicitly added, and variable time stepping is used for steady state convergence acceleration. A procedure for using one-dimensional characteristic relations for boundary condition enforcement in the axisymmetric case was developed and implemented. Studies of several numerical boundary condition effects on solution accuracy and convergence rate were performed. The algorithm proved to be very robust, and solutions on rather realistic nozzle configurations were obtained. Present computational results show good agreement with the available data. The algorithm with the variable time stepping option proved to be computationally efficient.

Keywords: Nozzle Flow, Transonic Flow, Euler Equations, Computational Method, Finite Differences.

Neto, F. L., Pardini, L. C. and da Silva, J. L. G., 1995, "Development of a Tri-Directional Carbon Fibre Reinforced Carbon Composite for Aerospace Applications", RBCM - J. of the Braz. Soc. Mechanical Sciences, Vol. 17, No. 2, pp. 176-185.

This work describes the Brazilian development of an advanced carbon fibre reinforced carbon (CFRC) material block for applications in solid rocket motor nozzle throats. All the stages of the manufacturing process of the CFRC composite billet are described including: (i) the pultrusion of unidirectional CFRC composite rods using metallic tubes as moulds; (ii) the assembly of the tridirectional cylindrical preform in a special apparatus designed for this purpose; (iii) impregnation and densification cycles of the preform, initially with phenolic resin and then with coal-tar pitch, in an autoclave; and (iv) the carbonization of the CFRC block, in argon atmosphere up to 1000°C. The initial work was developed at the Material Division (AMR) of the Institute of Aeronautics and Space (IAE) and the results obtained so far indicated that is feasible to manufacture these advanced materials in Brazil with a proper technology.

Keywords: Carbon Fibre, Pultrusion, Carbon-Carbon Composites, Pitch Processing, Tri-Directional Reinforcement.

Mazza, R. A., and Rosa, E. S., 1995, "Hydrodynamics Modelling of a Physiological Flow Simulator" RBCM - J. of the Braz. Soc. Mechanical Sciences, Vol. 17, no. 2, pp. 186-193 (In Portuguese).

The purpose of this paper is to present a new design of a physiological flow simulator and to develop its numerical model for studying the effects of stenoses, aneurysms, bifurcations and other flow parameters on the hemodynamics of arterial blood flow or for relating Doppler ultrasound spectra to vessel abnormalities and also to aid development of new implantable prothesis.

Keywords: Hemodynamics, Physiological Flow Simulator, Numerical Model

Valle, R., Caulliraux, H. M., and Sima, A. F., 1995, "Computer Integrated Manufacturing: Organizational Aspects", RBCM - J. of the Braz. Soc. Mechanical Sciences, Vol. 17, No. 2, pp. 194-205 (In Portuguese).

The competitive edge of Brazilian firms will increase depending on the use of computer integration. We define CIM as a contemporary manufacturing organization pattern that is directly related to decisions in manufacturing strategy, information technology and technological culture.

Keywords: Competitive Organization, Technological Culture, Incremental Strategies.

Fonseca, N. V., Lima, P. C., Branco, R., and Rossi, A. C., 1995, "The Activity-Based Costing (ABC) on Rough Part Specification" RBCM - J. of the Braz. Soc. Mechanical Sciences, Vol. 17, No. 2, pp. 206-213 (In Portuguese).

The purpose of this paper is, at first, to show the inefficacy of traditional costing systems for management and specification analysis of rough parts. This problem is critical on parts specification, concerning low production batches. It is known that the unit cost of forged of low volume is high. The inadequacy of traditional costing lays on the incapacity to identify and quantify the various factors which compose the cost of a piece besides the direct costs - and its variations caused by alterations of production batches.

Through the Activity-Based Costing system it is possible to identify those cost composing factors. Because it presents more accurate form of allocation, the ABC allows a more criterious costing analysis concerning the process of production. Therefore, this methodology may contribute on choosing the best alternative for rough parts, enhancing choice for the production schedule at a lower cost. This work presents some results of ABC modelling at a forging, showing the skills of this tool on identifying and quantifying cost factors not found through the traditional costing systems.

Keywords: Cost, Industrial Cost, Activity-Based Costing, ABC, Forging

Ferreira, J. C. E., Butzke, A. U., and Neto, F. F., 1995, "A CAD by Features Systems Applied to an Industrial Reality" RBCM - J. of the Braz. Soc. Mechanical Sciences, Vol. 17, No. 2, pp. 214-223 (In Portuguese).

This paper presents the main concepts of a CAD by Features System developed by the GRUCON/EMC/UFSC research group. The system known as MSS (Manufacturing System Support) is being developed in cooperation with SLC (Schneider Logemann Company). Initially, a brief description of the used CAD methodology is done, followed by a presentation of the graphical user interface used on the piece design phase. Finally, it is shown how the data communication was established between this module and the computer aided process planning module.

Keywords: Computer Aided Design, Features, Computer Aided Process Planning.

Mello, M. C. F., Bremer, C. F., and Rozenfeld, H., 1995, "A Computer Aided Solution for Production Scheduling and Control in an Integrated Environment", RBCM - J. of the Braz. Soc. Mechanical Sciences, Vol. 17, No. 2, pp. 224-246.

The Production Scheduling and Control Systems (PSCS) are placed between the planning and the shop floor of the enterprise. By the position of PSCS systems inside manufacturing enterprises, they should be integrate with several areas and functions of the enterprise, as an example production planning and control, process planning, maintenance, management and tools control and the shop floor itself. This determines a series of requirements to PSCS systems, that can be classified in two groups: the first group of requirements is related to the problem domain of production planning and control of the manufacturing enterprises and the other is related to aspects of information technology that the system should have as a base. The present paper discusses all the requirements of Production Scheduling and Control Systems under these two aspects and a computer aided solution that has been developed to attend to these requirements.

Keywords: Production Planning and Control, Production Scheduling and Control, System Integration.

Filho, D. J. S., and Miyagi, P. E., 1995, "Enhanced Mark Flow Graph to Control Flexible Manufacturing Systems", RBCM - J. of the Braz. Soc. Mechanical Sciences, Vol. 17, No. 2, pp. 237-252.

The aim of this work is the evaluation of the modeling power of Enhanced Mark Flow Graph (E-MFG) when approaching flexible manufacturing systems. We present main concepts regarding E-MFG and its application in the description of the control part as well as three operative part of production systems. Through the information associated with the structural components of E-MFG, it is possible to represent complex control strategies involving different tasks of the manufacturing systems in the production of a mix of parts in a highly flexible environment.

Keywords: Discrete Event Dynamic System, Petri Nets, Mark Flow Graph, Manufacturing System, Autonomous System.

SCOPE AND POLICY

- The purpose of the Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences is to publish papers of permanent interest dealing with research, development and design related to science and technology in Mechanical Engineering, encompassing interfaces with Civil, Electrical, Chemical, Naval, Nuclear, Agricultural, Materials, Petroleum, Aerospace, Food, System Engineering, etc., as well as with Physics and Applied Mathematics.
- The Journal publishes Full-Length Papers, Review Papers and Letters to the Editor. Authors must agree not to publish elsewhere a paper submitted to and accepted by the Journal. Exception can be made for papers previously published in proceedings of conferences. In this case it should be cited as a footnote on the title page. Copies of the conference referees reviews should be also included. Review articles should constitute a critical appraisal of published information.
- The decision of acceptance for publication lies with the Editors and is based on the recommendations of at least two ad hoc reviewers, and of the Editorial Board, if necessary.

SUBMISSION

- Manuscripts and all the correspondence should be sent to the Editor or, alternatively, to the appropriate Associate Editor.
- Four (4) copies of the manuscript are required. The author should submit the original figures, which will be returned if the paper is not accepted after the review process.
- Manuscripts should be submitted in English or Portuguese. Spanish will also be considered.
- A manuscript submitted for publication should be accompanied by a cover letter containing the full name(s) of author(s), mailing addresses, the author for contact, including phone and fax number, and, if the authors so wish, the names of up to five persons who could act as referees.

FORMAT

- Manuscripts should begin with the title, including the English title, the abstract and up to five key words. If the paper's language is not English, an extended summary of about 500 words should be included. The manuscript should not contain the author(s) name(s).
- In research papers, sufficient information should be provided in the text or by referring to papers in generally available journals to permit the work to be repeated.
- Manuscripts should be typed double-spaced, on one side of the page, using A-4 sized paper, with 2 cm margins. The pages should be numbered and not to exceed 24 pages, including tables and figures. The lead author of a RBCM paper which exceeds the standard length of pages will be assessed a excess page charge.
- All symbols should be defined in the text. A separate nomenclature section should list, in alphabetical order, the symbols used in the text and their definitions. The Greek symbols follow the English symbols, and are followed by the subscripts and superscripts. Each dimensional symbol must have SI (Metric) units mentioned at the end. In addition, English units may be included parenthetically. Dimensionless groups and coefficients must be so indicated as dimensionless after their definition.

ILLUSTRATIONS AND TABLES

- Uncertainties should be specified for experimental and numerical results.
- Figures and Tables should be referred in consecutive arabic numerals. They should have a caption and be placed as close as possible to the text first reference.
- Line drawings should be prepared on tracing paper or vellum, using India ink; line work must be even and black. Laser print output is acceptable. The drawings with technical data/results should have a boundary on all four sides with scale indicators (tick marks) on all four sides. The legend for the data symbols should be put in the figure as well as labels for each curve wherever possible.
- Illustrations should not be larger than 12 x 17 cm. Lettering should be large enough to be clearly legible (1.5-2.0 mm).
- Photographs must be glossy prints.

REFERENCES

- References should be cited in the text by giving the last name of the author(s) and the year of publication of the reference: either "Recent work (Smith and Jones, 1985) ..." or "Recently Smith and Jones (1985) ...". With four or more names, use the form "Smith et al. (1985)" in the text. When two or more references would have the same title identification, distinguish them by appending "a", "b", etc., to the year of publication.
- Acceptable references include: journal articles, dissertations, published conference proceedings, numbered paper preprints from conferences, books, submitted articles if the journal is identified, and private communications.

- References should be listed in alphabetical order, according to the last name of the first author, at the end of paper. Some sample references follow:

Bordalo, S.N., Ferziger, J.H. and Kline, S.J., 1989, "The Development of Zonal Models for Turbulence", Proceedings, 10th ABCM - Mechanical Engineering Conference, Vol. 1, Rio de Janeiro, Brazil, pp. 41-44.

Clark, J.A., 1986, Private Communication, University of Michigan, Ann Arbor, MI.

Coimbra, A.L., 1978, "Lessons of Continuum Mechanics", Editora Edgard Blucher Ltda, São Paulo, Brazil.

Kandlikar, S.G. and Shah, R.K., 1989, "Asymptotic Effectiveness - NTU Formulas for Multiphase Plate Heat Exchangers", ASME Journal of Heat Transfer, Vol. 111, pp. 314-321.

McCormack, R.W., 1988, "On the Development of Efficient Algorithms for Three Dimensional Fluid Flow", Journal of The Brazilian Society of Mechanical Sciences, Vol. 10, pp. 323-346.

Silva, L.H.M., 1988, "New Integral Formulation for Problems in Mechanics", (in portuguese), Ph.D. Thesis, Federal University of Santa Catarina, Florianópolis, SC, Brazil.

Sparrow, E.M., 1980a, "Forced-Convection Heat Transfer in a Duct Having Spanwise-Periodic Rectangular Protuberances", Numerical Heat Transfer, Vol. 3, pp. 149-167.

Sparrow, E.M., 1980b, "Fluid-to-Fluid Conjugate Heat Transfer for a Vertical Pipe-Internal Forced Convection and External Natural Convection", ASME Journal of Heat Transfer, Vol. 102, pp. 402-407.

VOL. XVII - Nº 2 - 1995

Thin-Walled Structures

- A Model for Including Semi-Rigid Connections on Three-Dimensional Thin-Walled Framed Structures (In Portuguese) Aura Conci 120

Phase-Change Heat Transfer

- Frost Formation Around a Vertical Cylinder in a Wet Air Stream Kamal Abdel Radi Ismail and Vicente L. Scolon 135

Transonic Flow

- Two-Dimensional and Axisymmetric Nozzle Flow Computation Using the Euler Equations João Luiz Filgueiras de Azevedo, Nide Geraldo do Couto Ramos Fico Jr. and Marcos Aurélio Ortega 147

Carbon Composites

- Development of a Tridirectional Carbon Fibre Reinforced Carbon Composite for Aerospace Applications Flaminio Levy Neto, Luis Claudio Pardini and José Luis Gomes da Silva 171

Biomechanical Engineering

- Hydrodynamics Modelling of a Physiological Flow Simulator (In Portuguese) Ricardo Augusto Mazza and Eugenio Spanó Rosa 181

Integrated Manufacturing Systems

- Computer Integrated Manufacturing: Organizational Aspects (In Portuguese) Rogerio Valle, Heitor Mansur Caulliaux and Arnaldo Ferreira Lima 190
- The Activity Based Costing (ABC) on Rough Part Specification (In Portuguese) Nelson Vieira Fonseca, Paulo Corrêa Lima, Rogério Branco and Amaury Cezar Rossi 201
- A CAD by Features System Applied to an Industrial Reality (In Portuguese) João Carlos Espindola Ferreira, Adilson Ulrico Butzke and Fernando Furlan Neto 209
- A Computer Aided Solution for Production Scheduling and Control in a Integrated Environment Mauricio C. F. de Mello, Carlos Frederico Bremer and Henrique Rozenfeld 219
- Enhanced Mark Flow Graph to Control Flexible Manufacturing Systems Diotino José dos Santos Filho and Paulo Eigi Miyagi 232

Abstracts - Vol. 17 - Nº 2 - 1995

249