

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE MECÂNICA COMPUTACIONAL

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE A REDAÇÃO FINAL
DA TESE DEFENDIDA POR ANTÔNIO ADEL DOS

SANTOS E APROVADA PELA
COMISSÃO JULGADORA EM 19 / 12 / 1991

Francisco
ORIENTADOR

ANÁLISE DO DESENCURVAMENTO DE PLACAS DO LINGO-
TAMENTO CONTÍNUO PELO MÉTODO DOS ELEMENTOS
FINITOS

ANTÔNIO ADEL DOS SANTOS ⁵⁹

067/91

DISSERTAÇÃO APRESENTADA À FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA -
UNICAMP, COMO REQUISITO PARCIAL PARA OBTENÇÃO DO GRAU DE
MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA.

CAMPINAS, DEZEMBRO DE 1991.

UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE MECÂNICA COMPUTACIONAL

TESE DE: MESTRADO

TÍTULO DA TESE: ANÁLISE DO DESENCURVAMENTO DE PLACAS DO
LINGOTAMENTO CONTÍNUO PELO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

AUTOR: ANTONIO ADEL DOS SANTOS ⁱⁿ

ORIENTADOR: PROF. DR. FERNANDO IGUTI ^t

APROVADA POR:

Fernando 

PROF. DR. FERNANDO IGUTI



PROF. DR. JOSE DIVO BRESSAN

Sergio Tonini Button

PROF. DR. SERGIO TONINI BUTTON

CAMPINAS, 19 DE DEZEMBRO DE 1991

A meus pais, Antônio e Vitória, que me legaram a determinação: a Deus, pela constante renovação das forças interiores; e a Dorinha, que, pela sua existência, um dia, redirecionou meus caminhos.

AGRADECIMENTOS

Agradço a todos que, de alguma forma, contribuíram para a realização deste trabalho, e gostaria de citar em especial:

Professor Fernando Iguti pela orientação do trabalho de tese e também pela amizade demonstrada ao longo de todo o trabalho;

Professor Amauri Garcia no estabelecimento dos primeiros contatos USIMINAS/UNICAMP, nas sugestões e na amizade apresentadas;

Engenheiro Marcos José Mundim pelo incentivo na realização do trabalho, pelas discussões e sugestões formuladas;

Engenheiros Cláudio A. G. Valadares e Sidnei O. C. Andrade pelo incentivo e apoio dados ao longo do trabalho;

Técnico Américo Ayres Ramos pela colaboração em várias etapas do trabalho.

USIMINAS, através do Centro de Pesquisas, e à UNICAMP, por parte da Faculdade de Engenharia Mecânica pela viabilização de realização deste trabalho.

Agradeço especialmente à empresa Davy McKee em Sheffield (Inglaterra), através dos Srs. T. Hope e S. I. Mizban por permitir-me a utilização do pacote MARC de Elementos Finitos, de onde foram obtidas informações úteis à realização do trabalho, e algumas figuras apresentadas nesta dissertação.

RESUMO

Um dos principais problemas de qualidade das placas produzidas pelo processo de lingotamento contínuo é a ocorrência de trincas superficiais e internas que podem reduzir o rendimento neste e nos processos subsequentes de laminação. A compreensão dos mecanismos de formação das trincas envolvem, por um lado, a análise de tensões e deformações geradas no lingotamento, e por outro lado, estudos do comportamento mecânico dos aços a altas temperaturas. Entre as solicitações impostas ao metal solidificado dentro da máquina, a mais intensa surge na região do desencurvamento do veio possibilitando a formação de novas trincas e/ou abertura de trincas menores já existentes.

Neste trabalho foi desenvolvido um modelo matemático bidimensional de elasto-fluência pelo Método dos Elementos Finitos para analisar o desencurvamento de placas do lingotamento contínuo, tanto no caso do veio completamente solidificado quanto na condição parcialmente solidificada. Nesta última condição, o modelo permite tratar simultaneamente os efeitos do desencurvamento em si e do abaulamento provocado pela pressão ferrostática atuando nas duas camadas solidificadas.

O modelo matemático foi codificado em linguagem FORTRAN 77 e a sua validade foi verificada em modelos simplificados simulando separadamente as soluções elástica, de desencurvamento, de abaulamento, e de desencurvamento e abaulamento simultaneamente. Foram também utilizados para validação do modelo resultados obtidos com programa MARC de Elementos Finitos. Posteriormente, o programa foi rodado para o desencurvamento de placas nas condições atuais de lingotamento da USIMINAS, incluindo-se os casos de placa totalmente e parcialmente sólida.

Considerou-se a região de desencurvamento compreendendo dois espaçamentos entre rolos, um antes e outro após o ponto de desencurvamento, sendo que a geometria inicial da placa é circular e o desencurvamento ocorre em um único ponto. Foi assumido o

estado plano de deformação. O modelo proposto mostrou-se adequado para a análise do desencurvamento, fornecendo resultados compatíveis com as observações experimentais e as informações de literatura.

Devido ao desencurvamento, tensões de tração na direção de lingotamento surgem na superfície superior da placa possibilitando a formação de trincas superficiais transversais. O efeito da pressão ferrostática é muito intenso, causando sob o rolo de desencurvamento elevados picos de deformação positiva na interface sólido/líquido, possibilitando a formação de trincas internas. O efeito global de abaulamento mais desencurvamento é maior na camada superior, tornando-a mais susceptível ao trincamento, conforme verificado experimentalmente. No caso da USIMINAS, os resultados obtidos indicam a geração de trincas internas na placa para velocidades de lingotamento de 1,0 m/min, pois os níveis de deformação ultrapassam a deformação crítica.

ABSTRACT

Surface and internal cracks present in continuously cast steel slabs have a deleterious effect on the slab quality and may lead to yield decrease of both the casting process and subsequent rolling processes. The understanding of the mechanism of crack formation involves on one hand stress-strain analyses, and on the other hand, studies on the mechanical behaviour of steels at high temperatures. Among the loads acting on the solidifying shell in the caster, those regarding the unbending process are of the utmost importance for the stress-strain state of the slab and consequently for crack formation.

In this work a bidimensional elastic-creep Finite Element model has been developed for the unbending analysis of continuously cast steel slabs, including both cases: partially solidified and completely solidified slab. In the latter case, both the unbending and the bulging due to the ferrostatic pressure against the inner solidifying surface can be simultaneously considered in the model.

Afer the mathematical model had been coded in FORTRAN 77 the validity of the program was checked by running simplified models with a few elements. Two-element models were employed to check the validity of the elastic routine, the creep procedure, and then the program as a whole. The program was also checked against results provided by the MARC Finite Element Program. Finally, the model was applied to the unbending analysis of continuously cast slabs at USIMINAS.

The unbending zone was taken comprising two roll pitches, one upstream and the other one downstream respective the unbending point, and the slab is unbent from initial circular shape at one single point. Plane strain state was assumed and the slab motion due to strand withdrawal was not taken into account. The proposed model has shown to be suitable for tackling the slab unbending in the operating conditions at USIMINAS, providing results comparable with those reported in literature and consistent with experimental

observation.

Owing to the unbending, tensile stresses arise in the region adjacent to the slab upper surface enabling the formation of transverse cracks. Beneath the unbending roll high peaks of tensile strain at the inner surface are generated due to the ferrostatic pressure acting on it, which may give rise to the formation of internal cracks. The overall effect of unbending and bulging is greater in the upper shell than the lower, which means that cracking is more likely to occur in the upper shell. This result is in accordance with experimental observation of internal cracks found in cast slabs. The obtained results indicate that internal cracks are being formed in continuously cast slabs at USIMINAS for casting speed of 1.0 m/min, as a result of unbending strain found above the critical strain for crack generation.

SUMÁRIO

AGRADECIMENTOS	iii
RESUMO	iv
ABSTRACT	vi
NOMENCLATURA	xi
LISTA DE FIGURAS	xiv
LISTA DE TABELAS	xvii
1 INTRODUÇÃO	1
2 OBJETIVOS	7
3 COMPORTAMENTO E PROPRIEDADES MECÂNICAS DOS AÇOS A ALTAS TEMPERATURAS	8
3.1 Generalidades	8
3.2 Modelos de Comportamento Mecânico dos Metais	10
3.3 Propriedades Mecânicas dos Aços a Altas Temperaturas	12
3.3.1 Módulo de Elasticidade	12
3.3.2 Limite de Escoamento	14
3.3.3 Curvas de Fluência	15
4 DESENCURVAMENTO DE PLACAS DO LINGOTAMENTO CONTÍNUO	17
4.1 Introdução	17
4.2 Modelos Matemáticos de Abaulamento e Desencurvamento	18
4.2.1 Considerações Gerais	18
4.2.2 Modelos Matemáticos de Desencurvamento	22
5 MODELO MATEMÁTICO	28
5.1 Visualização do Problema do Desencurvamento	28
5.1.1 Modelo de Comportamento Mecânico	28
5.1.2 Modelo Físico de Desencurvamento da Placa ...	30
5.1.3 Considerações Assumidas no Modelo	32
5.2 Algoritmo de Solução do Problema de Elasto-Fluência	33
5.2.1 Esquema de Solução	33
5.2.2 Critérios de Convergência	36

5.3	Implementação Computacional	38
5.3.1	Carregamento do Sistema	38
5.3.2	Condições de Contorno	40
5.3.3	Discretização	41
5.3.4	Características do Modelo	41
5.4	Validação do Modelo	43
5.4.1	Testes em Modelos com 1 ou 2 Elementos	43
5.4.2	Comparação com Resultados Obtidos pelo Programa MARC	48
6	RESULTADOS E DISCUSSÃO	51
6.1	Desencurvamento da Placa Totalmente Sólida	51
6.2	Desencurvamento da Placa Parcialmente Sólida	60
6.2.1	Condições de Análise do Desencurvamento	60
6.2.2	Resultados da Análise do Desencurvamento	63
6.2.3	Resultados de Desencurvamento e Abaulamento	69
6.2.4	Resultados de Abaulamento	74
6.2.5	Resultados de Desencurvamento e Formação de Trincas em Placas	76
7	CONCLUSÕES E COMENTÁRIOS	78
8	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	83
9	BIBLIOGRAFIA	84
	APÊNDICE A - EQUACIONAMENTO MATEMÁTICO DO PROBLEMA DE ELASTO-FLUÊNCIA	91
A.1	Equações Básicas	91
A.2	Formulação por Elementos Finitos Quadráticos	93
A.2.1	Avaliação dos Termos da Equação (A.9)	94
A.3	Carga Equivalente Devido ao Deslocamento Imposto ...	97
A.4	Equação Básica do Problema de Elasto-Fluência ...	98
	APÊNDICE B - DESLOCAMENTOS TOTAIS APLICADOS	101
B.1	Geometria Inicial da Placa	101
B.2	Deslocamentos Impostos	102
	APÊNDICE C - PROCEDIMENTO DE CÁLCULO DE INCREMENTOS DE DESLOCAMENTOS APLICADOS	105
	APÊNDICE D - VERIFICAÇÃO ANALÍTICA DOS RESULTADOS DOS TESTES COM MODELOS DE 2 ELEMENTOS	107

APÊNDICE E- EXPRESSÕES DE TENSÃO E DEFORMAÇÃO EQUIVALENTES E	
TAXA DE DEFORMAÇÃO POR FLUÊNCIA	109
E.1 Deformação Plástica Equivalente	109
E.2 Tensão Equivalente	109
E.3 Taxa de Deformação Equivalente por Fluência	110
APÊNDICE F - FLUXOGRAMA E LISTAGENS DE PROGRAMAS	112
F.1 Fluxograma	113
F.2 Programa Principal	119
F.3 Programa de Cálculo de Propriedades Mecânicas	143
F.4 Exemplo de Saída de Resultados	145

NOMENCLATURA

- A : Constante experimental nas equações de fluência
- [B] : matriz relacionando deslocamentos e deformações
- d : deslocamento aplicado
- [D] : matriz elástica
- E : módulo de elasticidade (MPa)
- {f} : vetor carregamento total do sistema
- {f_b^(e)} : vetor força de corpo no elemento
- {f_p^(e)} : vetor força superficial no elemento
- {F^(e)} : vetor força total no elemento
- {F_R} : vetor força de reação
- h : espessura do elemento (mm)
- J₂ : segundo invariante do tensor tensão
- [J] : matriz jacobiano
- L : espaçamento entre rolos na região de desencurvamento (mm)
- [K^(e)] : matriz de rigidez do elemento
- [K] : matriz de rigidez global da estrutura
- m e n : expoentes experimentais das equações de fluência
- [N] : matriz das funções de forma
- p : parâmetro determinante das condições de convergência
- {p} : força devido à carga na aresta do elemento
- p_n : componente normal de {p} em cada ponto
- p_t : componente tangencial de {p} em cada ponto
- Q : energia de ativação para fluência (cal.mol⁻¹)
- R : constante universal dos gases (1,987 cal.mol⁻¹.K⁻¹)

T : temperatura ($^{\circ}\text{C}$)
 t : tempo (s)
 v : velocidade de lingotamento (m.min^{-1})
 x, y e z : direções das coordenadas cartesianas
 w : peso para a integração numérica

LETRAS GREGAS

α : constante experimental na equação de fluência
 Δ : incremento de uma grandeza
 γ : componente de cisalhamento da deformação
 ε : deformação no sentido genérico
 $\varepsilon_1, \varepsilon_2$: deformações nas superfícies interna e externa das camadas solidificadas (%)
 ε_u : deformação de descurvamento na superfície interna (%)
 ε_{ij} : tensor cartesiano deformação
 $\{\varepsilon\}$: vetor com as componentes do tensor deformação
 $\{\varepsilon_e\}$: vetor de componentes elásticas de deformação
 $\{\dot{\varepsilon}_f\}$: vetor taxa de deformação por fluência
 $\{\dot{\bar{\varepsilon}}_f\}$: taxa de deformação equivalente por fluência (s^{-1})
 η : ordenada no sistema local de coordenadas
 λ : constante de proporcionalidade
 ν : módulo de Poisson
 ξ : abscissa no sistema local de coordenadas
 ρ : curvatura da placa (mm^{-1})
 σ : tensão genérica
 $\bar{\sigma}$: tensão equivalente (MPa)
 $\{\sigma\}$: vetor com as componentes do tensor tensão
 σ'_{ij} : tensor tensão de desvio ("deviatoric stress")

σ_{ij} : tensor tensão
 σ_m : tensão média (MPa)
 σ_y : limite de escoamento (MPa)
 τ : componente de cisalhamento da tensão

SUBSCRITOS E SUPERSCRITOS

e : refere-se à componente elástica
f : refere-se à componente de fluência
p : refere-se à componente plástica
i, j : referem-se às componentes do tensor, ou aos pontos de
 integração no elemento
n : número do incremento
t : refere-se à grandeza total
 t_e : refere-se à componente térmica
x, y e z : indicam as componentes de tensão ou deformação

LISTA DE FIGURAS

1.1	Principais componentes de uma máquina de lingotamento contínuo de dois veios	1
1.2	Evolução da produção mundial de aço bruto e da proporção de lingotamento contínuo	2
1.3	Evolução da participação do lingotamento contínuo na produção mundial de aço em diferentes regiões do mundo	3
1.4	Tipos de máquinas de lingotamento contínuo	4
1.5	Evolução dos diferentes tipos de máquinas postas em operação nos últimos 25 anos	4
1.6	Esquema do abaulamento da placa entre os rolos da máquina	6
3.1	Curva típica de deformação por fluência em função do tempo	9
3.2	Modelo reológico termo-elasto-visco-plástico	11
3.3	Modelo reológico de elasto-fluência	11
3.4	Módulo de elasticidade de aços baixo carbono em função da temperatura	13
3.5	Limite de escoamento em função da temperatura	15
4.1	Desenho esquemático do velo na máquina de lingotamento contínuo	17
4.2	Efeito da largura da placa no abaulamento	19
4.3	Efeito da largura da placa no abaulamento calculado por modelos 2D e 3D	20
4.4	Efeito do movimento da placa no abaulamento	22
4.5	Diagrama esquemático mostrando a deformação de desencurvamento	23
4.6	Resultados de análise de desencurvamento	24
4.7	Distribuição da deformação de desencurvamento	24
4.8	Diagrama do desencurvamento adotado no modelo de Uehara et al. [27]	25
4.9	Isolinhas de deformação obtidas por Uehara et al. [27]	26
4.10	Deformação de desencurvamento na camada superior da placa	27

5.1	Seção central longitudinal da placa	31
5.2	Deslocamento da aresta ED durante a solução do desencurvamento	39
5.3	Condições de contorno na análise do desencurvamento ...	40
5.4	Maihas utilizadas na análise do desencurvamento	42
5.5	Condições de teste em dois elementos com aplicação de carga distribuída	44
5.6	Evolução da tensão no centro do elemento 1 no teste b .	47
5.7	Simulação do desencurvamento no modelo com dois elementos	48
5.8	Comparação entre os valores de tensão equivalente obtidos neste modelo e com o programa MARC	49
5.9	Comparação entre os valores de deformação obtidos neste modelo e com o programa MARC	50
6.1	Perfil de temperatura na metade da espessura da placa .	51
6.2	Deslocamento da malha devido ao desencurvamento	53
6.3	Tensão equivalente nas superfícies da placa	53
6.4	Tensão σ_x nas superfícies da placa	54
6.5	Deformação ϵ_x nas superfícies da placa	55
6.6	Diagrama de isolinhas de $\bar{\sigma}$ na placa	56
6.7	Perfil de ϵ_x na espessura da placa, na linha do P.D. ..	57
6.8	Desenho esquemático do ajuste da face inferior da placa necessário para ocorrer concentração de tensões abaixo do ponto P.D.	58
6.9	Deslocamento vertical da superfície superior da placa entre os rolos -1 e 0	58
6.10	Evolução de σ_x durante a solução	60
6.11	Perfil de temperatura na espessura da camada solidificada	61
6.12	Deslocamento da malha da camada inferior	63
6.13	Perfis de ϵ_x na camada superior	64
6.14	Perfis de ϵ_x na camada inferior	65
6.15	Deformação ϵ_x na espessura da camada superior	66
6.16	Deformação ϵ_x na espessura da camada inferior	66
6.17	Curvatura calculada na região de desencurvamento	67
6.18	Comparação entre ϵ_x^{total} e $\epsilon_x^{fluencia}$	68
6.19	Deslocamento da superfícies externas das camadas devido ao desencurvamento	69

6.20	Diagrama de isolinhas de ϵ_x devido ao desencurvamento e abaulamento	70
6.21	Perfis de ϵ_x devido ao desencurvamento e abaulamento na camada superior	71
6.22	Perfis de ϵ_x devido ao desencurvamento e abaulamento na camada inferior	72
6.23	Perfis de σ_x devido ao desencurvamento e abaulamento na camada superior	73
6.24	Perfis de σ_x devido ao desencurvamento e abaulamento na camada inferior	74
6.25	Deflexão total de abaulamento na região de desencurvamento	75
A.1	Representação de um elemento quadrilateral isoparamétrico Serendipity de 8 nós.	93
A.2	Numeração dos nós e dos pontos de integração do elemento	96
A.3	Componentes tangencial e normal da carga por unidade de comprimento na aresta do elemento	97
B.1	Geometria inicial da placa	101

LISTA DE TABELAS

3.1	Constantes para a equação de fluência secundária	16
4.1	Modelos matemáticos de desencurvamento de placa	21
5.1	Resultados do teste e aplicação de pressão ferrostática	45
5.2	Resultados para o teste de aplicação de deslocamento ..	46
6.1	Temperatura média e propriedades mecânicas dos elementos	52
6.2	Condições de execução do programa para a placa sólida .	52
6.3	Forças de reação no rolo inferior de desencurvamento ..	59
6.4	Condições de desencurvamento da placa parcialmente sólida	61
6.5	Propriedades mecânicas para os elementos da camada solidificada	62
6.6	Paraâmetros de execução do programa para a placa parcialmente sólida	63
A.1	Posição e peso associados aos pontos de integração	95
B.1	Deslocamentos nodais impostos	104

1 - INTRODUÇÃO

A figura 1.1 apresenta os principais componentes de uma máquina de lingotamento contínuo [1]. O início da operação do lingotamento contínuo se dá pela abertura da válvula situada no fundo de uma panela suspensa sobre um distribuidor, o qual tem a função básica de reservatório do metal líquido durante o lingotamento de uma série de corridas. Através de tubos refratários, chamados válvulas submersas, o metal é vazado do

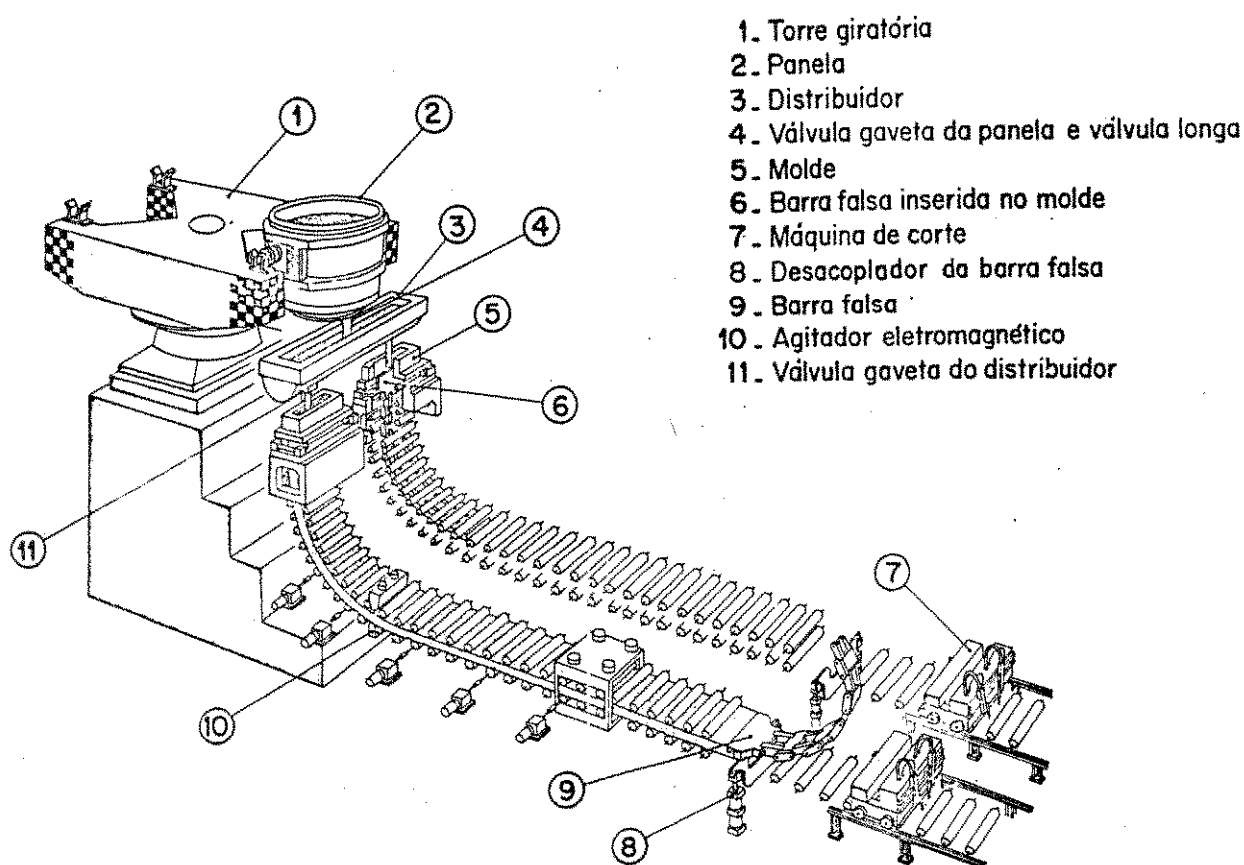


Figura 1.1 - Principais componentes de uma máquina de lingotamento contínuo de dois velos (ref. 1).

distribuidor para o molde de cobre refrigerado à água. O fundo do molde é obstruído por uma barra falsa inserida através do veio da máquina. A barra falsa possibilita a formação da primeira seção solidificada da placa e é utilizada para a sua extração através do veio pelos rolos extratores. A função primária do molde é formar

uma casca solidificada, com as dimensões desejadas do produto, que irá suportar o metal líquido contido no seu interior, quando a placa sair do molde. Quando o veio atinge o final da máquina, a barra falsa é desconectada e o processo de lingotamento continua até o final da última corrida da série. Após ter atingido o final da máquina, o veio então completamente solidificado, é guiado até a estação de corte onde ele é subdividido em placas de comprimentos previamente programados, as quais serão destinadas para o resfriamento final e posterior inspeção e despacho.

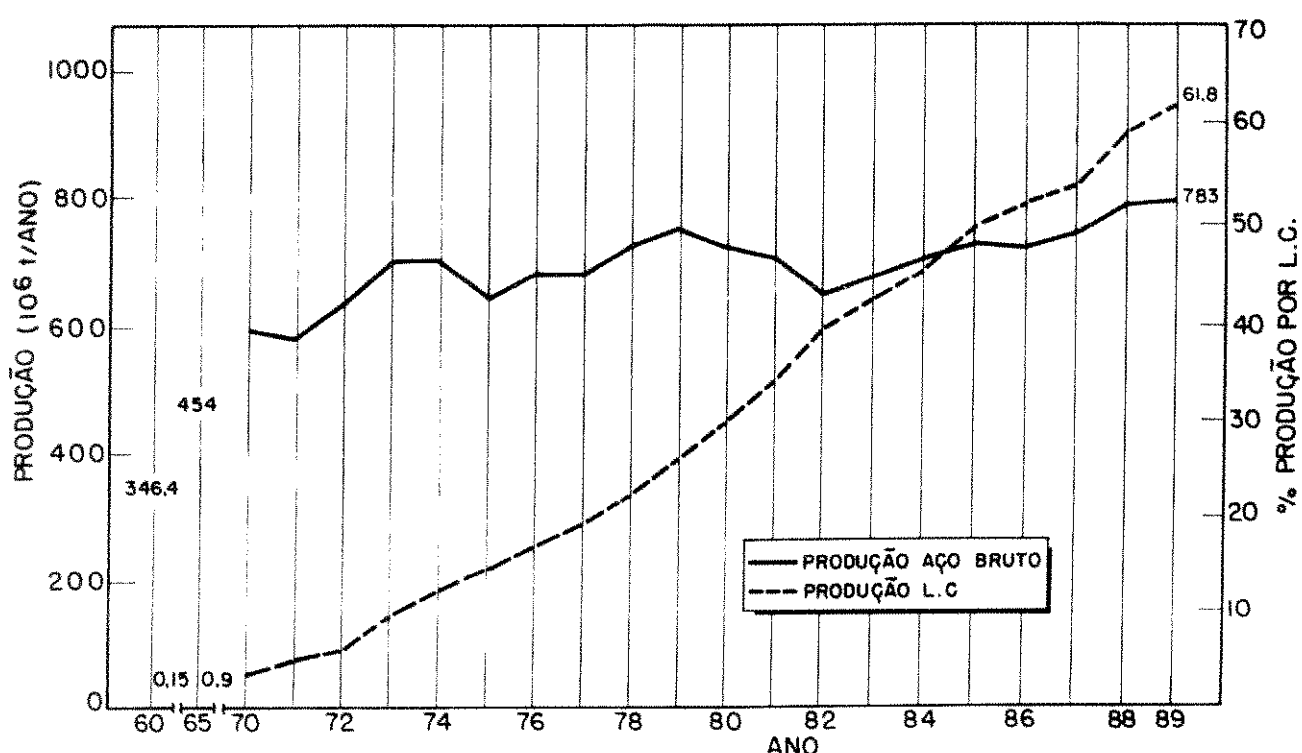


Figura 1.2 - Evolução da produção mundial de aço bruto e da proporção do lingotamento contínuo (ref. 2).

Devido à maior economia e produtividade em relação ao lingotamento convencional, o lingotamento contínuo tem aumentado significativamente sua participação na produção mundial de aço a cada ano [2], conforme mostram as figuras 1.2 e 1.3.

Esse crescimento pode ser atribuído aos seguintes fatos:

- I) instalação de novas máquinas para o lingotamento de aços que já são normalmente lingotados;
- II) desenvolvimento de condições operacionais adequadas para o lingotamento de aços mais problemáticos como aços de alto teor de carbono ou de alto teor de oxigênio residual;

III) aumento de produtividade das máquinas devido principalmente à elevação da velocidade de lingotamento.

Dessa forma, por volta do ano 2000 a participação do lingotamento contínuo na produção mundial de aço poderá atingir o limite de 92% [3].

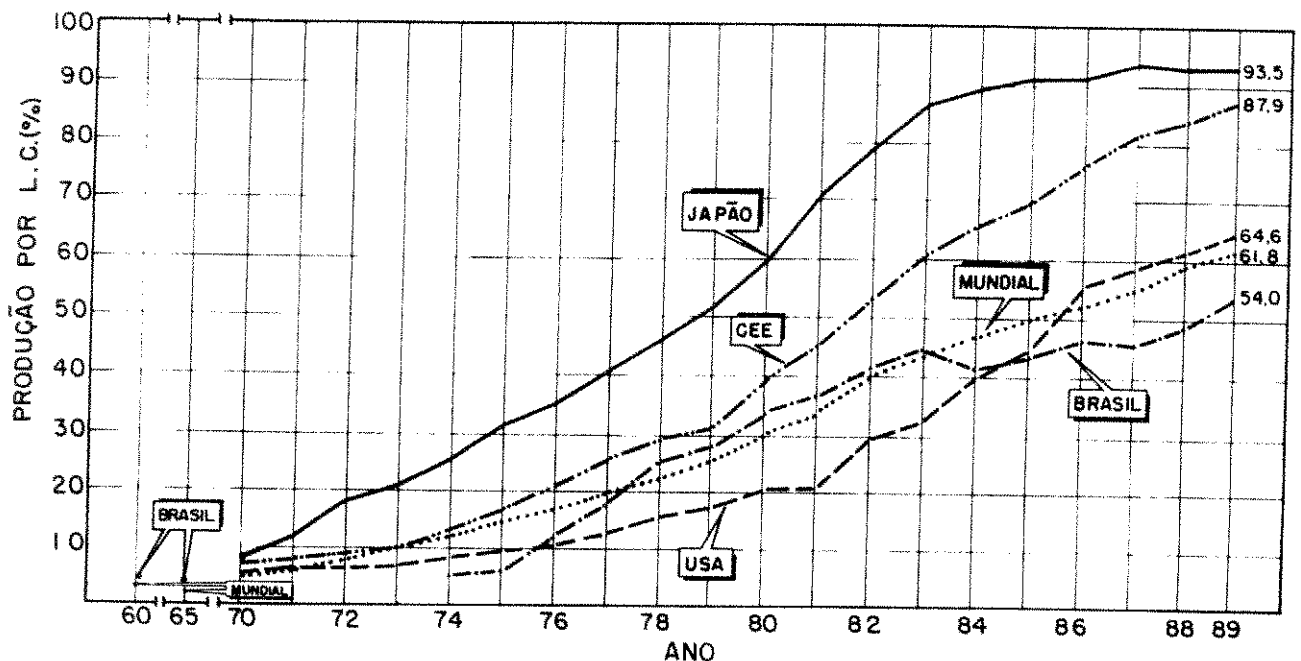


Figura 1.3 - Evolução da participação do lingotamento contínuo na produção mundial de aço em diferentes regiões do mundo (ref. 2).

A evolução do processo de lingotamento contínuo se deu no sentido de se utilizarem máquinas de menor altura, para diminuir custos de implantação e aumentar a versatilidade da máquina. Atualmente mais de 70% [4] das máquinas utilizadas no mundo são curvas. Neste tipo de máquina o veio passa necessariamente por um processo de desencurvamento antes de deixar a máquina. Outra tendência atual é o desenvolvimento de máquinas horizontais [5], sendo que para o lingotamento de tarugos já existe instalação industrial em operação. As figuras 1.4 e 1.5 apresentam os tipos de máquinas e a evolução de cada uma.

A análise do processo de lingotamento contínuo mostra que o veio solidificado é submetido ao longo da máquina a uma grande variedade de combinações de solicitações termo-mecânicas. As solicitações térmicas são originadas pelos gradientes de temperatura na camada solidificada e ocorrem desde o molde até o

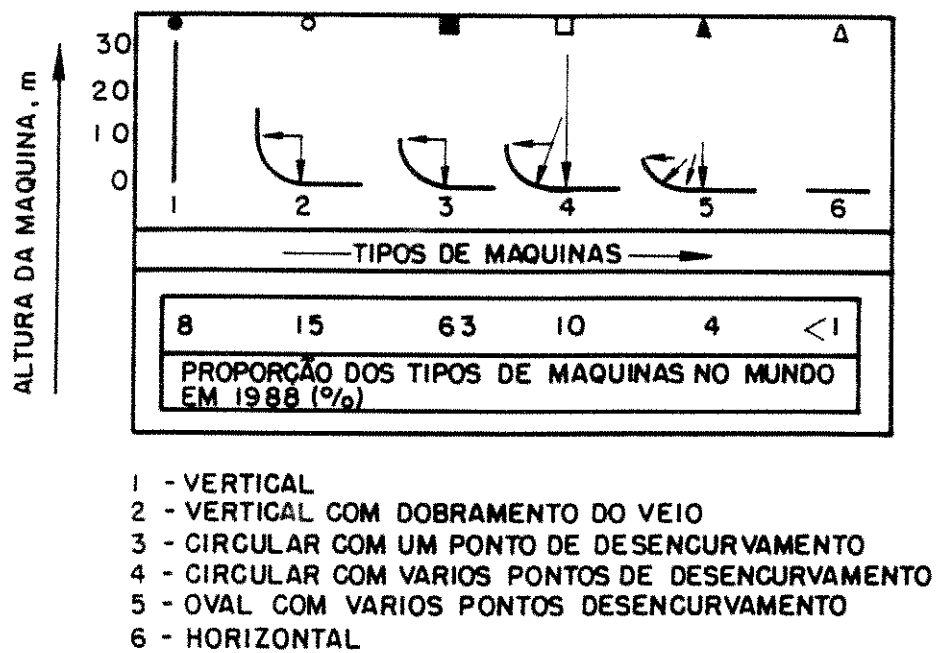


Figura 1.4 - Tipos de máquinas de lingotamento contínuo (ref. 4).

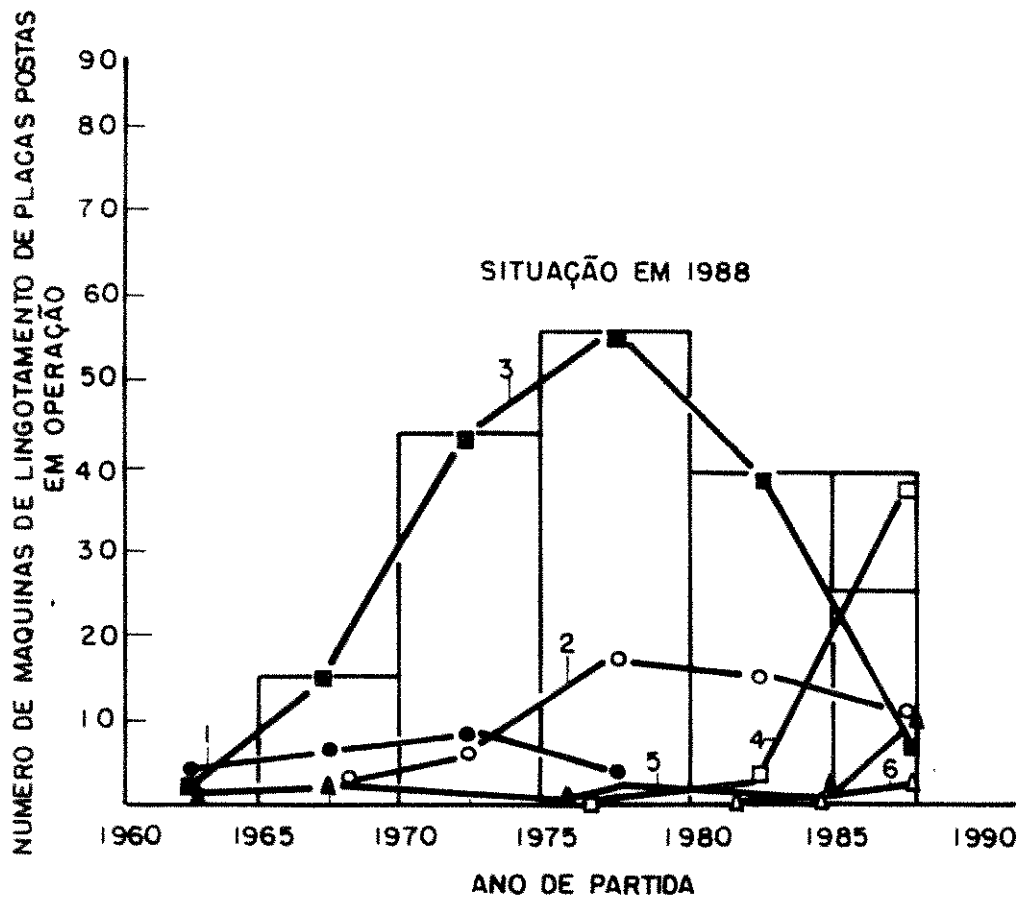


Figura 1.5 - Evolução dos diferentes tipos de máquinas postas em operação nos últimos 25 anos (ref. 4).

final da máquina. As principais solicitações mecânicas no veio se devem às forças de atrito no molde, distorções do molde, forças de extração do veio, pressão ferrostática do metal líquido sobre a camada solidificada, desalinhamento de rolos, e esforços originados no desencurvamento do veio.

Como resultado das solicitações são geradas tensões e deformações que, por sua vez, dependendo das propriedades do material, podem culminar na formação de trincas superficiais e internas. A ocorrência dessas trincas, particularmente as superficiais, pode resultar no "sucateamento" do produto, e em casos mais comuns, na necessidade de remoção destes defeitos, o que diminui o rendimento e produtividade do processo.

As trincas resultam quando os níveis de tensão/deformação ultrapassam os limites toleráveis pelo metal. Este limite representa a capacidade máxima do material em absorver as solicitações sem se romper e é medido pelas suas propriedades mecânicas. Assim, o estudo dos mecanismos de geração de trincas envolve, por um lado a capacidade do material em absorver as solicitações (estudos de ductilidade, tenacidade, etc.), e por outro lado, como se distribuem as tensões e deformações no material devido às solicitações externas.

Em máquinas curvas de lingotamento a solicitação mecânica mais intensa ocorre no desencurvamento. Tensões de tração aparecem na superfície superior da placa possibilitando a formação de novas trincas e/ou abertura de trincas menores existentes. Além disso, quando a placa passa pelo desencurvamento na condição parcialmente solidificada, podem surgir trincas internas junto à frente de solidificação, pois a ductilidade do sólido nesta região é extremamente baixa, da ordem de 0,2-1,5% [8-11].

O abaulamento devido à pressão ferrostática (figura 1.8) ocorre em toda região da máquina onde a placa está parcialmente solidificada, tornando necessária sua inclusão na análise do desencurvamento da placa nesta condição. Enquanto que muitos estudos têm sido realizados sobre o abaulamento [12-21], poucos têm sido voltados para o desencurvamento [22-27], e ainda um número menor têm considerado simultaneamente os efeitos de abaulamento e desencurvamento [26,27]. Com a tendência atual de lingotamento a altas velocidades, com consequente desencurvamento de placas com núcleo líquido, grande interesse tem sido colocado na determinação das condições ótimas de operação e projeto da

região de desencurvamento.

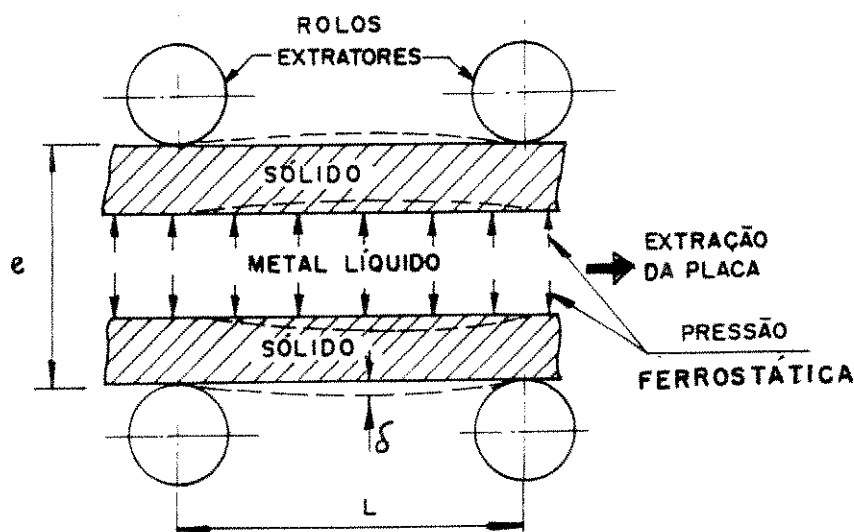


Figura 1.6 - Esquema do abaulamento da placa entre os rolos da máquina.

Devido à impossibilidade de se fazer determinações experimentais, a análise do desencurvamento tem sido realizada através de modelos teóricos. Basicamente os modelos empregam uma das técnicas: Teoria Clássica de Viga e Método dos Elementos Finitos (MEF). Modelos baseados em princípios de teoria de viga são mais simples e requerem menores esforços computacionais, mas apresentam diversas restrições à sua aplicabilidade com relação ao modo de deformação, geometria do domínio e variação das propriedades dentro do domínio. Por outro lado, modelos pelo MEF, apesar da maior complexidade e do grande esforço computacional necessário, são amplamente versáteis em relação às variáveis e tem sido, por isso, os modelos mais utilizados.

2 - OBJETIVOS

- Desenvolver um modelo matemático empregando o método dos elementos finitos para análise de tensões e deformações geradas no desencurvamento de placas de lingotamento contínuo;

- Aplicar o modelo para a análise do desencurvamento de placas na USIMINAS nas condições totalmente sólida e parcialmente sólida. Nesta análise serão determinados os campos de tensão e de deformação gerados na placa pelo desencurvamento.

3 - COMPORTAMENTO E PROPRIEDADES MECÂNICAS DOS ACOS A ALTAS TEMPERATURAS

3.1 - GENERALIDADES

Na região do desencurvamento a temperatura da camada solidificada varia entre aproximadamente 900 °C e a temperatura solidus do aço. Nesta faixa de temperatura, o fenômeno de deformação por fluência (não-instantânea) se torna muito importante, particularmente para os metais. Em problemas de análise estrutural, quase sempre em baixas temperaturas, somente as deformações instantâneas, elástica e plástica, são significativas e tanto o conhecimento dos modos de deformação quanto os dados de propriedades mecânicas são muito amplos e divulgados na literatura. Por outro lado, as informações sobre o comportamento mecânico dos metais a altas temperaturas são escassas, devido à maior complexidade dos modos de deformação e do uso relativamente pequeno de materiais estruturais nessa faixa de temperatura.

Portanto, na análise de tensões e deformações a altas temperaturas deve ser considerada, além das deformações instantâneas elástica e plástica, a deformação dependente do tempo. Alguns autores na literatura [28-30] tratam a deformação dependente do tempo como um problema ou de viscoplasticidade ou de fluência. Na verdade, não se pode distinguir fisicamente entre a deformação gerada por fluência e por viscoplasticidade, pois ambas são incompressíveis e irreversíveis [28].

Parte da confusão surge devido ao fato de que o comportamento de deformação com o tempo para metais tem sido estudado experimentalmente usando diferentes tipos de ensaio uniaxial [28]. Na verdade, os efeitos aparentemente diferentes verificados em cada ensaio são diferentes manifestações de uma relação complexa entre nível de tensão, deformação plástica, temperatura e estrutura do material. Dessa forma, a expressão geral para o

descrever o escoamento plástico com o tempo pode ser colocada:

$$\dot{\epsilon}_p = f(\bar{\sigma}, T, \text{estrutura}) \quad (3.1)$$

onde $\dot{\epsilon}_p$ é a taxa de deformação plástica equivalente, $\bar{\sigma}$ é a tensão equivalente e T é a temperatura do material.

Deformação por Fluência

A forma mais usual de avaliação das características da deformação por fluência do material é através do ensaio uniaxial de tração, aplicando-se uma carga constante ao longo do tempo a uma dada temperatura. Mede-se a deformação ao longo do tempo obtendo-se uma curva da forma mostrada na figura 3.1. Após uma deformação elástica instantânea, ϵ_0 , inicia-se a deformação por fluência. A fluência primária ou transiente caracteriza-se pelo encruamento progressivo do material, de modo que a taxa de deformação diminui com o tempo. Na fluência secundária, o amolecimento devido à recristalização equilibra o efeito do encruamento e a taxa de deformação se torna aproximadamente constante. A fluência terciária tem deformação instável e não é de interesse na engenharia.

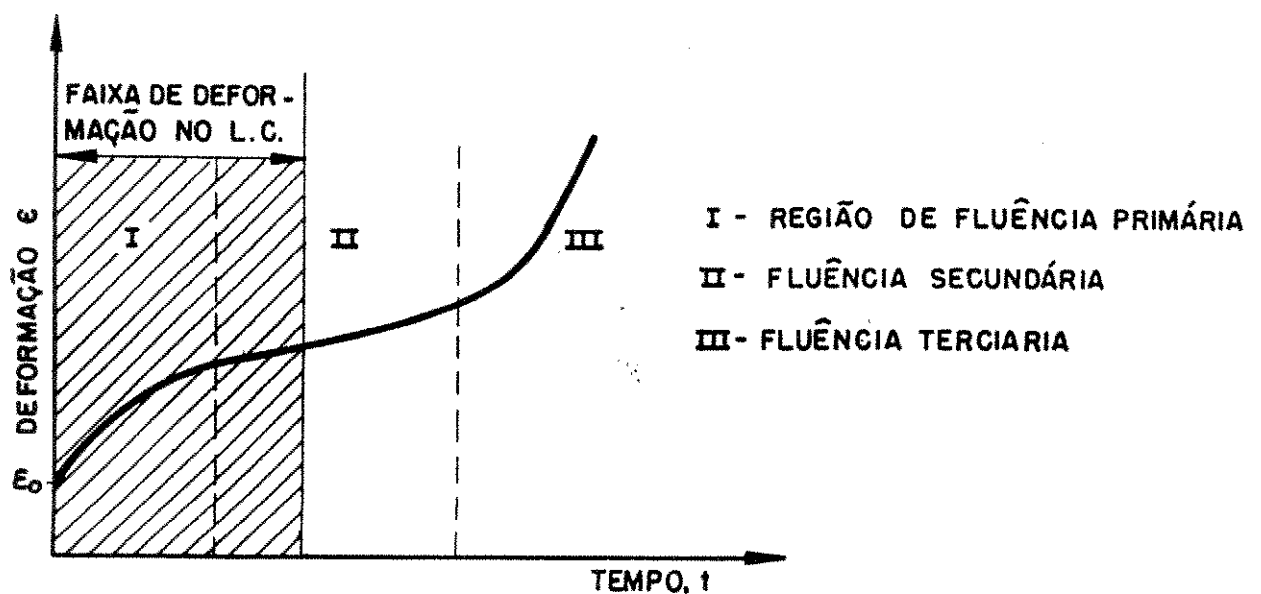


Figura 3.1 - Curva típica de deformação por fluência em função do tempo (ref. 31).

As equações matemáticas que descrevem as fluências primária e secundária [9] são dadas respectivamente nas equações (3.2) e (3.3):

$$\epsilon_f = A (\bar{\sigma})^n t^m \exp(-Q/RT) \quad (3.2)$$

$$\dot{\epsilon}_f = A (\bar{\sigma})^n \exp(-Q/RT) \quad (3.3)$$

onde ϵ_f : deformação por fluência
 $\bar{\sigma}$: tensão equivalente
 t : tempo
 m, n : expoentes determinados experimentalmente
 Q : energia de ativação para o processo de fluência
 A : constante determinada experimentalmente
 R : constante universal dos gases.

Alternativamente, pode-se empregar para a fluência secundária uma equação do tipo [32,33]:

$$\dot{\epsilon}_f = A [\sinh(\alpha \bar{\sigma})]^n \exp(-Q/RT) \quad (3.4)$$

onde α e A são constantes experimentais e Q é a energia de ativação para o processo.

3.2 - MODELOS DE COMPORTAMENTO MECÂNICO DOS METAIS

A compreensão física do desencurvamento se faz necessária para a determinação do modelo adequado de comportamento mecânico da placa durante este processo. As relações entre a resposta do material e as solicitações mecânicas, relações constitutivas, são traduzidas nesse modelo. Por exemplo, no caso simples de solicitação uniaxial de uma barra a uma tensão abaixo do limite de escoamento, o comportamento é representado por um modelo elástico e a relação constitutiva se resume à lei de Hooke em uma dimensão, $\sigma = E\epsilon$. As relações constitutivas estabelecem então a dependência do nível de tensão com as propriedades mecânicas do material e com

o nível de deformação.

Uma forma bastante útil de se representar o comportamento mecânico do material é através da utilização de modelos reológicos, que são diagramas representativos das deformações devido às solicitações impostas e são particularmente úteis quando

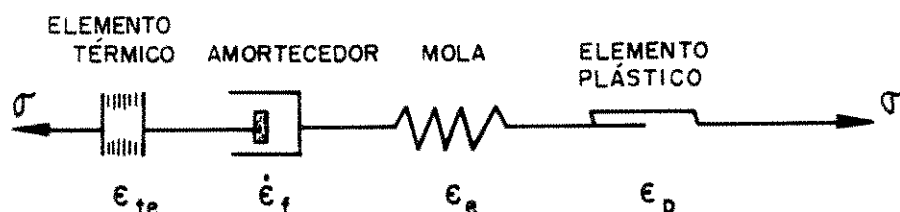


Figura 3.2 - Modelo reológico termo-elasto-visco-plástico, ou termo-elasto-plástico-fluência (ref. 31).

são consideradas as deformações dependentes do tempo. A figura 3.2 apresenta um modelo termo-elasto-visco-plástico [31], onde são colocados quatro elementos em série. A mola representa a resposta elástica reversível instantânea. As deformações plástica e de origem térmica são também instantâneas, enquanto que a deformação por fluência é dependente do tempo. Como os elementos estão em série a deformação total é dada como:

$$\epsilon_t = \epsilon_e + \epsilon_{te} + \epsilon_p + \epsilon_f \quad (3.5)$$

Na figura 3.3 tem-se o modelo de Maxwell [34]. Este modelo se constitui de um elemento elástico em série com um elemento de deformação transiente. Quando é aplicado carregamento em A' e A, o

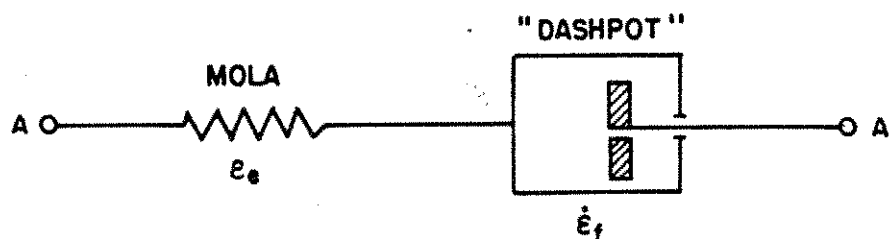


Figura 3.3 - Modelo reológico de elasto-fluência de Maxwell (ref. 34).

sistema, através da mola, sofre uma deformação instantânea, que é acrescida progressivamente no tempo pela deformação de fluência originada no "dashpot". Aplicando-se um deslocamento instantâneo aos pontos A' e A, a deformação total do sistema permanece constante, enquanto ocorre relaxação da tensão com o tempo. Este modelo permite tratar problemas de fluência primária, fluência secundária e relaxação de tensões, e é um modelo de elasto-fluência (equação 3.6). Outros modelos mais complexos de comportamento mecânico são descritos por Gitus [34].

$$\epsilon_t = \epsilon_e + \epsilon_f \quad (3.6)$$

3.3 - PROPRIEDADES MECÂNICAS DOS AÇOS A ALTAS TEMPERATURAS

A utilização de dados corretos de propriedades no modelo de comportamento mecânico é um fator de fundamental importância para a obtenção de resultados coerentes e precisos no modelo matemático. As propriedades mecânicas dos aços em temperaturas elevadas dependem da temperatura, taxa de deformação, história térmica, estrutura e composição química. A maioria dos dados encontrados na literatura [9,22,32,35-43] foram obtidos em ensaios uniaxiais de tração em taxas de deformação relativamente baixas, e são apresentados a seguir.

3.3.1 - MÓDULO DE ELASTICIDADE

Uehara et al. [27], citando dados de Mizukami et al. [39] para aços 0,08%C com taxa de deformação na faixa $1 \cdot 10^{-4} - 3 \cdot 10^{-3} \text{ s}^{-1}$, usou (E está em MPa nas equações a seguir):

$$\begin{aligned} E &= 1,96 \cdot 10^4 - 18,375(T - 1000) & 1000^\circ\text{C} \leq T < 1400^\circ\text{C} \\ E &= 1,225 \cdot 10^4 (1475 - T)/75 & 1400^\circ\text{C} \leq T < 1475^\circ\text{C} \\ E &= 0 & T > 1475^\circ\text{C} \end{aligned} \quad (3.7)$$

Dados adaptados de Wray & Holmes [42] foram utilizados por Matsumiya et al. [19] para taxas de deformação na faixa $2,8 \cdot 10^{-5} -$

$$2,3 \cdot 10^{-2} s^{-1};$$

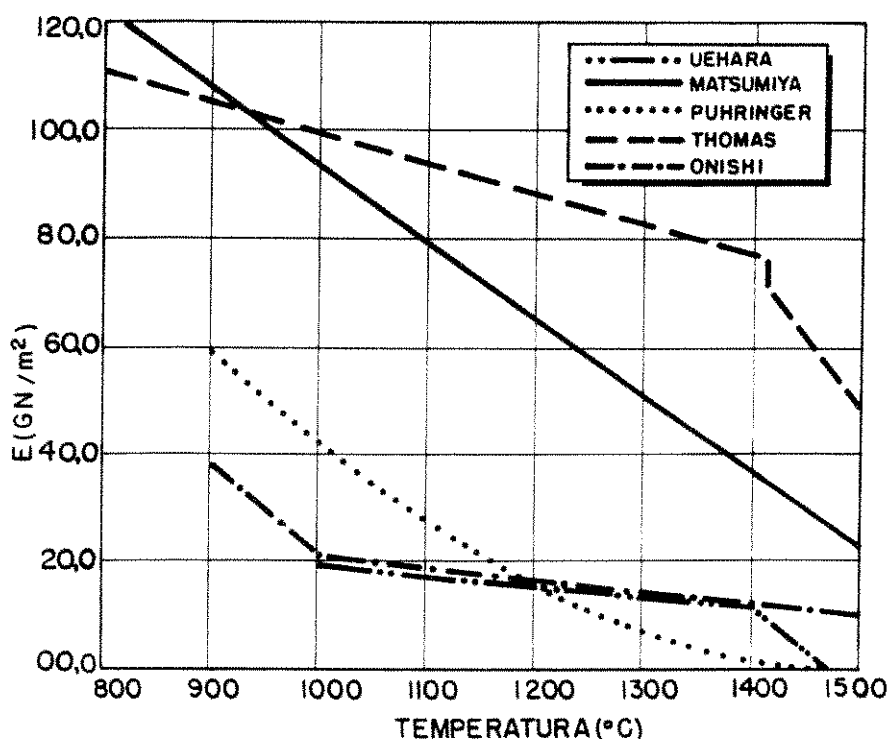
$$E = 1,06 \cdot 10^5 - 1,01 \cdot 10^2 (T - T_r) \quad (3.8)$$

onde T_r é a temperatura de transformação A_3 .

Pühringer [35] apresenta a seguinte relação:

$$E = \frac{59,4(T_{sol} - T)^2}{T - 1134} \quad (3.9)$$

onde T_{sol} é a temperatura solidus do aço.



Figura_3.4 - Módulo de elasticidade de aços baixo carbono em função da temperatura, segundo várias fontes.

Thomas et al. [28] utiliza as seguintes relações:

$$\begin{aligned} E &= 181000 - 75 \times T & 800^{\circ}C \leq T < 1413^{\circ}C \\ E &= 425000 - 250 \times T & 1413^{\circ}C \leq T < 1500^{\circ}C \\ E &= 0 & T > 1500^{\circ}C \end{aligned} \quad (3.10)$$

Os dados de Onishi et al. [22] são:

$$\begin{aligned} E &= 118750 - 174,69 \times T & 800^{\circ}\text{C} \leq T < 1000^{\circ}\text{C} \\ E &= 42000 - 21,0 \times T & 1000^{\circ}\text{C} \leq T < 1500^{\circ}\text{C} \end{aligned} \quad (3.11)$$

A figura 3.4 mostra os gráficos dessa relações. Nota-se que os valores do módulo de elasticidade fornecidos pelas curvas (1), (3) e (5) estão num patamar inferior àquele para as curvas (3) e (4). Isto é consequência do modo de realização do ensaio para sua determinação. No primeiro caso, o ensaio é realizado em taxas de deformação mais baixas, fornecendo valores relaxados das propriedades mecânicas ao passo que no segundo, em taxas mais altas, os valores são não relaxados.

3.3.2 - LIMITE DE ESCOAMENTO

A figura 3.5 mostra os dados de limite de escoamento fornecidos por Rammerstorfer et al. [37], os quais foram ajustados por Uehara et al. [27] nas seguintes equações:

$$\begin{aligned} \sigma_y &= 86,15 - 0,04655 \times T & 1000^{\circ}\text{C} \leq T < 1200^{\circ}\text{C} \\ \sigma_y &= 54,39 - 0,03675 \times T & 1200^{\circ}\text{C} \leq T < 1480^{\circ}\text{C} \\ \sigma &= 0 & T \geq 1480^{\circ}\text{C} \end{aligned} \quad (3.12)$$

Módulo de Poisson

Somente a relação de Kinoshita et al. [36] foi encontrada na literatura consultada para o módulo de Poisson:

$$\nu = 8,23 \cdot 10^{-5} \times T + 0,278 \quad (3.13)$$

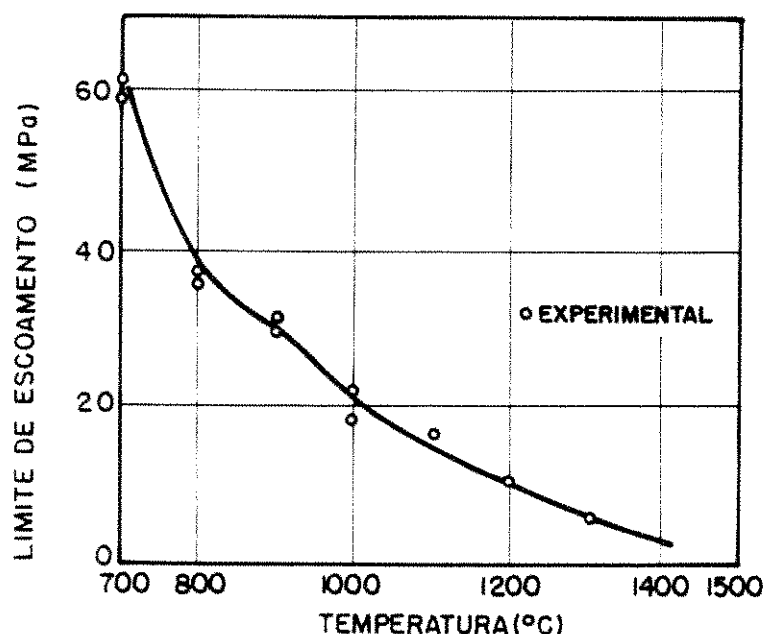


Figura 3.5 - Limite de escoamento em função da temperatura, (ref. 37).

3.3.3 - CURVAS DE FLUÊNCIA

Nos modelos de abaulamento de placas do lingotamento contínuo, a maioria dos pesquisadores adotaram as curvas de fluência primária considerando que os níveis de deformação neste processo são muito pequenos. Para o desencurvamento, considerando este processo propriamente, sem computar outras fontes de deformação, a faixa de deformação correspondente iria situar-se dentro da fluência primária. Porém, o material ao começar o desencurvamento já sofreu deformações anteriores [31], e portanto, torna-se coerente o emprego das equações de fluência secundária para a análise deste processo.

Palmaers [9] conduziu uma série de ensaios de fluência em baixas taxas de deformação obtendo diversos valores para os coeficientes das equações de fluência primária e secundária. A tabela 3.1 apresenta essas constantes para a fluência secundária, equação (3.3). Os dados de fluência primária têm sido utilizados

em vários modelos de abaulamento [15,17,21]. Grill et al. [17] concluiu que estes dados de fluência são os que fornecem resultados de abaulamento mais concordantes com resultados experimentais.

Matsumiya et al. [19] adota a seguinte equação:

$$\dot{\epsilon}_f = 0,0806 \exp[-28392/(T + 273)] \times (\bar{\sigma}/0,0981)^{3,15} \tag{3.14}$$

Rammerstorfer et al.[37] apresenta a relação abaixo para fluência secundária:

$$\dot{\epsilon}_f = 1,215 \times 10^7 (T_{sol} - T)^{-5,932} \times \bar{\sigma}^{3,313} \tag{3.15}$$

Dados das constantes de fluência secundária para aços carbono foram publicados recentemente por Wray [32]. Estes dados foram obtidos para taxas de deformação compatíveis com os valores existentes no lingotamento contínuo. Para aços baixo carbono a expressão de Wray é escrita como:

$$\dot{\epsilon}_f = 4,2 \times 10^9 [\sinh(0,0741 \bar{\sigma})]^{5,98} \times \exp[-39600/(T + 273)] \tag{3.16}$$

Tabela 3.1 - Constantes para a equação de fluência secundária, (ref. 9).

Faixa de temperatura	A	n	Q
Aço 0,090 % C			
1100 - 1200 °C	0,153 x 10 ⁵	4,76	90.000
1250 - 1300 °C	0,110 x 10 ⁸	5,25	112.700
Aço 0,185 % C			
1100 - 1200 °C	0,360 x 10 ⁴	5,13	88.500
1250 - 1300 °C	0,954 x 10 ⁵	4,46	92.800

4 - DESENCURVAMENTO DE PLACAS DO LINGOTAMENTO CONTÍNUO

4.1 - INTRODUÇÃO

A figura 4.1 mostra esquematicamente o veio em solidificação dentro de uma máquina curva de lingotamento contínuo com um único ponto de desencurvamento. A solidificação no molde curvo determina a geometria circular do veio que forma exatamente um quadrante até o ponto de desencurvamento P.D., onde ocorre uma mudança do raio de curvatura, com a qual estão associadas as tensões e deformações do desencurvamento. Estudos realizados [24-27] mostram que os efeitos do desencurvamento se estendem a frente e atrás deste ponto, caracterizando uma região de desencurvamento onde esses efeitos são significativos.

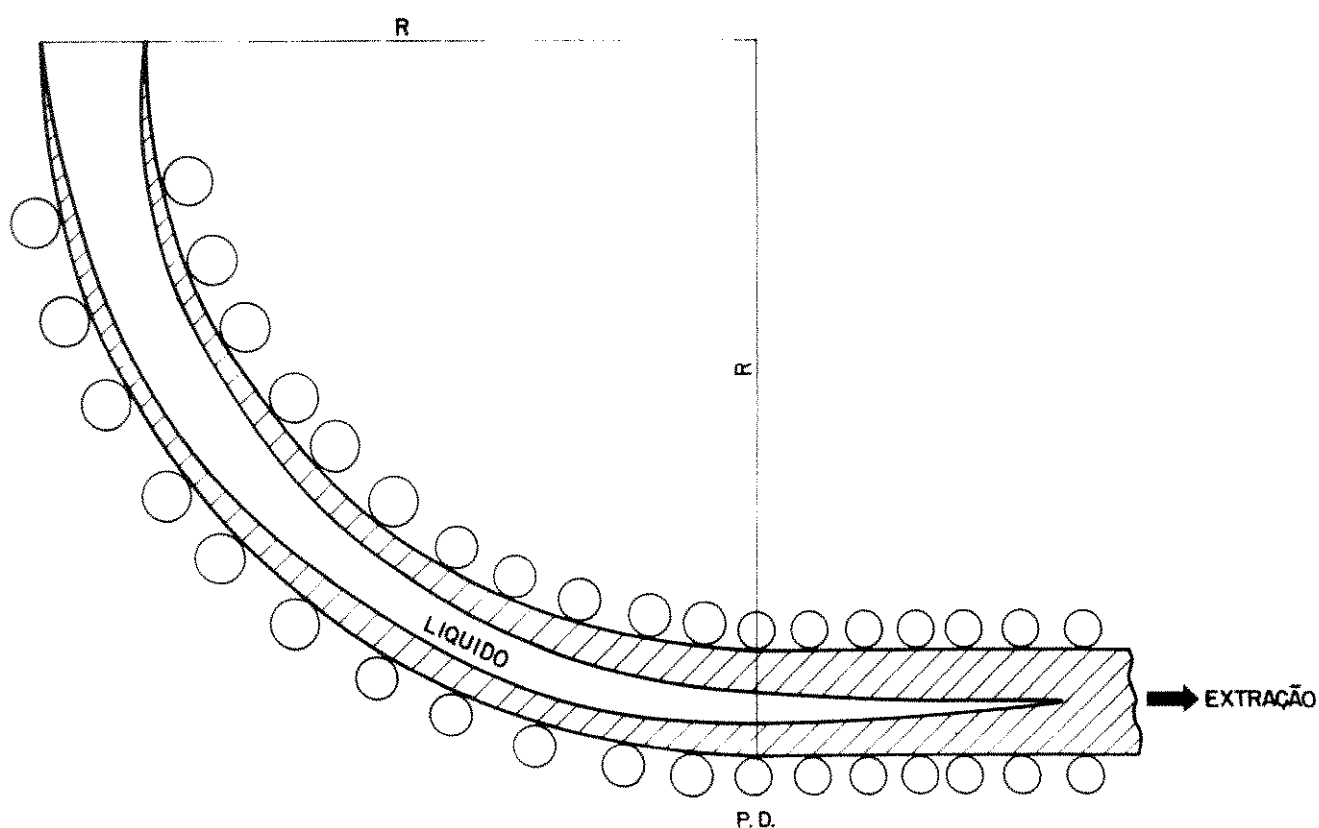


Figura 4.1 - Desenho esquemático do veio em solidificação dentro da máquina de lingotamento contínuo.

Dependendo das condições operacionais e do projeto da máquina, a placa ao passar pelo ponto de desencurvamento encontra-se na condição parcial ou totalmente solidificada. Nas máquinas de lingotamento da USIMINAS, para velocidades de lingotamento baixas, em torno de 0,6-0,7 m/min, a placa atinge a região de desencurvamento completamente sólida. Neste caso, as solicitações mecânicas impostas à placa são devidas somente aos esforços necessários para o desencurvamento. Por outro lado, para velocidades de lingotamento mais altas, em torno de 0,9-1,0 m/min, existe um núcleo líquido no interior da placa que exerce pressão ferrostática contra a camada solidificada, causando seu abaulamento entre dois rolos consecutivos.

Nessa condição, durante a passagem pela região de desencurvamento, o velo é submetido a tensões de tração e de compressão devido à interação da pressão ferrostática empurrando a camada solidificada para fora e da pressão dos rolos forçando a camada na direção oposta. Dessa forma, cada elemento da placa é submetido a um complexo ciclo de histerese. Na região central da placa a deformação resulta da interação entre o abaulamento e desencurvamento, enquanto que nas bordas a deformação é predominantemente devida ao desencurvamento. Considerando ainda a elevada temperatura da placa e os gradientes térmicos presentes, um modelo para análise do desencurvamento de placas parcialmente solidificadas deve considerar as deformações de abaulamento e desencurvamento simultaneamente como um problema dinâmico, tridimensional, termo-elasto-plástico-fluência. Entretanto, este tipo de tratamento se torna demasiadamente complexo e inviável do ponto de vista de custos computacionais. Os modelos desenvolvidos até o momento assumem várias simplificações para reduzir o problema a uma condição tratável.

4.2 - MODELOS MATEMÁTICOS DE ABAULAMENTO E DESENCURVAMENTO

4.2.1 - CONSIDERAÇÕES GERAIS

A maioria dos trabalhos de análise de desencurvamento e abaulamento encontrados na literatura [12,13,15-19,21-24,26,27]

consideraram modelos bidimensionais na seção longitudinal central perpendicular à largura da placa. Okamura et al. [14] e Dalin et al. [20] analisaram o abaulamento utilizando modelos tridimensionais, enquanto que Matsumiya et al. [25] usou o artifício de desdobrar a camada solidificada em um plano para análise do desencurvamento.

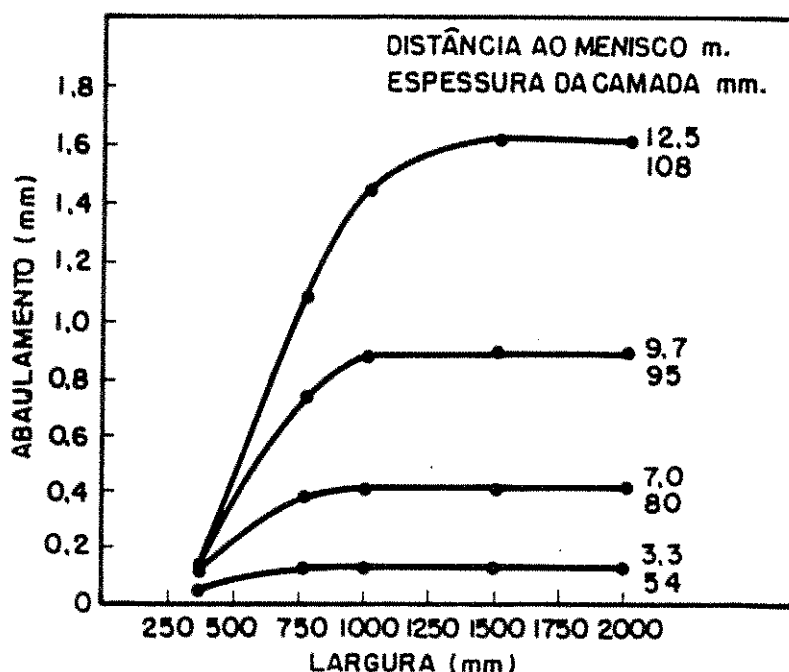


Figura 4.2 - Efeito da largura da placa no abaulamento. Espessura da placa 354 mm, velocidade de lingotamento 0,55 m/min (ref. 18).

A menos dos efeitos de gradiente de temperatura no sentido da largura e da flexão dos rolos suporte, a consideração bidimensional é perfeitamente válida quando a placa está totalmente solidificada. Na condição parcialmente solidificada a deformação no plano central depende do efeito das bordas, o qual diminui quando a largura de placa aumenta. Okamura et al. [14] e Barber [18] mostraram em estudos sobre o abaulamento que este efeito é completamente nulo para larguras de placa acima de 1300 mm (figura 4.2), sendo que Okamura et al. [14] e Dalin et al. [20] revelam ainda que modelos 2D fornecem valores de deformação maiores que os modelos 3D para larguras de placa menores que 1300 mm, conforme mostra a figura 4.3.

Modelos de elasto-fluência usualmente com equações de fluência primária têm-se mostrado adequados para análise do abaulamento [15-18,21]. O carregamento constante devido à pressão ferrostática atuando na frente de solidificação causa uma deformação elástica instantânea acompanhada de deformação por fluência durante o intervalo de tempo correspondente ao deslocamento do veio pelo espaçamento entre rolos considerado na análise. Somente Mizukami et al. [12] emprega um modelo elasto-plástico, ao passo que Okamura et al. [14] e Matsumiya et al. [19] apresentam modelos elasto-plástico-fluência para análise do abaulamento.

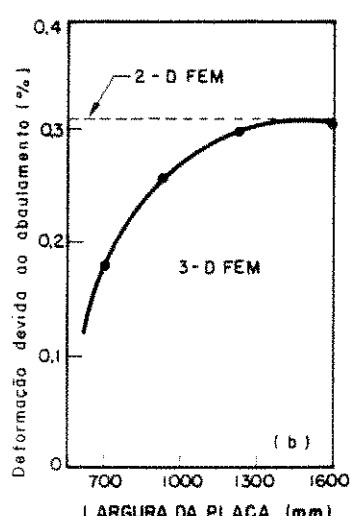


Figura 4.3 - Efeito da largura da placa no abaulamento calculado por modelos bi e tridimensionais (ref. 14).

Na análise do desencurvamento não existe consenso na literatura com relação ao tipo de modelo, como indica a tabela 4.1. Como discute Thomas et al. [28], a adoção de diferentes tipos de modelos para análise de um processo pode ser justificada pelas propriedades mecânicas utilizadas. Por exemplo, dados relaxados de propriedades mecânicas podem incorporar, durante sua determinação, os efeitos de deformação transiente, tornando viável a adoção de um modelo elasto-plástico para análise de um problema onde ocorre deformação com o tempo.

Entretanto, fatores como as condições operacionais e as características das máquinas de lingotamento contínuo são também

determinantes na escolha do modelo adequado de comportamento mecânico para o desencurvamento. Na condição da placa parcialmente sólida, o abaulamento contribui com cerca de 17-33% para a deformação total [25,44], significando que precisa ser considerado na análise do desencurvamento. Como o abaulamento é significativo quando o espaçamento entre rolos é superior a 400 mm [17,18] e é coerentemente analisado em modelos envolvendo fluência, pode-se concluir que um modelo de desencurvamento quando o espaçamento entre rolos é superior a 400 mm, deve incorporar a deformação por fluência.

Tabela 4.1 - Modelos matemáticos de desencurvamento de placa

Tipo de modelo	Método	Tipo de fluência	Mov. da placa	Ref.
elasto-plástico	teoria de viga	—	não	22
—	MEF	—	não	23
elasto-fluência	teoria de viga	secundária	não	24
elasto-plástico	MEF	—	não	25
elas.-plás.-flu.	MEF	secundária	não	26
elasto-plástico	MEF	—	sim	27

Equações de fluência secundária têm sido utilizadas nos modelos de desencurvamento (tabela 4.1). Conforme argumentação de Rammerstorfer et al. [31], o fato do material já ter sofrido vários ciclos de tração-compressão antes da região de desencurvamento, e portanto já ter passado pela fluência primária, justifica a utilização das equações de fluência secundária.

A simulação do movimento da placa devido à sua extração no veio é um fator complicador para o desenvolvimento de modelos de abaulamento e desencurvamento. Foi mostrado [19,21], em modelos bidimensionais que a posição de abaulamento máximo é deslocada em relação ao meio do espaçamento entre rolos na direção de extração da placa (figura 4.4), quando se incorpora o efeito da velocidade de lingotamento.

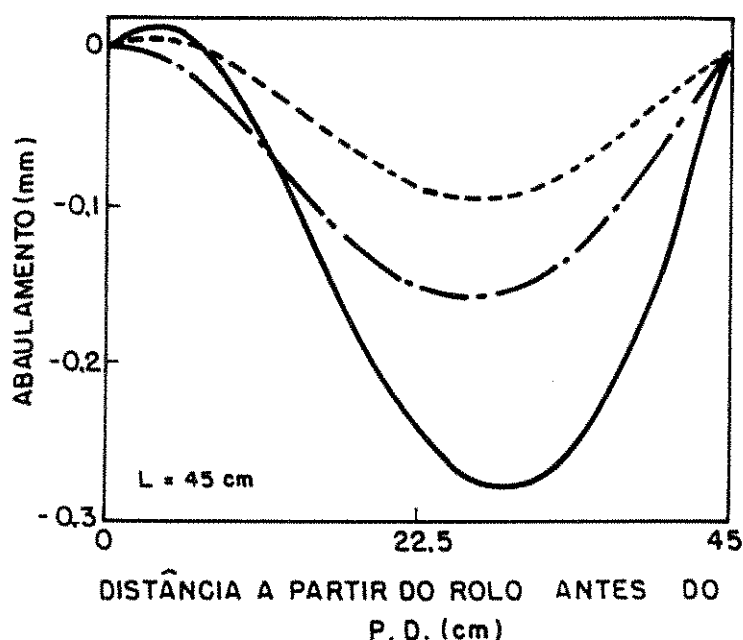


Figura 4.4 - Efeito do movimento da placa no abaulamento, para 3 condições de cálculo. L é o espaçamento entre rolos (ref. 19).

Porém, Okamura [14] et al. no modelo 3D para análise do abaulamento relata que não existe efeito significativo do movimento da placa nos resultados obtidos. A incorporação do movimento da placa conforme proposto por Barber et al. [18] se tornaria proibitivo do ponto de vista computacional e de precisão dos resultados. Exceto no modelo proposto por Uehara et al. [27], os modelos de desencurvamento não têm considerado o movimento da placa.

4.2.2 - MODELOS MATEMÁTICOS DE DESENCURVAMENTO

Na análise do desencurvamento de placas do lingotamento contínuo por modelos baseados em teoria de viga assume-se que o eixo neutro se localiza no meio da placa (metade da espessura). De acordo com essa teoria, a deformação devida ao desencurvamento, ϵ_u , mostrada na figura 4.5, é dada pela seguinte relação [27,45]:

$$\varepsilon_u = (d/2 - s) \times 1/R \quad (4.1)$$

Segundo esta equação, a deformação de desencurvamento aumenta com o acréscimo da espessura solidificada, s , e do raio de curvatura, R . Vale frisar que o valor de ε_u se refere somente à deformação devida ao desencurvamento, não incluindo a deformação devida ao abaulamento.

Tacke [24] apresenta um modelo por teoria de viga para o desencurvamento da placa completamente sólida, assumindo que ambas as deformações elástica e de fluência se distribuem simetricamente em torno do eixo neutro no centro da espessura da placa. A figura 4.6 mostra os resultados obtidos nesse trabalho. No ponto de desencurvamento ocorre mudança brusca do raio de curvatura, associada à geração da deformação de desencurvamento na superfície da placa.

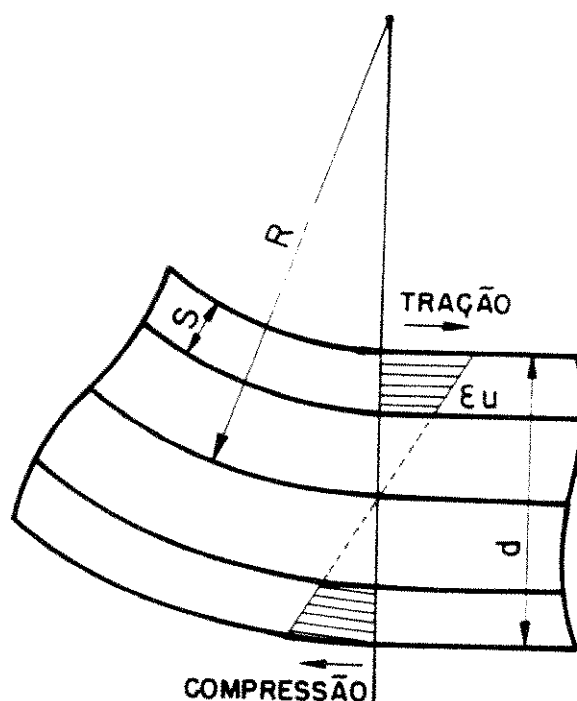


Figura 4.5 - Diagrama esquemático mostrando a deformação de desencurvamento (ref. 27).

Na proposição de Vaterlaus [23] (figura 4.7), as camadas inferior e superior deformam-se independentemente em torno de seus

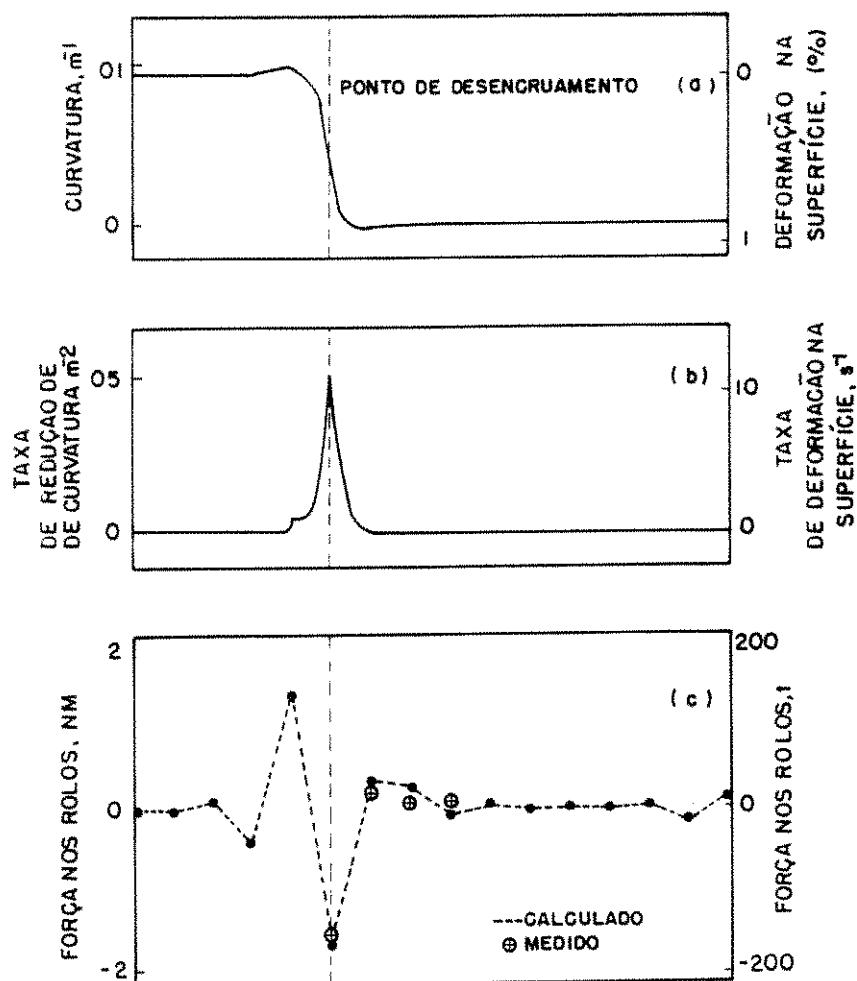


Figura 4.6 - Resultados da análise do desencurvamento. (a), deformação e curvatura na superfície do veio, (b), taxas de deformação e variação de curvatura, (c) forças nos rolos (ref. 24).

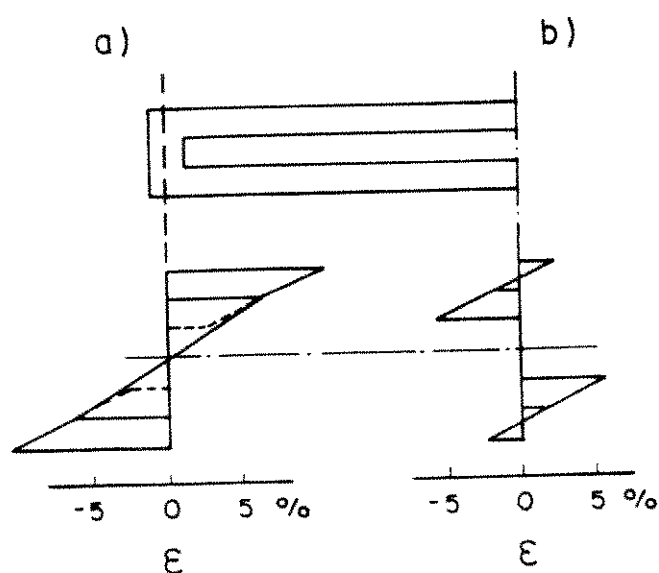


Figura 4.7 - Distribuição da deformação de desencurvamento pelo comportamento de caixa macia. (a), borda da placa, (b), centro da face larga (ref. 23).

respectivos eixos neutros. Ele conclui então que o desencurvamento de placas largas deve obedecer ao comportamento de "caixa macia" (soft box), onde as seções transversais tem liberdade para se curvar durante o desencurvamento. O comportamento de "caixa rígida" (rigid box) seria adequado para o desencurvamento de placas estreitas e de blocos.

A consideração de que a placa se deforma em torno de seu eixo neutro é válida provavelmente nas bordas, porém no centro da face larga é mais provável que as camadas inferior e superior se deformem com certo grau de independência. Entretanto, a proposição

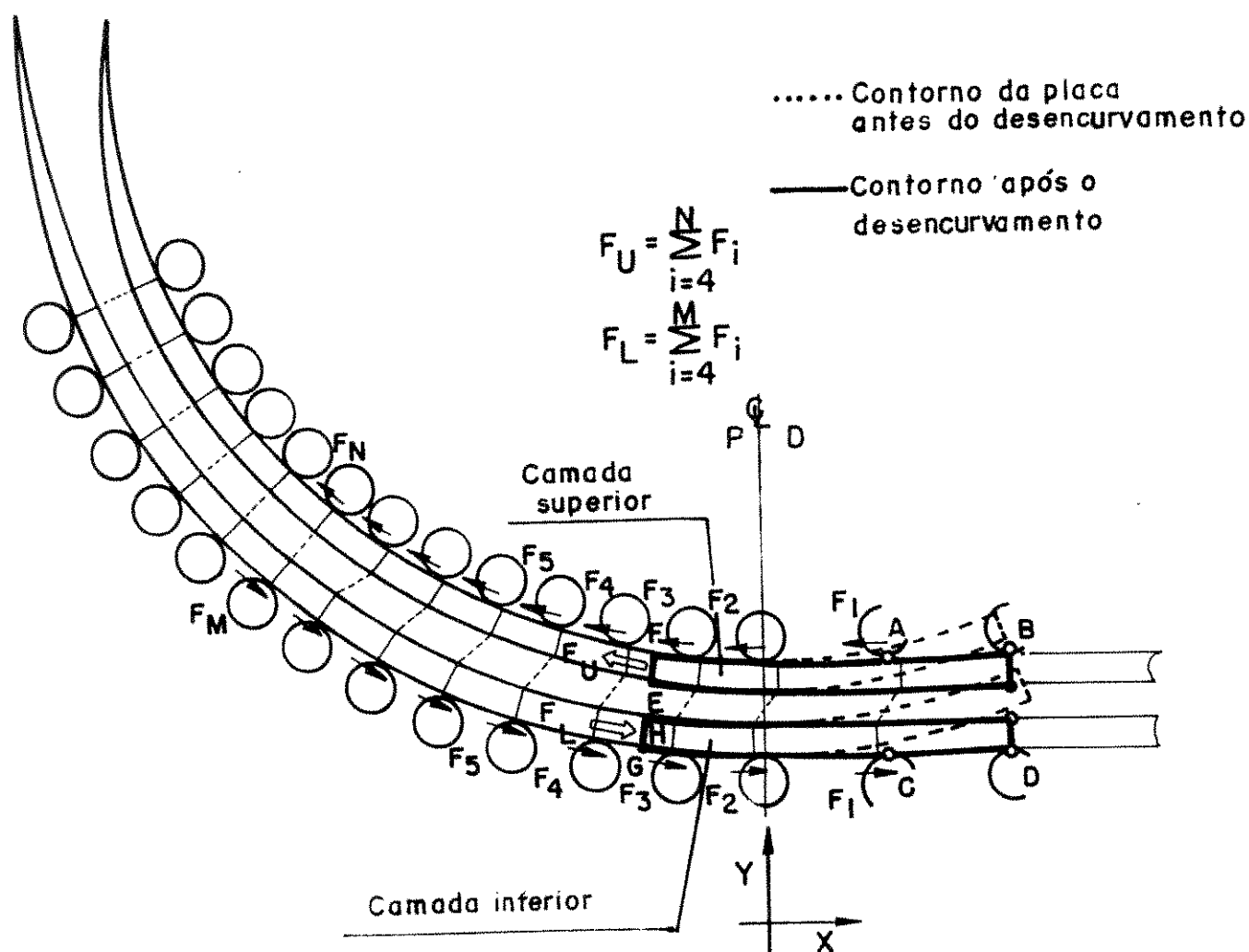


Figura 4.8 - Diagrama esquemático do desencurvamento adotado no modelo elasto-plástico de Uehara et al. (ref. 27). F_U e F_L são forças aplicadas para compensar as forças de atrito F_i entre os rolos e a placa, simulando as condições de contorno nas faces EF e GH.

de Vaterlaus [23] de independência total também parece questionável.

Till et al. [26] retoma a discussão sobre essa questão e empregando um modelo elasto-visco-plástico pelo MEF, conclui que o comportamento mecânico de caixa rígida é mais razoável para descrever o desencurvamento da placa parcialmente sólida.

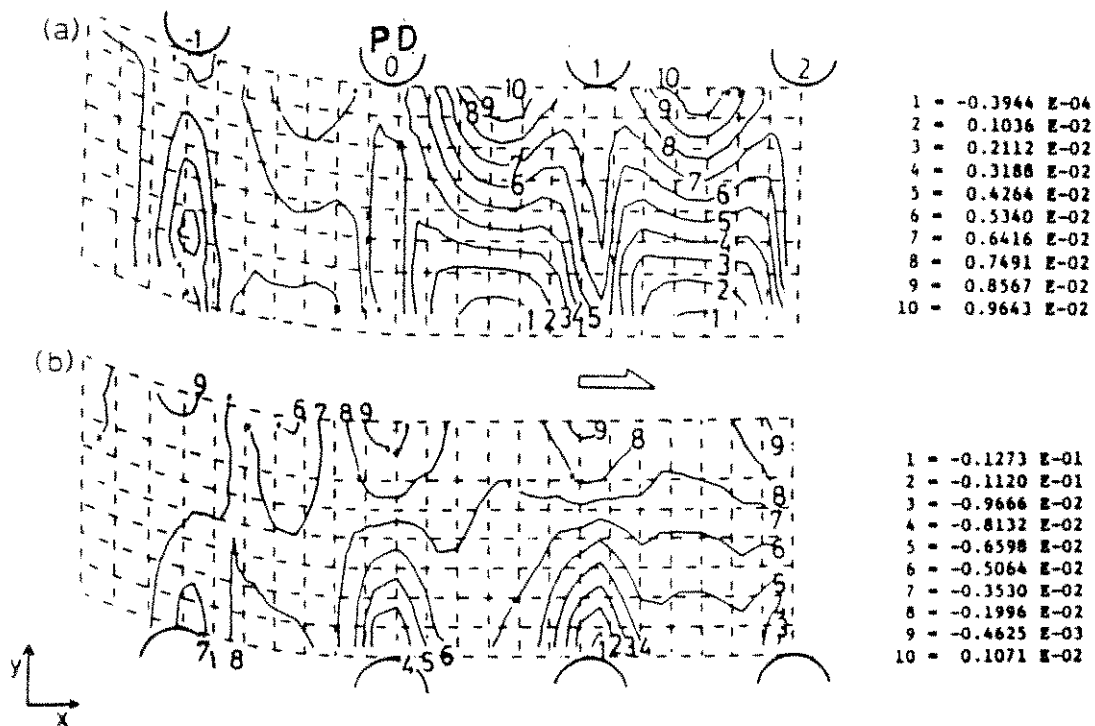


Figura 4.9 - Isolinhas de deformação ϵ devido ao desencurvamento e abaulamento, (a), camada superior, (b), camada inferior, (ref. 27).

O trabalho mais fundamental e elucidativo sobre o desencurvamento encontrado na literatura foi realizado por Uehara et al. [27]. A figura 4.8 apresenta o domínio e condições de contorno empregados no modelo. As componentes em y de deslocamento nos nós ao longo de AB e CD são impostos de modo que o desencurvamento é completado no primeiro espaçamento de rolos depois do ponto de desencurvamento, P.D. Preliminarmente, através de um modelo 3D elástico, eles verificaram que, devido ao desencurvamento, a seção EF tende a se deslocar no sentido de

extração da placa (para frente), enquanto que a seção GH tende a se mover para trás. Devido a esse fato, foram aplicadas as forças F_U e F_L , conforme indica a figura 4.8, para restringir essa tendência de movimento e atuar como condição de contorno nessas seções. Ainda foram aplicadas forças de atrito nos nós abaixo dos rolos na região de desencurvamento.

A figura 4.9 mostra um diagrama de isolinhas da componente ϵ_x de deformação. Eles encontraram evidências de que existe interdependência entre as camadas inferior e superior, e em consequência, o eixo neutro de cada camada se desloca até o metal líquido, conforme a figura 4.10. Assim, toda camada superior fica sujeita a deformações positivas devidas ao desencurvamento. Os perfis da componente ϵ_x de deformação ao longo das superfícies superior e inferior da camada superior são mostrados também na figura 4.10, onde se nota que a deformação máxima ocorre após o ponto de desencurvamento.

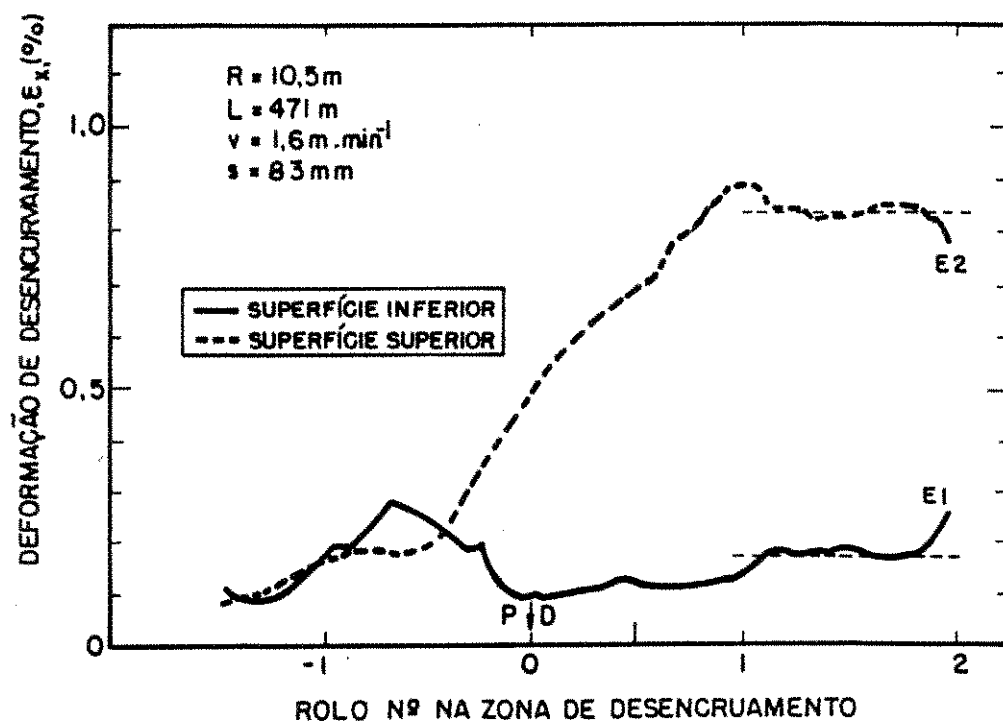


Figura 4.10 - Deformação de desencurvamento ϵ_x na camada superior da placa (ref. 27).

5 - MODELO MATEMÁTICO

5.1 - VISUALIZAÇÃO DO PROBLEMA DO DESENCURVAMENTO

O primeiro passo necessário para o desenvolvimento do modelo de desencurvamento é visualizar fisicamente o processo de desencurvamento e determinar o modelo de comportamento mecânico do material compatível com essa condição física.

5.1.1 - MODELO DE COMPORTAMENTO MECÂNICO

Dadas as características das máquinas de lingotamento da USIMINAS:

- grande distância entre rolos, L , na região de desencurvamento (550 mm);

- velocidades de lingotamento, v , relativamente baixas (0,6 - 1,0 m/min);

o tempo para o desencurvamento, dado pela relação L/v , é relativamente longo e suficiente para que a deformação por fluência se torne significativa no processo. Considerando-se ainda informações de literatura como a importância do abaulamento da placa para $L > 400$ mm, o qual tem sido analisado por modelos de elasto-fluência, fica claro que o problema do desencurvamento para as máquinas da USIMINAS deve incorporar o efeito da deformação com o tempo na sua análise.

Essas considerações levaram à adoção de um modelo de elasto-fluência de comportamento mecânico, equação (5.1), para solução do desencurvamento, onde a deformação total em cada ponto do material resulta da soma de uma componente elástica mais uma componente de deformação por fluência.

$$\epsilon_{ij} = \epsilon_{ij}^e + \epsilon_{ij}^f \quad (5.1)$$

Em modelos bidimensionais, seja estado plano de tensão ou

estado plano de deformação, as componentes distintas do tensor deformação escritas na forma de vetor são:

$$\{\epsilon\}^T = \{\epsilon_x \ \epsilon_y \ \gamma_{xy}\} \quad (5.2)$$

Qualquer esforço aplicado a uma estrutura resulta na deformação do seu corpo, que por sua vez, leva à geração de um estado de tensão no mesmo. O estado de tensão em cada ponto se relaciona ao estado de deformação pelas relações elásticas, dadas pela lei de Hooke generalizada, que para o estado plano fica:

$$\{\sigma\} = [D]\{\epsilon\} \quad (5.3)$$

A matriz $[D]$ é chamada matriz elástica e é função das propriedades mecânicas do material: módulo de elasticidade e módulo de Poisson. As expressões de $[D]$ para os estados plano de tensão e plano de deformação são dadas no apêndice A. O vetor de componentes do tensor tensão é escrito similarmente à expressão (5.2), como:

$$\{\sigma\}^T = \{\sigma_x \ \sigma_y \ \tau_{xy}\} \quad (5.4)$$

No modelo de elasto-fluência, além das relações elásticas definidas na equação (5.3), é necessário definir as relações entre a deformação por fluência e o estado de tensões. Em termos de comportamento de fluência do material o que se conhece experimentalmente são as curvas de taxa de deformação equivalente por fluência, em função da tensão equivalente conforme equação (3.1). Para se obter o vetor taxa de deformação por fluência a partir da deformação equivalente, tem sido utilizado na literatura [29,37,46,47] o mesmo princípio da teoria do escoamento plástico de que o vetor deformação é perpendicular à superfície de escoamento do material, dada, para metais, normalmente pelo critério de von-Mises. Matematicamente, esta definição é colocada

como:

$$\dot{\epsilon}_{ij}^f = \lambda \sigma'_{ij} \quad (5.5)$$

onde

$$\lambda = \frac{3}{2} \frac{\dot{\epsilon}_f^f}{\bar{\sigma}} \quad (5.6)$$

Desenvolvendo-se a equação (5.5) chega-se a:

$$\{\dot{\epsilon}_f\} = \frac{\dot{\epsilon}_f^f}{\bar{\sigma}} \left\{ \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma} \right\} \quad (5.7)$$

onde $\bar{\sigma}$ é a tensão equivalente calculada pelo critério de von-Mises:

$$\bar{\sigma} = \sqrt{3/2} (\sigma'_{ij} \sigma'_{ij})^{1/2} \quad (5.8)$$

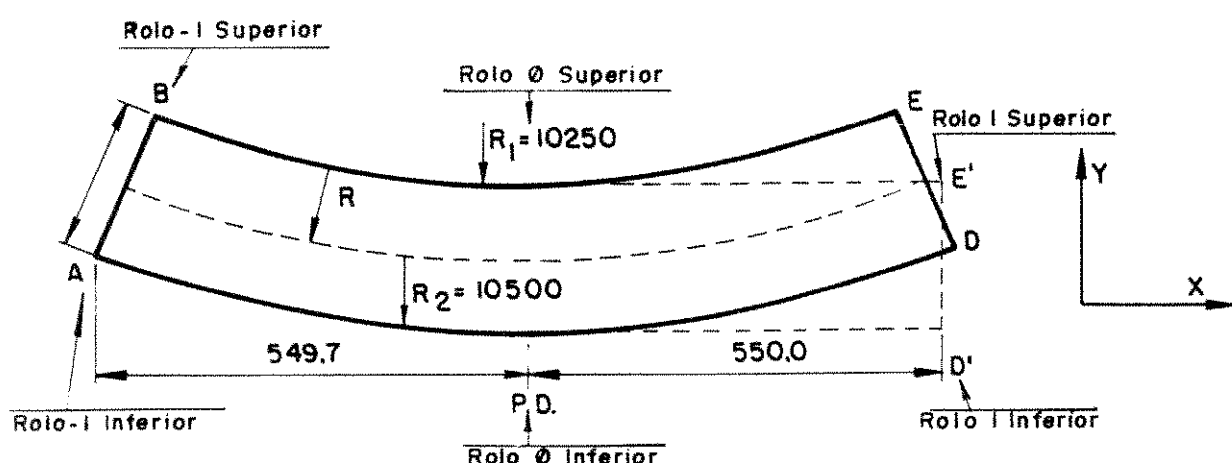
sendo σ'_{ij} o tensor tensão de desvio.

5.1.2 - MODELO FÍSICO DE DESENCURVAMENTO DA PLACA

A figura 5.1 mostra um corte longitudinal no meio da largura da placa entre os pares de rolos antes e após o ponto de desencurvamento, caracterizando a região de desencurvamento na máquina. Admitiu-se que a placa atinja esta região na condição isenta de tensões, ou seja, as tensões térmicas e de eventual desalinhamento de rolos já existentes são desconsideradas. Comparados aos efeitos de desencurvamento, os esforços de extração da placa e de seu próprio peso são desprezíveis e também foram desconsiderados no modelo.

Na ausência do par de rolos de no. 1 (figura 5.1), a placa seguiria em trajetória circular. Admitindo-se que o

desencurvamento é completado enquanto a placa se desloca do rolo 0 ao rolo 1, a ação deste rolo neste processo pode ser interpretada pela imposição de deslocamentos à placa deformando-a a partir da condição curva até a condição reta final na máquina. Em termos de solução do problema, esta interpretação implica que o carregamento do sistema devido ao desencurvamento corresponde à aplicação de deslocamentos impostos a determinados nós da estrutura. Na condição totalmente sólida, este carregamento equivalente é o único atuando no sistema. Por outro lado, no desencurvamento da placa parcialmente sólida, além dos esforços de desencurvamento representados pelo deslocamento imposto, atua também a pressão ferrostática, responsável pelos esforços de abaulamento.



Figura_5.1 - Seção longitudinal central da placa mostrando a concepção do desencurvamento. P. D. = ponto de desencurvamento.

A face AB na figura 5.1 é mantida fixa durante toda a análise, e não há translação da estrutura com vistas à simulação da extração do velo. Portanto, somente aos nós da aresta ED são impostos deslocamentos.

Devido à natureza incremental da solução do problema de elasto-fluência, o deslocamento total é subdividido em incrementos que são aplicados conforme detalhes no item 5.3.1. A aplicação de cada incremento de deslocamento provoca uma redistribuição no campo de deslocamentos de toda a estrutura, levando à geração de um campo de tensões. Após este incremento, são mantidas fixas as posições dos nós de contorno (de deslocamento imposto) durante um

intervalo de tempo proporcional à razão entre o incremento de deslocamento aplicado e o deslocamento total a ser imposto. Durante este tempo ocorre redistribuição (relaxação) do campo de tensões, uma vez que o deslocamento aplicado é mantido constante. A relaxação de tensões reflete o efeito do comportamento de fluência do material. Ao final da análise, o deslocamento total terá sido aplicado e o tempo total decorrido será exatamente igual ao tempo de desencurvamento dado pela relação L/v .

A solução do problema avança por sucessivos incrementos ou puramente elásticos ou de elasto-fluência. O incremento elástico corresponde à aplicação instantânea do incremento de deslocamento imposto gerando na estrutura incrementos de deformação puramente elástica, e em consequência, elevando o nível de tensão. Segue-se então a este incremento uma série de incrementos de elasto-fluência em que ambos os campos de deformação elástico e de fluência são incrementados, resultando em queda no nível de tensão. Esta sucessão de um incremento elástico seguido de vários incrementos elasto-fluência permite atingir a solução final.

5.13 - CONSIDERAÇÕES ASSUMIDAS NO MODELO

(a) Modelo bidimensional

Essa consideração implica que o desencurvamento é analisado na região central (em relação à largura) da placa, onde o efeito das bordas é considerado desprezível. O modelo não se aplica às bordas da placa, onde são necessários modelos 3D, e pode ser inadequado para análise de placas muito estreitas (largura < 1200 mm, conforme a literatura).

(b) Estado plano de deformação

Admitiu-se que o estado plano de deformação representa mais coerentemente o estado de solicitação da região central da placa durante o desencurvamento, pois as bordas da placa, sendo mais resistentes devido à baixa temperatura, restringem a deformação no sentido da largura. Assim, foi adotada essa condição em todos os casos analisados.

(c) Espessura solidificada e perfil de temperatura

A espessura solidificada, a pressão ferrostática e o perfil de temperatura no sentido da espesura da placa foram considerados constantes ao longo da região de desencurvamento, de acordo com todos trabalhos conhecidos publicados na literatura [22-27].

5.2 - ALGORÍTIMO DE RESOLUÇÃO DO PROBLEMA DE ELASTO-FLUÊNCIA

O equacionamento matemático do problema é mostrado no apêndice A, onde se obtém a equação básica do modelo de elasto-fluência:

$$[K]\{\Delta d\} = \{\Delta f\} + \int_V [B]^T [D] \{\dot{\epsilon}_f\} \Delta t dV \quad (5.9)$$

- $[K]$ é a matriz rigidez elástica da estrutura que é mantida constante durante toda a análise;
- $\{\Delta d\}$ é o incremento de deslocamento nos nós da estrutura;
- $\{\Delta f\}$ é o incremento de carregamento equivalente devido ao deslocamento imposto;
- o termo da integral é chamado pseudo-carga, e reflete o efeito do comportamento de fluência na solução do problema, incorporado na forma de uma carga. Este termo é diferente de zero desde que haja um campo de tensões na estrutura e um intervalo de tempo Δt maior que zero, evidentemente. Este termo representa um integrador da deformação por fluência no tempo, sendo que neste trabalho foi adotado um esquema explícito, conforme razões discutidas no apêndice A.

5.2.1 - ESQUEMA DE RESOLUÇÃO

- (1) No início do incremento de tempo Δt_n os seguintes valores de equilíbrio são conhecidos:

$\{\dot{d}\}^{n-1}$, $\{\dot{\sigma}\}^{n-1}$, $\{\dot{\epsilon}\}^{n-1}$, $\{\dot{\epsilon}_f\}^{n-1}$ e $\{\dot{\epsilon}_f\}^{n-1}$: calcula-se então:

$$\{\Delta d\}^n = [K]^{-1} \{\Delta v\}^n \quad (5.10)$$

onde

$$\{\Delta v\}^n = \int_V [B]^T [D] \{\dot{\epsilon}_f\}^{n-1} \Delta t_{n-1} dV + \{\Delta f\}^n \quad (5.11)$$

é o incremento total de carga aplicado, composto do incremento de carga equivalente mais a pseudo-carga. Nos incrementos elásticos, que correspondem aos primeiros incrementos após aplicação de cada incremento de deslocamento, a pseudo-carga é nula e $\{\Delta f\}$ é dado por:

$$\{\Delta f\} = \text{fator} \times \{f\}_t \quad (5.12)$$

onde $\{f\}_t$ é o carregamento equivalente total devido ao deslocamento imposto e o fator de proporcionalidade é dado pela razão entre o incremento de deslocamento e o deslocamento total a ser aplicado. Para os demais incrementos, que são de fluência, $\{\Delta f\} = 0$ e a pseudo-carga é não-nula;

(II) Calculam-se os incrementos de tensão e deformação

$$\{\Delta \epsilon\}^n = [B] \{\Delta d\}^n \quad (5.13)$$

$$\{\Delta \sigma\}^n = [D] (\{\Delta \epsilon\}^n - \{\dot{\epsilon}_f\} \Delta t_n) \quad (5.14)$$

onde a matriz cinemática $[B]$ é um operador sobre os deslocamentos em cada ponto fornecendo as componentes de deformação (apêndice A). Na equação (5.14), o termo entre parênteses no segundo membro fornece o incremento de deformação elástica.

Quando o incremento é elástico a solução segue para o item

(iii). Se, ao contrário, o incremento é de elasto-fluência procede-se ao teste de convergência da solução (item 5.2.2). Se a solução do sistema não converge, são realizadas iterações calculando-se novo intervalo de tempo repetindo-se os passos (i) e (ii). Quando há convergência, a solução prossegue para o próximo incremento;

(iii) Calculam-se as quantidades ao final do incremento

$$\{d\}^n = \{d\}^{n-1} + \{\Delta d\}^n \quad (5.15)$$

$$\{e_f\}^n = \{e_f\}^{n-1} + \{\Delta e_f\}^n \quad (5.16)$$

$$\{\sigma\}^n = \{\sigma\}^{n-1} + \{\Delta \sigma\}^n \quad (5.17)$$

$$\{F_R\}^n = \{F_R\}^{n-1} + \{\Delta F_R\}^n \quad (5.18)$$

onde $\{F_R\}$ são as forças de reação.

(iv) Calcula-se a taxa de deformação por fluência para o próximo incremento:

$$\{\dot{e}_f\}^{n+1} = \dot{e}_f \left\{ \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma} \right\}^n \quad (5.19)$$

(v) Calculam-se a força residual e a pseudo-carga a serem aplicadas no próximo incremento:

$$\{R\}^{n+1} = \{f\}^n - \int_V [B]^T \{\sigma\}^n dV \quad (5.20)$$

onde $\{f\}^n$ é a força externa total, forças de reação mais as forças externas aplicadas ao sistema (p. ex. pressão ferrostática), ao final do incremento n. Quando não há aplicação da pressão

ferroestática, $\{f\}^n$ se iguala às forças de reação, pois não há força externa aplicada. O segundo termo do segundo membro da equação (5.20) fornece a força interna no sistema. Evidentemente, a força residual mede o desbalanceamento do sistema pela diferença entre as forças externas e forças internas.

O carregamento aplicado para o próximo incremento é:

$$\{\Delta v\}^{n+1} = \int_V [B]^T [D] \{\dot{\epsilon}_f\}^n \Delta t_n dV + \{\Delta f\}^{n+1} + \{R\}^{n+1} \quad (5.21)$$

que representa a soma força residual mais o incremento de força total aplicado, e esta equação pode ser reescrita como:

$$\{\Delta v\}^{n+1} = \int_V [B]^T ([D] \{\dot{\epsilon}_f\}^n \Delta t_n - \{\sigma\}^n) dV + \{\Delta f\}^{n+1} + \{f\}^n \quad (5.22)$$

Os passos (i) a (v) são repetidos até o final da análise.

5.2.2 - CRITÉRIOS DE CONVERGÊNCIA

Alguns critérios práticos para controle de convergência da solução têm sido propostos na literatura [29,46-49], incluindo aquele utilizado no programa MARC de elementos finitos [48], o qual foi adotado neste trabalho. Os seguintes parâmetros de controle são utilizados:

- Tolerância de variação de tensão - Tol_{σ} : Valor máximo permissível da relação entre incremento de tensão e a tensão total no ponto de integração. São calculados os valores equivalentes;

- Tolerância de variação de deformação - Tol_{ϵ} : Valor máximo da relação entre incremento de deformação de fluência e deformação elástica total;

- Número máximo de iterações dentro de um incremento para se obter a convergência;

- Valor limite de tensão ("cut-off"), abaixo do qual as

verificações de tolerância não são executadas. Isto evita iterações excessivas e intervalos de tempo demasiadamente pequenos causados por controle de tolerância baseado em estados de tensão muito baixos.

O procedimento de controle de convergência objetiva ajustar o intervalo de tempo Δt , mantendo-se os parâmetros acima citados abaixo dos limites de tolerância. Em cada incremento de fluência, em cada ponto de integração, são calculadas as relações:

$\Delta \bar{\sigma} / \bar{\sigma}$ e $\Delta \bar{\epsilon}_f / \bar{\epsilon}_e$, e calcula-se o parâmetro de convergência p como o maior entre:

$$\frac{\Delta \bar{\sigma}}{\bar{\sigma}} / Tol_{\sigma} \text{ e } \frac{\Delta \bar{\epsilon}_f}{\bar{\epsilon}_e} / Tol_{\epsilon}$$

se $p > 1$, não há convergência, e o intervalo de tempo para a iteração deste incremento é calculado por:

$$\Delta t_{\text{novo}} = \frac{0,8}{p} \times \Delta t_{\text{anterior}} \quad (5.23)$$

havendo convergência, $p < 1$, a solução avança para o próximo intervalo de tempo, conforme:

$$\begin{aligned} \Delta t_{n+1} &= \Delta t_n, \text{ se } 0,8 < p \leq 1,0 \\ \Delta t_{n+1} &= 1,25 \times \Delta t_n, \text{ se } 0,65 < p \leq 0,8 \\ \Delta t_{n+1} &= 1,50 \times \Delta t_n, \text{ se } p \leq 0,65 \end{aligned} \quad (5.24)$$

Como os intervalos de tempo são ajustados para satisfazer as tolerâncias é impossível predeterminar o número total de incrementos para um dado tempo total de fluência.

5.3 - IMPLEMENTAÇÃO COMPUTACIONAL

Foi desenvolvido um programa em linguagem FORTRAN 77 para implementação do modelo matemático, o qual é executado em um computador IBM 400E. No apêndice F encontram-se o fluxograma do modelo e as listagens pertinentes. Os dados de discretização, obtidos em um programa adaptado do programa de discretização de malha fornecido por Hinton e Owen [50], são armazenados em disco magnético para serem lidos pelo programa principal do modelo. Dadas as condições de lingotamento, o perfil de temperatura na camada sólida é obtido por um modelo desenvolvido anteriormente no Centro de Pesquisas da USIMINAS [51], e a partir deste perfil são calculadas, em um programa à parte, as propriedades mecânicas do material que são dados de entrada do programa principal.

As informações geradas na execução do programa são armazenadas em um arquivo que monitora a evolução da solução em termos de número do incremento, condições de convergência e tempo de fluência, além de imprimir os resultados conforme desejado. As componentes de tensões e deformações nos pontos de integração, e deslocamentos e forças nos nós são impressos na frequência e nos pontos desejados.

5.3.1 - CARREGAMENTO DO SISTEMA

O deslocamento total imposto aos nós da aresta ED (figura 5.1) foi calculado pela diferença entre as coordenadas inicial e final dos nós. A abscissa final de todos os nós corresponde à abscissa do primeiro rolo após o P.D. (Ponto de desencurvamento). Para o cálculo da ordenada final, considerou-se que a distância vertical entre os nós é mantida durante o desencurvamento. No apêndice B são mostrados os deslocamentos totais aplicados nos casos analisados.

Nos testes preliminares com o modelo verificou-se que as condições de convergência tornam-se mais críticas quando a análise avança para o final. À medida que a solução do problema progride,

a quantidade total de deformação elástica aumenta, causando em consequência elevação no nível de tensão, que por sua vez, leva ao aumento da taxa de deformação por fluência (vide eq. 3.14 - 3.16 e 5.19). Para satisfazer a tolerância de deformação torna-se necessário, então, reduzir drasticamente os incrementos de tempo de fluência à medida que a solução avança, implicando em um número demasiadamente grande de incrementos para que se atinja a solução final.

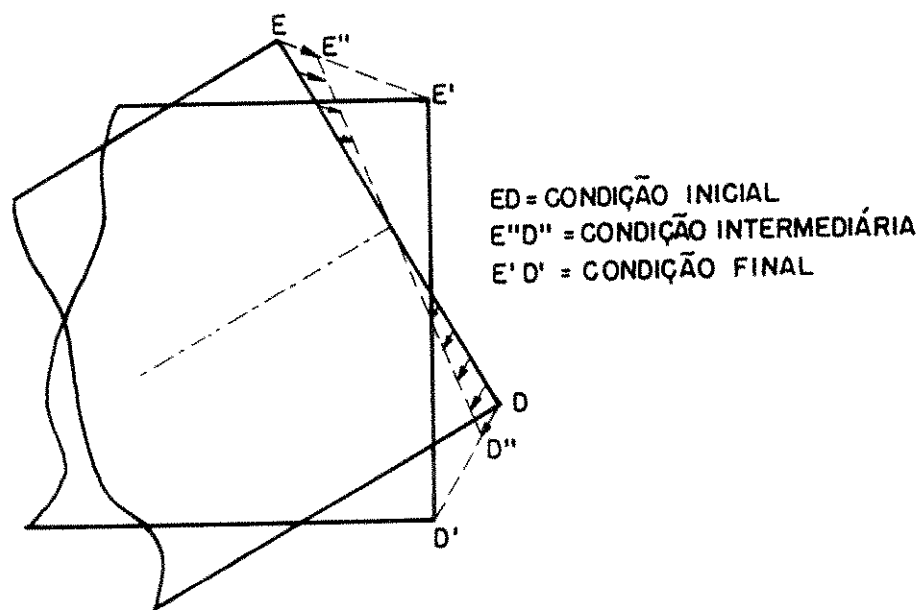


Figura 5.2 - Deslocamento da aresta ED durante o desencurvamento

A solução adotada para contornar este problema foi a aplicação de incrementos de deslocamentos linearmente decrescentes com o número do incremento elástico. Os intervalos de tempo subsequentes a cada incremento elástico obedecem à mesma proporcionalidade acima. No período inicial da solução, mesmo com maiores incrementos de tensão, o seu valor absoluto ainda é baixo, permitindo que a tolerância de deformação comporte maiores incrementos de tempo. Esse procedimento representa, assim, uma progressão aritmética onde o deslocamento total a ser imposto é a

soma dos termos, que são os incrementos de deslocamento. O apêndice C apresenta a rotina de cálculo desenvolvida e na figura 5.2 tem-se a representação esquemática do avanço da aresta ED durante a análise.

No caso da placa parcialmente sólida, após a análise do desencurvamento em si, é aplicada a pressão ferrostática na forma de um incremento instantâneo puramente elástico. Segue-se então a análise por fluência durante o mesmo período de tempo do desencurvamento dado pela relação L/v .

5.3.2 - CONDIÇÕES DE CONTORNO

Os nós sobre as arestas AA' ou AB ou A'B' (figura 5.3) são fixos nas duas direções. Nos nós das arestas DD' ou DE ou D'E' são aplicados os deslocamentos impostos, com a ressalva de que os nós de meio do elemento não são considerados. Na condição da placa parcialmente solidificada os nós C e C' são mantidos fixos na direção y apenas. Na condição totalmente solidificada verificou-se, em testes preliminares com o modelo matemático, que o nó C' tende a se deslocar para baixo durante o desencurvamento. A

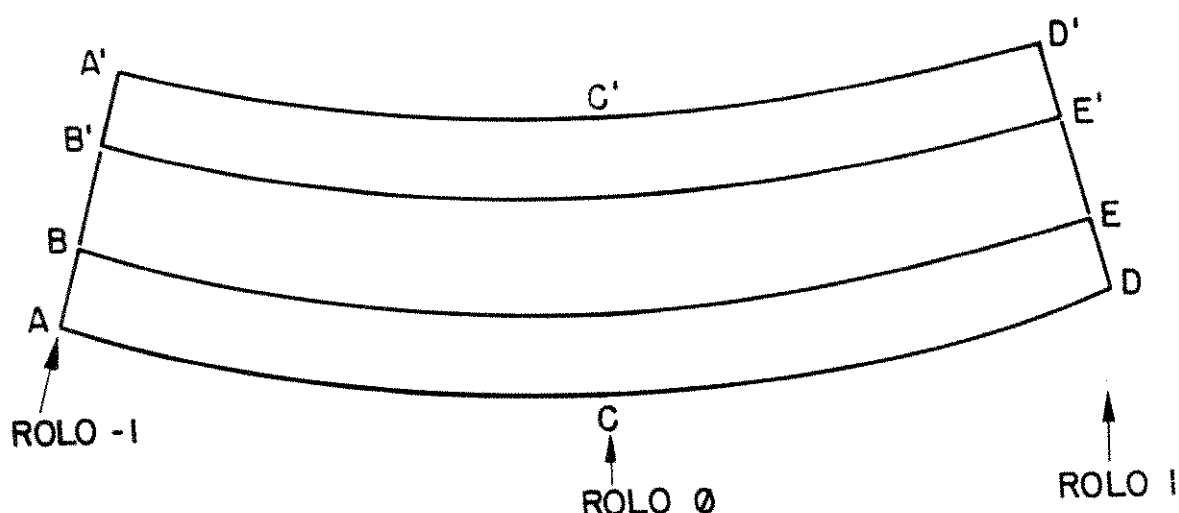


Figura 5.3 - Esquema mostrando as condições de contorno na análise do desencurvamento. Contornos: AA'D'DA, placa totalmente sólida; ABEDA, camada inferior; e, B'A'D'E'B', camada superior.

fixação deste nó na direção y é então inconsistente com a realidade física do problema uma vez que a pressão exercida pelo rolo em C' só é operante quando a placa tende a se deslocar para fora. Em consequência, na análise da placa sólida o nó em C' fica totalmente livre.

5.3.3 - DISCRETIZAÇÃO

Foram utilizados 240 elementos (20 na direção x e 12 em y) para a placa completamente sólida, sendo que os elementos das três fileiras adjacentes às superfícies superior e inferior foram refinados pelo fator de 2/3 em relação aos demais elementos. Para a placa parcialmente sólida, foram utilizados 200 elementos (20 em x e 10 na direção y) de igual tamanho. Garantiu-se sempre que uma divisão na direção x se localizasse no ponto P.D., de modo que nas posições C' e C , abaixo dos rolos, houvesse nós na malha. Na adaptação do programa de discretização, foi escrita uma subrotina para numerar os elementos primeiramente na direção y (figura 5.4) de modo a minimizar a largura de banda da matriz rigidez.

5.3.4 - CARACTERÍSTICAS DO MODELO

- Elementos isoparamétricos quadrilaterais quadráticos de 8 nós;
- Possibilidade de usar 1, 2 ou 3 pontos de integração por direção. Foi utilizado efetivamente a condição de 3 pontos de integração;
- Possibilidade de aplicação de cargas distribuídas e concentradas simultaneamente à aplicação do deslocamento imposto;
- Armazenamento da matriz rigidez na forma de vetor, considerando-se sua forma em banda;
- Solução do sistema de equações por decomposição de Cholesky;
- Método de Newton-Raphson modificado de solução do problema;

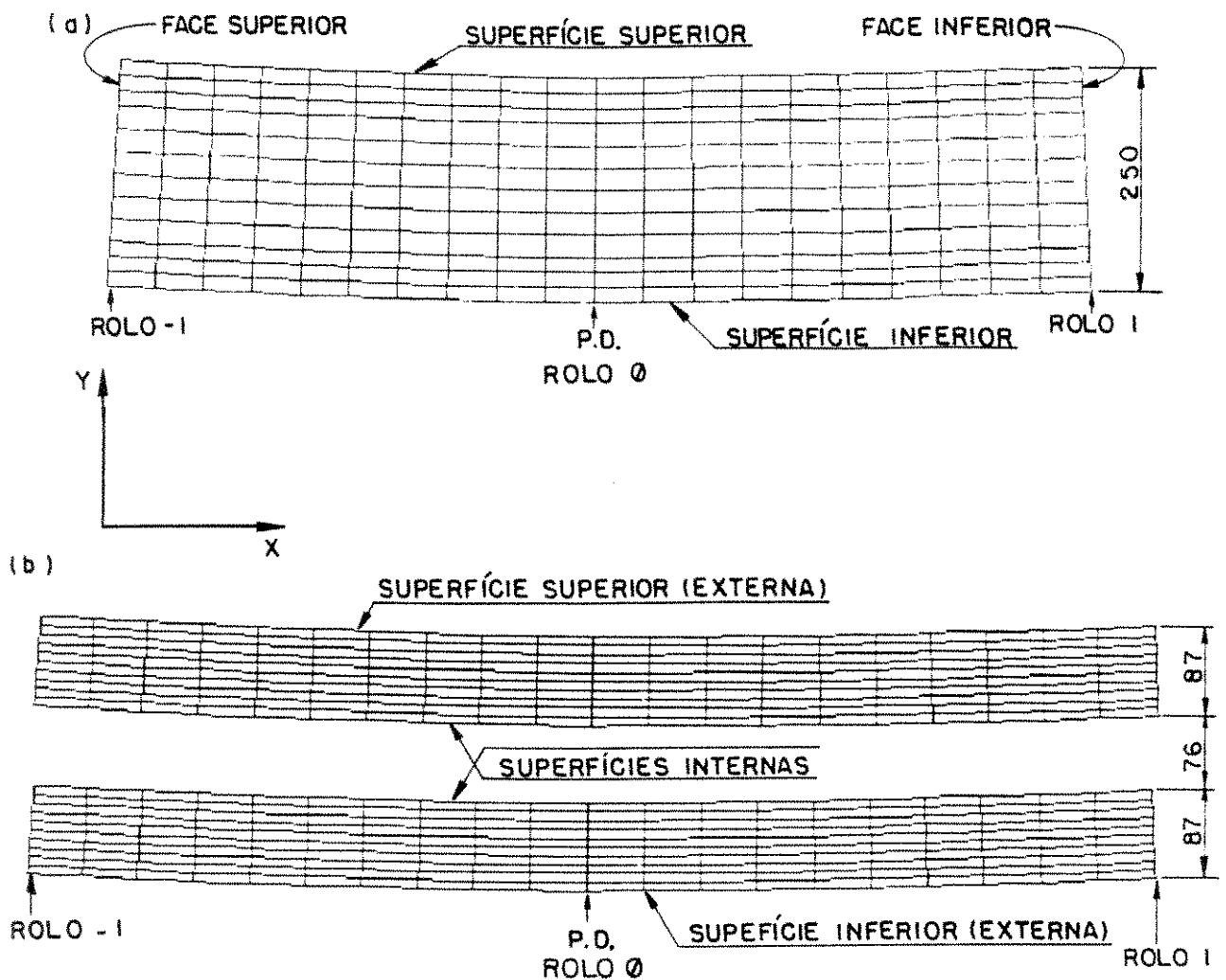


Figura 5.4 - Malhas utilizadas na análise do desencurvamento. (a), placa totalmente sólida, (b), placa parcialmente sólida.

- Consideração da força residual para correção de desbalanceamentos do sistema;
- Os valores de tolerância empregados, dados abaixo, foram ajustados a partir de valores sugeridos no programa MARC, rodando-se o modelo repetidamente para os casos analisados. O objetivo é aumentar a tolerância para reduzir o número de incrementos necessários, sem contudo comprometer a convergência da solução.

- Tolerância de tensão, $Tol_{\sigma} = 0,20$
- Tolerância de deformação, $Tol_{\epsilon} = 0,50$
- Valor mínimo de "cut-off", 0,05
- Número máximo de iterações, 5

5.4 - VALIDAÇÃO DO MODELO

Durante o desenvolvimento do modelo, todas rotinas, por exemplo cálculo da matriz rigidez do elemento e global, carregamento equivalente, solução do sistema de equações, etc., foram testadas individualmente. Posteriormente, foram testadas as partes elástica e de elasto-fluência separadamente, e finalmente, foram realizados testes em modelos simplificados, onde foi verificado o funcionamento do programa como um todo.

5.4.1 - TESTES EM MODELOS COM 1 OU 2 ELEMENTOS

Vários modelos simplificados, com um ou dois elementos, foram testados para verificação do programa. Entre eles são citados os 3 testes a seguir, aplicados em modelos com 2 elementos. Foram empregadas as mesmas condições adotadas na análise do desencurvamento: deformação plana, critérios de convergência e número de pontos de integração.

a) Deformação por Fluência Devido ao Carregamento Distribuído.

Uma pressão uniforme de 5 MPa é aplicada na face de um elemento (espessura unitária) do modelo conforme a figura 5.5 e mantida durante 5 s. No primeiro incremento tem-se a solução elástica do problema, que pode ser facilmente calculada analiticamente. A solução deste incremento permite validar a parte elástica do modelo (apêndice D). A partir do 2º. incremento a

deformação total passa a incorporar as contribuições elástica e de fluência, cujas componentes em y (que é a direção de aplicação do carregamento) aumentam com o decorrer do tempo, ao passo que a tensão se mantém constante.

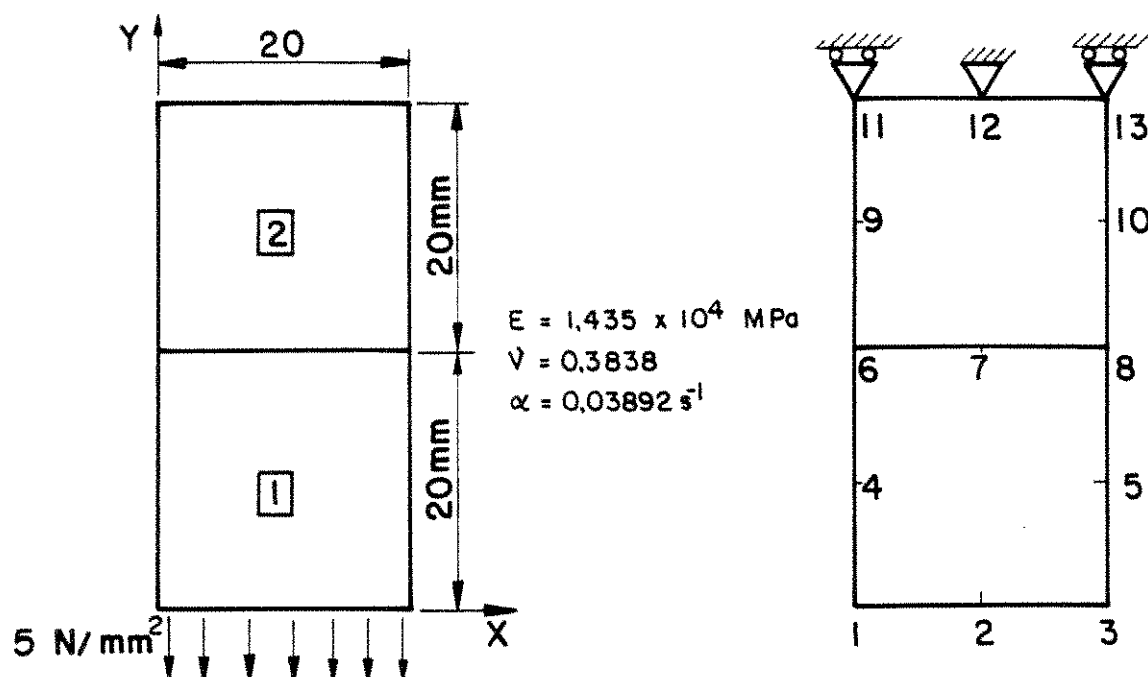


Figura 5.5 - Condições do teste em dois elementos com aplicação de carga distribuída.

O número total de incrementos na solução foi 10, o primeiro elástico mais 9 subsequentes de elasto-fluência, sendo que o intervalo inicial dado como entrada no programa foi 0,1 s. Não houve necessidade de iteração em nenhum incremento durante a solução.

Alguns resultados desta análise estão apresentados na tabela 5.1, onde se observa o acréscimo de deslocamento e de deformação na direção y com o tempo. Pelo efeito Poisson, o material se contrai na largura (aumento em módulo da deformação ϵ_x). No apêndice E são mostradas as relações analíticas para verificação dos resultados calculados no programa. Os cálculos analíticos coincidem exatamente com os resultados do programa.

Tabela 5.1 - Resultados do teste de aplicação de pressão ferros-
tática.

Tempo (s)	Deslocamento (10^{-3} mm)				Tensão σ_y (MPa) (**)	Deformação ϵ_y (x 10^{-4})		
	Nó (*)					Total	Fluência	
	1		2				Calc.	Ana- lítico
	X	Y	X	Y				
0	1,851	-11,19	0,0	-11,19	5,0	297	0	0
0,1	1,891	-12,07	0,0	-12,07	5,0	297	0,05	0,05
1,319	2,382	-14,37	0,0	-14,37	5,0	353	0,62	0,62
3,217	3,146	-17,94	0,0	-17,94	5,0	395	1,51	1,51
5,0	3,864	-21,29	0,0	-21,29	5,0	529	2,35	2,34

(*) Deslocamento nó 3 é igual ao nó 1, trocando-se o sinal em X.
(**) Tensão e deformação no centro do elemento nº 1.

b) Relaxação de Tensões Devido à Aplicação de Deslocamento

Deslocamentos totais de $-0,02129$ mm na direção y são impostos simultaneamente aos nós 1, 2 e 3 na estrutura mostrada na figura 5.5 em dois incrementos elásticos, o primeiro correspondendo a 60% do total. A geometria, condições de contorno e propriedades mecânicas foram mantidas as mesmas do teste (a). O tempo total de fluência (relaxação) é de 5s. Após o primeiro incremento elástico, é feita a análise de elasto-fluência no período de 3 s (60% do tempo total), sendo para isto necessários 8 incrementos. O incremento nº. 10 corresponde à aplicação do 2º. incremento elástico (aplicação da 2ª. parcela do deslocamento), que é seguido de 6 incrementos de elasto-fluência, atingindo 2 s de tempo de fluência no período e 5 s de tempo total. Portanto, a análise requer 16 incrementos, não sendo necessária nenhuma iteração para recálculo do intervalo de tempo.

Tabela 5.2 - Resultados para o teste de aplicação de deslocamento.

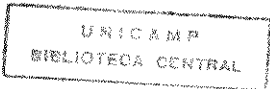
Tempo (s)	Deslocamento (10^{-3} mm)				Tensão σ_y (MPa) (**)	Deformação ϵ_y ($\times 10^{-5}$)	
	Nó (*)					Total	Fluência
	1		2				
	X	Y	X	Y			
0	1,989	-12,77	0,0	-12,77	5,37	31,93	0,0
0,475	2,058	-12,77	0,0	-12,77	4,89	31,93	2,873
2,078	2,162	-12,77	0,0	-12,77	4,12	31,93	7,417
3,000	2,193	-12,77	0,0	-12,77	3,90	31,93	8,747
3,000	3,522	-21,29	0,0	-21,29	7,48	53,22	8,747
3,100	3,659	-21,29	0,0	-21,29	6,48	53,22	14,73
4,118	3,902	-21,29	0,0	-21,29	4,73	53,22	25,12
5	3,963	-21,29	0,0	-21,29	4,29	53,22	27,25

(*) e (**) valem mesmas observações da tabela 5.1

Na tabela 5.2 são apresentados alguns resultados obtidos, onde pode-se observar que dentro de cada período de fluência a deformação total (em y) se mantém constante, enquanto a deformação por fluência aumenta e a tensão diminui. A figura 5.8 mostra a evolução da tensão y com o tempo, onde se nota sua elevação instantânea nos incrementos elásticos e queda progressiva durante o período de fluência, caracterizando uma curva típica de relaxação de tensão.

c) Simulação do Desencurvamento

Neste teste é aplicado ao modelo da figura 5.7, sucessivamente, os carregamentos devido ao deslocamento imposto,



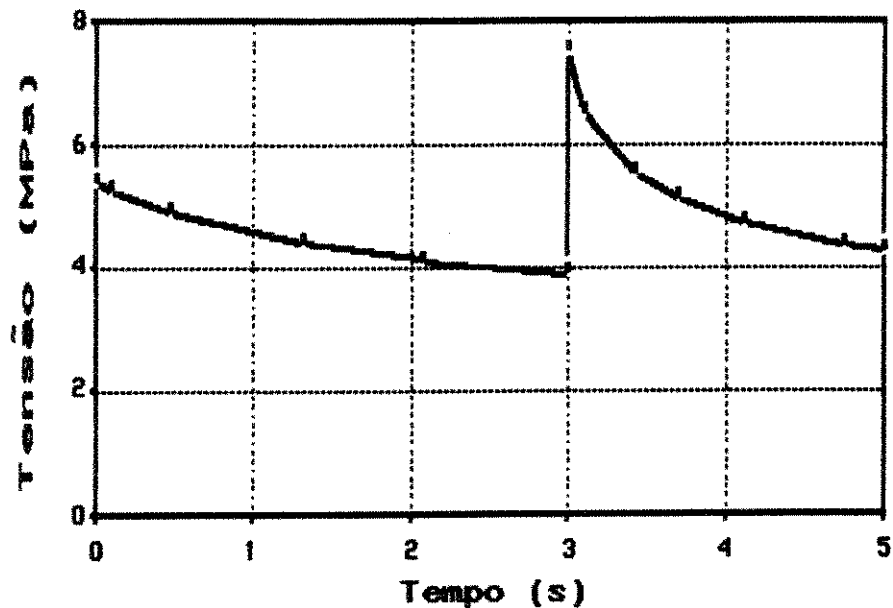


Figura 5.6 - Evolução de σ_y no centro do elemento 1 no teste (b).
Incrementos de deslocamento são aplicados nos instantes 0 e 3s.

como no teste (b), e devido à pressão ferrostática, conforme em (a). A aplicação do primeiro carregamento simula o desencurvamento da placa propriamente e a pressão ferrostática representa o efeito de abaulamento na região do desencurvamento. As propriedades dos elementos e condições de convergência da solução são as mesmas dos testes (a) e (b). Na simulação do desencurvamento, deslocamentos totais de 0,02129 mm são aplicados na direção x nos nós 5, 8 e 13 em dois incrementos da mesma forma que no teste (a), e a trajetória da solução perfaz 16 incrementos em 5 s. O incremento 17 é elástico representado pela aplicação da pressão ferrostática de 0,734 MPa. Os incrementos seguintes são da análise de elasto-fluência durante o período de 5 s, sendo que no incremento 18 ocorre uma iteração de recálculo de tempo cujo valor de entrada no programa, de 0,1s, é excessivo em vista dos níveis altos de tensão atingidos com a aplicação da pressão ferrostática. A solução procede normalmente até o final no incremento 43 com o tempo total decorrido de 10 s. Os resultados são plenamente consistentes com aqueles encontrados nos testes (a) e (b).

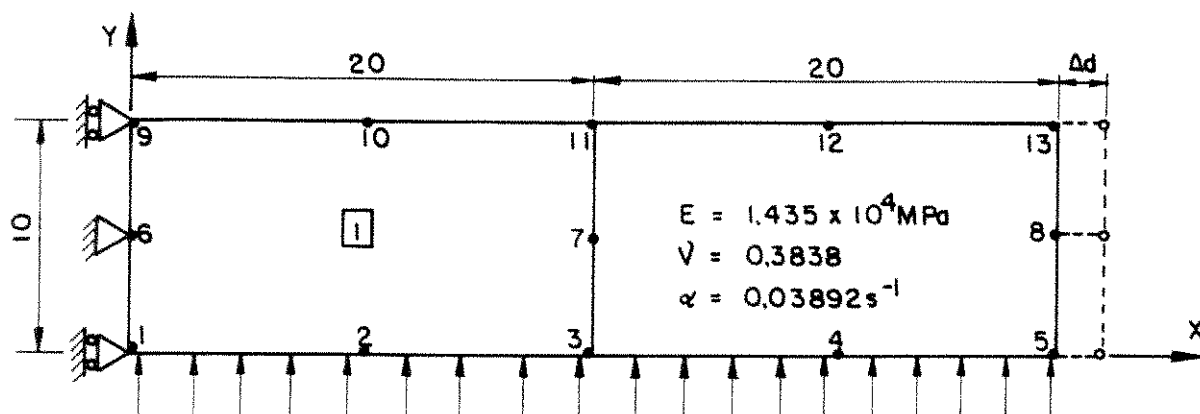


Figura 5.7 - Simulação do descurvamento no modelo com dois elementos.

5.4.2 - COMPARAÇÃO COM RESULTADOS OBTIDOS PELO PROGRAMA MARC

Resultados obtidos com a utilização do programa MARC de elementos finitos (em uso na empresa Davy McKee, em Sheffield, Inglaterra) foram comparados com os resultados fornecidos no presente modelo. O programa foi utilizado no descurvamento da placa totalmente sólida, conforme condições dadas no próximo capítulo, item 6.1. A mesma formulação de elasto-fluência do presente modelo foi utilizada no programa MARC para análise deste problema, mantendo-se todos os parâmetros: geometria do domínio, tipo e número de elementos, condições de convergência e de contorno, etc. As figuras 5.8 e 5.9 mostram os gráficos comparativos das variáveis tensão equivalente de von-Mises e deformação ϵ_x calculadas no ponto de integração no centro dos elementos adjacentes à superfície superior da placa, e elas indicam que existe concordância muito boa entre os resultados para os dois casos. Os perfis de outras variáveis se comparam no mesmo nível de precisão que estas duas.

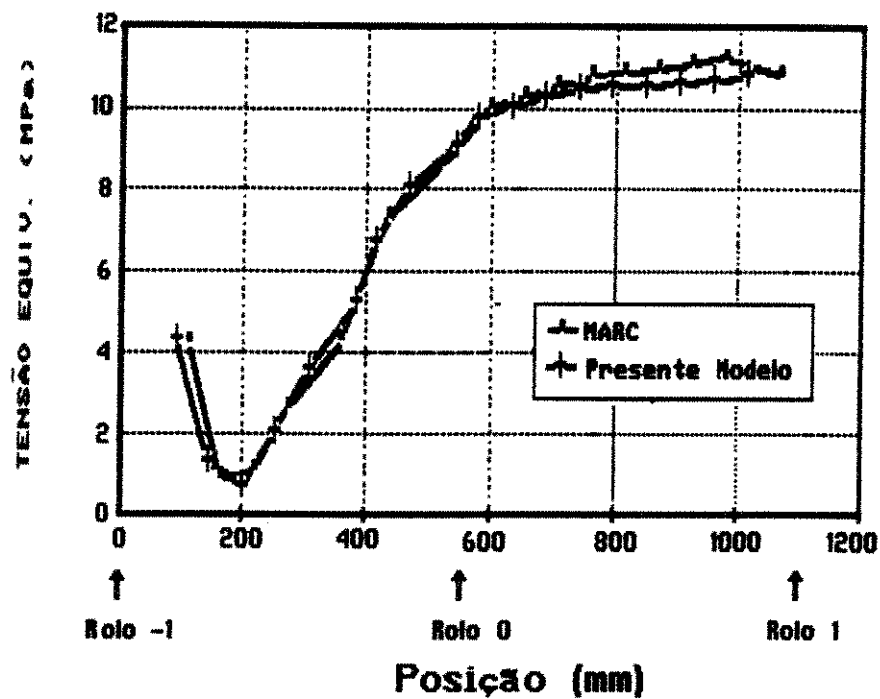


Figura 5.8 - Comparação entre os valores de tensão equivalente obtidos no presente modelo e com o programa MARC.

Vale ressaltar que os testes em modelos simplificados, incluindo aqueles citados no item 5.4.1, foram também realizados com o programa MARC. Exatamente os mesmos resultados foram obtidos com o presente modelo e com o program MARC. Essas constatações permitiram assegurar a validade do modelo matemático de elasto-fluência desenvolvido para a análise do desencurvamento.

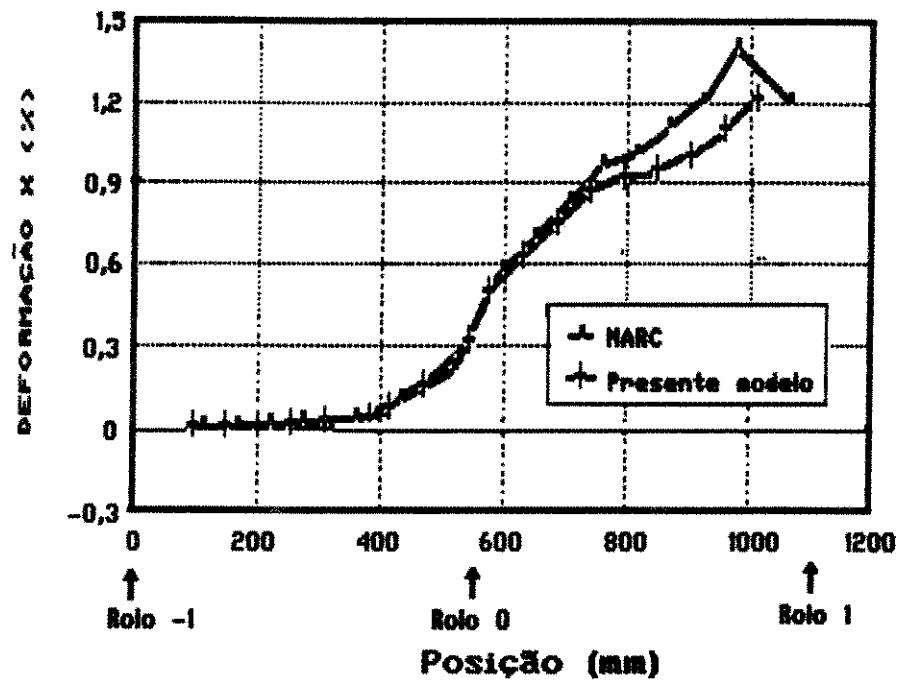


Figura 5.9 - Comparação entre os valores de ϵ_x obtidos no presente modelo e com o programa MARC.

6 - RESULTADOS E DISCUSSÃO

6.1 - DESENCURVAMENTO DA PLACA TOTALMENTE SÓLIDA

Na análise da placa na condição totalmente sólida, adotou-se a velocidade de lingotamento de 0,60 m/min, resultando em um tempo total de desencurvamento de 55 s. Devido à simetria em termos de resfriamento, o perfil de temperatura na placa, apresentado na figura 6.1, refere-se à metade de sua espessura. A partir deste perfil foram calculadas as propriedades mecânicas dos elementos, apresentadas na tabela 6.1. Uma vez admitido que o perfil de temperatura na espessura da placa não varia ao longo da região de desencurvamento (consideração C, item 5.1.3), todos os elementos ao longo da direção x em uma mesma ordenada têm as mesmas propriedades. Foram utilizadas as equações (3.7) de Mizukami et al. [37] e (3.13) de Kinoshita et al. [36] para o cálculo de E e ν , respectivamente, que são válidas para aços baixo carbono. Foram utilizadas estas equações em virtude da compatibilidade entre suas faixas de validade, em termos de tensões e taxa de deformação, e as do lingotamento contínuo. A constante α nesta tabela representa o produto $A \exp(-Q/RT)$ da equação (3.16).

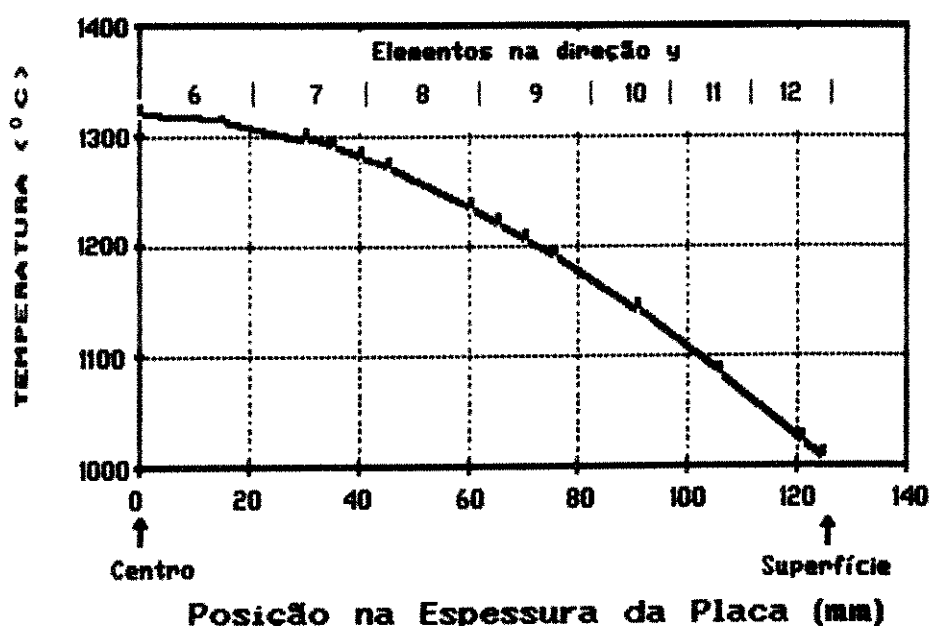


Figura 6.1 - Perfil de temperatura na metade da espessura da placa

Tabela 6.1 - Temperatura média e propriedades mecânicas dos elementos.

ELEMENTOS	T(°C)	E(MPa)	ν (-)	α (s ⁻¹)
1	1041	18850	0,3637	0,0003412
2	1108	17620	0,3692	0,001472
3	1166	16550	0,3740	0,004714
4	1229	15390	0,3792	0,01494
5	1286	14350	0,3838	0,03892
6	1315	13810	0,3863	0,06243
7	1315	13810	0,3862	0,06219
8	1286	14350	0,3838	0,03892
9	1229	15390	0,3792	0,01494
10	1166	16550	0,3740	0,004714
11	1108	17620	0,3692	0,001472
12	1041	18850	0,3637	0,0003412

Tabela 6.2 - Condições de desencurvamento para a placa sólida.

Espessura da placa	250 mm
Distância entre rolos	550 mm
Tipo de aço	Aço ARBL
Velocidade de lingotamento	0,6 m/min
Intervalo de tempo inicial	0,1 s
Tempo de CPU	18 min 51 s
Nº total de incrementos	509

Qualquer equação de fluência pode ser empregada no modelo, porém aquela dada por Wray [32] parece ser a mais adequada para o problema do desencurvamento, pois as faixas de tensão e de taxa de deformação em que ela foi obtida são as mais compatíveis com aquelas encontradas no lingotamento contínuo. Assim, esta equação foi adotada em todos casos analisados de desencurvamento.

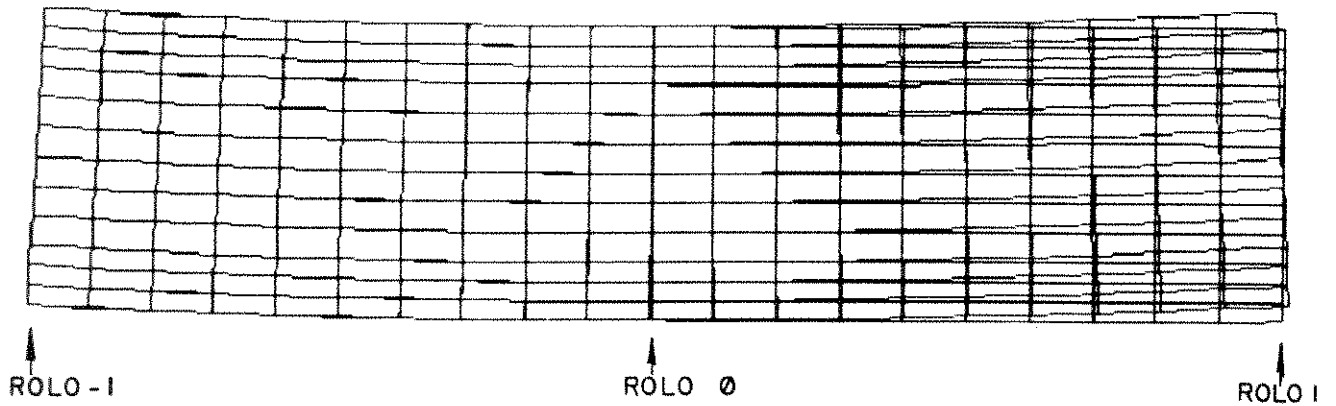


Figura 6.2 - Deslocamento da malha devido ao desencurvamento (*)

Na tabela 6.2 são mostradas as condições típicas de execução do programa e na figura 6.2 tem-se o deslocamento da malha após o processo de desencurvamento, onde se nota que a placa fica completamente reta a partir do ponto de desencurvamento.¹

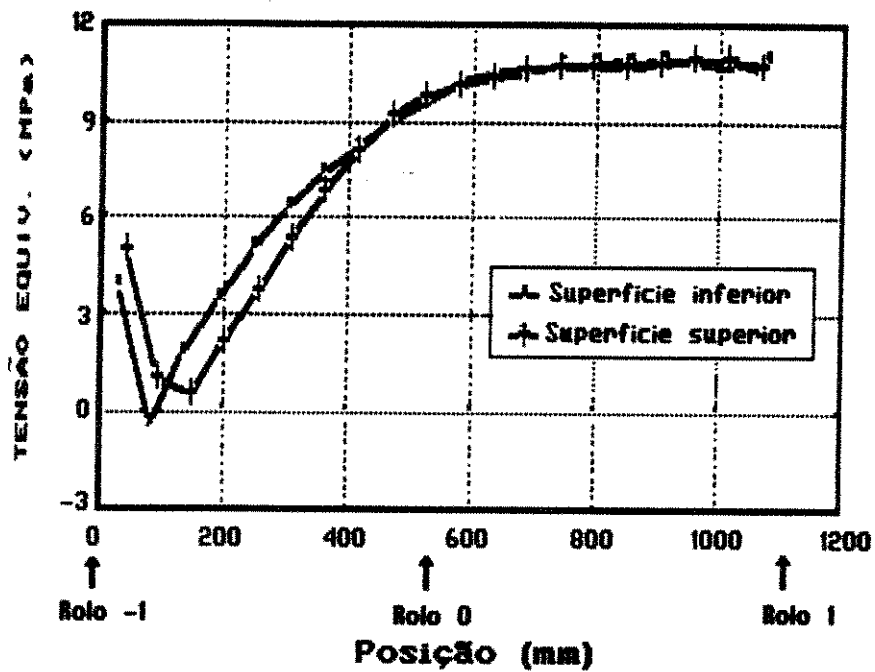


Figura 6.3 - Tensão equivalente de von-Mises $\bar{\sigma}$, nas superfícies da placa.

¹ Figuras marcadas com (*) indicam que foram obtidas com os programas MARG/MENTAT de Elementos Finitos.

As figuras 6.3 a 6.5 mostram os perfis das variáveis, tensão equivalente, componente σ_x de tensão e componente ϵ_x de deformação ao longo das superfícies superior e inferior da placa. Na verdade, estes valores são calculados nos pontos de integração mais próximos à superfície, que distam cerca de 2 mm da mesma.

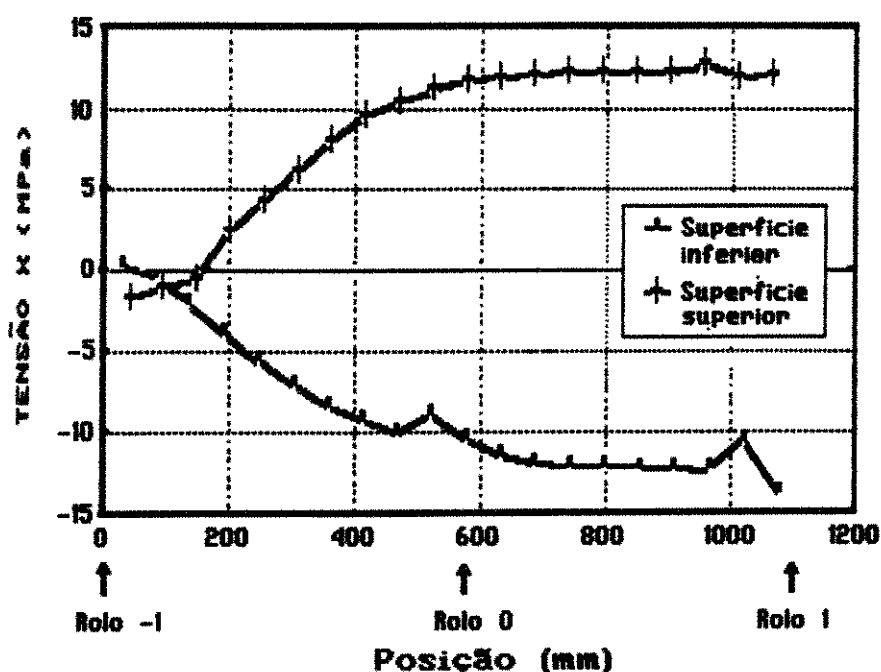


Figura 6.4 - Tensão σ_x nas superfícies da placa.

Como se esperava, valores positivos de tensão e deformação aparecem na superfície superior da placa e valores negativos na inferior. Comparando-se os níveis de σ_x com $\bar{\sigma}$ ou com σ_y e τ_{xy} , verifica-se que a componente σ_x de tensão, e ϵ_x de deformação, são evidentemente as mais importantes no processo de desencurvamento. Esse fato é condizente com a presença de trincas transversais na superfície superior da placa, perpendicular à direção x as quais se formam sob a ação de tensões de tração nesta região.

Observa-se também nas figuras que os máximos de tensão e deformação, positivos ou negativos, ocorrem após o ponto de desencurvamento (P.D.), atingindo valores mais ou menos estáveis nesta região. Níveis de tensão da ordem de 12 MPa na superfície da

placa, onde a temperatura é cerca de 1050°C , são inferiores ao limite de escoamento convencional nesta temperatura (figura 3.5), evidenciando a adequação do modelo de elasto-fluência, que não incorpora deformação plástica instantânea. Este fato evidencia que toda deformação permanente do desencurvamento pode ser interpretada como uma deformação por fluência.

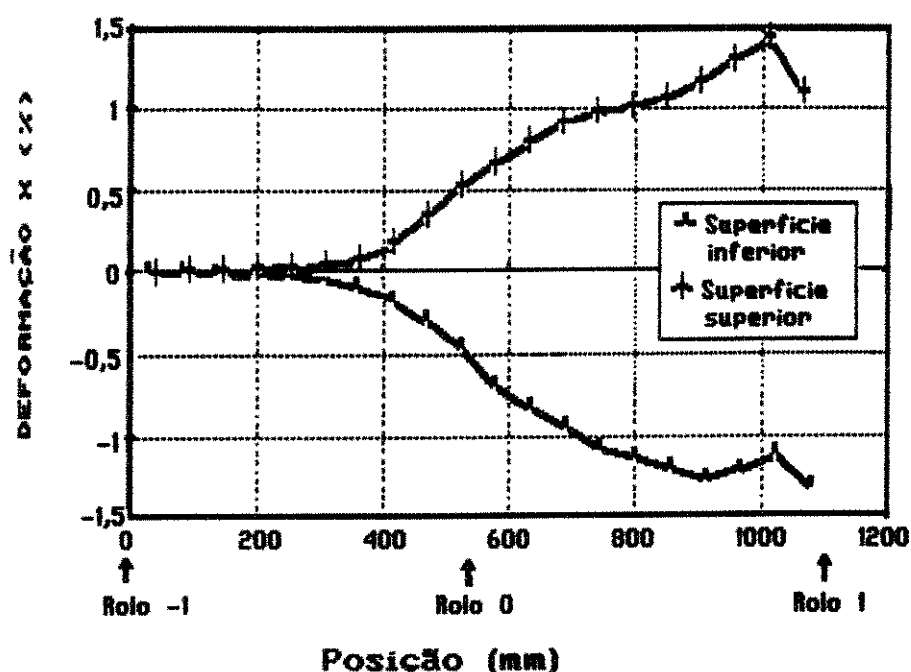


Figura 6.5 - Deformação ϵ_x nas superfícies da placa.

Valores de deformação da ordem de 1,3% na superfície da placa estão próximos do valor calculado por teoria clássica de viga, equação (4.1), de 1,2%. Os resultados de Tacke [24] mostram que o nível de deformação se eleva bruscamente no ponto de desencurvamento (figura 4.6), mas neste modelo verificou-se que na verdade a deformação varia de forma suave nesta região, de modo semelhante ao encontrado por Till et al. [26] e Uehara et al. [27]. A deformação de desencurvamento na superfície calculada por Tacke foi de 0,9% para placa de 190 mm de espessura.

Nota-se que próximo às faces sob os rolos -1 e 1 existe alguma instabilidade na solução, o que é decorrente da aplicação

das condições de contorno. Isso foi verificado aplicando-se o modelo para diferentes condições de contorno. Quando são feitas as duas seções transversais no veio, definindo o domínio, as condições de contorno nestas seções deveriam ser tais que reproduzissem as forças que as outras duas partes do veio exercem sobre ele. No entanto, a imposição de deslocamentos conhecidos nestas faces representa apenas uma aproximação da situação real.

Preliminarmente, o modelo foi testado com condições de contorno aplicadas apenas nos nós dos cantos das faces (fixação em uma face e imposição de deslocamentos em outra), e nesta condição, as referidas instabilidades são ainda muito maiores. Porém, em qualquer condição, elas são localizadas próximo ao contorno e não afetam significativamente os estados de tensão e deformação no interior do corpo. A imposição de condições de contorno pela aplicação de deslocamentos permitiu manter as faces planas, em concordância com a conclusão de Till et al. [26] de que essa condição deve ser observada durante o desencurvamento.

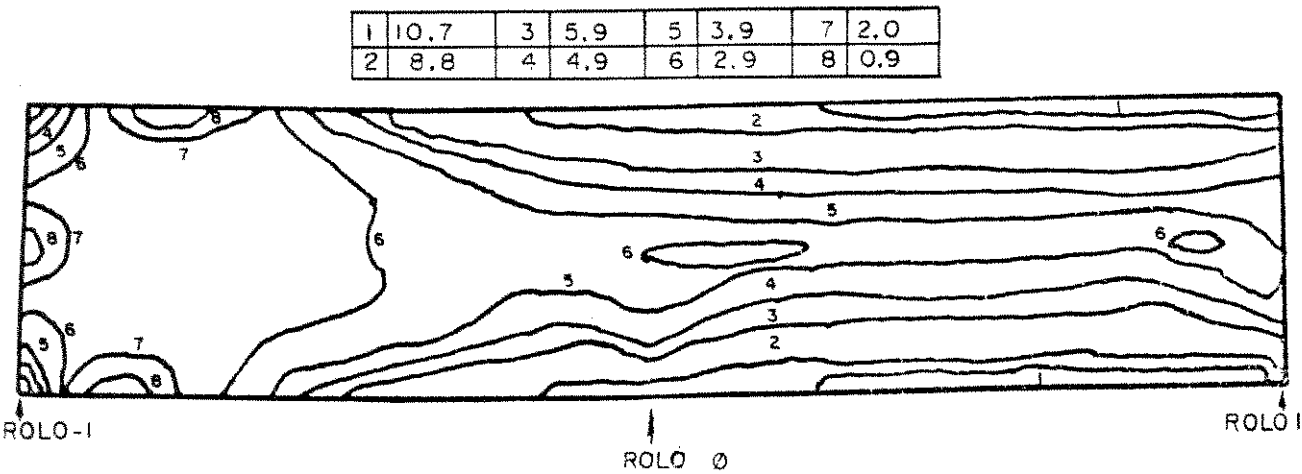


Figura 6.6 - Diagrama de isolinhas de $\bar{\sigma}$ (em MPa) na placa (*).

Na figura 6.6 tem-se o diagrama de isolinhas de tensão equivalente. O efeito do desencurvamento se estende por todo domínio, sendo mais pronunciado na região entre os rolos 0 e 1. A tensão diminui em módulo da superfície para o centro da placa. A

princípio, parece ocorrer distribuição simétrica da tensão em relação ao centro da espessura. Exame mais detalhado dos perfis de tensão e deformação revelam que a condição de simetria só ocorre na região após o ponto P.D.. Neste ponto não existe simetria, conforme mostra a figura 6.7. Este fato está em desacordo com os resultados fornecidos pela aplicação de modelos por teoria de viga considerando a existência do eixo neutro no centro da espessura da placa e em torno do qual a deformação se distribui simetricamente.

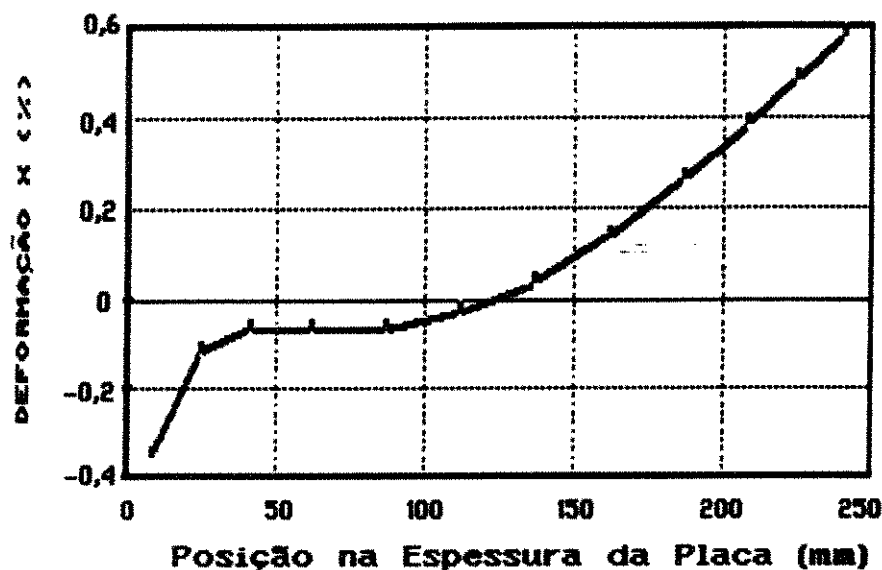


Figura 6.7 - Perfil de ϵ_x na espessura da placa, na linha do P.D.

Utilizando-se o programa MARC foi verificado que aplicando-se forças concentradas, ao invés de deslocamentos impostos, aos nós da face inferior, as regiões de máxima tensão e deformação se localizam exatamente abaixo do rolo P.D., distribuindo-se simetricamente em torno do eixo neutro central. Por outro lado, mesmo variando-se a força aplicada, não se consegue obter geometria final reta da placa. Porém, ajustando-se adequadamente a geometria inicial da face inferior (figura 6.8), afastando-se da condição real do problema, obtém-se concentração de tensão na região do P.D. e geometria final reta para a placa. Evidentemente, é necessário que a linha da flecha no desencurvamento seja um arco

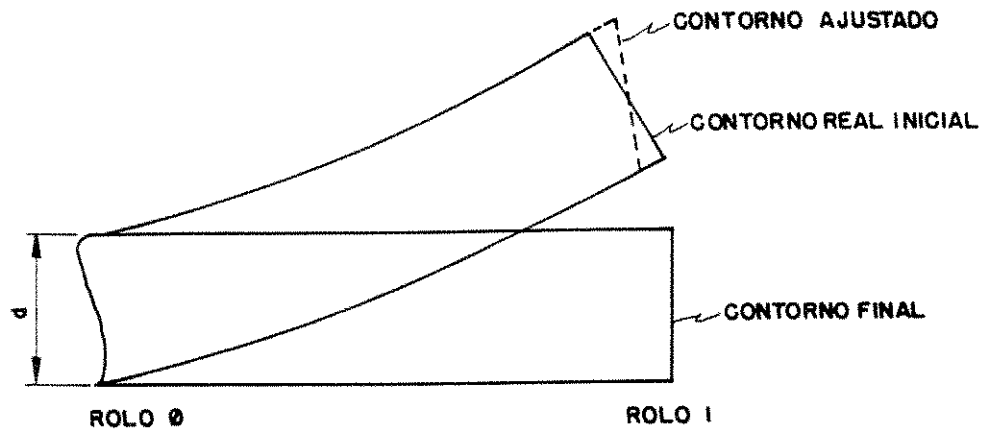


Figura 6.8 - Desenho esquemático do ajuste da face inferior da placa. O desencurvamento da placa com o contorno pontilhado resulta na concentração de tensão abaixo do rolo 0.

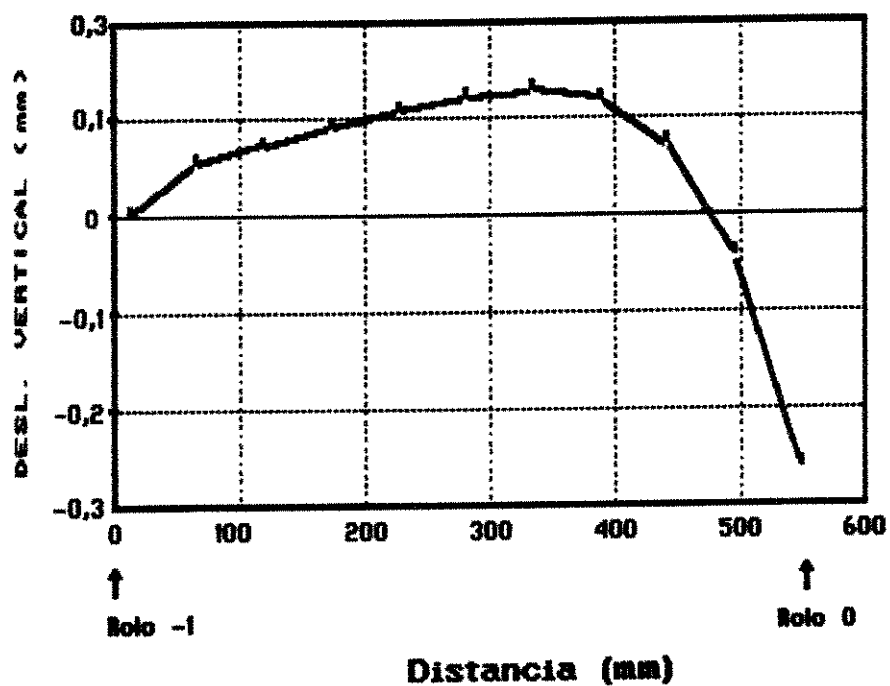


Figura 6.9 - Deslocamento vertical da superfície superior da placa entre os rolos -1 e 0.

de circunferência, o que não é compatível com a equação de 3º grau da linha de deslocamento de uma viga sob ação de forças

concentradas [52].

A fixação do nó abaixo do rolo superior do P.D. é inconsistente com a realidade física do desencurvamento da placa totalmente sólida, quando a superfície superior da placa tende a se deslocar para baixo (figura 6.9). Em caso de fixação deste nó, são gerados dois campos de tensão compressiva adjacentes ao P.D., descaracterizando a solução. Portanto, a função deste rolo é nula no desencurvamento da placa totalmente sólida.

Além disso, verifica-se através do modelo matemático que, entre os rolos -1 e 0, a superfície superior da placa tende a se deslocar para trás e a inferior para frente. Na máquina de lingotamento são necessárias forças de atrito entre os rolos e a placa para compensar esta tendência de movimento, uma vez que ele é inconsistente com a realidade do processo. Uehara et al. [27] incorporou estas forças de atrito no modelo de desencurvamento para placa parcialmente sólida, mas o efeito gerado foi apenas local não alterando os perfis gerais de tensão e deformação.

Tabela 6.3 - Força de reação no rolo inferior de desencurvamento.

ESPESSURA DA PLACA (mm)	FORÇA NO ROLO (N/mm)	CONDIÇÕES DA PLACA	REFERÊNCIA
280	750	parcialm.sólida	21
190	1410	totalm.sólida	24
250	880	totalm.sólida	pres.modelo

A força aplicada sobre o rolo inferior na posição 0 devido ao desencurvamento é obtida pela força de reação em y no nó abaixo deste rolo. Na tabela 6.3 são mostrados valores comparativos desta força por unidade de largura da placa calculados neste e em outros dois trabalhos. Não se pode comparar diretamente estes resultados pois eles dependem de vários parâmetros operacionais e de projeto das máquinas, além de características dos modelos empregados. Porém nota-se que o valor encontrado é comparável aos valores

reportados na literatura.

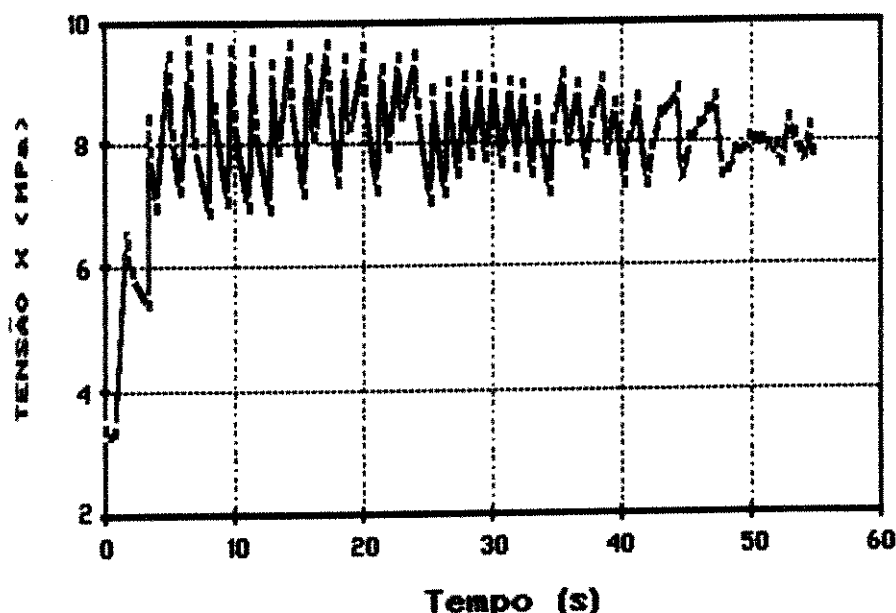


Figura 6.10 - Evolução de σ_x durante a solução. Valores calculados no centro do elemento na posição 10 em y e 14 em x. Posição do do ponto de integração, x = 740mm e y = 210mm.

Finalmente, é ilustrado na figura 6.10 a evolução de σ_x com o tempo durante a solução do problema. Saltos instantâneos de tensão devido aos incrementos elásticos são seguidos de períodos de relaxação devido ao comportamento de fluência, da mesma forma que no teste (b) com dois elementos. Este resultado ilustra bem o modelo de comportamento mecânico adotado e a visualização física do desencurvamento, onde períodos alternados de elevação e de relaxação de tensões se sucedem.

6.2 - DESENCURVAMENTO DA PLACA PARCIALMENTE SÓLIDA

6.2.1 - CONDIÇÕES DE ANÁLISE DO DESENCURVAMENTO

As condições adotadas são dadas na tabela 6.4. A pressão

ferroestática corresponde à pressão da coluna de aço líquido desde o nível do menisco até o ponto de desencurvamento (10,5 m). O perfil de temperatura na espessura, mostrado na figura 6.11, é o mesmo para as duas camadas solidificadas, partindo da temperatura "solidus" na interface sólido líquido até cerca de 1070 °C na superfície da placa.

Tabela 6.4 - Condições de desencurvamento da placa parcialmente solidificada.

Espessura da camada sólida	87 mm
Espessura total da placa	250 mm
Distância entre rolos	550 mm
Velocidade de lingotamento	1,0 m/min
Tipo de aço	Aço Baixo Carbono
Tempo de desencurvamento	33 s
Pressão ferroestática	0,734 MPa

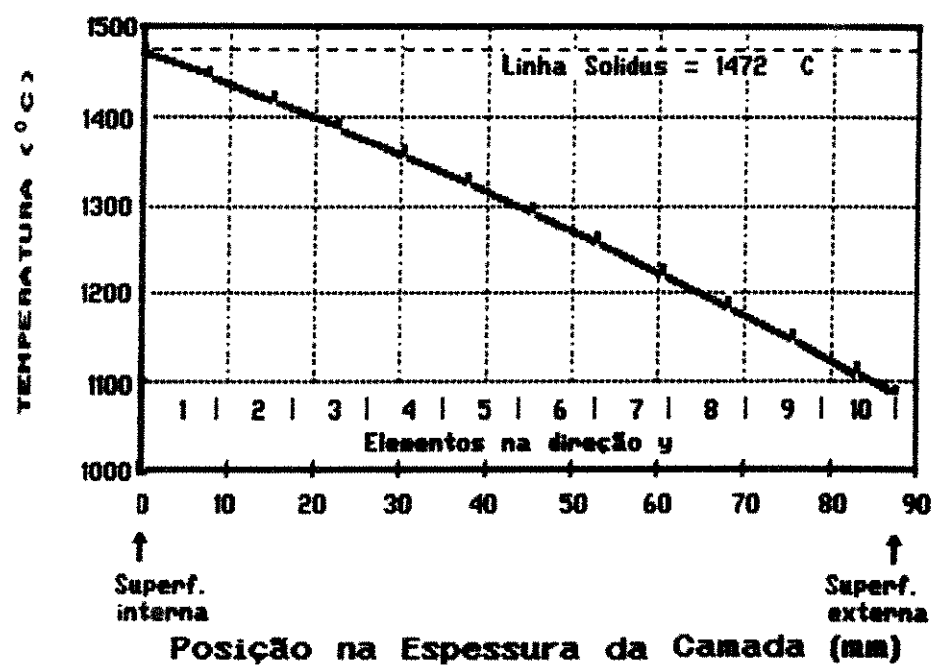


Figura 6.11 - Perfil de temperatura na espessura da camada sólida.

Esse perfil, assim como a espessura solidificada, são determinados pelo modelo de solidificação desenvolvido anteriormente [51]. As propriedades mecânicas calculadas a partir deste perfil são dadas na tabela 6.5.

Tabela 6.5 - Propriedades mecânicas dos elementos na camada solidificada.

ELEMENTOS	T(°C)	E(MPa)	ν (-)	α (s ⁻¹)
10	1105	17660	0,3690	0,001401
9	1153	16790	0,3729	0,003668
8	1196	15990	0,3765	0,008312
7	1238	15220	0,3799	0,01757
6	1279	14470	0,3833	0,03485
5	1315	13800	0,3863	0,06250
4	1350	13180	0,3891	0,1069
3	1386	12500	0,3921	0,1815
2	1421	8888	0,3949	0,2941
1	1453	3596	0,3976	0,4561

Uma vez que a solução do abaulamento é realizada subsequente ao desencurvamento, pode-se distinguir na análise as componentes do desencurvamento e total, ou seja, de abaulamento mais desencurvamento. Porém, a solução puramente do abaulamento não é obtida diretamente. Na tabela 6.6 são mostrados alguns parâmetros característicos da execução do programa para análise das camadas inferior e superior. O intervalo de tempo inicial nesta tabela refere-se ao primeiro incremento de tempo de fluência após cada incremento elástico.

O deslocamento da camada devido ao desencurvamento, mostrado na figura 6.12 para a camada inferior, revela que a aplicação dos deslocamentos na face inferior provoca deslocamentos em toda a estrutura entre os rolos 0 e 1, levando a placa à condição reta, totalmente desencurvada, ao final da análise.

Tabela 6.6 - Parâmetros de execução do programa.

\ PARÂMETRO ----- CAMADA \	INTERVALO DE TEMPO INICIAL(s)	Nº DE INCREMENTOS		TEMPO DE CPU TOTAL
		DESENCURV.	TOTAL	
Superior	0,1	282	440	12min 56s
Inferior	0,1	289	477	14min 21s

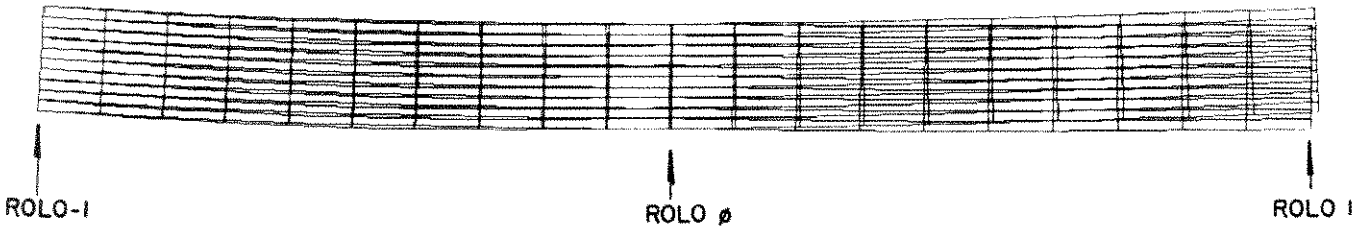


Figura 6.12 - Deslocamento da malha da camada inferior (*).

6.2.2 - RESULTADOS DA ANÁLISE DO DESENCURVAMENTO

Os resultados obtidos revelam que, devido ao desencurvamento, campos de tração surgem em praticamente toda a camada superior, enquanto campos de compressão estão presentes na camada inferior. As figuras 6.13 e 6.14 mostram os perfis da deformação de desencurvamento (componente ϵ_x de deformação) ao longo das superfícies para as camadas superior e inferior, onde se constata essa observação.

A exemplo do desencurvamento da placa totalmente sólida, valores máximos de deformação são atingidos após o ponto de desencurvamento. Para a camada superior (figura 6.13), a deformação máxima na superfície externa está em torno de 1%, enquanto na superfície interna, níveis quase nulos de deformação à frente do ponto P. D. são atingidos. Por outro lado, na camada

inferior (figura 6.14), valores em torno de $-1,0\%$ na superfície externa, e valores ligeiramente positivos na interna são obtidos.

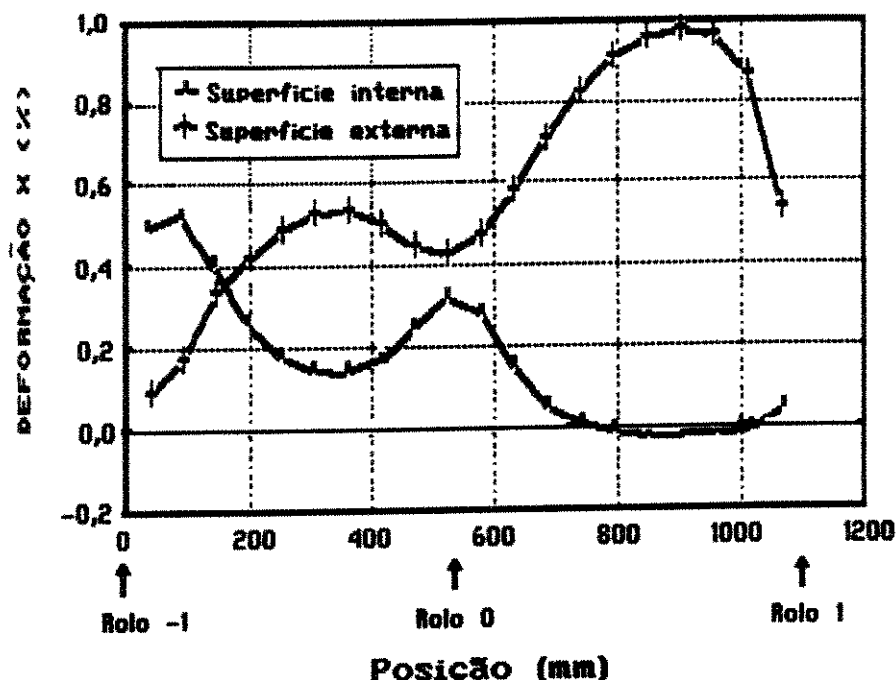


Figura 6.13 - Perfis de ε_x na camada superior.

As figuras 6.13 e 6.14 mostram claramente que não existe simetria de deformação das camadas superior e inferior, implicando que estas camadas se comportam com certa independência durante o desencurvamento. Se houvesse dependência completa de deformação, as duas camadas apresentariam simetria de deformação entre elas, com o eixo neutro se localizando no centro da espessura da placa no núcleo líquido, conforme figura 4.7(a). Essa constatação, também verificada por Uehara et al. [27], evidencia que os modelos por teoria de viga assumindo eixo neutro no centro da placa não são adequados para análise do desencurvamento.

Para melhor compreender esta questão da simetria, são mostrados nas figuras 6.15 e 6.16 os perfis de deformação de desencurvamento no sentido da espessura na região de

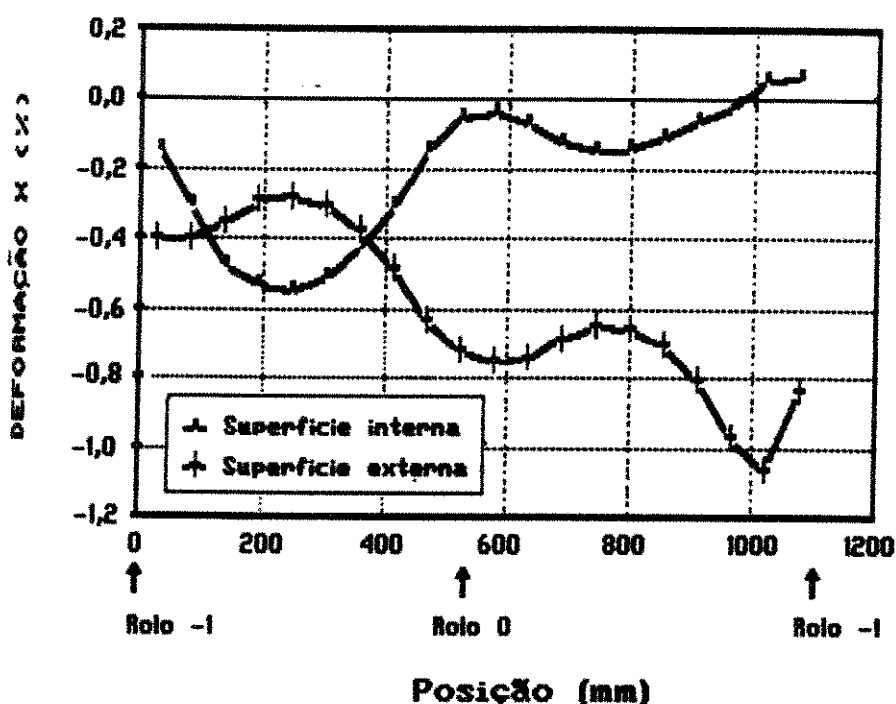


Figura 6.14 - Perfis de ϵ_x na camada inferior.

desencurvamento. Observa-se que esta deformação varia de forma aproximadamente linear na espessura da camada, ou seja, a deformação em cada ponto é proporcional à distância ao eixo neutro, similarmente à deformação de uma viga sob carregamento. Porém, o eixo neutro não se localiza no centro da camada, mas está próximo à superfície interna da mesma.

Em resultado semelhante encontrado por Uehara [27], o eixo neutro avança para o interior do metal líquido em cerca de 7 mm a partir da superfície interna, donde ele conclui que não existe independência completa na deformação das camadas inferior e superior, conforme sugerido por Vaterlaus [23] (figura 4.7(a)). Na presença do eixo neutro no centro de cada camada, caracterizando independência de deformação, campos de compressão surgiriam na superfície interna da camada superior, e as trincas observadas nas placas nesta região não poderiam ser justificadas. Concluindo, existe alguma dependência de deformação entre as camadas superior e inferior durante o desencurvamento.

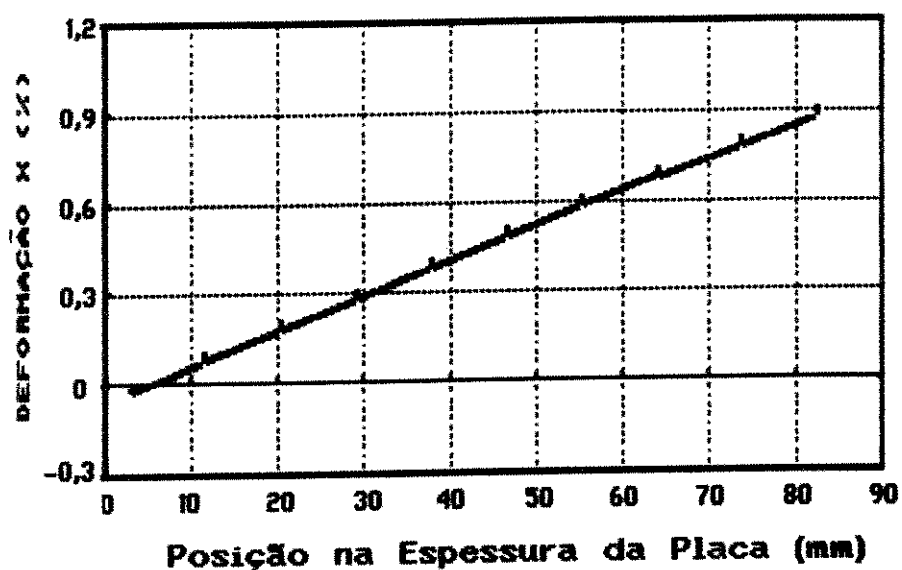


Figura 6.15 - Deformação ϵ_x na espessura da camada superior. Elementos na posição 16 em x, posição dos pontos de integração = 850 mm a partir do rolo -1.

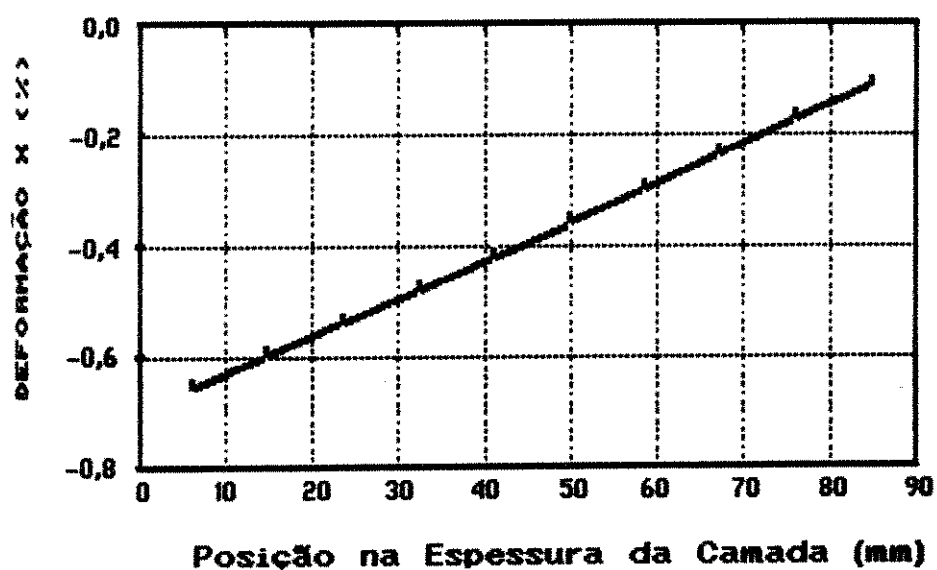


Figura 6.16 - Deformação ϵ_x na espessura da camada inferior. Valem observações da figura 6.15.

Utilizando-se o programa MARG, foi possível verificar que, ajustando-se a geometria da face inferior conforme descrito para a placa sólida, obtém-se distribuição simétrica de deformação dentro de cada camada. Isto leva a concluir que a condição de independência das camadas somente é obtida tratando-se de forma irreal o problema do desencurvamento.

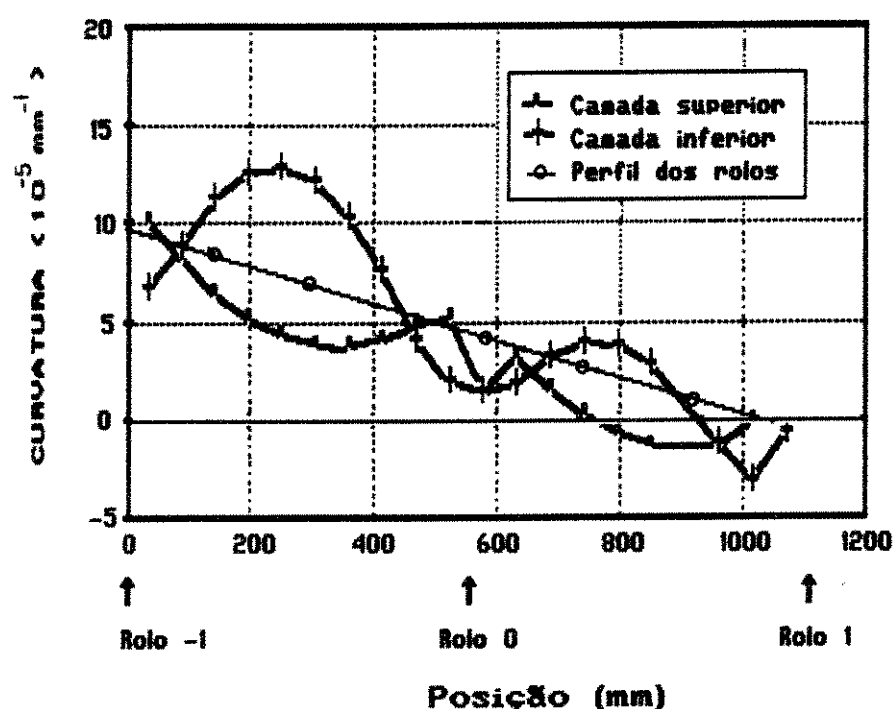


Figura 6.17 - Curvatura calculada na região de desencurvamento.

A figura 6.17 mostra um gráfico da curvatura calculada ρ [27] ao longo da região de desencurvamento onde,

$$\rho = 1/R - (\epsilon_2 - \epsilon_1) \quad (6.1)$$

Fica claro que o desencurvamento ocorre ao longo da curvatura determinada pelo perfil dos rolos. Resultado semelhante foi relatado por Onishi [22] em um modelo unidimensional dinâmico para análise do desencurvamento.

Verificou-se que a deformação por fluência contribui quase que totalmente para a deformação total de desencurvamento (figura 6.18). A deformação elástica, medida pela diferença entre as duas, é pequena, embora não desprezível, em relação à deformação total, fato este observado em todos casos analisados.

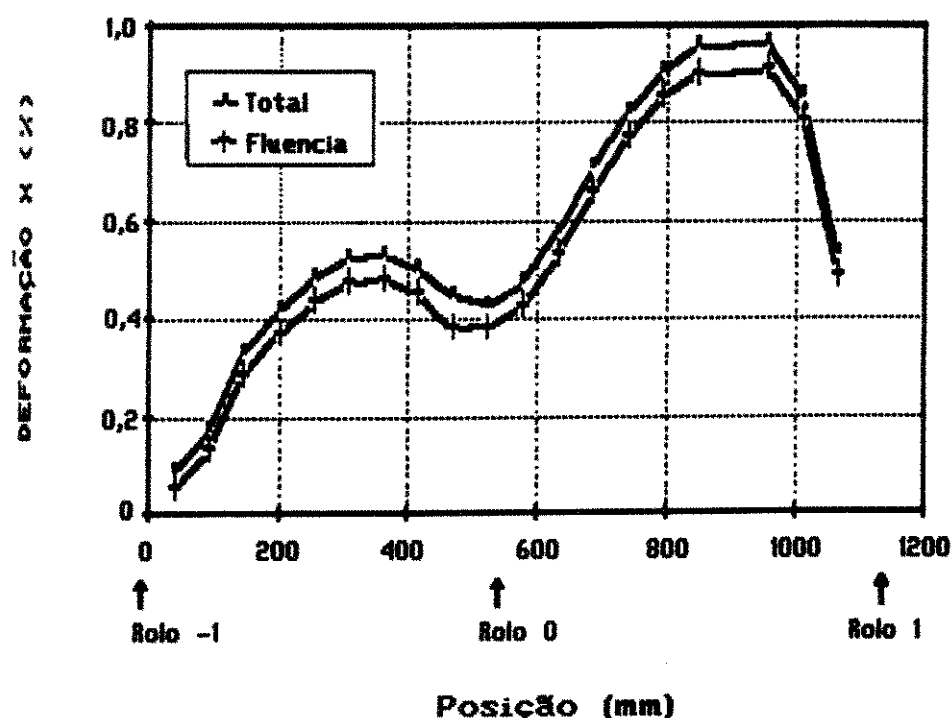


Figura 6.18 - Comparação entre ϵ_x^{total} e $\epsilon_x^{fluência}$. Deformação de desencurvamento da superfície externa da camada superior.

A figura 6.19 mostra o deslocamento vertical das superfícies externas das camadas superior e inferior entre os rolos -1 e 0, devido ao desencurvamento. As superfícies externas são forçadas para fora numa extensão máxima de 0,90 mm na camada superior e de 0,45 mm na camada inferior, sendo que estes picos são ligeiramente deslocados em relação ao meio do espaçamento entre aqueles rolos. Isso implica que o abaulamento é acentuado pelo efeito do desencurvamento, e portanto, a análise pura do abaulamento conforme citado na literatura, não vale para a região do desencurvamento, onde existe interação dos efeitos.

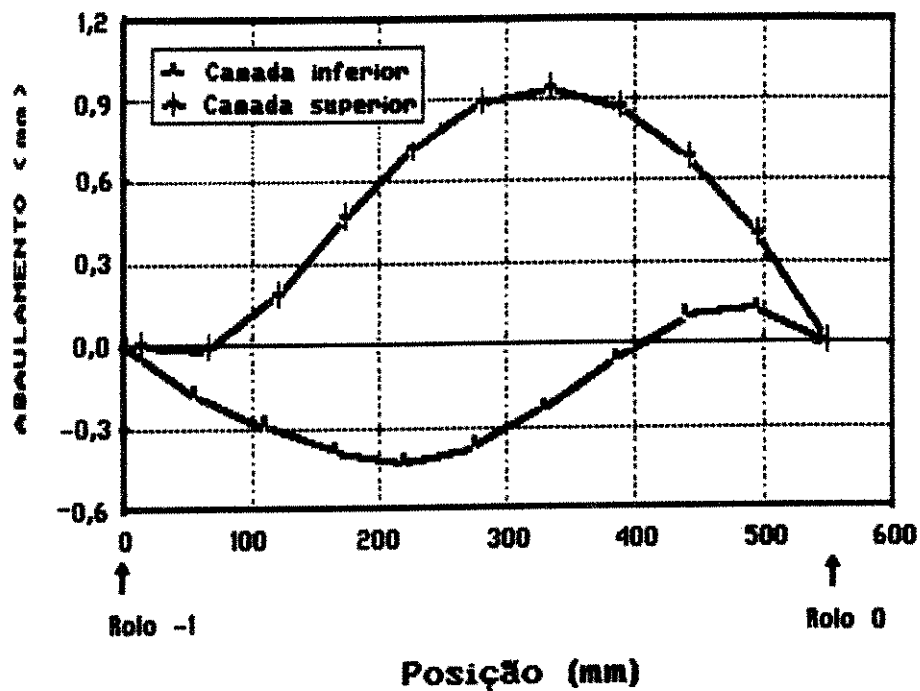


Figura 6.19 - Deslocamento vertical das superfícies externas das camadas devido ao desencurvamento.

6.2.3 - RESULTADOS DE DESENCURVAMENTO E ABAULAMENTO

Diagramas de isolinhas da componente ϵ_x de deformação total, desencurvamento mais abaulamento, são mostrados na figura 6.20. Valores de pico de deformação em torno de 1,4% para a camada superior e de 1,2% para a inferior surgem próximo às superfícies internas abaixo do ponto de desencurvamento. Entre os rolos -1 e 0, e 0 e 1 são gerados campos de compressão próximos às superfícies internas e de tração próximos às externas. Esses fatos são facilmente compreendidos pelo efeito da pressão ferrostática conjugado com a ação de ancoramento do rolo 0. Sob ação dessa pressão, as fibras mais externas da camada tendem a se alongar, ficando tracionadas, enquanto que as mais internas, em compensação, têm que encurtar, ficando sob compressão. Entre os rolos, uma vez que a placa tem liberdade de movimento na vertical,

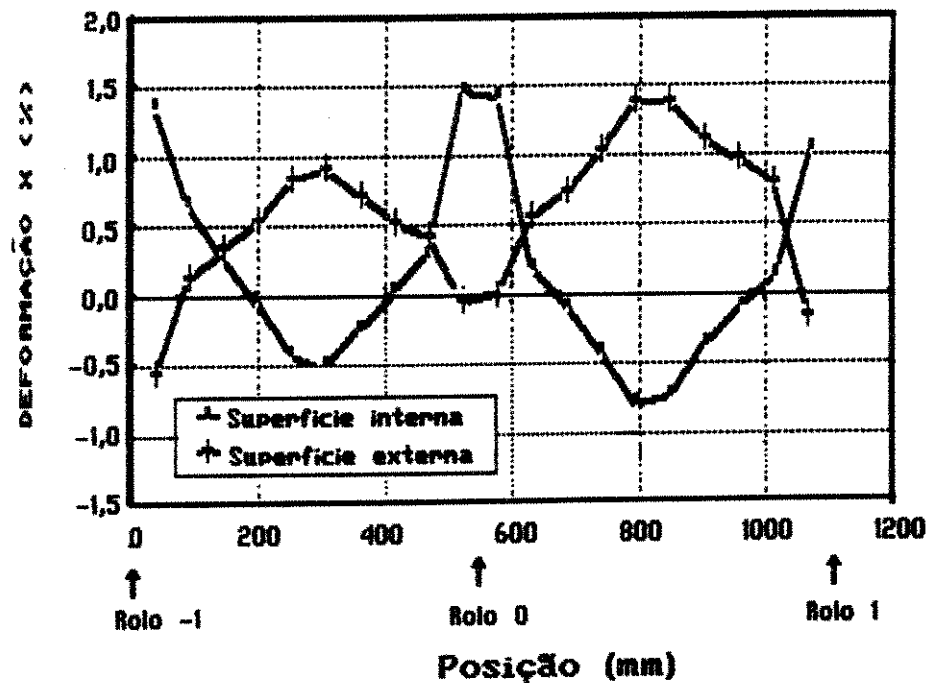


Figura 6.21 - Perfis de ϵ_x devido ao desencurvamento e abaulamento na camada superior.

Assim, na região de desencurvamento, o ponto crítico para a formação de trincas internas é logo abaixo do rolo 0, no ponto de desencurvamento, sendo que na camada superior a propensão ao trincamento é ligeiramente maior que na inferior devido aos níveis mais elevados de deformação positiva.

Perfis semelhantes de deformação na camada superior são citados por Uehara et al. [27], porém os valores absolutos de pico de deformação por ele encontrados, em torno de 0,6-0,8%, são menores que os deste trabalho. Outras equações de fluência, dadas nas equações (3.14) e (3.15) e a partir de dados da tabela 3.1, também foram testadas no modelo, contudo os resultados forneceram deformações ainda ligeiramente superiores àqueles correspondentes à equação empregada de Wray [32].

O fato de não se ter incluído no modelo o efeito do movimento da placa deve ter contribuído significativamente para o aparecimento dos elevados picos de deformação nas superfícies internas da placa. Para o desencurvamento, o efeito do movimento

da placa não é importante, pois cada elemento que passa sob o rolo 0 fica sujeito ao mesmo esforço do desencurvamento, o qual é simulado no modelo, e a partir deste rolo, todo esforço por ele recebido se deve à pressão ferrostática. Por outro lado, o efeito da pressão ferrostática sobre cada elemento depende de sua posição na região de desencurvamento, e como esta posição muda com o movimento da placa, a análise estática do abaulamento, conforme este trabalho, não incorpora um erro que pode alterar o perfil de deformação encontrado. Neste modelo, o elemento abaixo do P. D. é mantido nesta posição durante toda análise de abaulamento, o qual acarreta deformações positivas progressivamente. Por outro lado, na situação real, este elemento passa, na região de desencurvamento, sucessivamente por regiões de compressão, tração abaixo do rolo 0, e novamente compressão entre os rolos. Isso tende a suavizar o pico de deformação encontrado. A conclusão de Uehara et al. [27] nesse sentido é que a incorporação do movimento da placa, mesmo considerando apenas 2 estágios (2 posições da placa), suaviza o perfil de deformação.

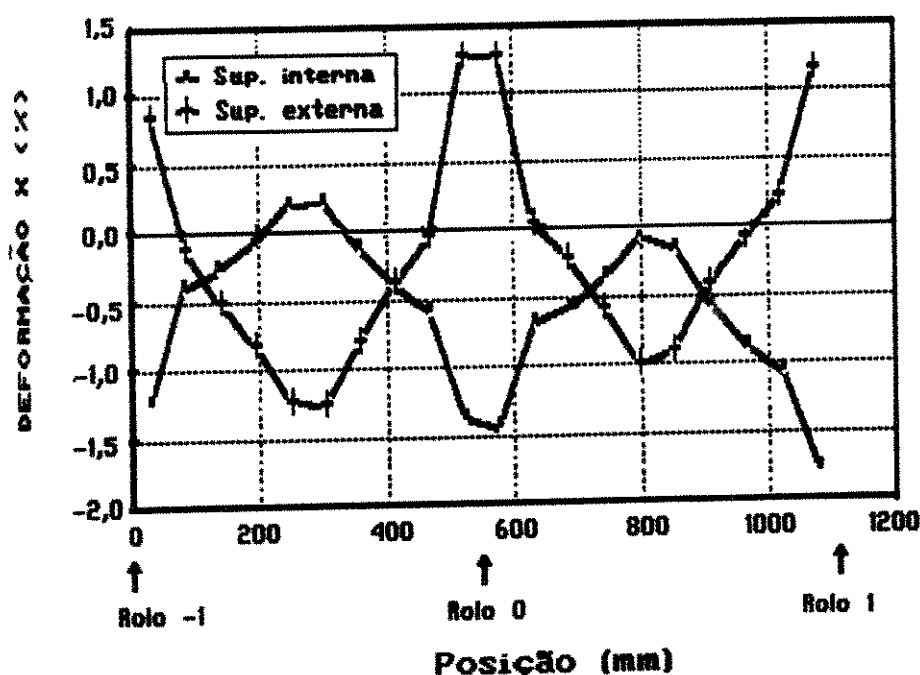


Figura 6.22 - Perfis de ϵ_x devido ao desencurvamento e abaulamento na camada inferior.

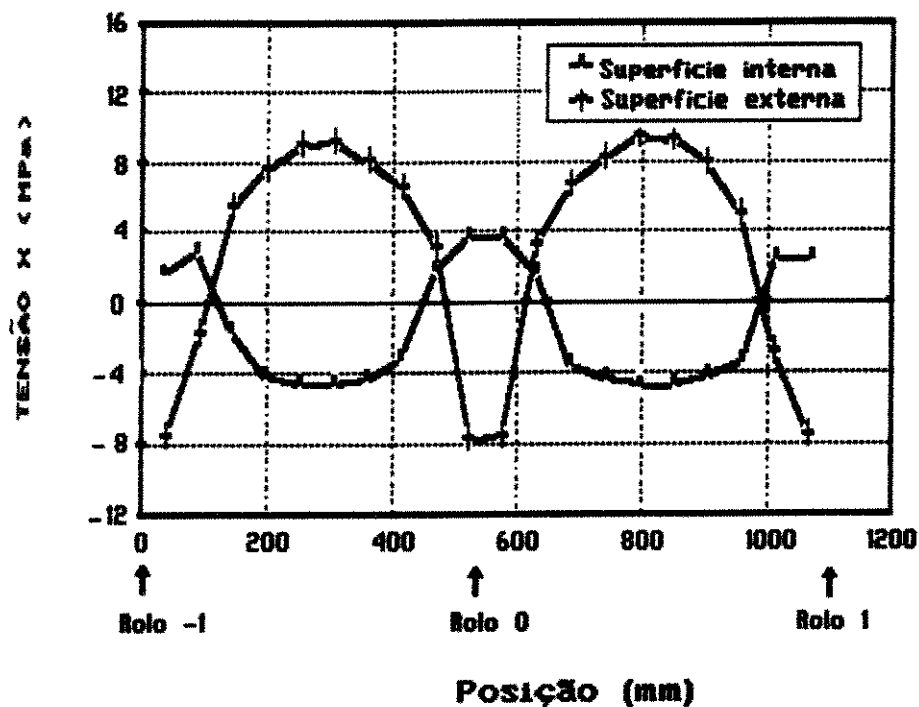


Figura 6.23 - Perfis de σ_x devido ao desencurvamento e abaulamento na camada superior.

De qualquer modo, a contribuição do abaulamento para a deformação total é muito significativa. Na camada superior, a deformação abaixo do ponto de desencurvamento aumenta de 0,45% para 1,4% na superfície interna, e reduz de 0,3% para 0% na superfície externa. Esses resultados indicam que a deformação de abaulamento responde por cerca de 50%-70% da deformação total. No trabalho de Uehara [27] essa contribuição foi encontrada em torno de 17%-33%, porém no seu trabalho a distância entre rolos foi 470mm, contra 550mm neste estudo. Uma vez que o abaulamento é proporcional à quarta potência do espaçamento entre rolos [12], o fato de que a deformação calculada neste trabalho ter sido bastante superior ao valor encontrado por Uehara ainda parece razoável. Calculando-se a quarta potência da relação de espaçamento entre rolos encontra-se 1,9, o que indica para uma primeira aproximação que a deformação calculada, cerca de 2 vezes o valor de Uehara, parece consistente.

Os níveis de tensão no desencurvamento (componente σ_x) são apresentados nas figuras 6.23 e 6.24. Os aspectos das curvas de tensão são similares às de deformação, e níveis, em valor absoluto, da ordem de 8 MPa nas superfícies externas e de 4 MPa nas superfícies internas da placa são atingidos, estando esses valores dentro da faixa encontrada por Uehara [27]. Novamente, foram encontrados valores de tensão equivalente abaixo do limite convencional de escoamento do material, indicando também no caso da placa parcialmente sólida, a adequação do modelo de elasto-fluência.

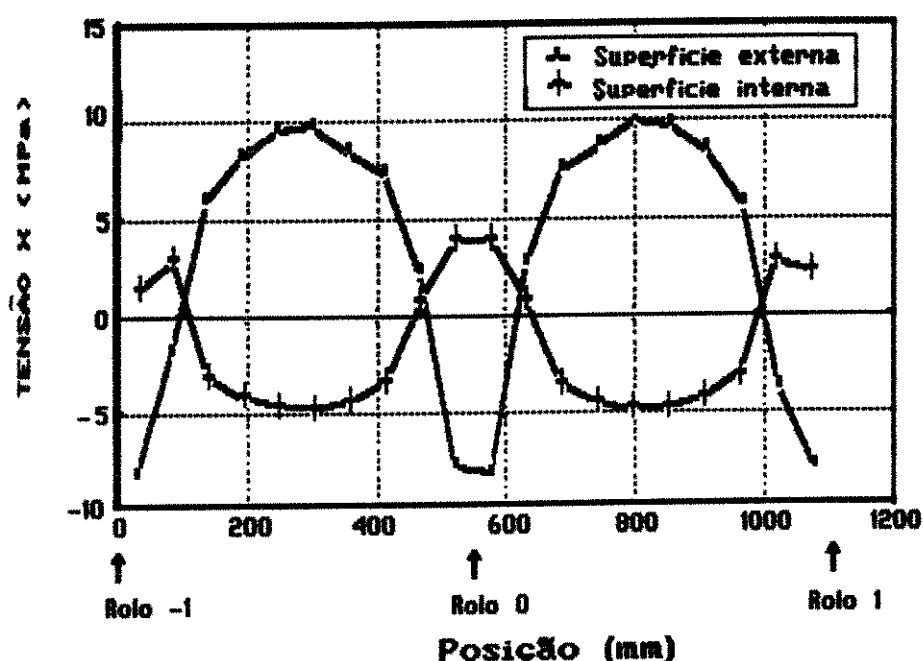


Figura 6.24 - Perfis de σ_x devido ao desencurvamento e abaulamento na camada inferior.

6.2.4 - RESULTADOS DE ABAULAMENTO

O abaulamento, medido pela deflexão da superfície externa da placa entre dois rolos, pode ser calculado na região de desencurvamento por este modelo, salientando-se que são utilizadas equações de fluência secundária, ao invés da fluência primária.

Nos casos analisados, a componente y de deslocamento entre os rolos -1 e 0 ao final da solução fornece o abaulamento total na região de desencurvamento (figura 6.25). O abaulamento máximo ocorre exatamente no meio do espaçamento entre rolos atingindo 3,5 mm. Subtraindo-se o abaulamento devido ao desencurvamento de 0,9 mm (figura 6.19), o abaulamento real devido à pressão ferrostática fica em 2,6 mm. Este resultado é cerca de 70% superior ao valor encontrado por Andrade [21] no cálculo do abaulamento para as condições operacionais da USIMINAS empregando equação de fluência primária. Novamente, a questão do movimento da placa discutida anteriormente deve ter influenciado os resultados superestimando o abaulamento. No entanto, ele está dentro da faixa de resultados experimentais obtidos por Wünnenberg [53], apesar da ampla dispersão dos mesmos.

Embora seja influenciado diferentemente pelo desencurvamento, o abaulamento global atinge valores iguais para as duas camadas, confirmando o efeito predominante da pressão ferrostática.

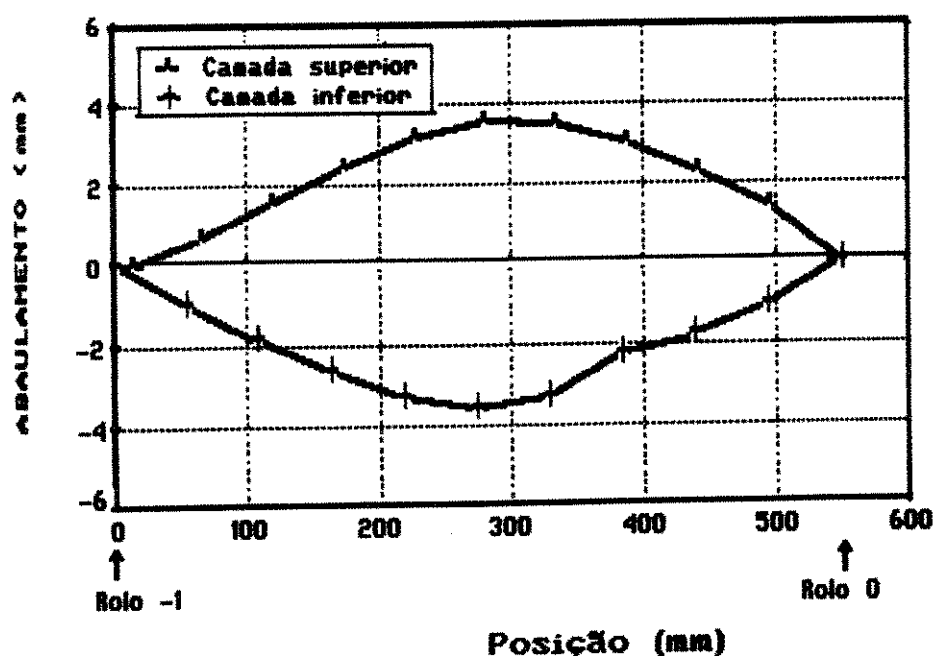


Figura 6.25 - Deflexão total de abaulamento na região de desencurvamento.

6.2.5 - RESULTADOS DE DESENCURVAMENTO E FORMAÇÃO DE TRINCAS

As trincas, observadas nas placas, cuja formação está diretamente relacionada aos esforços de desencurvamento são as trincas transversais na superfície superior ou as trincas internas no meio da placa, estas últimas geradas normalmente na frente de solidificação. As trincas superficiais, dependendo da profundidade, podem ser removidas por processos de condicionamento superficial. As trincas internas, embora de menor ocorrência, não podem ser removidas, e são portanto, mais prejudiciais à qualidade em aplicações onde é exigido sanidade interna do material. Os resultados da análise do desencurvamento nos casos da placa total ou parcialmente sólida mostram que tensões e deformações de tração estão presentes na sua superfície superior, indicando ser esta superfície potencial ao trincamento. Entretanto, não foi encontrado na literatura um critério válido para o lingotamento contínuo em termos de tensão e deformação, temperatura de material, etc., para o aparecimento de trincas na superfície da placa, e dessa forma, não se pode garantir a ocorrência ou não de trincamento, mas pode-se assegurar a potencialidade para tal fato.

Por outro lado, para formação de trincas internas tem sido adotado o critério de deformação crítica de 0,25%-0,6% [6-11] na frente de solidificação. Este critério, embora objetivo, deve ser empregado com muito cuidado. Primeiro, o conceito de interface de solidificação para ligas é ainda pouco preciso, tendo sido adotados diferentes critérios na literatura, por exemplo, ela pode ser definida no ponto de temperatura igual à temperatura "solidus", ou pode referir-se ao ponto onde a ductilidade ou a resistência do material se torna nula [54]. Segundo, a deformação crítica depende fortemente da taxa de deformação [6,10], elevando-se à medida que a taxa diminui, e também da estrutura do material, e finalmente, este valor crítico deve ser compatível com o método de cálculo de tensões e deformações.

Portanto, o estado de conhecimento atual sobre o desencurvamento, ao que se sabe, ainda não permite definir com precisão os locais de geração de trincas na placa. Além do

aprimoramento do modelo de análise de tensões, o que depende principalmente do conhecimento mais acurado das propriedades mecânicas dos aços a altas temperaturas, é necessário conduzir estudos sobre as condições críticas de trincamento, os quais se constituem numa etapa complementar para o entendimento dos mecanismos de formação de trincas. O objetivo final é obter o correlacionamento entre os níveis de tensão e deformação, taxa de deformação, temperatura e ductilidade em cada ponto do material.

Os níveis de deformação total do desencurvamento indicam que nas condições de operação (incluindo dados de projeto da máquina) atuais pode estar ocorrendo formação de trincas internas nas placas da USIMINAS, pois esta deformação ultrapassa a deformação crítica.

7 - CONCLUSÕES E COMENTÁRIOS

Foi desenvolvido um modelo matemático de elasto-fluência bidimensional no estado plano de deformação pelo Método dos Elementos Finitos para calcular as tensões e deformações no desencurvamento de placas do lingotamento contínuo. O modelo foi aplicado para a análise do desencurvamento de placas do lingotamento contínuo nas condições parcial ou totalmente solidificada, considerando-se simultaneamente os efeitos do abaulamento e do desencurvamento.

Os resultados obtidos permitiram ampliar o conhecimento do problema do desencurvamento, que até o presente parece não estar completamente elucidado. As seguintes conclusões foram tiradas para o desencurvamento da placa totalmente sólida:

- Campos de tração aparecem na superfície superior da placa possibilitando a geração de trincas transversais. Valores máximos de tensão e deformação, respectivamente nos patamares de 12 MPa e 1,2%, surgem após o ponto de desencurvamento, antes do rolo seguinte.
- No ponto de desencurvamento não existe simetria de deformação na espessura da placa, indicando que a adoção do eixo neutro no meio da espessura da placa é inconsistente para a análise do desencurvamento.

Para o desencurvamento da placa parcialmente solidificada:

- Campos de tração aparecem por quase toda camada superior enquanto a camada inferior fica quase inteiramente sujeita a campos de compressão. Considerando-se apenas a análise do desencurvamento, os níveis de deformação são da ordem de 0,9% - 1,0% nas superfícies externas e de 0,4% - 0,6% nas internas.
- As camadas superior e inferior se deformam com certa independência, com distribuição de deformação aproximadamente

linear na espessura, e o eixo neutro se localiza próximo à superfície interna.

- O desencurvamento contribui para a deflexão de abaulamento da placa, sendo maior a contribuição na camada superior, cerca de 0,9 mm, que na inferior, com cerca de 0,45 mm.

- A atuação da pressão ferrostática contribui fortemente para a deformação total do desencurvamento. Picos elevados de deformação de tração surgem nas superfícies internas abaixo do rolo de desencurvamento, tornando essa região propícia para o trincamento. Neste ponto, a contribuição da deformação de abaulamento pode atingir 50% - 70% da deformação total.

- Os valores máximos de deformação encontrados nas superfícies internas, 1,4% na camada superior e 1,2% na inferior, indicam que pode haver formação de trincas internas nas placas da USIMINAS na região de desencurvamento quando a velocidade de lingotamento é 1,0 m/min.

- Deformações de tração aparecem predominantemente na camada superior, indicando que há maior propensão à formação de trincas nesta camada que na inferior. Isto é compatível com a observação experimental de trincas em placas.

- Resultados de deflexão total de abaulamento, em torno de 3,5 mm na região de desencurvamento, estão dentro da faixa de resultados experimentais obtidos por Wünnenberg [53].

Considerações gerais sobre o modelo e análise do desencurvamento:

- O modelo de elasto-fluência mostrou-se adequado para a análise de desencurvamento de placas, especialmente quando o espaçamento entre rolos é grande, como na USIMINAS, 550 mm. Toda deformação plástica devida ao desencurvamento pode ser interpretada como uma

deformação permanente no tempo, ou deformação por fluência.

- No entanto, o efeito do movimento da placa, não incluído no modelo, parece ter influência significativa nos resultados para a análise do desencurvamento da placa parcialmente sólida, e deve ser incorporado para tratar mais realisticamente o problema.

- No desencurvamento a deformação total é composta predominantemente pela deformação de fluência. A deformação elástica representa pequena parcela da deformação total.

- O modelo permitiu indicar as regiões da placa propensas ao trincamento. Porém, devido à falta de um critério válido para o lingotamento contínuo em função de tensões e deformações para formação de trincas superficiais transversais, não foi possível definir precisamente a sua ocorrência nas condições de lingotamento da USIMINAS. Para isso, são necessárias informações adicionais sobre o comportamento mecânico dos aços a altas temperaturas.

- O modelo de "caixa rígida", onde as faces não se curvam durante o desencurvamento, mostrou ser o mais adequado para a sua análise. Estas faces podem ser mantidas planas impondo-se condições de contorno nos nós sobre a mesma.

- Modelos assumindo eixo neutro no meio da espessura da placa não são adequados para análise do desencurvamento.

- Os resultados obtidos foram muito coerentes com as informações da literatura sobre o desencurvamento.

Limitações do Modelo:

- É válido somente para o desencurvamento de placas largas onde o efeito das bordas no estado de deformação do centro da placa é

desprezível.

- Não permite verificar o efeito da largura no abaulamento da placa e no estado de tensão.
- Não incorpora o efeito da velocidade de extração da placa nos resultados.
- Simplifica as condições de contorno nas seções transversais do domínio pela imposição de deslocamentos, nulos ou não.

COMENTÁRIOS

Os poucos trabalhos publicados na literatura sobre o desencurvamento têm visado trazer maior compreensão sobre este processo, e este trabalho representa mais uma contribuição nesse sentido. Resultados experimentais de tensão e deformação não são disponíveis, porém evidências experimentais como a formação de trincas podem ser correlacionadas com os resultados do modelo. Os resultados presentes foram coerentes neste ponto.

A análise de tensões e deformações constitui a primeira etapa necessária para o estudo dos mecanismos de geração de trincas em placas. A segunda etapa compreende estudos de comportamento mecânico dos aços a altas temperaturas e determinação de critérios de trincamento em função dos níveis de tensão e deformação. Neste contexto, o objetivo do trabalho foi atingido.

Este estudo serviu de embasamento para o desenvolvimento de trabalhos futuros para a análise de tensões e deformações no lingotamento contínuo.

Vale ressaltar que em termos de análise de tensões a altas

temperaturas, por sua especificidade, poucos esforços de pesquisa têm sido feito no Brasil, sendo este um importante trabalho nesta direção.

8 - SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Viabilizar um modelo dinâmico incluindo o efeito do movimento de extração da placa.

- Verificar a influência de parâmetros operacionais e de projeto da máquina, bem como das propriedades mecânicas dos aços nos resultados de tensões e deformações de desencurvamento, visando otimização de processos.

- Adaptar o modelo para a análise do desencurvamento progressivo, onde existem vários pontos de mudança de curvatura da placa que é a tendência atual das máquinas de lingotamento contínuo.

- Desenvolver um modelo tridimensional e verificar a influência da largura da placa nos resultados, assim como no estado de solicitação mais coerente para o desencurvamento, plano de tensão ou plano de deformação.

- Aplicar as equações de fluência primária no modelo.

- Verificar a adequação de novos esquemas de integração, implícito e semi-implícito, para a taxa de deformação por fluência com o tempo.

- Utilizar critérios de limite de deformação dados pela Teoria de Conformação de Chapas para verificar as condições de trincamento na superfície da placa.

8 - BIBLIOGRAFIA

- 1 - BRINCK, V.; VALADARES, C.A.G.; ANDRADE, S.O.C. - O Processo de Lingotamento Contínuo de Aços. Palestra no auditório da E.T.F.O.P., 07/11/84.
- 2 - TOTAL crude steel output continuously cast. I & SM: 19,28, Jul 1990.
- 3 - DORING, K ; WIESINGER, H ; EBERLE, A ; FLICK, A ; HIRSCHMANN, F ; WALLNER, F ; GIEDENBACHER, G.; GABEL, D.; KAHLE, P.; LOOSE, J. - Continuous casting and rolling of thin slabs. Metallurgical Plant and Technology International.(5):16-29, 1990.
- 4 - KOTHE, D. ; PLESCHIUTSCHNIGG, F. P.; BOEHL, F. - New developments in continuous casting technology. Metallurgical Plant and Technology(1): 12-26, 1990.
- 5 - HANMYO, M.; YAMAMURA, M.; SUNAMI, E ; MIYAHARA, S.; KOMORI, S.; KUMAGAI, S. - Development of horizontal continuous casting machine for high grade steel and its application. Nippon Kokan Technical Report Overseas (49): 1-10, 1987.
- 6 - MATSUMIYA, T.; ITO, M.; KAJIOKA, H.; YAMAGUCHI, S.; NAKAMURA, Y. - An evaluation of critical strain for internal crack formation in continuously cast slabs. Transactions ISIJ 28: 540 - 546, 1986.
- 7 - SAITO, S.; SHIBUYA, K. - Stress analysis of inner crack of continuously cast slabs. Transactions ISIJ 20 (10): B 435, 1980.
- 8 - MIYAZAKI, J.; NARITA, K.; NOZAKI, T.; MORI, T. - On the internal cracks caused by the bending test of small ingot. In: 100th ISIJ Meeting, Oct 1980. Lecture № 5806.

- 9 - PALMAERS, A. - High temperature mechanical properties of steel as a means for controlling continuous casting. C.R.M. (53): 23 - 31, Nov 1978.
- 10 - WUNNENBERG, K.; FLENDER, R. - Investigation of internal crack formation in continuous-casting, using a hot model Ironmaking and Steelmaking 12(1): 22-29, 1985
- 11 - SORIMACHI, K.; BRIMACOMBE, J. K. - Improvements in mathematical modelling of stresses in continuous casting of steel. Ironmaking and Steelmaking(4): 240 - 245, 1977.
- 12 - MIZUKAMI, H.; KITAGAWA, T.; KAWAWA, T.; MURAKAMI, K. Analytical calculation of bulging of the solidification shell formed at continuous slab casting. Transactions ISIJ 20(1): B24, 1980.
- 13 - MAENO, S.; WADA, K.; ITOH, Y.; NAGANANO, Y. - Analysis of the behavior of bulging. Transactions ISIJ 24: B83, 1984.
- 14 - OKAMURA, K.; KAWASHIMA, H. - Three-dimensional elasto-plastic and creep analysis of bulging in continuously cast slabs. ISIJ International 29(8): 666 - 672, 1989.
- 15 - BARBER, B.; LEWIS, B.A.; LECKENBY, B.M. -Finite-element analysis of strand deformation and strain distribution in solidifying shell during continuous slab casting. Ironmaking and Steelmaking 12(14): 171-175, 1985.
- 16 - YOSHII, A.; KIHARA, S. - Analysis of bulging in continuously cast slabs by bending theory of continuous beam. Transactions ISIJ 26: 891 - 894, 1986.
- 17 - GRILL, A. & SCHWERDTFEGGER, K. - Finite-element analysis of bulging produced by creep in continuously cast steel slabs. Ironmaking and Steelmaking(3): 131 - 135, 1979.

- 18 - BARBER, B. & PERKINS, A. - Strand deformation in continuous casting. Ironmaking and Steelmaking 16(6): 406 411, 1989.
- 19 - MATSUMIYA, T.; KAJIOKA, H.; NAKAMURA, Y. - Mathematical analysis of continuously cast slab bulging. Nippon Steel Technical Report (21): 347 - 354, Jun 1983.
- 20 - DALIN, J.B.; GERMAIN, Y.; CHENOT, J.L. - Finite element computation of bulging in continuously cast steel with a viscoplastic model. In: MATTIASSON, R. et al(ed) NUMIFORM 86 - Numerical Methods in Industrial Forming Processes, Gothenbourg. Aug 1986. p.355-360.
- 21 - ANDRADE, S.O.C. - Modelamento matemático do abaulamento de placas durante o lingotamento contínuo. In: Congresso Anual de ABM, 43^o, Belo Horizonte - MG. Out/1988.
- 22 - ONISHI, K.; NAGAI, K.; WAKABAYASHI, M. - A numerical analysis of strains in slabs and forces on rollers in the straightening zone of continuous casting machine. Tetsu to Hagane 67(8): 1162-1171, 1981 (tradução USIMINAS)
- 23 - VATERLAUS, A.- Finite element analysis for slab straightening with liquid core. Transactions ISIJ 23 : 8242, 1983.
- 24 - TACKE, K.H.- Multi-beam model for strand straightening in continuous casting. Ironmaking and steelmaking 12 (2):87-94, 1985.
- 25 - MATSUMIYA, T.; OHASHI, T.; ABE, Y. - Mathematical analysis on thermal and unbending deformation of continuously cast slab. In: KOU, S. & MEJRABIAN, R.(ed) - Modelling and Control of Casting and Welding Processes. The Metallurgical Society of AIME, 1986.p.523 - 538.
- 26 - TILL, E.T.; SCHWAHA, K.L.; STULIK, J.; LINDORFER, B. Theoretical investigations on strand straightening in a bow type continuous casting machine. In: MATTIASSON, K et

all.(ed) - NUMIFORM'86. Numerical Methods in Industrial Forming Processes, Gothenbourg, Aug 1986 p.381-387.

- 27 - UEHARA, M.; SAMARASEKERA, I.V.; BRIMACOMBE, J.K.
Mathematical modelling of unbending of continuously cast steel slabs. Ironmaking and Steelmaking 13 (3): 138-153, 1986.
- 28 - THOMAS, B.G.; SAMARASEKERA, I.V.; BRIMACOMBE, J.K.
Mathematical model of the thermal processing of steel ingots: Part II. Stress model. Metallurgical Transactions B 18B: 131-147. Mar 1987.
- 29 - OWEN, D.R.J. & HINTON, E.- Finite elements in plasticity. Swansea, Pineridge Press, 1980.
- 30 - ZIENKIEWICZ, O.C.- The finite element method. London, McGraw-Hill, 1977.
- 31 - RAMMERSTORFER, F.G.; FISCHER, D.F.; JAQUEMAR, C.; KREULITSCH, H.; SCHEINECKER, A.; STULIK, J.; NIEDERMAYR, A.
Method for the calculation of the thermal and thermo-visco-elasto-plastic processes during continuous casting of steel. Archiv für das Eisenhüttenwesen 51(2): 61-66, Feb 1980.
- 32 - WRAY, P.J. - Mechanical, physical and thermal data for modelling the solidification processing of steels. In: Modelling of Casting and Welding Processes, AIME, 1981. p. 245-257.
- 33 - DIETER, G.E.- Metallurgia mecânica. Rio de Janeiro, Guanabara Dois, 1981.
- 34 - GITTUS, J. - Creep, viscoelasticity and creep fracture in solids. London, Applied-Science Pub. Ltd, 1975.
- 35 - POHRINGER, O.M. - Strand mechanics for continuous slab casting

- plants. Stahl und Eisen 96(6): 279-284, 1976.
- 36 - KINOSHITA, K.; EMI, T.; KASAI, M. - Thermal elasto-plastic stress analysis of solidifying shell in continuous casting mold. Tetsu-to-Hagané 65(14): 2022-2031, 1979.
- 37 - RAMMERSTORFER, F.G.; FISCHER, D.F.; JAQUEMAR, C.; KREULITSCH, H.; SCHEINECKER, A.; STULIK, J.; NIEDERMAYR, A. The thermal and thermo-visco-elasto-plastic processes during continuous casting of steel. Archiv für das Eisenhüttenwesen 51 (2):67-72, Feb 1980.
- 38 - SUZUKI, T.; TACKE, K.H.; WUNNENBERG, K.; SCHWERDTFEGER, K. Creep properties of steel in continuous casting temperatures. Ironmaking and Steelmaking 15 (2): 90-100, 1988.
- 39 - MIZUKAMI, H.; MURAKAMI, K.; MIYASHITA, Y. - Comportamento mecânico da placa de lingotamento contínuo a alta temperatura. Tetsu-to-Hagané 63(4): 5562, 1977.
- 40 - KOJIMA, S.; MATSUKAWA, T.; KODAMA, M. - Condition of internal cracks in continuous casting of steel slabs. In: Proc. 3rd. Congress Tech. Conference vol 3 Pittsburg, 1982.
- 41 - WRAY, P.J. - Plastic deformation of delta-ferrite iron at intermediate strain rates. Metallurgical Transactions A 7A:1621-1627, 1976.
- 42 - WRAY, P. J. & HOLMES, M.F - Plastic deformation of austenite iron at intermediate strain rates. Metallurgical Transactions A 6A: 1189 - 1196, 1976.
- 43 - SAKUI, S & SAKAI, T. - Deformation behaviours of a 0,16%C steel in the austenite range Tetsu-to-Hagané 63(2):285-293, 1977.
- 44 - OKI, S. & SATO, K. - Determination of creep rate of iron and

steel at temperatures above 1100°C to the melting point. Tetsu-to-Hagané 3 (7):72-75, 1967.

- 45 - BENHAM, P.P. & WARNOCK, F.V. - Mechanics of solids and structures. London, Pitman Publishing Ltd, 1978. p137 143.
- 46 - LEVY, A & PIFKO, B. - On computational strategies for problems involving plasticity and creep. International Journal of Numerical Methods in Engineering 17: 747 - 771, 1981.
- 47 - ZIENKIEWICZ, O.C. & CORMEAU, I.C. Viscoplasticity-plasticity and creep in elastic solids - a unified numerical approach. International Journal of Numerical Methods in Engineering 8: 821.845, 1974.
- 48 - KONTER, A.W.A. - Analysis of non-linear material behaviour using the Marc finite element program. MARC Analysis Research Corporation, Zoetermeer, apr 1988.
- 49 - CORMEAU, I.C. - Numerical stability in quasi-static elasto-visco-plasticity. International Journal of Numerical Methods in Engineering 9: 109.127, 1975.
- 50 - HINTON, E. & OWEN, D.R.J. - An introduction to finite element computations. Swansea, Pineridge Press Limited, 1979. 385p.
- 51 - MUNDIN, M.J., VALADARES, C.A.G & PEREIRA, P. F. - Análise matemática da solidificação do aço no lingotamento contínuo. In: Seminário sobre Solidificação, São Paulo, março de 1985.
- 52 - TIMOSHENKO, S.P. - Resistência dos materiais. Traduzido por JOSÉ RODRIGUES DE CARVALHO. Rio de Janeiro, Livros Técnicos e Científicos, 1976. 451p.
- 53 - WONNENBERG, K. & DUBENDORFF, J. - Strand bulging between

supporting rollers and elongation at the solidification boundary in strand casting of slabs. In: Mannesmann G.G. Conference, 1977. 27p.

- 54 - SUZUKI, H.G.; NISHIMURA, S.; NAKAMURA, Y. - Improvement of hot ductility of continuously cast carbon steels. Transactions ISIJ 24: 54-59, 1984.
- 55 - NORRIS, D. H. & VRIES, G. - The finite element method fundamentals and applications. New York, Academic Press, 1973. 322p.
- 56 - HINTON, E. & OWEN, D.R.J. - Finite element programming. London, Academic press, 1977. 375p.
- 57 - BATHE, K.J. & WILSON, E.L. - Numerical methods in finite element analysis. New Jersey, Prentice-Hall, Inc., 1978. 528p.
- 58 - BATHE, K. J. - Finite element procedures in engineering analysis. Englewood Cliffs, Prentice Hall, 1982. 735p.
- 59 - YAMADA, Y. & YOSHIMURA, N. - Plastic stress-strain matrix and its application for the solution of elasto-plastic problems by the finite element method. Int. J. Mech. Sci. 10: 345-354, 1968.
- 60 - MATHEW, J. & BRODY, H.D. - Simulation of thermal stresses in continuous casting using a finite element method. Nuclear Metallurgy 20(2): 978-990, 1976.

- APÊNDICE A -

EQUACIONAMENTO MATEMÁTICO DO PROBLEMA DE ELASTO-FLUÊNCIA

A.1 - EQUAÇÕES BÁSICAS

A derivação da equação geral para análise de problemas de mecânica dos sólidos por Elementos Finitos pode partir dos princípios de Trabalhos Virtuais [30], e é apresentada nos principais textos sobre o Método dos Elementos Finitos [29,30,55]. A equação final pode ser escrita como [29,30,46,55,56]:

$$\int_V [B]^T \{\sigma\} dV = \int_V [N]^T \{b\} dV + \int_A [N]^T \{p\} dA + \{F^{(e)}\} \quad (A.1)$$

O termo do primeiro membro representa as forças internas do corpo traduzido no seu estado de tensão. O segundo membro representa as forças externas aplicadas, sendo que os termos valem, respectivamente da esquerda para a direita, para as forças de corpo (ou de volume), forças de superfície e forças concentradas. [B] é a matriz cinemática relacionando deslocamentos com deformação para cada elemento e [N] é a matriz das funções de forma.

A relação elástica (equação 5.3) pode ser escrita para o elemento:

$$\{\sigma\} = [D]\{\epsilon\} = [D][B]\{d^{(e)}\} \quad (A.2)$$

Para o estado plano de tensão:

$$[D] = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-\nu}{2} \end{bmatrix} \quad (A.3)$$

Para o estado plano de deformação:

$$[D] = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} (1-\nu) & \nu & 0 \\ \nu & (1-\nu) & 0 \\ 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)}{2} \end{bmatrix} \quad (A.4)$$

Substituindo (A.2) em (A.1) tem-se:

$$\int_V [B]^T [D] [B] \{d^{(e)}\} dV = \int_V [N]^T \{b\} dV + \int_A [N]^T \{p\} dA + \{F^{(e)}\} \quad (A.5)$$

Esta equação pode ser reescrita como:

$$[K^{(e)}] \{d^{(e)}\} = \{f_b^{(e)}\} + \{f_p^{(e)}\} + \{F^{(e)}\} \quad (A.6)$$

onde

$$[K^{(e)}] = \int_V [B]^T [D] [B] dV \quad (A.7)$$

é a matriz rigidez elástica do elemento.

No desencurvamento da placa não existem forças concentradas e são desconsideradas as forças de corpo. Somente o termo referente à carga distribuída, pressão ferrostática, contribui para o vetor carregamento. Assim:

$$\int_V [B]^T \{\sigma\} dV = \int_A [N]^T \{p\} dA \quad (A.8)$$

ou

$$[K^{(e)}]\{d^{(e)}\} = \{f^{(e)}\} \quad (A.9)$$

As equações (A.8) e (A.9) podem ser escritas na forma global para toda estrutura:

$$[K]\{d\} = \{f\} \quad (A.10)$$

que constitui a equação básica representando o equilíbrio estático do sistema na forma de um sistema de equações.

A.2 - FORMULAÇÃO POR ELEMENTOS FINITOS QUADRÁTICOS

Nesta formulação, é feita uma transformação de coordenadas do sistema global cartesiano para o sistema local parametrizado, com a qual estão associadas distorções na representação dos elementos

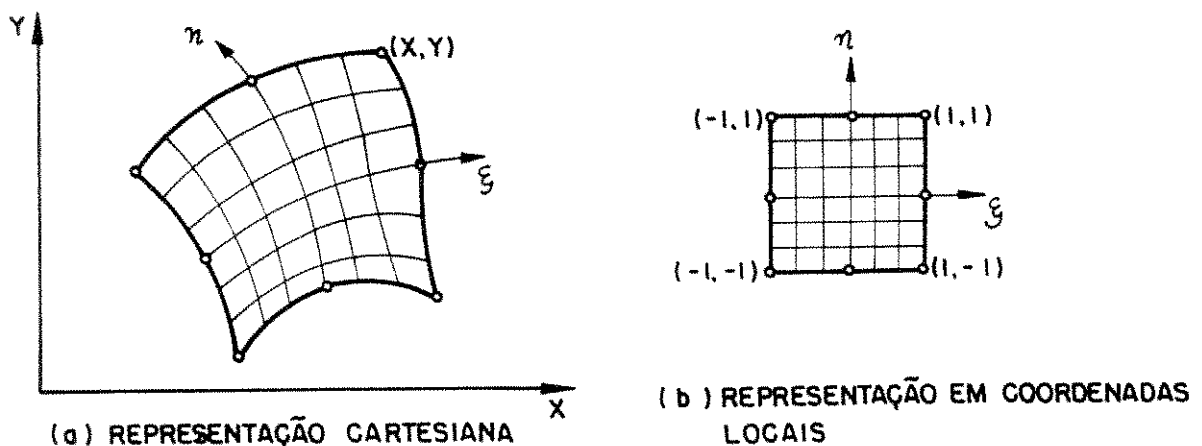


Figura A.1 - Representação de um elemento quadrilateral quadrático isoparamétrico de 8 nós nos sistemas de coordenadas local e cartesiano.

nos dois sistemas (figura A.1). Quando as funções de forma de interpolação da geometria e de interpolação da função de

aproximação da variável são as mesmas, o elemento é dito isoparamétrico [30]. Neste trabalho foram empregados elementos isoparamétricos quadrilaterais quadráticos (3 nós por face do elemento) de 8 nós (elementos da Família Serendipity).

A2.1 - AVALIAÇÃO DOS TERMOS DA EQUAÇÃO (A.9)

As integrais envolvidas nesta equação são obtidas numericamente, com métodos de integração bastante discutidos na literatura [29,30,56,57]. A integração numérica de Gauss-Legendre tem sido a mais utilizada [30,56] e foi adotada neste trabalho.

Integração do 1º. Membro - Matriz Rigidez

A matriz rigidez é calculada em cada elemento do domínio e posteriormente é montada na matriz rigidez global da estrutura. Transformando-se o sistema de coordenadas (figura A.1), o termo da matriz rigidez elemento se torna:

$$[K^{(e)}] = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 [B]^T [D] [B] \det[J] h d\xi d\eta \quad (A.11)$$

Para os elementos adotados, [B] é uma matriz 3 x 16, [D] é a matriz elástica 3 x 3, o $\det[J]$ representa o determinante da matriz Jacobiano das transformações de coordenadas, e h é a espessura do elemento (normalmente unitária em problemas planos). Modos de avaliação destes parâmetros são apresentados nos textos clássicos de Elementos Finitos [29,30,56].

Na integração numérica, o integrando da expressão (A.11) pode ser colocado como:

$$[T] = [B]^T [D] [B] h \det[J] \quad (A.12)$$

de modo que:

$$[K^{(e)}] = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 [T] d\tilde{\xi} d\tilde{\eta} \tag{A.13}$$

Na integração por Gauss podem ser usados vários pontos de integração por direção dentro do elemento, sendo que o método consiste no cálculo de um somatório duplo do produto da função integranda por pesos apropriados. Assim:

$$\int_{-1}^1 \int_{-1}^1 f(\tilde{\xi}, \tilde{\eta}) d\tilde{\xi} d\tilde{\eta} = \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n w_i w_j f(\tilde{\xi}_i, \tilde{\eta}_j) \tag{A.14}$$

Portanto, na equação (A.13), cada elemento da matriz [T] pode ser calculado em cada ponto de integração como uma expressão do tipo $f(\tilde{\xi}, \tilde{\eta})$. Os pesos w_i para a integração de Gauss são dados na tabela A.1, juntamente com as coordenadas $\tilde{\xi}_i, \tilde{\eta}_j$ dos pontos de integração no interior do elemento.

Tabela A.1 - Posição e peso associados aos pontos de integração Gaussiana (ref. 56).

Nº DE PONTOS DE INTEGRAÇÃO, n	PONTO i	POSICÃO S_i	PESO w_i
1	I	0	2
2	I II	$-1/\sqrt{3}$ $1/\sqrt{3}$	1 1
3	I II III	$-\sqrt{0,6}$ 0 $+\sqrt{0,6}$	5/9 8/9 5/9

Seguindo recomendação dada na literatura para o elemento quadrático [30,57,60], foram utilizados 3 pontos de integração por direção, totalizando 9 pontos no interior do elemento. A figura

A.2 mostra a configuração dos nós e pontos de integração do elemento.

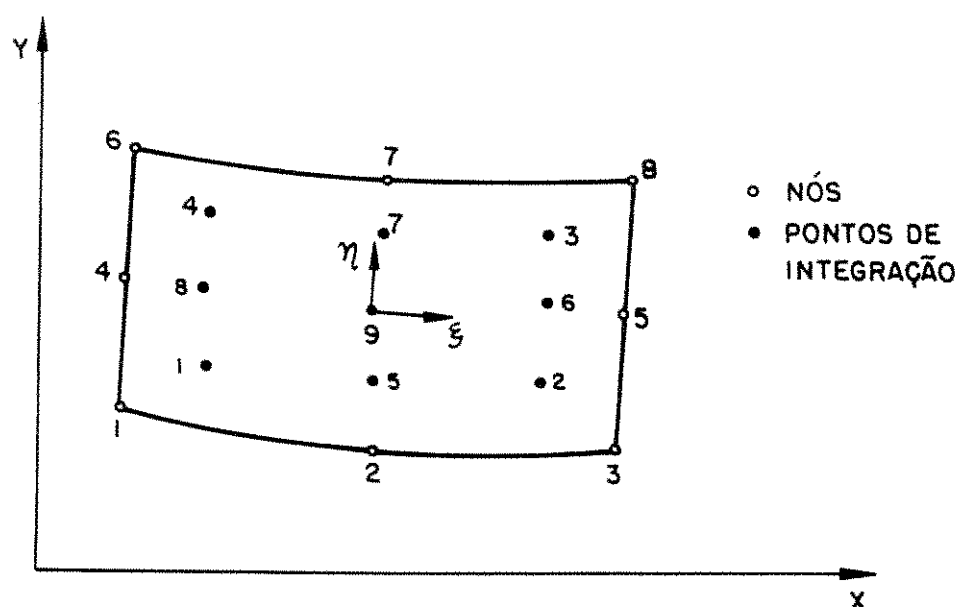


Figura A.2 - Numeração adotada dos nós e dos pontos de integração dos elementos.

Integração do 2º. Membro - Carregamento Distribuído na Aresta

A avaliação do 2º. membro da equação (A.8) é apresentada por Owen [56]. O carregamento na aresta do elemento é decomposto nas suas componentes normal e tangencial, conforme mostra a figura A.3.

Para o lado $\eta = -1$, as componentes nas direções x e y da força equivalente no nó i são dadas por:

$$P_{x_i} = \int_{\lambda} N_i \left(p_t \frac{\partial x}{\partial \xi} - p_n \frac{\partial y}{\partial \xi} \right) d\xi \quad (A.15)$$

$$P_{y_i} = \int_{\lambda} N_i \left(p_n \frac{\partial x}{\partial \xi} + p_t \frac{\partial y}{\partial \xi} \right) d\xi \quad (A.16)$$

onde

$$\begin{Bmatrix} p_n \\ p_t \end{Bmatrix} = \sum_{i=1}^3 N_i \begin{Bmatrix} (p_n)_i \\ (p_t)_i \end{Bmatrix} \quad (\text{A.17})$$

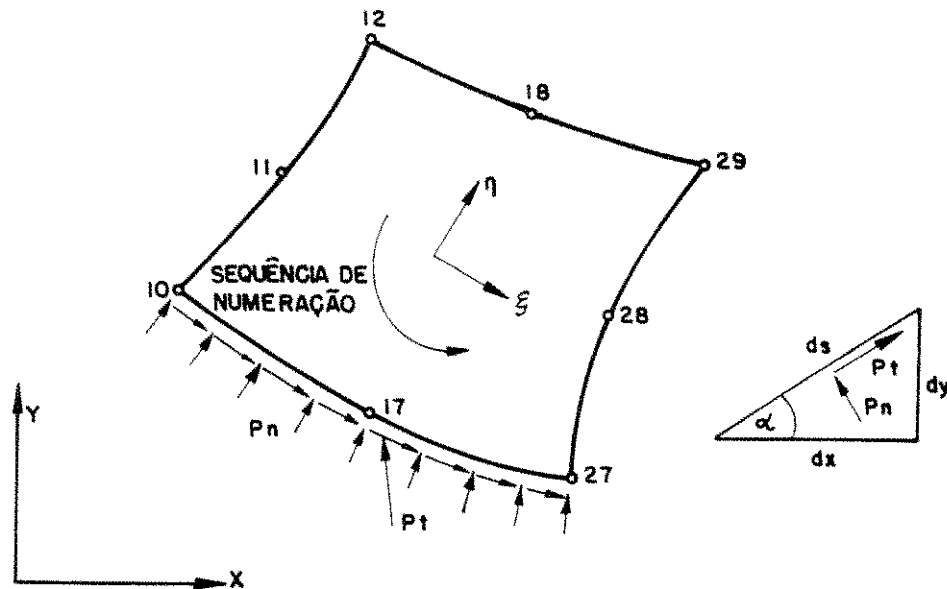


Figura A.3 - Componentes tangencial e normal da carga por unidade de comprimento atuando na aresta do elemento.

No desencurvamento da placa, $p_t = 0$, e p_n é a pressão ferrostática que é constante ao longo do elemento. A integração numérica é dada por:

$$\int_{-1}^1 f(s) ds = \sum_{i=1}^n w_i f(s_i) \quad (\text{A.18})$$

A.3 - CARGA EQUIVALENTE DEVIDO AO DESLOCAMENTO IMPOSTO

Aplicando-se os deslocamentos impostos, a equação (A.8) pode ser escrita, para melhor visualização, como:

$$\begin{bmatrix} [K]_{LL} & [K]_{LC} \\ [K]_{CL} & [K]_{CC} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \{d\}_L \\ \{d\}_C \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \{P\} \\ \{R\} \end{bmatrix} \quad (A.19)$$

onde os índices c e l indicam que as variáveis estão respectivamente nas condições de contorno e livre, associadas por sua vez à força equivalente $\{P\}$ e às forças de reação $\{R\}$. Então:

$$[K]_{LL}\{d\}_L = \{P\} - [K]_{LC}\{d\}_C \quad (A.20)$$

$$\{Q\}_C = -[K]_{LC}\{d\}_C \quad (A.21)$$

é o carregamento equivalente devido ao deslocamento imposto. As forças de reação são calculadas como:

$$\{R\} = [K]_{CL}\{d\}_L + [K]_{CC}\{d\}_C \quad (A.22)$$

A4 - EQUAÇÃO BÁSICA DO PROBLEMA DE ELASTO-FLUÊNCIA

A solução de problemas não lineares é geralmente realizada de forma incremental. A fluência representa uma não linearidade do material [30,46], pois sua deformação resultante depende do modo de carregamento do sistema (caminho). Dois métodos de solução de problemas de não linearidade do material, Método de Newton-Raphson ou método da rigidez tangencial e Método de Newton-Raphson modificado, ou método da rigidez inicial, são bastante discutidos na literatura [29,30,46], especialmente por Levy [46]. Enquanto que o método da rigidez tangencial tem sido empregado mais em problemas elasto-plásticos [29,58,59], existe unanimidade na indicação do método da rigidez inicial para solução de problemas

elasto-fluência e elasto-viscoplástico [28,29,46].

No método de Newton modificado a matriz de rigidez é mantida constante durante toda a análise e os efeitos de deformação transiente são incorporados no vetor carregamento na forma de uma pseudo-carga. Este método de solução foi então adotado no presente trabalho.

Reescrevendo a equação (A.10) na forma:

$$\int_V [B]^T \{\sigma\} dV = \{f\} \quad (A.23)$$

lembrando que

$$\{\sigma\} = [D] \{\epsilon_e\} \quad (A.24)$$

e da equação (5.1), tem-se

$$\{\epsilon_e\} = \{\epsilon\} - \{\epsilon_f\} \quad (A.25)$$

$$\{\sigma\} = [D] (\{\epsilon\} - \{\epsilon_f\}) \quad (A.26)$$

Donde,

$$\int_V [B]^T [D] [\{\epsilon\} - \{\epsilon_f\}] dV = \{f\} \quad (A.27)$$

$$\int_V [B]^T [D] \{\epsilon\} dV = \{f\} + \int_V [B]^T [D] \{\epsilon_f\} dV \quad (A.28)$$

Sendo

$$\{\epsilon\} = [B] \{d\} \quad (A.29)$$

a equação (A.28) se transforma em:

$$[K] \{d\} = \{f\} + \int_V [B]^T [D] \{\epsilon_f\} dV \quad (A.30)$$

A solução do problema elasto-fluência é realizada de modo

Incremental, de modo que a equação (A.30) é reescrita:

$$[K]\{\Delta d\} = \{\Delta f\} + \int_V [B]^T [D] \{\Delta \epsilon_f\} dV \quad (A.31)$$

O 2º termo do 2º membro da equação (A.31) é o pseudo-carregamento do sistema. A avaliação do incremento de deformação de fluência $\{\Delta \epsilon_f\}$ pode ser feito pelos esquemas explícito, semi-implícito ou implícito [29,30,46,48]. As vantagens e desvantagens de cada método são apresentados nessas referências, sendo que a conclusão tirada é que o método explícito tem sido o mais utilizado devido à sua simplicidade e ao fato de que sempre se consegue convergência da solução, desde que os intervalos de tempos sejam suficientemente pequenos e a menos que a estrutura esteja próxima de colapso [46]. Assim, foi adotado o esquema explícito para integração no tempo da fluência:

$$\{\Delta \epsilon_f\} = \{\dot{\epsilon}_f\} \Delta t \quad (A.32)$$

O vetor taxa de deformação por fluência é calculado considerando-se as mesmas leis da plasticidade, ou seja, que o vetor deformação é normal à superfície potencial de escoamento do material [29,31]. Além disso, normalmente ainda se admite a lei da plasticidade associada, de modo que:

$$\{\dot{\epsilon}_f\} = \dot{\bar{\epsilon}}_f \left\{ \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma} \right\} \quad (A.33)$$

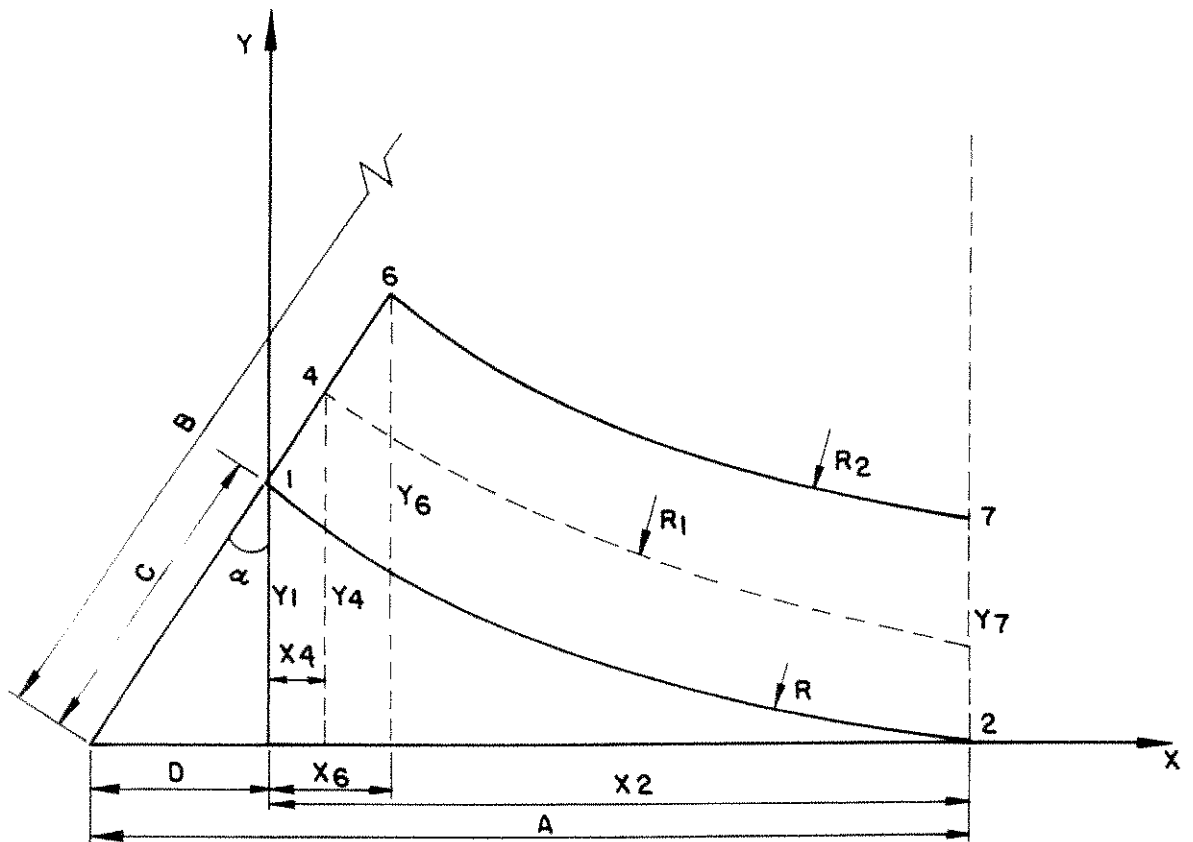
onde $\bar{\sigma}$ é a tensão equivalente, que para o critério de Von-Mises fica:

$$\bar{\sigma} = \sqrt{3/2} \left(\sigma'_{ij} \cdot \sigma'_{ij} \right)^{1/2} \quad (A.34)$$

Substituindo (A.32) em (A.31) obtém-se a equação básica para o problema de elasto-fluência:

$$[K]\{\Delta d\} = \{\Delta f\} + \int_V [B]^T [D] \{\dot{\epsilon}_f\} \Delta t dV \quad (A.35)$$

As expressões desenvolvidas da tensão equivalente, deformação equivalente e do vetor taxa de deformação por fluência são dados no apêndice E.



$$A = R \times \tan(\alpha) = 550,50$$

$$B = R / \cos(\alpha) = 10514,42$$

$$C = B - R = 14,42$$

$$y_1 = C \times R / B = 14,40$$

$$D = C \times A / B = 0,75$$

$$x_2 = A - D = 549,74$$

$$y_2 = 0$$

$$x_4 = (R_1 - R) \sin(\alpha) = 6,54$$

$$y_4 = y_1 + (R_1 - R) \cos(\alpha) = 139,23$$

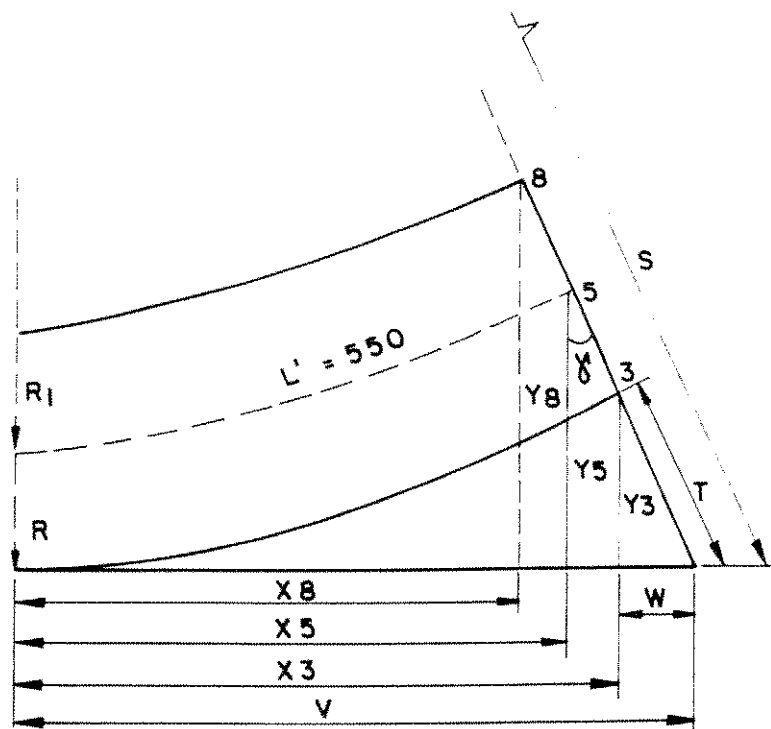
$$x_6 = x_4 + x_4 = 13,09$$

$$y_6 = y_4 + (R - R_2) \cos(\alpha) = 264,07$$

$$x_7 = 549,74$$

$$y_7 = 250$$

Pontos 3,5 e 8



$$\gamma = L/R_1 = 0,05301 \text{ rad}$$

$$S = R/\cos(\gamma) = 10514,77$$

$$T = S - R = R(1/\cos(\gamma) - 1) = 14,77$$

$$y_3 = T \times \cos(\gamma) = R(1 - \cos(\gamma)) = 14,75$$

$$V = R \times \tan(\gamma) = 557,14$$

$$W = y_3 \times \tan(\gamma) = 0,783$$

$$x_3 = x_2 + V - W = 1106,11$$

$$\frac{W}{T} = \frac{V - (x_5 - x_2)}{T + 125} \rightarrow x_5 = 1099,47$$

$$y_5 = \frac{R}{S} (T + 125) = 139,57$$

$$y_8 = R \times \frac{(T + 250)}{S} = 284,40$$

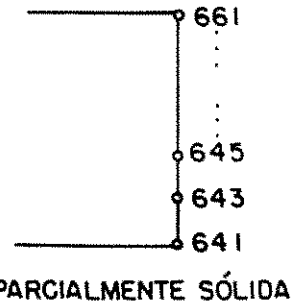
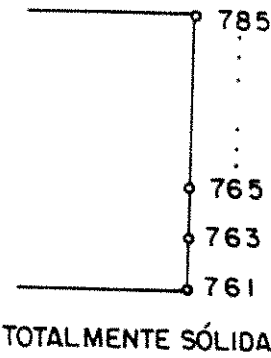
$$x_8 = x_5 - (R - R_1) \sin(\gamma) = 1092,85$$

B.2 - DESLOCAMENTOS IMPOSTOS

Foram calculados pela diferença entre as coordenadas iniciais dos nós, obtidas do programa de discretização, e a solução, desejada.

Tabela B.1 - Deslocamentos nodais impostos.

CONDIÇÃO	NÓ	POSICÃO INICIAL		DESLOCAM. IMPOSTO	
		X	Y	X	Y
Placa totalmente Sólida	781	1108,11	14,75	-6,37	-14,40
	783	1105,22	31,39	-5,483	-14,42
	785	1104,33	48,03	-4,597	-14,44
	787	1103,45	64,67	-3,711	-14,47
	789	1102,12	89,64	-2,383	-14,50
	771	1100,79	14,60	-1,058	-14,54
	773	1099,47	139,57	0,27	-14,57
	775	1098,14	164,53	1,595	-14,61
	777	1096,81	189,50	2,920	-14,64
	779	1095,49	214,46	4,244	-14,68
	781	1094,61	231,11	5,127	-14,70
	783	1093,73	247,75	6,088	-14,73
Camada Superior	641	1097,48	177,02	2,26	-14,62
	643	1097,00	185,75	2,730	-14,797
	645	1096,54	194,49	3,198	-14,574
	647	1096,07	203,23	3,665	-14,532
	649	1095,60	211,97	4,131	-14,530
	651	1095,14	220,70	4,595	-14,508
	653	1094,68	229,44	5,057	-14,486
	655	1094,22	238,18	5,517	-14,464
	657	1093,76	246,92	5,976	-14,442
	659	1093,30	255,66	6,432	-14,421
	661	1092,85	264,40	6,89	-14,40
Camada Inferior	641	1108,11	14,75	-6,37	-14,75
	643	1105,64	23,48	-5,908	-14,747
	645	1105,18	32,22	-5,443	-14,744
	647	1104,71	40,96	-4,978	-14,741
	649	1104,25	49,68	-4,514	-14,739
	651	1103,78	58,43	-4,049	-14,736
	653	1103,32	67,17	-3,583	-14,733
	655	1102,85	75,91	-3,118	-14,731
	657	1102,39	84,64	-2,653	-14,728
	659	1101,92	93,38	-2,188	-14,726
	661	1101,46	102,12	-1,72	-14,723



APÊNDICE C

PROCEDIMENTO DE CÁLCULO DOS INCREMENTOS DE DESLOCAMENTO APLICADOS

Os deslocamentos foram aplicados segundo uma progressão aritmética cuja expressão da soma é dada por:

$$S_n = \frac{(2a_1 + r(n-1))n}{2} \quad (C.1)$$

onde

- a_1 = deslocamento aplicado no primeiro incremento
- n = número do incremento elástico
- S_n = deslocamento total aplicado ao final do incremento n
- r = diferença entre os incrementos de deslocamento aplicados em dois incrementos elásticos consecutivos
- a_n = deslocamento a ser aplicado no incremento n

Através de tentativas, foi determinado o número total de incrementos elásticos necessário:

$$n = 60 \quad (C.2)$$

O primeiro deslocamento a_1 foi encontrado também por tentativa e ajuste, de modo que:

$$a_1 = 3,0833 \times 10^{-2} S_n^{\text{total}} \quad (C.3)$$

O valor de r é calculado de equação (C.1), aplicando-se S_n^{total} , a_1 e n conhecidos. O deslocamento a_n , em cada incremento, é dado por:

$$a_n = a_1 + (n-1)r \quad (C.4)$$

Durante a execução do programa, o número do incremento corrente não distingue se ele é elástico ou de fluência. Para

aplicação da equação (C.4), torna-se então necessário o cálculo do número do incremento elástico, que é feito a partir da equação (C.1).

$$2S_n = (2a_1 + (n - 1)r)n$$

$$rn^2 + (2a_1 - r)n - 2S_n = 0 \quad (C.5)$$

A solução de (C.5), escolhendo os sinais adequados para as raízes, fornece:

$$n = (-(2a_1 - r) + \sqrt{\Delta})/2r \quad \text{se } r < 0 \quad (C.6)$$

$$n = (-(2a_1 - r) - \sqrt{\Delta})/2r \quad \text{se } r > 0 \quad (C.7)$$

O mesmo procedimento foi aplicado para os incrementos de tempo de cada período de análise de fluência.

APENDICE D

VERIFICAÇÃO ANALÍTICA DOS RESULTADOS DOS TESTES COM MODELOS DE 2 ELEMENTOS

D.1 - TESTE (A)

Solução Elástica

$$\varepsilon_y = \frac{1}{E} [\sigma_y - \nu(\sigma_x + \sigma_z)]$$

$$\sigma_y = \nu(\sigma_x + \sigma_z)$$

Para $\sigma_x = 0$, $\sigma_y = 5\text{MPa}$, $\nu = 0,3838$ e $E = 1,435 \times 10^4 \text{ MPa}$

$$\triangleright \varepsilon_y = 0,0297$$

Solução de Fluência

$$\frac{\dot{\varepsilon}}{\varepsilon_f} = \alpha [\sinh(0,0741 \times \bar{\sigma})]^{5,98}$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z}{3}$$

$$\sigma'_x = \sigma_x - \sigma_m$$

$$\sigma'_y = \sigma_y - \sigma_m$$

$$\sigma'_z = \sigma_z - \sigma_m$$

$$\bar{\sigma} = \sqrt{3/2} (\sigma'^2_x + \sigma'^2_y + \sigma'^2_z + 2\tau_{xy}^2)^{1/2}$$

Sendo $\alpha = 0,03839$ e substituindo-se os valores acima:

$$\frac{\dot{\varepsilon}}{\varepsilon_f} = 5,0932 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$$

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{1,5}{\sigma} \{ \sigma'_x \quad \sigma'_y \quad \tau_{xy} \}$$

$$\varepsilon_y^f = \frac{1,5}{\sigma} \frac{\sigma}{\varepsilon_f} \sigma'_y \Delta t$$

$$\varepsilon_y^f = 4,71 \times 10^{-5} \Delta t$$

Aplicando-se os intervalos de tempo, tem-se os resultados da tabela 5.1.

D.2 - TESTE (B)

Solução Elástica - 1^o. Incremento

$$\Delta d_y = -1,277 \times 10^{-2} \text{ mm}$$

$$\varepsilon_y = \frac{\Delta d_y}{L_y} = - \frac{1,277 \times 10^{-2}}{20} = -3,193 \times 10^{-4}$$

$$\varepsilon_y = \frac{1}{E} [\sigma_y - \nu(\sigma_x + \sigma_z)]$$

$$\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y)$$

$$\varepsilon_y = \frac{1}{E} (\sigma_y - \nu \sigma_y^2)$$

Donde

$$\blacktriangleright \sigma_y = 5,374 \text{ MPa}$$

APÊNDICE E

EXPRESSÕES DE TENSÃO E DEFORMAÇÃO EQUIVALENTES E TAXA DE DEFORMAÇÃO POR FLUÊNCIA

E.1 - DEFORMAÇÃO PLÁSTICA EQUIVALENTE

$$d\bar{\epsilon}_p = \left(\frac{2}{3} d\epsilon_{ij}^p d\epsilon_{ij}^p \right)^{\frac{1}{2}} \quad (E.1)$$

Desenvolvendo esta expressão:

$$d\bar{\epsilon}_p = \left\{ \frac{2}{3} [d\epsilon_x^2 + d\epsilon_y^2 + d\epsilon_z^2 + 2(d\epsilon_{xy}^2 + d\epsilon_{xz}^2 + d\epsilon_{yz}^2)] \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (E.2)$$

Lembrando que:

$$d\epsilon_{ij} = \frac{1}{2} d\gamma_{ij} \quad (E.3)$$

tem-se

$$d\bar{\epsilon}_p = \left\{ [2(d\epsilon_x^2 + d\epsilon_y^2 + d\epsilon_z^2) + d\gamma_{xy}^2 + d\gamma_{xz}^2 + d\gamma_{yz}^2] / 3 \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (E.4)$$

Para o estado plano de tensões ou deformações:

$$d\bar{\epsilon}_p = \left\{ [2(d\epsilon_x^2 + d\epsilon_y^2 + d\epsilon_z^2) + \gamma_{xy}^2] / 3 \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (E.5)$$

E.2 - TENSÃO EQUIVALENTE

$$\bar{\sigma} = \sqrt{3/2} (\sigma_{ij} \sigma_{ij})^{1/2} \quad (E.7)$$

$$\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} - \delta_{ij} \sigma_m \quad (E.7)$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{11}}{3} \quad (E.8)$$

Desenvolvendo estas expressões, chega-se a:

$$\bar{\sigma} = \sqrt{3} \left[\frac{1}{2} (\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2) + \tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2 \right]^{1/2} \quad (E.9)$$

ou

$$\bar{\sigma} = \frac{\sqrt{2}}{2} \left[(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_x - \sigma_z)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2) \right]^{1/2} \quad (E.10)$$

Para o estado plano de tensão ou deformação

$$\bar{\sigma} = \frac{\sqrt{2}}{2} \left[(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_x - \sigma_z)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + 6\tau_{xy}^2 \right]^{1/2} \quad (E.11)$$

E.3 - TAXA DE DEFORMAÇÃO EQUIVALENTE POR FLUÊNCIA

$$\{\dot{\epsilon}_f\} = \frac{\dot{\sigma}}{\sigma} \left\{ \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma} \right\} \quad (E.12)$$

$$\left\{ \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma} \right\} = \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial J_2} \left\{ \frac{\partial J_2}{\partial \sigma} \right\} \quad (E.13)$$

$$\bar{\sigma} = \sqrt{3} J_2 \quad (E.14)$$

$$\frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial J_2} = \frac{\sqrt{3}}{2 J_2^{1/2}} = \frac{3}{2} \frac{1}{\bar{\sigma}} \quad (E.15)$$

Desenvolvendo a 2ª. derivada do 2º. membro da equação (E.13):

$$\left\{ \frac{\partial J}{\partial \sigma} \right\} = \left\{ \sigma_x' \quad \sigma_y' \quad \sigma_z' \quad 2\tau_{xy} \quad 2\tau_{xz} \quad 2\tau_{yz} \right\} \quad (E.16)$$

Então

$$\{\epsilon_f\} = \frac{\sigma}{E_f} \frac{3}{2\sigma} \left\{ \sigma_x' \quad \sigma_y' \quad \sigma_z' \quad 2\tau_{xy} \right\} \quad (E.17)$$

para o estado plano de tensão ou deformação

APÊNDICE F

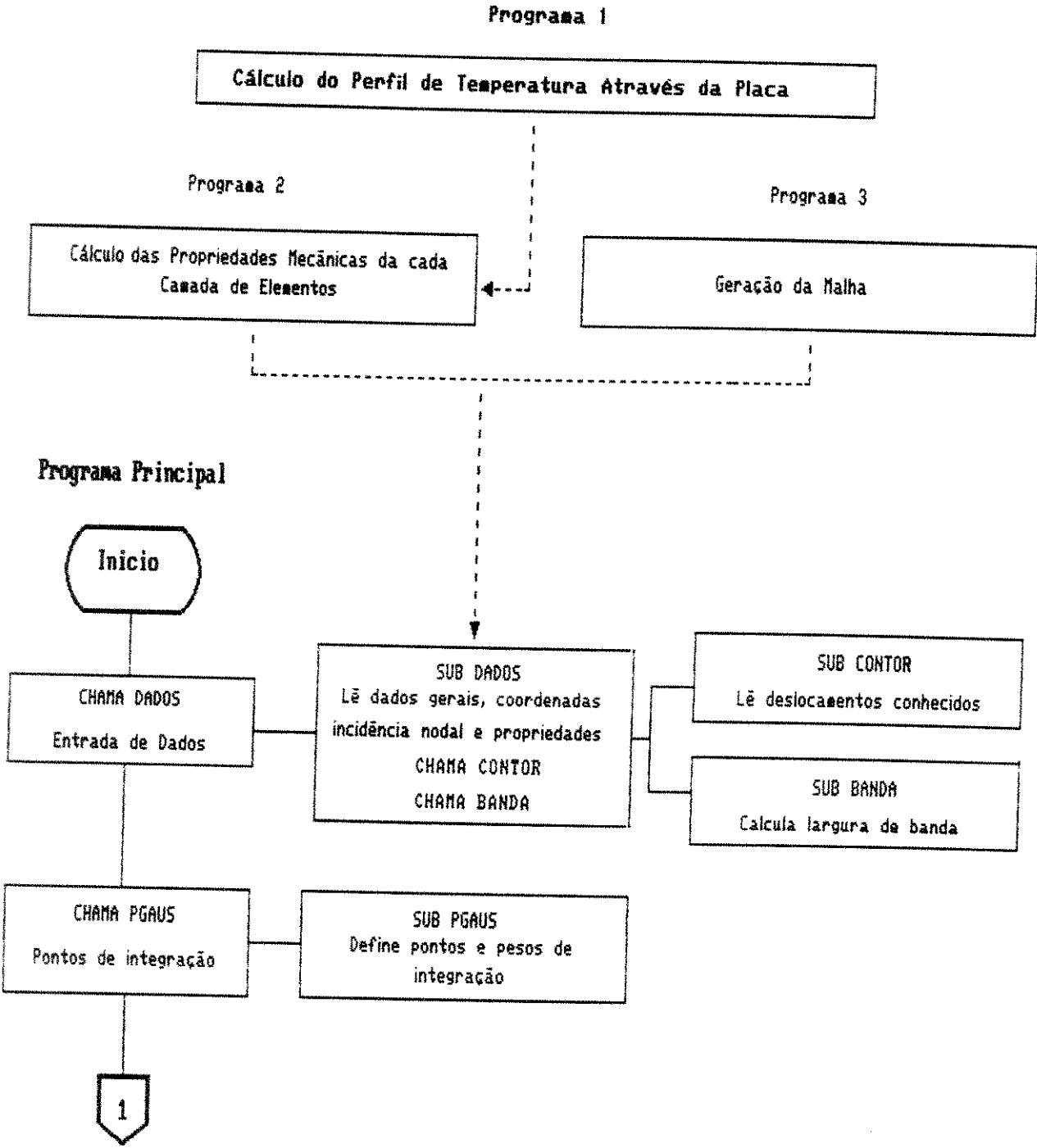
FLUXOGRAMA E LISTAGENS DE PROGRAMAS

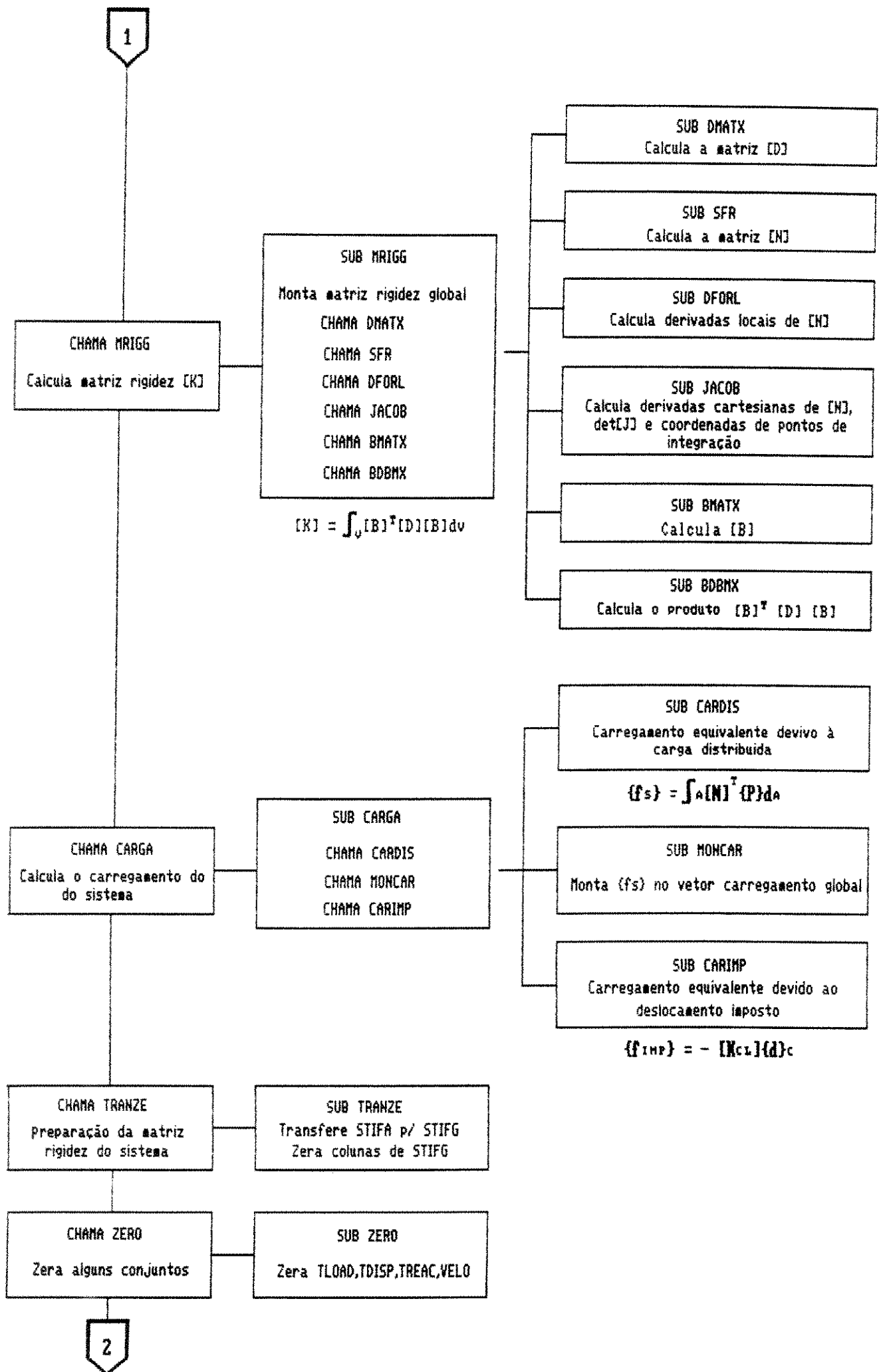
O fluxograma geral do programa apresentando as subrotinas é dado abaixo, e em seguida são mostradas as listagens pertinentes.

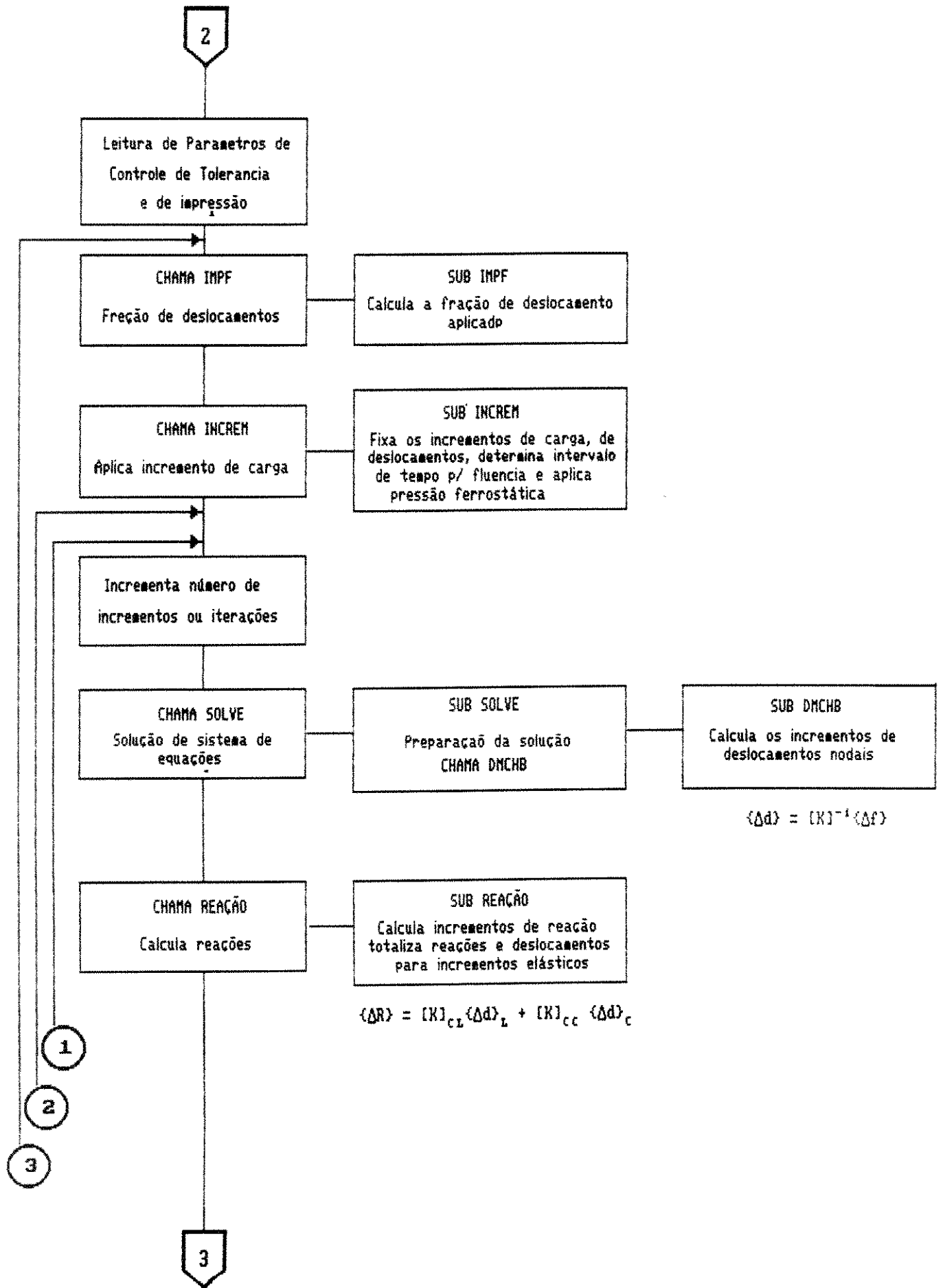
O perfil de temperatura fornecido no modelo de solidificação é dado por 100 pontos igualmente espaçados a partir do centro até a superfície no sentido da espessura da placa, no caso da placa completamente sólida. Na placa parcialmente sólida, o número de pontos é proporcional à sua espessura, sendo 71 no caso. Baseando-se nos dados de discretização, é calculada a temperatura média em cada fileira de elementos.

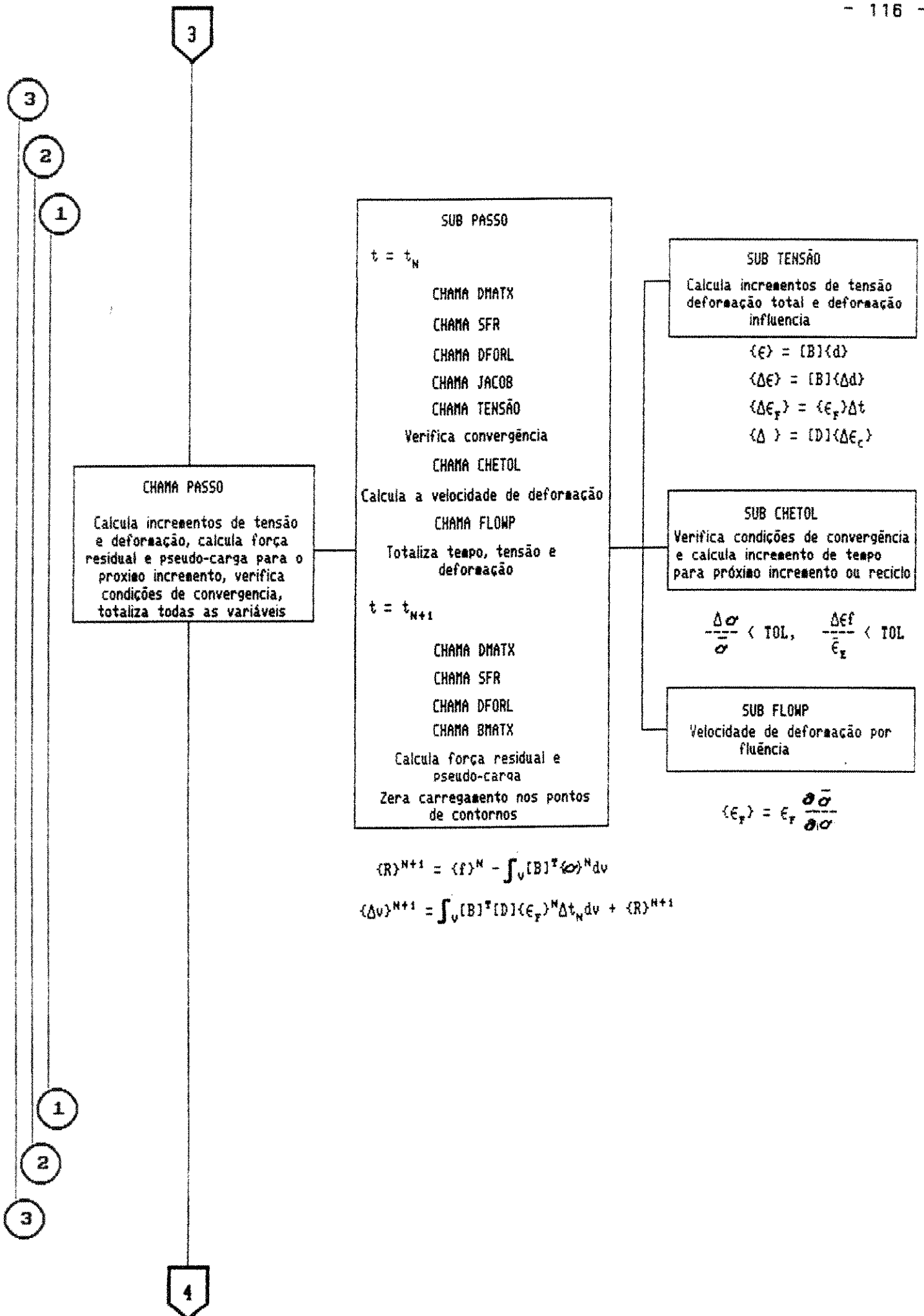
É mostrado também um trecho exemplo do arquivo de saída de dados quando da execução do programa.

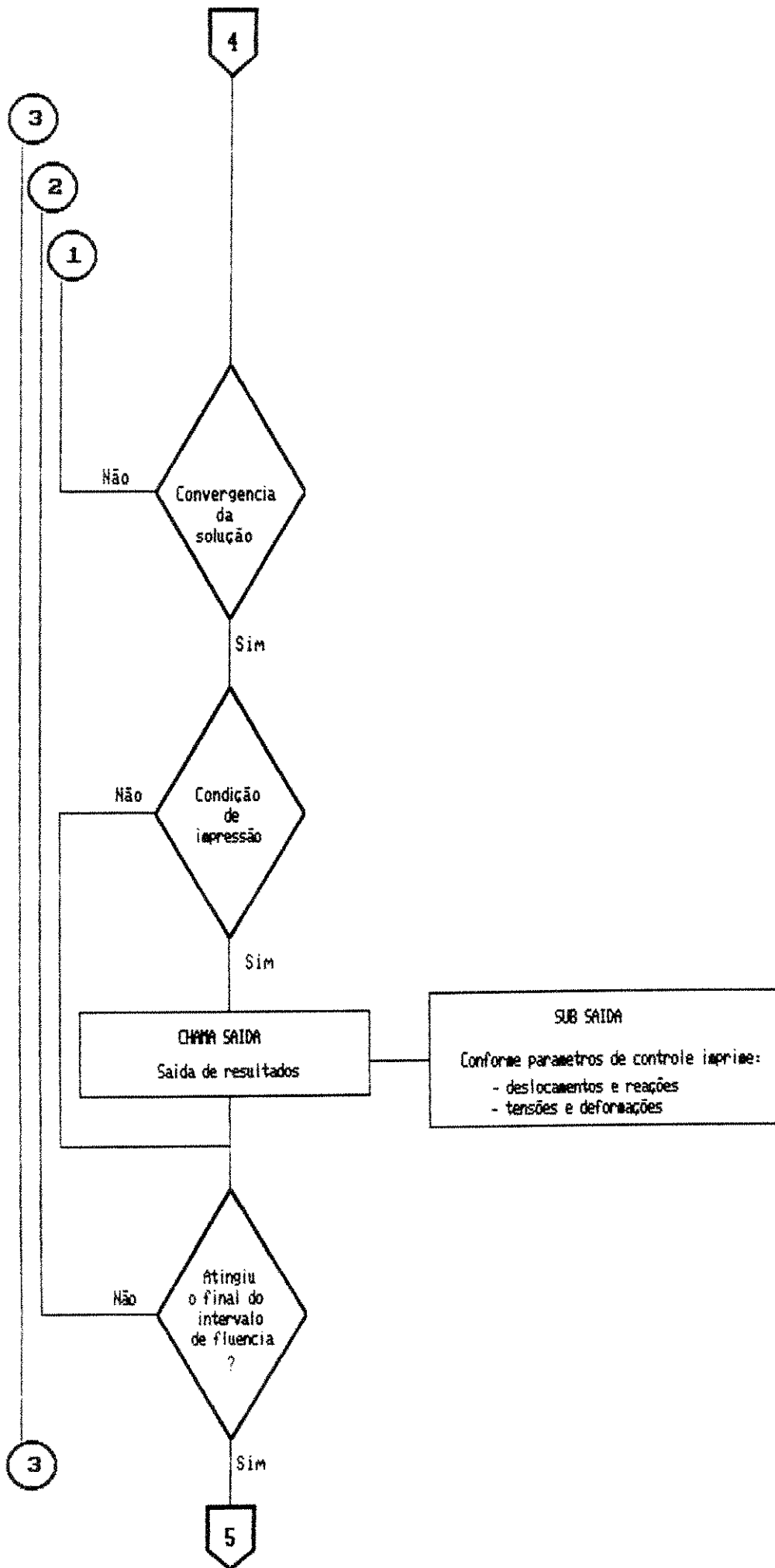
F.1 - FLUXOGRAMA

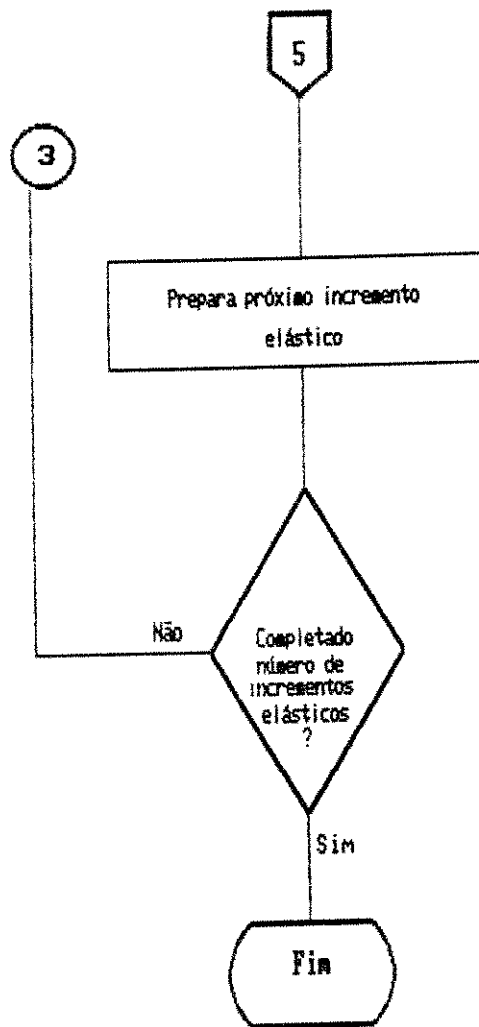












F.2 - PROGRAMA PRINCIPAL

```

000001      PROGRAM VISCO
000002 CCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCC
000003 C
000004 C      PESA1610                                ADEL
000005 C
000006 C      PROGRAMA VISCO. MODELO MATEMATICO ELASTO-FLUENCIA
000007 C      BIDIMENSIONAL PELO METODO DOS ELEMENTOS FINITOS UTILIZANDO
000008 C      ELEMENTOS ISOPARAMETRICOS QUADRATICOS DE 8 NOS. A DEFORMA-
000009 C      CAO TOTAL SE DECOMPOE NAS COMPONENTES ELASTICA E E DE FLUEN
000010 C      CIA. O CARREGAMENTO DO SISTEMA E FEITO NA FORMA DE INCRE-
000011 C      MENTOS DE DESLOCAMENTO IMPOSTO. APOS CADA UM DESTES INCRE-
000012 C      MENTOS ELASTICOS, O PROCESSO DE FLUENCIA E REALIZADO POR
000013 C      UM INTERVALO DE TEMPO PROPORCIONAL A ESTE INCREMENTO. A MA-
000014 C      TRIZ RIGIDEZ E MANTIDA CONSTANTE DURANTE TODO O PROCESSO.
000015 C      OU SEJA, E UTILIZADO O METODO DE NEWTON-RAPHSON. O ESQUEMA
000016 C      EXPLICITO DE EULER E EMPREGADO PARA INTEGRACAO NO TEMPO
000017 C
000018 C      IEST=1, ESTADO PLANO DE TENSAO; IEST=2, ESTADO PLANO DE DEFORMACAO
000019 C
000020 CCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCC
000021 C
000022 C      IMPLICIT REAL*8 (A-H, O-Z)
000023 C      COMMON/BLOCA/NDIVX,NDIVY,NELEM,NNOS,NNODE,NDOF,NOIME,IEST,NPINT,
000024 C      NINTE,NINTG,NVABE,NVABT,NME,NMG,NEDGE,NODEG,NTDF,NVRD,
000025 C      NDSIM,NDISIM,LDAN,NSTRE,NSTR1,ICFA,ICES
000026 C      COMMON/BLOCB/COORD(785,2),PROP(12,20,4),CADIS(20,3,2),
000027 C      CACON(10),DISIM(50),NOEC(20,-1:3),LNODS(12,20,8),
000028 C      IVNO(12,20,16),IVDNU(50),IVDIM(50),NODEF(100)
000029 C      COMMON/BLOCC/QSIB(9),ETAB(9),PESB(9),QSIL(3),PESL(3),DMAT(6)
000030 C      COMMON/BLOCD/STIFE(136),STIFG(125419),DSHC(8,2),DSHL(8,2),
000031 C      SHAPE(9),CORSP(9,2),BMAT(3,16),BDB(136),STIFA(125419)
000032 C      COMMON/BLOCE/DLOAD(12,20,16),QEDIS(1570),QEDI(1570),RLOAD(1570),
000033 C      FLOAD(1570),TLOAD(1570),DREAC(1570),TREAC(1570),
000034 C      ASDIS(1570),TOISP(1570),ALOAD(1570)
000035 C      COMMON/BLOCF/TFATC,TIME,TIMIN,DINT,DINT2,DTIMT,TIMET
000036 C      COMMON/BLOCG/VELO(5,2160),STRSG(4,2160),AVEC(4),
000037 C      SVEC(4,2160),ELDIS(8,2),TLDIS(8,2)
000038 C      COMMON/BLOCH/TOLST,TOLCD,TOLCO,NELE(10,3),NOSP(10,3),
000039 C      NPQI(9),NCNL,MNRT,NSET,NSET,NPOIE,NVNOD,NFRE
000040 C      COMMON/BLOCI/DCRE(5,2160),STRES(5,2160),TCRE(4,2160),
000041 C      TESTE(2160),STRQ(2160),STRAN(4)
000042 C
000043 C
000044 C      ENTRADA DE DADOS DO PROBLEMA E DEFINICAO DOS PONTOS DE INTEGRACAO
000045 C
000046 C      CALL DADOS
000047 C      CALL PGAUS
000048 C
000049 C      CALCULO DA MATRIZ RIGIDEZ ELASTICA GLOBAL
000050 C
000051 C      CALL MRIGG
000052 C
000053 C      CALCULO DO CARREGAMENTO TOTAL
000054 C
000055 C      CALL CARGA
000056 C
000057 C      PREPARACAO DA MATRIZ RIGIDEZ PARA SOLUCAO
000058 C
000059 C      CALL TRANZE
000060 C
000061 C      LEITURA DE PARAMETROS DE CONTROLE DE TOLERANCIA E DE IMPRESSAO
000062 C      DE RESULTADOS
000063 C
000064 C      READ(*,*) NCNL,NMNC,IAPF,IALF
000065 C      READ(*,*) TOLST,TOLCD,TOLCO,DINT,DINT2,MNRT
000066 C      READ(*,*) NSET,NSET,NPOIE,NVNOD,NFRE
000067 C      DO 10 ISET = 1,NSET
000068 C      10 READ(*,*) (NELE(ISET,J),J=1,3)
000069 C      DO 15 ISET = 1,NSET
000070 C      15 READ(*,*) (NOSP(ISET,J),J=1,3)
000071 C      DO 20 IPOIE = 1,NPOIE
000072 C      20 READ(*,*) NPQI(IPOIE)
000073 C      READ(*,*) ROLP,VELIN,FATO
000074 C      READ(*,*) NCM,EPS
000075 C      TIME = ROLP/VELIN
000076 C
000077 C      ZERAR ALGUNS CONJUNTOS
000078 C
000079 C      CALL ZERO
000080 C
000081 C      INICIO DO LOOP SOBRE O INCREMENTO DE DESLOCAMENTO
000082 C
000083 C      ICONTA = 0
000084 C      INCRT = 0
000085 C      ICOV = 0
000086 C      TFATC = 0.0
000087 C      DO 100 INCL = 1,NCNL
000088 C
000089 C      INCRT = INCRT + 1
000090 C      IF(INCRT.GT.1) GO TO 11
000091 C      DTIME = 0.0
000092 C      11 CONTINUE
000093 C

```

```

000094 C  CALCULO DA FRACAO DE DESLOCAMENTO IMPOSTO
000095 C
000096 C      CALL IMPF(DTIME,FATC,FATC,INCRT,IAPF)
000097 C
000098 C  CALCULO DO INCREMENTO DE CARGA E FIXACAO DO INCREMENTO DE DES-
000099 C  LOCAMENTO
000100 C
000101 C  405 CONTINUE
000102 C      CALL INCREM(DTIME,FATC,INCRT,IAPF,ICONTA)
000103 C
000104 C  INICIO DO LOOP DE INCREMENTO DE FLUENCIA
000105 C
000106 C  205 CONTINUE
000107 C      ICIC = 1
000108 C  207 CONTINUE
000109 C      IF(DTIME.EQ.0.0) GO TO 302
000110 C      IF(ICOV.NE.2) THEN
000111 C          INCRT = INCRT + 1
000112 C          WRITE(6,215) INCRT
000113 C  215 FORMAT(///,5X,'**** - INCREMENTO NO. ',I4,' - FLUENCIA - ****')
000114 C      ELSE
000115 C          ICIC = ICIC + 1
000116 C          IF((ICIC - 1).EQ.MNRT) THEN
000117 C              WRITE(6,21)
000118 C  21 FORMAT(///,1X,'EXECUCAO INTERRRROMPIDA - ATINGIDO NUMERO MAXIMO
000119 C      DE RECICLOS')
000120 C          CALL EXIT
000121 C      ELSE
000122 C          END IF
000123 C      END IF
000124 C  302 CONTINUE
000125 C
000126 C  SOLUCAO DO SISTEMA E CALCULO DAS REACOES
000127 C
000128 C      CALL SOLVE(INCRT,NCH,EPS)
000129 C      CALL REACAO(DTIME)
000130 C
000131 C  CALCULO DAS QUANTIDADES INCREMENTAIS E AO FINAL DO INTERVALO DE
000132 C  TEMPO, DA VELOCIDADE DE DEFORMACAO E DAS FORCAS RESIDUAIS E
000133 C  PSEUDO-CARGA PARA O PROXIMO INTERVALO.
000134 C
000135 C      CALL PASSO(DTIME,INCRT,FATC,ICOV,ICONTA,IALF)
000136 C
000137 C      IF(ICOV.EQ.2) GO TO 207
000138 C
000139 C  IMPRESSAO DE RESULTADOS
000140 C
000141 C      IF(INCRT.EQ.1) IFRE = INCRT
000142 C      IFC = (IFRE - 1)*NFRE
000143 C      IF(NFRE.EQ.1) IFC = IFC + 1
000144 C      IF(IFRE.EQ.1) IFC = 1
000145 C      IF(IFC.EQ.INCRT) THEN
000146 C          IFRE = IFRE + 1
000147 C          CALL SAIDA
000148 C          END IF
000149 C
000150 C      IF(INCRT.GE.NMINC) THEN
000151 C          WRITE(6,171)
000152 C  171 FORMAT(//,1X,'ATINGIDO NUMERO MAXIMO DE INCREMENTOS - INTERRUPCAO
000153 C      DE EXECUCAO')
000154 C          CALL EXIT
000155 C          END IF
000156 C
000157 C      IF(DABS(DTINT-TIMIN).GE.1.D-03) GO TO 205
000158 C
000159 C  PREPARACAO PARA O PROXIMO INCREMENTO ELASTICO
000160 C
000161 C      DTIME = 0.0
000162 C      IF(DABS(TIME-TIMET).LE.1.D-02) THEN
000163 C          IF(IAPF.EQ.0) THEN
000164 C              WRITE(6,1)
000165 C              CALL EXIT
000166 C  1 FORMAT(///,5X,'***** - TERMINO DE EXECUCAO DO PROGRAMA - *****')
000167 C          END IF
000168 C          IF(IAPF.EQ.2) THEN
000169 C              DTIME = 0.0
000170 C              TIMIN = 0.0
000171 C              DTINT = TIME
000172 C              ICONTA = 1
000173 C              GO TO 405
000174 C          END IF
000175 C          ELSE
000176 C              END IF
000177 C
000178 C  100 CONTINUE
000179 C
000180 C      WRITE(6,1)
000181 C      CALL EXIT
000182 C      END
000183 C
000184 C
000185 C
000186 C
000187 C
000188 C  FUNCAO DE POSICIONAMENTO 1 - ARMAZENAMENTO NA FORMA DE COLUNA
000189 C
000190 C      INTEGER FUNCTION IPOS(I,J,NB)
000191 C      IF(J.LE.NB) IPOS = J * (J-1)/2 + I

```

```

000192      IF(J.GT.NB) IPOS = NB * (NB+1)/2 + (J-NB) * NB - (J-1)
000193      RETURN
000194      END
000195 C
000196 C
000197 C      FUNCAO DE POSICIONAMENTO 2 - ARMAZENAMENTO NA FORMA DE LINHA
000198 C
000199      INTEGER FUNCTION NPOSG(N1,N2,LB,NTOT,NN)
000200 C
000201      IF(N2.GT.N1) THEN
000202      I = N1
000203      J = N2
000204      ELSE
000205      I = N2
000206      J = N1
000207      END IF
000208      IF((J-I).GT.LB) THEN
000209      NPOSG = 0
000210      RETURN
000211      END IF
000212      IF(I.LE.(NN-LB)) THEN
000213      NPOSG = (LB + 1)*(I - 1) + J - I + 1
000214      ELSE
000215      NPOSG = NTOT - (NN - I + 1)*(NN - I + 2)/2 + J - I + 1
000216      END IF
000217      RETURN
000218      END
000219 C
000220 C
000221 C
000222      SUBROUTINE DADOS
000223 C
000224 C      SUBROTINA PARA ENTRADA DA MAIOR PARTE DOS DADOS DO PROBLEMA
000225 C
000226 C      IEST=1, ESTADO PLANO DE TENSAO; IEST=2, ESTADO PLANO DE DEFORMACAO
000227 C
000228      IMPLICIT REAL*8 (A-H, O-Z)
000229      COMMON/BLOCA/NDIVY,NDIVX,NELEM,NNOS,NNODE,NDOF,NDIME,IEST,NPINT,
000230      NINTE,NINTG,NVABE,NVABT,NME,NMG,NEDGE,NODEG,NTDF,NVRD,
000231      NDSIM,NDSNU,LAN,NSTRE,NSTRI,ICFA,ICES
000232      COMMON/BLOCB/COORD(785,2),PROP(12,20,4),CADIS(20,3,2),
000233      CACON(10),DISIM(50),NOEC(20,-1:3),LNODS(12,20,8),
000234      IVNO(12,20,16),IVONU(50),IVDIM(50),NODEF(100)
000235 C
000236      DIMENSION FCON(2)
000237 C
000238      REWIND 4
000239 C
000240 C      LEITURA DE DADOS GERAIS
000241 C
000242      READ(*,*) NDIVY,NDIVX,ICES
000243 C
000244 C      ICES = 1, TOTALMENTE SOLIDIFICADO; ICES = 2, PARCIALMENTE SOLIDIF.
000245 C      ICFA = 1, CAMADA INFERIOR; ICFA = 2 CAMADA SUPERIOR
000246 C
000247 C
000248      IF(NDIVY.NE.0.AND.NDIVX.NE.0) THEN
000249      NELEM = NDIVY*NDIVX
000250      NNOS = (2*NDIVY + 1)*(NDIVX + 1) + (NDIVY + 1)*NDIVX
000251      ELSE
000252      READ(*,*) NELEM,NNOS
000253      END IF
000254      READ(*,*) NNODE,NDOF,NDIME,IEST,NPINT,NPROP
000255      READ(*,*) NEDGE,NODEG,NCCON
000256      READ(*,*) NSTRE,NSTRI,ILCA
000257      NINTE = NPINT*NPINT
000258      NINTG = NINTE*NELEM
000259      NVABE = NDOF*NNODE
000260      NVABT = NDOF*NNOS
000261      NME = (NVABE + 1)*NVABE/2
000262 C
000263 C      LEITURA DAS COORDENADAS E INCIDENCIA NODAL
000264 C
000265      IF(ILCA.EQ.1) THEN
000266      DO 5 INOS = 1,NNOS
000267      DO 6 IDIME = 1,NDIME
000268      READ(4,2) COORD(INOS,IDIME)
000269      6 CONTINUE
000270      5 CONTINUE
000271      2 FORMAT(1X,D14.8)
000272      ELSE
000273      DO 541 INOS = 1,NNOS
000274      READ(*,*) COORD(INOS,1),COORD(INOS,2)
000275      541 CONTINUE
000276      END IF
000277 C
000278      DO 15 IEX = 1,NDIVX
000279      DO 15 IEY = 1,NDIVY
000280      IF(ILCA.EQ.1) THEN
000281      DO 49 INODE = 1,NNODE
000282      READ(4,3) LNODS(IEY,IEX,INODE)
000283      49 CONTINUE
000284      3 FORMAT(1X,I5)
000285      ELSE
000286      READ(*,*) LNODS(IEY,IEX,1),LNODS(IEY,IEX,2),LNODS(IEY,IEX,3),
000287      LNODS(IEY,IEX,4),LNODS(IEY,IEX,5),LNODS(IEY,IEX,6),
000288      LNODS(IEY,IEX,7),LNODS(IEY,IEX,8)
000289      END IF

```

```

000290 C
000291      DO 10 INODE = 1,NNODE
000292      NPOS = NDOF*(INODE - 1)
000293      IVNE = NDOF*(LNODS(IEY,IEX,INODE) - 1)
000294      DO 10 IDOF = 1,NDOF
000295      NPOS = NPOS + 1
000296      IVNE = IVNE + 1
000297      10 IVNO(IEY,IEX,NPOS) = IVNE
000298      15 CONTINUE
000299 C
000300      CALL BANDA
000301      NMG = LBAN*(LBAN + 1)/2 + (NVABT - LBAN)*LBAN
000302 C
000303 C  PROPRIEDADES
000304 C
000305      DO 20 IEY = 1,NDIVY
000306      READ(*,*) (PROP(IEY,I,IPROP),IPROP=1,NPROP)
000307      IF(NDIVX.EQ.1) GO TO 22
000308      DO 24 IEX = 1,NDIVX
000309      DO 23 IPROP = 1,NPROP
000310      23 PROP(IEY,IEX,IPROP) = PROP(IEY,I,IPROP)
000311      24 CONTINUE
000312 C
000313      22 CONTINUE
000314      20 CONTINUE
000315 C
000316 C  CONDICAOES DE CONTORNO
000317 C
000318      CALL CONTOR
000319 C
000320 C
000321 C  CARREGAMENTO DO SISTEMA
000322 C
000323      IF(NEDGE.EQ.0) GO TO 30
000324      READ(*,*) ICFA,PRESS
000325      IF(ICFA.EQ.1) IEY = NDIVY
000326      IF(ICFA.EQ.2) IEY = 1
000327      DO 25 IEX = 1,NDIVX
000328      NOEC(IEX,-1) = IEY
000329      NOEC(IEX,0) = IEX
000330      IF(ICFA.EQ.1) THEN
000331      NOEC(IEX,1) = LNODS(IEY,IEX,5)
000332      NOEC(IEX,2) = LNODS(IEY,IEX,6)
000333      NOEC(IEX,3) = LNODS(IEY,IEX,7)
000334      ELSE IF(ICFA.EQ.2) THEN
000335      DO 31 I = 1,NODEG
000336      31 NOEC(IEX,I) = LNODS(IEY,IEX,I)
000337      ELSE
000338      END IF
000339      DO 33 IODEG = 1,NODEG
000340      CADIS(IEX,IODEG,1) = PRESS
000341      33 CADIS(IEX,IODEG,2) = 0.0
000342      25 CONTINUE
000343
000344      30 CONTINUE
000345      IF(NCCON.EQ.0) GO TO 40
000346      DO 35 ICCON = 1,NCCON
000347      READ(*,*) NOCON,(FCON(IDOF),IDOF = 1,NDOF)
000348      IVAB = NDOF*(NOCON - 1)
000349      DO 35 IDOF = 1,NDOF
000350      IVAB = IVAB + 1
000351      35 CACON(IVAB) = FCON(IDOF)
000352 C
000353      40 CONTINUE
000354      RETURN
000355      END
000356 C
000357 C
000358 C
000359      SUBROUTINE BANDA
000360 C
000361 C  CALCULA LARGURA DE BANDA
000362 C
000363      IMPLICIT REAL*8 (A-H,O-Z)
000364      COMMON/BLOCA/NDIVY,NDIVX,NELEM,NNOS,NNODE,NDOF,NODEG,NEST,NPRINT,
000365      NINTE,NINTG,NVABE,NVABT,NME,NMG,NEDGE,NODEG,NTDF,NVRD,
000366      NDSIM,NDSNU,LBAN,NSTRE,NSTRI,ICFA,ICES
000367      COMMON/BLOCB/COORD(785,2),PROP(12,20,4),CADIS(20,3,2),
000368      CACON(10),DISIM(50),NOEC(20,-1:3),LNODS(12,20,8),
000369      IVNO(12,20,16),IVDNU(50),IVDIM(50),NODEF(100)
000370 C
000371      LBAN = 0
000372      KBAN = 0
000373      DO 100 I = 1,NDIVY
000374      DO 100 J = 1,NDIVX
000375      DO 100 K = 1,NVABE
000376      DO 100 L = 1,NVABE
000377      KBAN = ABS(IVNO(I,J,K) - IVNO(I,J,L))
000378      IF(KBAN.GT.LBAN) LBAN = KBAN
000379      100 CONTINUE
000380      LBAN = LBAN + 1
000381      RETURN
000382      END
000383 C
000384 C
000385 C
000386      SUBROUTINE CONTOR
000387 C

```

```

000388 C LE E DEFINE AS CONDICÕES DE CONTO RNO (DESLOCAMENTOS CONHECIDOS)
000389 C
000390 IMPLICIT REAL*8 (A-H, O-Z)
000391 COMMON/BLOCA/NDIVY,NDIVX,NELEM,NNOS,NNODE,NDOF,NDIME,IEST,NPINT,
000392 NINTE,NINTG,NVABE,NVABT,NME,NMG,NEDGE,NODEG,NTDF,NVRD,
000393 NDSIM,NDSNU,LAN,NSTRE,NSTR1,ICFA,ICES
000394 COMMON/BLOCB/COORD(785,2),PROP(12,20,4),CADIS(20,3,2),
000395 CACON(10),DISIM(50),NOEC(20,-1:3),LNODS(12,20,8),
000396 IVNO(12,20,16),IVONU(50),IVDIM(50),NODEF(100)
000397 C
000398 DIMENSION ICDF(100),VDEF(100,2)
000399 C
000400 ISDNU = 0
000401 ISDIM = 0
000402 READ(*,*) NTDF
000403 C
000404 C LEIA O NUMERO DO NO. O CODIGO DO NO. E OS VALORES DEFINIDOS EM X
000405 C EM Y. NESTA ORDEM. CODIGO: 10 PARA DESLOCAMENTO SOMENTE EM X, 01
000406 C PARA DESLOCAMENTO SOMENTE EM Y, E 11 PARA VALORES DEFINIDOS EM X E Y
000407 C
000408 DO 1000 IVDF = 1,NTDF
000409 READ(*,*) NODEF(IVDF),ICDF(IVDF),VDEF(IVDF,1),VDEF(IVDF,2)
000410 J = NODEF(IVDF)
000411 ICOD = ICDF(IVDF)
000412 C
000413 DO 1010 IDOF = 1,NDOF
000414 IF(ICOD.EQ.10) GO TO 1020
000415 IF(ICOD.EQ.01) GO TO 1030
000416 C
000417 C DESLOCAMENTOS CONHECIDOS EM X E EM Y
000418 C
000419 JDOF = NDOF*J - (NDOF - IDOF)
000420 IF(VDEF(IVDF,IDOF).EQ.0.0) THEN
000421 ISDNU = ISDNU + 1
000422 IVONU(ISDNU) = JDOF
000423 ELSE
000424 ISDIM = ISDIM + 1
000425 IVDIM(ISDIM) = JDOF
000426 DISIM(ISDIM) = VDEF(IVDF,IDOF)
000427 END IF
000428 KT = 0
000429 GO TO 1040
000430 C
000431 C DESLOCAMENTO EM X CONHECIDO
000432 C
000433 1020 JDOF = NDOF*J - 1
000434 IF(VDEF(IVDF,1).EQ.0.0) THEN
000435 ISDNU = ISDNU + 1
000436 IVONU(ISDNU) = JDOF
000437 ELSE
000438 ISDIM = ISDIM + 1
000439 IVDIM(ISDIM) = JDOF
000440 DISIM(ISDIM) = VDEF(IVDF,1)
000441 END IF
000442 KT = 1
000443 GO TO 1040
000444 C
000445 C DESLOCAMENTO EM Y CONHECIDO
000446 C
000447 1030 JDOF = NDOF*J
000448 IF(VDEF(IVDF,2).EQ.0.0) THEN
000449 ISDNU = ISDNU + 1
000450 IVONU(ISDNU) = JDOF
000451 ELSE
000452 ISDIM = ISDIM + 1
000453 IVDIM(ISDIM) = JDOF
000454 DISIM(ISDIM) = VDEF(IVDF,2)
000455 END IF
000456 KT = 1
000457 C
000458 1040 CONTINUE
000459 IF(KT) 1010, 1010, 1000
000460 1010 CONTINUE
000461 1000 CONTINUE
000462 NDSNU = ISDNU
000463 NDSIM = ISDIM
000464 NVRD = ISDNU + ISDIM
000465 RETURN
000466 END
000467 C
000468 C
000469 C
000470 SUBROUTINE PGAUS
000471 C
000472 C GERACAO DOS PONTOS DE INTEGRACAO COM RESPECTIVOS PESOS
000473 C
000474 IMPLICIT REAL*8 (A-H, O-Z)
000475 COMMON/BLOCA/NDIVY,NDIVX,NELEM,NNOS,NNODE,NDOF,NDIME,IEST,NPINT,
000476 NINTE,NINTG,NVABE,NVABT,NME,NMG,NEDGE,NODEG,NTDF,NVRD,
000477 NDSIM,NDSNU,LAN,NSTRE,NSTR1,ICFA,ICES
000478 COMMON/BLOCC/QSIB(9),ETAB(9),PESB(9),QSIL(3),PESL(3),OMAT(6)
000479 C
000480 DIMENSION XQSI(9),XETA(9),XPES(9)
000481 DATA XQSI/-1.,1.,1.,1.,-1.,0.,1.,0.,-1.,0./
000482 DATA XETA/-1.,-1.,1.,1.,-1.,0.,1.,0.,0./
000483 DATA XPES/4*25.,4*40.,64./
000484 L = NPINT
000485 C

```

```

000486 C    UM PONTO DE INTEGRACAO
000487 C
000488      IF(L.EQ.1) THEN
000489        QSIB(1) = 0.
000490        ETAB(1) = 0.
000491        PESB(1) = 4.
000492        QSIL(1) = 0.
000493        PESL(1) = 2.
000494        RETURN
000495 C
000496 C    DOIS PONTOS DE INTEGRACAO
000497 C
000498      ELSE IF(L.EQ.2) THEN
000499        G = 1./DSORT(3.000)
000500        DO 5 I = 1,4
000501          QSIB(I) = G*XSII(I)
000502          ETAB(I) = G*XTA(I)
000503        5 PESB(I) = 1.
000504          QSIL(1) = - G
000505          QSIL(2) = G
000506          PESL(1) = 1.
000507          PESL(2) = 1.
000508        RETURN
000509 C
000510 C    TRES PONTOS DE INTEGRACAO
000511 C
000512      ELSE IF(L.EQ.3) THEN
000513        G = DSORT(0.6000)
000514        F = 1./81.
000515        DO 10 I = 1,9
000516          QSIB(I) = G*XSII(I)
000517          ETAB(I) = G*XTA(I)
000518        10 PESB(I) = F*XPES(I)
000519          QSIL(1) = - G
000520          QSIL(2) = 0.
000521          QSIL(3) = G
000522          PESL(1) = 5./9.
000523          PESL(2) = 8./9.
000524          PESL(3) = 5./9.
000525        END IF
000526        RETURN
000527      END
000528 C
000529 C
000530 C
000531      SUBROUTINE MRIGG
000532 C
000533 C    CALCULO DA MATRIZ RIGIDEZ ELASTICA GLOBAL. OS ELEMENTOS DA BANDA
000534 C    SUPERIOR DA MATRIZ SAO ARMAZENADOS NA FORMA DE COLUNA NO VETOR
000535 C    UNIDIMENSIONAL STIFA.
000536 C
000537      IMPLICIT REAL*8 (A-H, O-Z)
000538      COMMON/BLOCA/NDIVY,NDIVX,NELEM,NNOS,NNODE,NDOF,NDIME,IEST,NPINT,
000539      NINTE,NINTG,NVABE,NVABT,NME,NMG,NEDGE,NODEG,NTDF,NVRD,
000540      NDSIM,NDSNU,LBAN,NSTRE,NSTR1,ICFA,ICES
000541      COMMON/BLOCB/COORD(785,2),PROP(12,20,4),CADIS(20,3,2),
000542      CACON(10),DISIM(50),NOEC(20,-1,3),LNODS(12,20,8),
000543      IVNO(12,20,16),IVDNU(50),IVDIM(50),NODEF(100)
000544      COMMON/BLOCC/QSIB(9),ETAB(9),PESB(9),QSIL(3),PESL(3),DMAT(6)
000545      COMMON/BLOCD/STIFE(136),STIFG(125419),DSHC(8,2),DSHL(8,2),
000546      SHAPE(9),CORSP(9,2),BMAT(3,16),BDB(136),STIFA(125419)
000547 C
000548 C    LOOP SOBRE OS ELEMENTOS
000549 C
000550      IEY = 1
000551      DO 20 IELEM = 1,NELEM
000552        NX = IEY * NDIVX
000553        IF (IELEM.GT.NX) IEY = IEY + 1
000554        IEX = IELEM - (IEY - 1) * NDIVX
000555        ESPE = PROP(IEY,IEX,4)
000556 C
000557        CALL DMATX(IEST,IEY,IEX)
000558        DO 25 I = 1,NVABE
000559          DO 25 J = 1,NVABE
000560            IJ = IPOS(I,J,NVABE)
000561          25 STIFE(IJ) = 0.0
000562 C
000563 C    LOOP SOBRE OS PONTOS DE INTEGRACAO
000564 C
000565        DO 30 IINT = 1,NINTE
000566          S = QSIB(IINT)
000567          T = ETAB(IINT)
000568          CALL DFORL(S,T)
000569          CALL SFR(S,T)
000570          CALL JACOB(DJAC,IINT,IEY,IEX)
000571          CALL BMATX
000572          CALL BDBMX
000573 C
000574 C    MULTIPLICACAO DE BDB POR DA E PELOS PESOS. GERACAO DA MATRIZ
000575 C    RIGIDEZ ELEMENTO
000576 C
000577        DO 35 K = 1,NVABE
000578          DO 35 J = K,NVABE
000579            KJ = IPOS(K,J,NVABE)
000580          35 STIFE(KJ) = STIFE(KJ) + BDB(KJ) * DJAC * ESPE * PESB(IINT)
000581 C
000582        30 CONTINUE
000583 C

```

```

000584 C MONTAR A MATRIZ RIGIDEZ
000585 C
000586 DO 60 I = 1,NVABE
000587 ILIN = IVNO(IEY,IEY,I)
000588 IF(ILIN.LE.0) GO TO 60
000589 DO 60 J = 1,NVABE
000590 ICOL = IVNO(IEY,IEY,J)
000591 IF(ICOL.LE.0) GO TO 60
000592 IJ = J * (J-1) / 2 + 1
000593 JI = IPOS(ILIN,ICOL,LBAN)
000594 IF(ILIN.GT.ICOL) JI = IPOS(ICOL,ILIN,LBAN)
000595 STIFA(JI) = STIFA(JI) + STIFE(IJ)
000596 60 CONTINUE
000597 C
000598 20 CONTINUE
000599 C
000600 WRITE(6,90)
000601 WRITE(6,55) (STIFA(K),K=1,NMG)
000602 90 FORMAT(/,3X,'MATRIZ RIGIDEZ GLOBAL _ VETOR PARTE SUPERIOR'//,
000603 * 3X,44('='))
000604 55 FORMAT(6(2X,E12.6))
000605 C
000606 RETURN
000607 END
000608 C
000609 C
000610 C
000611 SUBROUTINE DMATX(IEST,IEY,IEY)
000612 C
000613 GERACAO DA MATRIZ (D)
000614 C
000615 IMPLICIT REAL*8 (A-H,O-Z)
000616 COMMON/BLOCB/COORD(785,2),PROP(12,20,4),CADIS(20,3,2),
000617 CACON(10),DISIM(50),NOEC(20,-1:3),LNODS(12,20,8),
000618 IVNO(12,20,16),IVDMU(50),IVDIM(50),NODEF(100)
000619 COMMON/BLOCC/QSIB(9),ETAB(9),PESB(9),QSIL(3),PESL(3),DMAT(6)
000620 C
000621 E = PROP(IEY,IEY,1)
000622 XNU = PROP(IEY,IEY,2)
000623 IF(IEST.EQ.2) GO TO 30
000624 C
000625 TENSÃO PLANA
000626 C
000627 CONST = E/(1.0 - XNU * XNU)
000628 DMAT(1) = CONST
000629 DMAT(2) = CONST * XNU
000630 DMAT(3) = CONST
000631 DMAT(4) = 0.0
000632 DMAT(5) = 0.0
000633 DMAT(6) = CONST * (1. - XNU)/2.
000634 GO TO 40
000635 C
000636 DEFORMAÇÃO PLANA
000637 C
000638 30 CONST = E/(1.0 + XNU)/(1. - 2. * XNU)
000639 DMAT(1) = CONST * (1.0 - XNU)
000640 DMAT(2) = CONST * XNU
000641 DMAT(3) = DMAT(1)
000642 DMAT(4) = 0.0
000643 DMAT(5) = 0.0
000644 DMAT(6) = CONST * (1.0 - 2.0 * XNU) / 2.0
000645 40 CONTINUE
000646 RETURN
000647 END
000648 C
000649 C
000650 C
000651 SUBROUTINE DFORL(S,T)
000652 C
000653 DERIVADAS LOCAIS DAS FUNCOES DE FORMA - ELEMENTOS 8 NOS-NUMERACAO
000654 SUCESSIVA DOS NOS
000655 C
000656 IMPLICIT REAL*8 (A-H,O-Z)
000657 COMMON/BLOCD/STIFE(136),STIFG(125419),DSHC(8,2),DSHL(8,2),
000658 SHAPE(9),CORSP(9,2),BMAT(3,16),BDB(136),STIFA(125419)
000659 C
000660 ST = S * T
000661 SS = S * S
000662 TT = T * T
000663 S2 = 2. * S
000664 T2 = 2. * T
000665 ST2 = 2. * S * T
000666 DSHL(1,1) = (T + S2 - ST2 - TT) / 4.0
000667 DSHL(1,2) = (S + T2 - SS - ST2) / 4.0
000668 DSHL(2,1) = -S + ST
000669 DSHL(2,2) = (-1. + SS) / 2.0
000670 DSHL(3,1) = (-T + S2 - ST2 + TT) / 4.0
000671 DSHL(3,2) = (-S + T2 - SS + ST2) / 4.0
000672 DSHL(4,1) = (1.0 - TT) / 2.0
000673 DSHL(4,2) = -T - ST
000674 DSHL(5,1) = (T + S2 + ST2 + TT) / 4.0
000675 DSHL(5,2) = (S + T2 + SS + ST2) / 4.0
000676 DSHL(6,1) = -S - ST
000677 DSHL(6,2) = (1.0 - SS) / 2.0
000678 DSHL(7,1) = (-T + S2 + ST2 - TT) / 4.0
000679 DSHL(7,2) = (-S + T2 + SS - ST2) / 4.0
000680 DSHL(8,1) = (-1. + TT) / 2.0
000681 DSHL(8,2) = -T + ST

```

```

000682      RETURN
000683      END
000684 C
000685 C
000686 C
000687      SUBROUTINE SFR(S,T)
000688 C
000689 C      FUNCOES DE FORMA EM COORDENADAS LOCAIS
000690 C
000691      IMPLICIT REAL*8 (A-H,O-Z)
000692      COMMON/BLOCD/STIFE(136),STIFG(125419),DSHC(8,2),DSHL(8,2),
000693      .      SHAPE(9),CORSP(9,2),BMAT(3,16),BDB(136),STIFA(125419)
000694 C
000695      SS = S * S
000696      TT = T * T
000697      ST = S * T
000698      SST = S * S * T
000699      STT = S * T * T
000700      SHAPE(1) = (-1.0 + ST + SS + TT - SST - STT) / 4.0
000701      SHAPE(2) = (1.0 - T - SS + SST) / 2.0
000702      SHAPE(3) = (-1.0 - ST + SS + TT - SST + STT) / 4.0
000703      SHAPE(4) = (1.0 + S - TT - STT) / 2.0
000704      SHAPE(5) = (-1.0 + ST + SS + TT + SST + STT) / 4.0
000705      SHAPE(6) = (1.0 + T - SS - SST) / 2.0
000706      SHAPE(7) = (-1.0 - ST + SS + TT + SST - STT) / 4.0
000707      SHAPE(8) = (1.0 - S - TT + STT) / 2.0
000708      RETURN
000709      END
000710 C
000711 C
000712 C
000713      SUBROUTINE JACOB(DJAC,IINT,IEY,IEY)
000714 C
000715 C      DETERMINA MATRIZ JACOBIANO E SEU DETERMINANTE, MATRIZ JACOBIANO
000716 C      INVERSA, DERIVADAS DAS FUNCOES DE FORMA EM COORDENADAS CARTESIANAS
000717 C      E PONTOS DE INTEGRACAO EM COORDENADAS CARTESIANAS
000718 C
000719      IMPLICIT REAL*8 (A-H,O-Z)
000720      COMMON/BLOCA/NDIVY,NDIVX,NELEM,NNOS,NNODE,NDOF,NDIME, IEST,NPINT,
000721      .      NINTE,NINTG,NVABE,NVABT,NME,NMG,NEDGE,NODEG,NTDF,NVRD,
000722      .      NDSIM,NDSNU,LAN,NSTRE,NSTR1,ICFA,ICES
000723      COMMON/BLOCB/COORD(785,2),PROP(12,20,4),CAOTS(20,3,2),
000724      .      CACON(10),DISIM(50),NOEC(20,-1:3),LNODS(12,20,8),
000725      .      IVNO(12,20,16),IVDNU(50),IVDIM(50),NODEF(100)
000726      COMMON/BLOCD/STIFE(136),STIFG(125419),DSHC(8,2),DSHL(8,2),
000727      .      SHAPE(9),CORSP(9,2),BMAT(3,16),BDB(136),STIFA(125419)
000728 C
000729      DIMENSION XJAC(2,2),XIJAC(2,2)
000730 C
000731 C      MATRIZ JACOBIANO
000732 C
000733      DO 5 J = 1,NDIME
000734      DO 5 I = 1,NDIME
000735      XJAC(J,I) = 0.0
000736      DO 5 INODE = 1,NNODE
000737      JTEMP = LNODS(IEY,IEY,INODE)
000738      5 XJAC(J,I) = XJAC(J,I) + DSHL(INODE,J) * COORD(JTEMP,I)
000739 C
000740 C      DETERMINANTE E MATRIZ INVERSA
000741 C
000742      DJAC = XJAC(1,1) * XJAC(2,2) - XJAC(1,2) * XJAC(2,1)
000743      XIJAC(1,1) = XJAC(2,2) / DJAC
000744      XIJAC(1,2) = - XJAC(1,2) / DJAC
000745      XIJAC(2,1) = - XJAC(2,1) / DJAC
000746      XIJAC(2,2) = XJAC(1,1) / DJAC
000747 C
000748 C      DERIVADAS EM COORDENADAS CARTESIANAS
000749 C
000750      DO 10 I = 1,NDIME
000751      DO 10 INODE = 1,NNODE
000752      DSHC(INODE,I) = 0.0
000753      DO 10 J = 1,NDIME
000754      DSHC(INODE,I) = DSHC(INODE,I) + DSHL(INODE,J)*XIJAC(I,J)
000755      10 CONTINUE
000756 C
000757 C      PONTOS DE INTEGRACAO EM COORDENADAS CARTESIANAS
000758 C
000759      DO 20 IDIME = 1,NDIME
000760      CORSP(IINT,IDIME) = 0.0
000761      DO 20 INODE = 1,NNODE
000762      JTEMP = LNODS(IEY,IEY,INODE)
000763      CORSP(IINT,IDIME) = CORSP(IINT,IDIME) +
000764      * SHAPE(INODE) * COORD(JTEMP,IDIME)
000765      20 CONTINUE
000766 C
000767      RETURN
000768      END
000769 C
000770 C
000771 C
000772      SUBROUTINE BMATX
000773 C
000774 C      CALCULO DA MATRIZ (B)
000775 C
000776      IMPLICIT REAL*8 (A-H,O-Z)
000777      COMMON/BLOCA/NDIVY,NDIVX,NELEM,NNOS,NNODE,NDOF,NDIME, IEST,NPINT,
000778      .      NINTE,NINTG,NVABE,NVABT,NME,NMG,NEDGE,NODEG,NTDF,NVRD,
000779      .      NDSIM,NDSNU,LAN,NSTRE,NSTR1,ICFA,ICES

```

```

000780      COMMON/BLOCD/STIFE(136),STIFG(125419),DSHC(8,2),DSHL(8,2),
000781      SHAPE(9),CORSP(9,2),BMAT(3,16),BDB(136),STIFA(125419)
000782 C
000783      JTAU = 1
000784      DO 10 J = 1,NVABE
000785      JRAZ = J / JTAU
000786      IF(JRAZ.EQ.2) GO TO 20
000787      BMAT(1,J) = DSHC(JTAU,1)
000788      BMAT(2,J) = 0.0
000789      BMAT(3,J) = DSHC(JTAU,2)
000790      GO TO 10
000791 20 BMAT(1,J) = 0.0
000792      BMAT(2,J) = DSHC(JTAU,2)
000793      BMAT(3,J) = DSHC(JTAU,1)
000794      JTAU = JTAU + 1
000795 10 CONTINUE
000796      RETURN
000797      END
000798 C
000799 C
000800 C
000801      SUBROUTINE BDBMX
000802 C
000803 C      REALIZACAO DO PRODUTO (B)(D)(B)
000804 C
000805      IMPLICIT REAL*8 (A-H,O-Z)
000806      COMMON/BLOCA/NDIVY,NDIVX,NELEM,NNOS,NNODE,NDOF,NDIME,TEST,NPINT,
000807      NINTE,NINTG,NVABE,NVABT,NME,NMG,NEDGE,NODEG,NTDF,NVRD,
000808      NOSIM,NDSNU,LAN,NSTRE,NSTR1,ICFA,ICES
000809      COMMON/BLOCC/QSIB(9),ETAB(9),PESB(9),QSIL(3),PESL(3),DMAT(6)
000810      COMMON/BLOCD/STIFE(136),STIFG(125419),DSHC(8,2),DSHL(8,2),
000811      SHAPE(9),CORSP(9,2),BMAT(3,16),BDB(136),STIFA(125419)
000812 C
000813      DIMENSION BDMAT(16,3)
000814 C
000815      DO 30 I = 1,NVABE
000816      DO 30 K = 1,NSTRE
000817 30 BDMAT(I,K) = 0.0
000818      DO 35 J = 1,NVABE
000819      DO 35 L = J,NVABE
000820      JL = IPOS(J,L,NVABE)
000821 35 BDB(JL) = 0.0
000822 C
000823      DO 40 I = 1,NVABE
000824      DO 40 K = 1,NSTRE
000825      DO 40 J = 1,NSTRE
000826      KJ = IPOS(K,J,NSTRE)
000827      IF(K.GT.J) KJ = IPOS(J,K,NSTRE)
000828 40 BDMAT(I,K) = BDMAT(I,K) + BMAT(J,1) * DMAT(KJ)
000829 C
000830      DO 47 I = 1,NVABE
000831      DO 47 K = 1,NVABE
000832      IF(I.GT.K) GO TO 47
000833      IK = IPOS(I,K,NVABE)
000834      DO 45 J = 1,NSTRE
000835 45 BDB(IK) = BDB(IK) + BDMAT(I,J) * BMAT(J,K)
000836 47 CONTINUE
000837 C
000838      RETURN
000839      END
000840 C
000841 C
000842 C
000843      SUBROUTINE CARGA
000844 C
000845 C      CALCULO DO CARREGAMENTO TOTAL EQUIVALENTE DEVIDO A CARGA DISTRIBUIDA
000846 C      E AO DESLOCAMENTO IMPOSTO. O CARREGAMENTO TOTAL, INCLUINDO O CARRE-
000847 C      GAMENTO CONCENTRADO E ARMAZENADO NO VETOR RLOAD.
000848 C
000849      IMPLICIT REAL*8 (A-H, O-Z)
000850      COMMON/BLOCA/NDIVY,NDIVX,NELEM,NNOS,NNODE,NDOF,NDIME,TEST,NPINT,
000851      NINTE,NINTG,NVABE,NVABT,NME,NMG,NEDGE,NODEG,NTDF,NVRD,
000852      NOSIM,NDSNU,LAN,NSTRE,NSTR1,ICFA,ICES
000853      COMMON/BLOCB/COORD(785,2),PROP(12,20,4),CADIS(20,3,2),
000854      CACON(10),DISIM(50),NOEC(20,-1:3),LNODS(12,20,8),
000855      IVNO(12,20,16),IVDNU(50),IVDIM(50),NODEF(100)
000856      COMMON/BLOCC/QSIB(9),ETAB(9),PESB(9),QSIL(3),PESL(3),DMAT(6)
000857      COMMON/BLOCD/STIFE(136),STIFG(125419),DSHC(8,2),DSHL(8,2),
000858      SHAPE(9),CORSP(9,2),BMAT(3,16),BDB(136),STIFA(125419)
000859      COMMON/BLOCE/DLOAD(12,20,16),QEDIS(1570),QEDI(1570),RLOAD(1570),
000860      FLOAD(1570),TLOAD(1570),DREAC(1570),TREAC(1570),
000861      ASDIS(1570),TDISP(1570),ALOAD(1570)
000862 C
000863 C      CARREGAMENTO DISTRIBUIDO
000864 C
000865      IF(NEDGE.EQ.0) GO TO 10
000866      CALL CARDIS
000867      CALL MONCAR
000868 10 CONTINUE
000869 C
000870 C      CARREGAMENTO IMPOSTO
000871 C
000872      IF(NDSIM.NE.0) CALL CARIMP
000873 C
000874 C      CARREGAMENTO TOTAL
000875 C
000876      IF(NCCON.EQ.0) GO TO 47
000877      DO 20 I = 1,NVABT

```

```

000878      20 RLOAD(I) = CACON(I)
000879      47 CONTINUE
000880 C
000881 C      WRITE(6,30)
000882 C      WRITE(6,40) (RLOAD(I),I=1,NVABT)
000883 C      30 FORMAT(//,10X,'VETOR CARREGAMENTO TOTAL',/,10X,24(' '),/)
000884 C      40 FORMAT(6(2X,E12.6))
000885 C
000886      RETURN
000887      END
000888 C
000889 C
000890 C
000891      SUBROUTINE CARDIS
000892 C
000893 C      CALCULO DACARGA EQUIVALENTE NOS NOS DO LADO DO ELEMENTO ONDE
000894 C      EXISTE CARREGAMNETO DISTRIBUIDO
000895 C
000896      IMPLICIT REAL*8 (A-H, O-Z)
000897      COMMON/BLOCA/NDIVY,NDIVX,NELEM,NNOS,NNODE,NDOF,NDIME,TEST,NPINT,
000898      NINTE,NINTG,NVABE,NVABT,NME,NMG,NEDGE,NODEG,NTDF,NVRD,
000899      NDSIM,NDSNU,LAN
000900      COMMON/BLOCB/COORD(785,2),PROP(12,20,4),CADIS(20,3,2),
000901      CACON(10),DISIM(50),NOEC(20,-1,3),LNODS(12,20,8),
000902      IVNO(12,20,16),IVDNU(50),IVDIM(50),NODEF(100)
000903      COMMON/BLOCC/QSIB(9),ETAB(9),PESB(9),QSIL(3),PESL(3),DMAT(6)
000904      COMMON/BLOCD/STIFE(136),STIFG(125419),DSHC(8,2),DSHL(8,2),
000905      SHAPE(9),CORSP(9,2),BMAT(3,16),BDB(136),STIFA(125419)
000906      COMMON/BLOCE/DLOAD(12,20,16),QEDIS(1570),QEQI(882),RLOAD(1570),
000907      FLOAD(1570),TLOAD(1570),DREAC(1570),TREAC(1570),
000908      ASDIS(1570),TDISP(1570),ALOAD(1570)
000909 C
000910      DIMENSION ELCOD(2,3),PGSH(2),DGSH(2)
000911 C
000912 C      LOOP SOBRE CADA LADO
000913 C
000914      DO 20 IEDGE = 1,NEDGE
000915      ETA = -1
000916      DO 25 IODEG = 1,NODEG
000917      LNODE = NOEC(IEEDGE,IODEG)
000918      DO 25 IDIME = 1,NDIME
000919      25 ELCOD(IDIME,IODEG) = COORD(LNODE,IDIME)
000920 C
000921 C      LOOP PARA INTEGRACAO NUMERICA LINEAR
000922 C
000923      DO 30 IINT = 1,NPINT
000924      QSI = QSIL(IINT)
000925      CALL SFR(QSI,ETA)
000926      CALL DFORL(QSI,ETA)
000927 C
000928 C      COMPONENTES DA CARGA NODAL EQUIVALENTE
000929 C
000930      DO 35 IDOF = 1,NDOF
000931      PGSH(IDOF) = 0.0
000932      DGSH(IDOF) = 0.0
000933      DO 35 IODEG = 1,NODEG
000934      PGSH(IDOF) = PGSH(IDOF) + CADIS(IEEDGE,IODEG,IOF)*SHAPE(IODEG)
000935      35 DGSH(IDOF) = DGSH(IDOF) + ELCOD(IDOF,IODEG)*DSHL(IODEG,1)
000936 C
000937      DAREA = PESL(IINT)
000938      PX = DGSH(1)*PGSH(2) - DGSH(2)*PGSH(1)
000939      PY = DGSH(1)*PGSH(1) + DGSH(2)*PGSH(2)
000940 C
000941 C      ASSOCIACAO DA CARGAS NODAIS EQUIVALENTES COM OS ELEMENTOS
000942 C
000943      DO 40 INODE = 1,NNODE
000944      IEY = NOEC(IEEDGE,-1)
000945      IEX = NOEC(IEEDGE,0)
000946      NLOC = LNODS(IEY,IEX,INODE)
000947      IF(NLOC.EQ.NOEC(IEEDGE,1)) GO TO 45
000948      40 CONTINUE
000949      45 JNODE = INODE + NODEG - 1
000950      KOUNT = 0
000951      DO 50 KNODE = INODE,JNODE
000952      KOUNT = KOUNT + 1
000953      NGSH = (KNODE - 1)*NDOF + 1
000954      MGSH = NGSH + 1
000955      IF(KNODE.GT.NNODE) NGSH = 1
000956      IF(KNODE.GT.NNODE) MGSH = 2
000957      DLOAD(IEY,IEX,NGSH) = DLOAD(IEY,IEX,NGSH) +
000958      SHAPE(KOUNT)*PX*DAREA
000959      50 DLOAD(IEY,IEX,MGSH) = DLOAD(IEY,IEX,MGSH) +
000960      SHAPE(KOUNT)*PY*DAREA
000961 C
000962      30 CONTINUE
000963 C
000964      20 CONTINUE
000965      RETURN
000966      END
000967 C
000968 C
000969 C
000970      SUBROUTINE MONCAR
000971 C
000972 C      TRANSFERE OS VALORES DE CARREGAMENTO DISTRIBUIDO EQUIVALENTE PARA
000973 C      O VETOR GLOBAL QEDIS.
000974 C
000975      IMPLICIT REAL*8 (A-H, O-Z)

```

```

000976 COMMON/BLOCA/NDIVY,NDIVX,NELEM,NNOS,NNODE,NDOF,NDIME,IEST,NPINT,
000977 NINTE,NINTG,NVABE,NVABT,NME,NMG,NEDGE,NODEG,NTDF,NVRD,
000978 NDSIM,NDSNU,LAN,NSTRE,NSTR1,ICFA,ICES
000979 COMMON/BLOCB/COORD(785,2),PROP(12,20,4),CADIS(20,3,2),
000980 CACON(10),DISIM(50),NOEC(20,-1:3),LNODS(12,20,8),
000981 IVNO(12,20,16),IVONU(50),IVDIM(50),NODEF(100)
000982 COMMON/BLOCE/DLOAD(12,20,16),QEDIS(1570),QEDI(1570),RLOAD(1570),
000983 FLOAD(1570),TLOAD(1570),DREAC(1570),TREAC(1570),
000984 ASDIS(1570),TDISP(1570),ALOAD(1570)
000985 C
000986 DO 10 I = 1,NVABT
000987 10 QEDIS(I) = 0.0
000988 C
000989 C LOOP SOBRE OS ELEMENTOS
000990 C
000991 DO 20 IEY = 1,NDIVY
000992 DO 20 IEX = 1,NDIVX
000993 C
000994 C LOOP DENTRO DO ELEMENTO
000995 C
000996 DO 30 INODE = 1,NNODE
000997 DO 30 IDOF = 1,NDOF
000998 IVAB = NDOF*INODE - (NDOF - IDOF)
000999 ILIN = IVNO(IEY,IEX,IVAB)
001000 QEDIS(ILIN) = QEDIS(ILIN) + DLOAD(IEY,IEX,IVAB)
001001 30 CONTINUE
001002 20 CONTINUE
001003 RETURN
001004 END
001005 C
001006 C
001007 C
001008 SUBROUTINE CARIMP
001009 C
001010 C CALCULO DO VETOR CARGA EQUIVALENTE DEVIDO AO DESLOCAMENTO IMPOSTO
001011 C
001012 IMPLICIT REAL*8 (A-H, O-Z)
001013 COMMON/BLOCA/NDIVY,NDIVX,NELEM,NNOS,NNODE,NDOF,NDIME,IEST,NPINT,
001014 NINTE,NINTG,NVABE,NVABT,NME,NMG,NEDGE,NODEG,NTDF,NVRD,
001015 NDSIM,NDSNU,LAN,NSTRE,NSTR1,ICFA,ICES
001016 COMMON/BLOCB/COORD(785,2),PROP(12,20,4),CADIS(20,3,2),
001017 CACON(10),DISIM(50),NOEC(20,-1:3),LNODS(12,20,8),
001018 IVNO(12,20,16),IVONU(50),IVDIM(50),NODEF(100)
001019 COMMON/BLOCD/STIFE(136),STIFG(125419),DSHC(8,2),DSHL(8,2),
001020 SHAPE(9),CORSP(9,2),BMAT(3,16),BDB(136),STIFA(125419)
001021 COMMON/BLOCE/DLOAD(12,20,16),QEDIS(1570),QEDI(1570),RLOAD(1570),
001022 FLOAD(1570),TLOAD(1570),DREAC(1570),TREAC(1570),
001023 ASDIS(1570),TDISP(1570),ALOAD(1570)
001024 C
001025 DO 60 IVABT = 1,NVABT
001026 60 QEDI(IVABT) = 0.0
001027 C
001028 DO 70 ISDIM = 1,NDSIM
001029 JDOF = IVDIM(ISDIM)
001030 VAL = DISIM(ISDIM)
001031 DO 75 I = 1,NVABT
001032 IF(I.EQ.JDOF) GO TO 75
001033 IF(I.LE.LBAN) THEN
001034 JINI = I
001035 JFIM = LBAN + I - 1
001036 IF(JFIM.GT.NVABT) JFIM = NVABT
001037 ELSE
001038 JINI = I - LBAN + 1
001039 JFIM = JINI + 2*LBAN - 2
001040 IF(JFIM.GT.NVABT) JFIM = NVABT
001041 END IF
001042 IF(I.LT.JINI.OR.I.GT.JFIM) GO TO 75
001043 IF(JDOF.LT.JINI.OR.JDOF.GT.JFIM) GO TO 75
001044 L = IPOS(I,JDOF,LAN)
001045 IF(I.GT.JDOF) L = IPOS(JDOF,I,LAN)
001046 QEDI(I) = QEDI(I) - STIFA(L)*VAL
001047 75 CONTINUE
001048 70 CONTINUE
001049 RETURN
001050 END
001051 C
001052 C
001053 C
001054 SUBROUTINE ZERO
001055 C
001056 C ZERA ALGUNS CONJUNTOS PARA INICIALIZAR
001057 C
001058 C
001059 IMPLICIT REAL*8 (A-H, O-Z)
001060 COMMON/BLOCA/NDIVY,NDIVX,NELEM,NNOS,NNODE,NDOF,NDIME,IEST,NPINT,
001061 NINTE,NINTG,NVABE,NVABT,NME,NMG,NEDGE,NODEG,NTDF,NVRD,
001062 NDSIM,NDSNU,LAN,NSTRE,NSTR1,ICFA,ICES
001063 COMMON/BLOCE/DLOAD(12,20,16),QEDIS(1570),QEDI(1570),RLOAD(1570),
001064 FLOAD(1570),TLOAD(1570),DREAC(1570),TREAC(1570),
001065 ASDIS(1570),TDISP(1570),ALOAD(1570)
001066 COMMON/BLOCG/VELO(5,2160),STRSG(4,2160),AVEC(4),
001067 SVEC(4,2160),ELDIS(8,2),TLDIS(8,2)
001068 COMMON/BLOCI/DCRE(5,2160),STRES(5,2160),TCRE(4,2160),
001069 TESTE(2160),STRQ(2160),STRAN(4)
001070 C
001071 DO 10 IVABT = 1,NVABT
001072 TDISP(IVABT) = 0.0
001073 TREAC(IVABT) = 0.0

```

```

001074      FLOAD(IVABT) = 0.0
001075      10 TLOAD(IVABT) = 0.0
001076 C
001077      DO 30 IINT = 1,NINTG
001078      DO 20 ISTR1 = 1,NSTR1
001079      STRSG(ISTR1,IINT) = 0.0
001080      VELO(ISTR1,IINT) = 0.0
001081      TCRE(ISTR1,IINT) = 0.0
001082      20 CONTINUE
001083      VELO(5,IINT) = 0.0
001084      30 CONTINUE
001085 C
001086      DO 40 IEY = 1,NDIVY
001087      DO 40 IEX = 1,NDIVX
001088      DO 40 IVAB = 1,NVABE
001089      40 DLOAD(IEY,IEX,IVAB) = 0.0
001090 C
001091      RETURN
001092      END
001093 C
001094 C
001095 C
001096      SUBROUTINE TRANZE
001097 C
001098 C      MUDA A FORMA DE ARMAZENAMENTO DE COLUNA PARA LINHA DA MATRIZ RIGIDEZ
001099 C      E ZERA AS COLUNAS E LINHAS DESTA MATRIZ CORRESPONDENTES AS CONDICÕES
001100 C      DE CONTORNO.
001101 C
001102      IMPLICIT REAL*8 (A-H, O-Z)
001103      COMMON/BLOCA/NDIVY,NDIVX,NELEM,NNOS,NNODE,NDOF,NDIME,IEST,NPINT,
001104      NINTE,NINTG,NVABE,NVABT,NME,NMG,NEDGE,NODEG,NTDF,NVRD,
001105      NDSIM,NDSNU,LAN,NSTRE,NSTR1,ICFA,ICES
001106      COMMON/BLOCB/COORD(785,2),PROP(12,20,4),CADIS(20,3,2),
001107      CACON(10),DISIM(50),NOEC(20,-1:3),LNODS(12,20,8),
001108      IVNO(12,20,16),IVDNU(50),IVDIM(50),NODEF(100)
001109      COMMON/BLOCD/STIFE(136),STIFG(125419),DSHC(8,2),OSHL(8,2),
001110      SHAPE(9),CORSP(9,2),BMAT(3,16),BDB(136),STIFA(125419)
001111 C
001112      LB = LAN - 1
001113 C
001114      DO 101 I = 1,NVABT
001115      JFIM = LAN + I - 1
001116      J2 = NVABT - LAN + 1
001117      IF(I.GT.J2) JFIM = NVABT
001118      DO 101 J = I,JFIM
001119      IJ = IPOS(I,J,LAN)
001120      IND = NPOS(I,J,LAN,NMG,NVABT)
001121      101 STIFG(IND) = STIFA(IJ)
001122 C
001123 C      ZERAGEM DA MATRIZ RIGIDEZ
001124 C
001125      IF(NDSIM.EQ.0) GO TO 35
001126      DO 20 ISDIM = 1,NDSIM
001127      JDOF = IVDIM(ISDIM)
001128      DO 30 I = 1,NVABT
001129      L = NPOS(I,JDOF,LAN,NMG,NVABT)
001130      IF(L.EQ.0) GO TO 30
001131      STIFG(L) = 0.0
001132      30 CONTINUE
001133      L = NPOS(JDOF,JDOF,LAN,NMG,NVABT)
001134      STIFG(L) = 1.D+09
001135      20 CONTINUE
001136      35 CONTINUE
001137 C
001138      DO 40 ISDNU = 1,NDSNU
001139      JDOF = IVDNU(ISDNU)
001140      DO 50 I = 1,NVABT
001141      L = NPOS(I,JDOF,LAN,NMG,NVABT)
001142      IF(L.EQ.0) GO TO 50
001143      STIFG(L) = 0.0
001144      50 CONTINUE
001145      L = NPOS(JDOF,JDOF,LAN,NMG,NVABT)
001146      STIFG(L) = 1.D+09
001147      40 CONTINUE
001148 C
001149      RETURN
001150      END
001151 C
001152 C
001153 C
001154      SUBROUTINE IMPF(DTIME,FATO,FATC,INCRT,IAPF)
001155 C
001156 C      CALCULA A FRACAO DO DESLOCAMENTO APLICADA NO INCREMENTO. A FRACAO
001157 C      E NULA QUANDO O INCREMENTO E PURAMENTE DE FLUENCIA
001158 C
001159      IMPLICIT REAL*8 (A-H, O-Z)
001160      COMMON/BLOCA/NDIVY,NDIVX,NELEM,NNOS,NNODE,NDOF,NDIME,IEST,NPINT,
001161      NINTE,NINTG,NVABE,NVABT,NME,NMG,NEDGE,NODEG,NTDF,NVRD,
001162      NDSIM,NDSNU,LAN,NSTRE,NSTR1,ICFA,ICES
001163      COMMON/BLOCB/COORD(785,2),PROP(12,20,4),CADIS(20,3,2),
001164      CACON(10),DISIM(50),NOEC(20,-1:3),LNODS(12,20,8),
001165      IVNO(12,20,16),IVDNU(50),IVDIM(50),NODEF(100)
001166      COMMON/BLOCE/DLOAD(12,20,16),QEDIS(1570),QEDI(1570),RLOAD(1570),
001167      FLOAD(1570),TLOAD(1570),DREAC(1570),TREAC(1570),
001168      ASDIS(1570),TDISP(1570),ALOAD(1570)
001169      COMMON/BLOCF/YFATC,TIME,TIMIN,DINT,DINT2,DTINT,TIMET
001170      COMMON/BLOCH/TOLST,TOLCO,TOLCO,NELE(10,3),NOSP(10,3),
001171      NPOI(9),NCNL,MNRT,NSET,NSET,NPOIE,NVNO,NFRE

```

```

001172 C
001173 C IAPF = 0 > SEM PRESSAO FERROSTATICA
001174 C IAPF = 1 > PRESSAO FERROSTATICA NO INICIO
001175 C IAPF = 2 > PRESSAO FERROSTATICA NO FINAL
001176 C
001177 C IF(INCRT.EQ.1.AND.IAPF.EQ.1) RETURN
001178 C IF(DTIME.NE.0.0) THEN
001179 C FATC = 0.0
001180 C RETURN
001181 C ELSE
001182 C
001183 C VALOR INICIAL E RAZAO DE INCREMENTO
001184 C
001185 C IF(NDSIM.EQ.0) THEN
001186 C FATC = 1.0
001187 C RETURN
001188 C END IF
001189 C DO 3 ISDIM = 1,NDSIM
001190 C RTOT = DISIM(ISDIM)
001191 C JIN = IVDIM(ISDIM)
001192 C IF(RTOT.GT.0.0) GO TO 5
001193 C 3 CONTINUE
001194 C 5 RO = FATC*RTOT
001195 C R = ((2.0*RTOT)/NCNL - 2.0*RO)/(NCNL - 1)
001196 C
001197 C CALCULO DO NUMERO DO INCREMENTO ELASTICO
001198 C
001199 C RSN = TDISP(JIN)
001200 C RB = 2.0*RO - R
001201 C RELTA = RB*RB + 8.0*R*RSN
001202 C RR = DSQRT(RELTA)
001203 C RS = -RB + RR
001204 C IF(RTOT.LE.0.0) RS = -RB - RR
001205 C RN = RS/(2.0*R)
001206 C N = IDNINT(RN)
001207 C RN = DFLOAT(N)
001208 C
001209 C FATOR DE PROPORCIONALIDADE
001210 C
001211 C RU = RO + RN*R
001212 C FATC = RU/RTOT
001213 C END IF
001214 C
001215 C RETURN
001216 C END
001217 C
001218 C
001219 C
001220 C SUBROUTINE INCREM(DTIME,FATC,INCR,IAPF,ICONTA)
001221 C
001222 C SUBROTINA PARA INCREMENTO DE CARGA E FIXAR O INCREMENTO DE DESLO-
001223 C CAMENTO
001224 C
001225 C IMPLICIT REAL*8 (A-H, O-Z)
001226 C COMMON/BLOCA/NDIVX,NDIVY,NELEM,NNOS,NNODE,NDOF,NDIME,TEST,NPINT,
001227 C NINTE,NINTG,NVABE,NVABT,NME,NMG,NEDGE,NODEG,NTDF,NVRD,
001228 C NDSIM,NDSMU,LAN,NSTRE,NSTR1,ICFA,ICES
001229 C COMMON/BLOCB/COORD(785,2),PROP(12,20,4),CADIS(20,3,2),
001230 C CACON(10),DISIM(50),NOEC(20,-1:3),LNODS(12,20,8),
001231 C IVNO(12,20,16),IVDMU(50),IVDIM(50),NODEF(100)
001232 C COMMON/BLOCE/DLOAD(12,20,16),QEDIS(1570),QEDI(1570),RLOAD(1570),
001233 C FLOAD(1570),TLOAD(1570),DREAC(1570),TREAC(1570),
001234 C ASDIS(1570),TDISP(1570),ALOAD(1570)
001235 C COMMON/BLOCF/TFATC,TIME,TIMIN,DINT,DINT2,DTIMT,TIMET
001236 C COMMON/BLOCH/TOLST,TOLCD,TOLCO,NELE(10,3),NOSP(10,3),
001237 C NPOI(9),NCNL,MNRT,NSETE,NOSET,NPOIE,NVNOD,NFRE
001238 C
001239 C DIMENSION FIXED(1570)
001240 C
001241 C IF(ICONTA.EQ.1) GO TO 1
001242 C IF(DTIME.EQ.0.0) WRITE(6,900) INCRT
001243 C IF(DTIME.NE.0.0) WRITE(6,901) INCRT
001244 C 900 FORMAT(///,5X,'**** - INCREMENTO NO. ',I4,' - ELASTICO - ****')
001245 C 901 FORMAT(///,2X,'INCREMENTO NO. ',I4,' - FLUENCIA')
001246 C
001247 C ADICAO DA PRESSAO FERROSTATICA
001248 C
001249 C IF(INCRT.NE.1.OR.IAPF.NE.1) GO TO 2
001250 C 1 CONTINUE
001251 C IF(ICONTA.EQ.1) INCRT = INCRT + 1
001252 C WRITE(6,3) INCRT
001253 C 3 FORMAT(///,1X,'**** - INCREMENTO NO. ',I4,' - ELASTICO ****',
001254 C /,10X,'APLICACAO DA PRESSAO FERROSTATICA')
001255 C DO 5 IVABT = 1,NVABT
001256 C FLOAD(IVABT) = FLOAD(IVABT) + QEDIS(IVABT)
001257 C 5 TLOAD(IVABT) = TLOAD(IVABT) + QEDI(IVABT)
001258 C FATC = 0.0
001259 C IF(ICONTA.EQ.0.AND.IAPF.EQ.1) RETURN
001260 C
001261 C 2 TFATC = TFATC + FATC
001262 C
001263 C INCREMENTO DE CARGA DEVIDO AO DESLOCAMENTO IMPOSTO
001264 C
001265 C IF(FATC.EQ.0.0) GO TO 95
001266 C DO 36 I = 1,NVABT
001267 C 36 FLOAD(I) = FLOAD(I) + QEDI(I)*FATC
001268 C 95 CONTINUE
001269 C

```

```

001270      DO 83 I = 1,NVABT
001271      83 ALOAD(I) = FLOAD(I)
001272 C
001273 C      INCREMENTO DE DEFORMACAO IMPOSTA
001274 C
001275      DO 100 IVABT = 1,NVABT
001276      100 FIXED(IVABT) = 0.0
001277      IF(NDSIM.EQ.0) GO TO 105
001278      DO 110 ISDIM = 1,NDSIM
001279      NLOCA = IVDIM(ISDIM)
001280      FIXED(NLOCA) = DISIM(ISDIM)*FATC
001281      110 CONTINUE
001282      105 CONTINUE
001283 C
001284 C      FIXACAO DO CARREGAMENTO NO CONTORNO
001285 C
001286      IF(NDSIM.EQ.0) GO TO 11
001287      DO 10 ISDIM = 1,NDSIM
001288      JDQF = IVDIM(ISDIM)
001289      ALOAD(JDQF) = 1.0009*FIXED(JDQF)
001290      10 CONTINUE
001291      11 CONTINUE
001292      DO 13 ISDNU = 1,NDSNU
001293      JDQF = IVDNU(ISDNU)
001294      13 ALOAD(JDQF) = 0.0
001295 C
001296      DO 15 IVABT = 1,NVABT
001297      15 ASDIS(IVABT) = ALOAD(IVABT)
001298 C
001299      IF(ICONTA.EQ.1) GO TO 71
001300 C
001301 C      INTERVALO DE TEMPO
001302 C
001303      DTIMT = FATC*TIME
001304      DTIME = 0.0
001305      TIMIN = 0.0
001306      71 WRITE(6,89) DTIMT
001307      89 FORMAT(/,1X,'TEMPO DE FLUENCIA PARA O INTERVALO SEGUINTE = ',
001308      .      E11.4)
001309 C
001310      RETURN
001311      END
001312 C
001313 C
001314 C
001315      SUBROUTINE SOLVE(INCRT,NCH,EPS)
001316 C
001317 C      SUBROTINA PARA ALTERAR A MATRIZ RIGIDEZ CONFORME AS CONDICÕES DE
001318 C      CONTORNO E CHAMAR A ROTINA DMCHB
001319 C
001320      IMPLICIT REAL*8 (A-H, O-Z)
001321      COMMON/BLOCA/NDIVY,NDIVX,NELEM,NNOS,NNODE,NDOF,NDIME,IEST,NPINT,
001322      NINTE,NINTG,NVABE,NVABT,NME,NMG,NEDGE,NODEG,NTDF,NVRD,
001323      NDSIM,NDSNU,LBAN,NSTRE,NSTR1,ICFA,ICES
001324      COMMON/BLOCD/STIFE(136),STIFG(125419),DSHC(8,2),DSHL(8,2),
001325      SHAPE(9),CORSP(9,2),BMA7(3,16),BDB(136),STIFA(125419)
001326      COMMON/BLOCE/DLOAD(12,20,16),QEDIS(1570),QEDI(1570),RLOAD(1570),
001327      FLOAD(1570),TLOAD(1570),OREAC(1570),TREAC(1570),
001328      ASDIS(1570),TDISP(1570),ALOAD(1570)
001329 C
001330      LB = LBAN - 1
001331      IF(INCRT.EQ.1) THEN
001332      ICH = 1
001333      CALL DMCHB(ASDIS,STIFG,NVABT,NCH,LBAN,ICH,EPS,IER)
001334      IF(IER.EQ.-1) CALL EXIT
001335 C
001336      ELSE
001337      DO 5 ICH = -3,-2,1
001338      CALL DMCHB(ASDIS,STIFG,NVABT,NCH,LBAN,ICH,EPS,IER)
001339      IF(IER.EQ.-1) CALL EXIT
001340      5 CONTINUE
001341      END IF
001342 C
001343      RETURN
001344      END
001345 C
001346 C
001347 C
001348      SUBROUTINE DMCHB(R,A,M,N,LBAN,IOP,EPS,IER)
001349 C
001350 C      SOLUCAO DO SISTEMA DE EQUACOES POR CHOLESKY
001351 C
001352      IMPLICIT REAL*8(A-H,O-Z)
001353      DIMENSION R(1),A(1)
001354      MUD = LBAN - 1
001355 C
001356 C      TEST ON WRONG INPUT PARAMETERS
001357      IF(IABS(IOP)-3)1,1,43
001358      1 IF(MUD)61,2,2
001359      61 WRITE(6,100)M,MUD
001360      100 FORMAT(1H1///5X, '*****')
001361      1 5X, 'ERRO DE ENTRADA DE DADOS'//
001362      2 5X, 'NUMERO DE EQUACOES = ',14//
001363      3 5X, 'MEIA BANDA DA MATRIZ = ',14)
001364      GO TO 43
001365      2 MC=MUD+1
001366      IF(M-MC)62,3,3
001367      62 WRITE(6,100)M,MUD

```

```

001368      GO TO 43
001369      3 MR=M-MUD
001370      IER=0
001371 C
001372 C      MC IS THE MAXIMUM NUMBER OF ELEMENTS IN THE ROWS OF ARRAY A
001373 C      MR IS THE INDEX OF THE LAST ROW IN ARRAY A WITH MC ELEMENTS
001374 C
001375 C      *****
001376 C
001377 C      START FACTORIZATION OF MATRIX A
001378      IF(IOP)24,4,4
001379      4 IEND=0
001380      LLDST=MUD
001381      DO 23 K=1,M
001382      IST=IEND+1
001383      IEND=IST+MUD
001384      J=K-MR
001385      IF(J)6,6,5
001386      5 IEND=IEND-J
001387      6 IF(J-1)8,8,7
001388      7 LLDST=LLDST-1
001389      8 LMAX=MUD
001390      J=MC-K
001391      IF(J)10,10,9
001392      9 LMAX=LMAX-J
001393      10 ID=0
001394      TOL=A(IST)*EPS
001395 C
001396 C      START FACTORIZATION-LOOP OVER K-TH ROW
001397      DO 23 I=IST,IEND
001398      SUM=0.00
001399      IF(LMAX)14,14,11
001400 C
001401 C      PREPARE INNER LOOP
001402      11 LL=IST
001403      LLD=LLDST
001404 C
001405 C      START INNER LOOP
001406      DO 13 L=1,LMAX
001407      LL=LL-LLD
001408      LLL=LL+ID
001409      SUM=SUM+A(LL)*A(LLL)
001410      IF(LLD-MUD)12,13,13
001411      12 LLD=LLD+1
001412      13 CONTINUE
001413 C      END OF INNER LOOP
001414 C
001415 C      TRANSFORM ELEMENT A(I)
001416      14 SUM=A(I)-SUM
001417      IF(I-IST)15,15,20
001418 C
001419 C      A(I) IS DIAGONAL ELEMENT. ERROR TEST.
001420      15 IF(SUM)63,63,16
001421      63 WRITE(6,110)I,SUM
001422      GO TO 43
001423      110 FORMAT(1H1///5X,'*****')
001424      1      5X,'ERRO NA FATORACAO DE CHOLESKY'///
001425      2      5X,'ETAPA DE FATORACAO = ',I9//
001426      3      5X,'RADICANDO NEGATIVO = ',D12.5)
001427 C
001428 C      TEST ON LOSS OF SIGNIFICANT DIGITS AND WARNING
001429      16 IF(SUM-TOL)17,17,19
001430      17 IF(IER)18,18,19
001431      18 IER=K-1
001432 C
001433 C      COMPUTATION OF PIVOT ELEMENT
001434      19 PIV=DSORT(SUM)
001435      A(I)=PIV
001436      PIV=1.00/PIV
001437      GO TO 21
001438 C
001439 C      A(I) IS NOT DIAGONAL ELEMENT
001440      20 A(I)=SUM*PIV
001441 C
001442 C      UPDATE ID AND LMAX
001443      21 ID=ID+1
001444      IF(ID-J)23,23,22
001445      22 LMAX=LMAX-1
001446      23 CONTINUE
001447 C
001448 C      END OF FACTORIZATION-LOOP OVER K-TH ROW
001449 C      END OF FACTORIZATION OF MATRIX A
001450 C
001451 C      *****
001452 C
001453 C      PREPARE MATRIX DIVISIONS
001454      IF(IOP)24,44,24
001455      24 ID=N*M
001456      IEND=IABS(IOP)-2
001457      IF(IEND)25,35,25
001458 C
001459 C      *****
001460 C
001461 C      START DIVISION BY TRANSPOSE OF MATRIX TU (TU IS STORED IN
001462 C      LOCATIONS OF A)
001463      25 IST=1
001464      LMAX=0
001465      J=-MR

```

```

001466      LLDST=MUD
001467      DO 34 K=1,M
001468      PIV=A(IST)
001469      IF(PIV)26,64,26
001470 64      WRITE(6,120)K
001471      GO TO 43
001472 120      FORMAT(1H1////5X,'*****')
001473      1          5X,'ERRO NA DIVISAO DE MATRIZES'///
001474      2          5X,'PIVOT NULO'///
001475      3          5X,'ETAPA DE DIVISAO = ',I4)
001476      26 PIV=1.DO/PIV
001477 C
001478 C      STA-T BACKSUBSTITUTION-LOOP FOR K-TH ROW OF MATRIX R
001479      DO 30 I=K,ID,M
001480      SUM=0.00
001481      IF(LMAX)30,30,27
001482 C
001483 C      PREPARE INNER LOOP
001484      27 LL=IST
001485      LLL=I
001486      LLD=LLDST
001487 C
001488 C      START INNER LOOP
001489      DO 29 L=1,LMAX
001490      LL=LL-LLD
001491      LLL=LLL-1
001492      SUM=SUM+A(LL)*R(LL)
001493      IF(LLD-MUD)28,29,29
001494      28 LLD=LLD+1
001495      29 CONTINUE
001496 C      END OF INNER LOOP
001497 C
001498 C      TRANSFORM ELEMENT R(I)
001499      30 R(I)=PIV*(R(I)-SUM)
001500 C      END OF BACKSUBSTITUTION-LOOP FOR K-TH ROW OF MATRIX R
001501 C
001502 C      UPDATE PARAMETERS LMAX, IST AND LLDST
001503      IF(MC-K)32,32,31
001504      31 LMAX=K
001505      32 IST=IST+MC
001506      J=J+1
001507      IF(J)34,34,33
001508      33 IST=IST-J
001509      LLDST=LLDST-1
001510      34 CONTINUE
001511 C
001512 C      END OF DIVISION BY TRANSPOSE OF MATRIX TU
001513 C
001514 C      *****
001515 C
001516 C      START DIVISION BY MATRIX TU (TU IS STORED ON LOCATIONS OF A)
001517      IF(IEND)35,35,44
001518      35 IST=M+(MUD*(M+M-MC))/2+1
001519      LMAX=0
001520      K=M
001521      36 IEND=IST-1
001522      IST=IEND-LMAX
001523      PIV=A(IST)
001524      IF(PIV)37,65,37
001525 65      WRITE(6,120)IST
001526      GO TO 43
001527      37 PIV=1.DO/PIV
001528      L=IST+1
001529 C
001530 C      START BACKSUBSTITUTION-LOOP FOR K-TH ROW OF MATRIX R
001531      DO 40 I=K,ID,M
001532      SUM=0.00
001533      IF(LMAX)40,40,38
001534      38 LLL=I
001535 C
001536 C      START INNER LOOP
001537      DO 39 LL=L,IEND
001538      LLL=LLL+1
001539      39 SUM=SUM+A(LL)*R(LL)
001540 C      END OF INNER LOOP
001541 C
001542 C      TRANSFORM ELEMENT R(I)
001543      40 R(I)=PIV*(R(I)-SUM)
001544 C      END OF BACKSUBSTITUTION-LOOP FOR K-TH ROW OF MATRIX R
001545 C
001546 C      UPDATE PARAMETERS LMAX AND K
001547      IF(K-MR)42,42,41
001548      41 LMAX=LMAX+1
001549      42 K=K-1
001550      IF(K)44,44,36
001551 C
001552 C      END OF DIVISION BY MATRIX TU
001553 C
001554 C      *****
001555 C
001556 C      ERROR EXIT IN CASE OF WRONG INPUT PARAMETERS OR PIVOT ELEMENT
001557 C      LESS THAN OR EQUAL TO ZERO
001558      43 IER=-1
001559      44 RETURN
001560      END
001561 C*****
001562 C
001563 C

```

```

001564 C
001565 SUBROUTINE REACAO(DTIME)
001566 C
001567 C CALCULO DOS INCREMENTOS DE REACAO E ARMAZENAMENTO NOS VETORES DE
001568 C CARREGAMENTO
001569 C
001570 IMPLICIT REAL*8 (A-H, O-Z)
001571 COMMON/BLOCA/NDIVY,NDIVX,NELEM,NNOS,NNODE,NDOF,NDIME,IEST,NPINT,
001572 NINTE,NINTG,NVABE,NVABT,NME,NMG,NEDGE,NODEG,NTDF,NVRD,
001573 NDSIM,NDSNU,LAN,NSTRE,NSTR1,ICFA,ICES
001574 COMMON/BLOCB/COORD(785,2),PROP(12,20,4),CADIS(20,3,2),
001575 CACON(10),DISIM(50),NOEC(20,-1:3),LNODS(12,20,8),
001576 IVNO(12,20,16),IVDNU(50),IVDIM(50),NODEF(100)
001577 COMMON/BLOCD/STIFE(136),STIFG(125419),DSHC(8,2),DSHL(8,2),
001578 SHAPE(9),CORSP(9,2),BMAT(3,16),BDB(136),STIFA(125419)
001579 COMMON/BLOCE/DLOAD(12,20,16),QEDIS(1570),QEDI(1570),RLOAD(1570),
001580 FLOAD(1570),TLOAD(1570),DREAC(1570),TREAC(1570),
001581 ASDIS(1570),TDISP(1570),ALOAD(1570)
001582 C
001583 DO 40 IVABT = 1,NVABT
001584 40 DREAC(IVABT) = 0.0
001585 C
001586 DO 50 ISDIM = 1,NDSIM
001587 JDOF = IVDIM(ISDIM)
001588 IF(JDOF.LE.LBAN) THEN
001589 JINI = 1
001590 JFIM = LBAN + JDOF - 1
001591 IF(JFIM.GT.NVABT) JFIM = NVABT
001592 ELSE
001593 JINI = JDOF - LBAN + 1
001594 JFIM = JINI + 2*LBAN - 2
001595 IF(JDOF.GT.(NVABT - LBAN + 1)) JFIM = NVABT
001596 END IF
001597 C
001598 DO 60 J = JINI,JFIM
001599 L = IPOS(JDOF,J,LAN)
001600 IF(JDOF.GT.J) L = IPOS(J,JDOF,LAN)
001601 DREAC(JDOF) = DREAC(JDOF) + STIFA(L)*ASDIS(J)
001602 60 CONTINUE
001603 C
001604 50 CONTINUE
001605 C
001606 DO 70 ISDNU = 1,NDSNU
001607 JDOF = IVDNU(ISDNU)
001608 IF(JDOF.LE.LBAN) THEN
001609 JINI = 1
001610 JFIM = LBAN + JDOF - 1
001611 IF(JFIM.GT.NVABT) JFIM = NVABT
001612 ELSE
001613 JINI = JDOF - LBAN + 1
001614 JFIM = JINI + 2*LBAN - 2
001615 IF(JDOF.GT.(NVABT - LBAN + 1)) JFIM = NVABT
001616 END IF
001617 C
001618 DO 80 J = JINI,JFIM
001619 L = IPOS(JDOF,J,LAN)
001620 IF(JDOF.GT.J) L = IPOS(J,JDOF,LAN)
001621 DREAC(JDOF) = DREAC(JDOF) + STIFA(L)*ASDIS(J)
001622 80 CONTINUE
001623 C
001624 70 CONTINUE
001625 C
001626 C QUANTIDADES TOTAIS DE DESLOCAMENTO E DE CARGA
001627 C
001628 IF(DTIME.NE.0.0) GO TO 93
001629 DO 90 IVABT = 1,NVABT
001630 TDISP(IVABT) = TDISP(IVABT) + ASDIS(IVABT)
001631 TREAC(IVABT) = TREAC(IVABT) + DREAC(IVABT)
001632 TLOAD(IVABT) = TLOAD(IVABT) + DREAC(IVABT)
001633 90 CONTINUE
001634 C
001635 93 RETURN
001636 END
001637 C
001638 C
001639 C
001640 SUBROUTINE PASSO(DTIME,INCR,FATC,ICOV,ICONTA,IALF)
001641 C
001642 C CALCULA AS QUANTIDADES INCREMENTAIS E AO FINAL DE CADA INCREMENTO.
001643 C VERIFICA CONDICAO DE CONVERGENCIA E CALCULA AS FORÇAS RESIDUAIS E
001644 C PSEUDO-CARGA PARA O PROXIMO INCREMENTO.
001645 C
001646 IMPLICIT REAL*8 (A-H, O-Z)
001647 COMMON/BLOCA/NDIVY,NDIVX,NELEM,NNOS,NNODE,NDOF,NDIME,IEST,NPINT,
001648 NINTE,NINTG,NVABE,NVABT,NME,NMG,NEDGE,NODEG,NTDF,NVRD,
001649 NDSIM,NDSNU,LAN,NSTRE,NSTR1,ICFA,ICES
001650 COMMON/BLOCB/COORD(785,2),PROP(12,20,4),CADIS(20,3,2),
001651 CACON(10),DISIM(50),NOEC(20,-1:3),LNODS(12,20,8),
001652 IVNO(12,20,16),IVDNU(50),IVDIM(50),NODEF(100)
001653 COMMON/BLOCC/QSIB(9),ETAB(9),PESB(9),QSIL(3),PESL(3),DMAT(6)
001654 COMMON/BLOCD/STIFE(136),STIFG(125419),DSHC(8,2),DSHL(8,2),
001655 SHAPE(9),CORSP(9,2),BMAT(3,16),BDB(136),STIFA(125419)
001656 COMMON/BLOCE/DLOAD(12,20,16),QEDIS(1570),QEDI(1570),RLOAD(1570),
001657 FLOAD(1570),TLOAD(1570),DREAC(1570),TREAC(1570),
001658 ASDIS(1570),TDISP(1570),ALOAD(1570)
001659 COMMON/BLOCF/TFATC,TIME,TIMIN,DINT,DINT2,DTIMT,TIMET
001660 COMMON/BLOCG/VELO(5,2160),STRSG(4,2160),AVEC(4),
001661 SVEC(4,2160),ELDIS(8,2),TLDIS(8,2)

```

```

001662 COMMON/BLOCH/TOLST,TOLCD,TOLCO,NELE(10,3),NOSP(10,3),
001663 NPQI(9),NCNL,MNRT,NSETE,NOSET,NPOIE,NVNOD,NFRE
001664 COMMON/BLOCI/DCRE(5,2160),STRES(5,2160),TCRE(4,2160),
001665 TESTE(2160),STRO(2160),STRAN(4)
001666 C
001667 DIMENSION TELE(4)
001668 C
001669 ICT = 0
001670 DO 10 IEX = 1,NDIVX
001671 DO 10 IEY = 1,NDIVY
001672 DO 10 IVAB = 1,NVABE
001673 10 DLOAD(IEY,IEX,IVAB) = 0.0
001674 DO 12 IVABT = 1,NVABT
001675 12 FLOAD(IVABT) = 0.0
001676 KGAUS = 0
001677 C
001678 C LOOP SOBRE OS ELEMENTOS
001679 C
001680 DO 80 IEX = 1,NDIVX
001681 DO 80 IEY = 1,NDIVY
001682 DO 20 INODE = 1,NNODE
001683 LNODE = IABS(LNODS(IEY,IEX,INODE))
001684 NPOS = (LNODE - 1)*NDOF
001685 DO 20 IDOF = 1,NDOF
001686 NPOS = NPOS + 1
001687 TDIS(INODE,IDOF) = TDISP(NPOS)
001688 ELDIS(INODE,IDOF) = ASDIS(NPOS)
001689 20 CONTINUE
001690 ESPE = PROP(IEY,IEX,4)
001691 ALFA = PROP(IEY,IEX,3)
001692 CALL OMATX(IEY,IEX,IEX)
001693 C
001694 C LOOP SOBRE OS PONTOS DE INTEGRACAO
001695 C
001696 DO 70 IINT = 1,NINTE
001697 QSI = QSIB(IINT)
001698 ETA = ETAB(IINT)
001699 KGAUS = KGAUS + 1
001700 C
001701 CALL SFR(QSI,ETA)
001702 CALL DFORL(QSI,ETA)
001703 CALL JACOB(DJAC,IINT,IEY,IEX)
001704 DVOL = DJAC*ESPE*PESB(IINT)
001705 C
001706 C CALCULO DAS TENSOES E DEFORMACOES
001707 C
001708 CALL TENSao(DTIME,KGAUS,IEY,IEX)
001709 C
001710 C CALCULO DAS QUANTIDADES EQUIVALENTES PARA CONDICAO DE CONVERGENCIA
001711 C
001712 IF(DTIME.EQ.0.0) GO TO 106
001713 C
001714 A = 2.0*(DCRE(1,KGAUS)*DCRE(1,KGAUS) + DCRE(2,KGAUS)*DCRE(2,
001715 KGAUS) + DCRE(4,KGAUS)*DCRE(4,KGAUS)) + DCRE(3,KGAUS)*
001716 DCRE(3,KGAUS)
001717 DCRE(5,KGAUS) = DSQRT(A/3.0)
001718 C
001719 DO 60 ISTR1 = 1,NSTR1
001720 60 TELE(ISTR1) = SVEC(ISTR1,KGAUS) - TCRE(ISTR1,KGAUS)
001721 A = 2.0*(TELE(1)*TELE(1) + TELE(2)*TELE(2) + TELE(4)*TELE(4))
001722 + TELE(3)*TELE(3)
001723 TESTE(KGAUS) = DSQRT(A/3.0)
001724 C
001725 A = (STRSG(1,KGAUS) - STRSG(2,KGAUS))**2 + (STRSG(1,KGAUS) -
001726 STRSG(4,KGAUS))**2 + (STRSG(2,KGAUS) - STRSG(4,KGAUS))**2
001727 + 6.0*STRSG(3,KGAUS)*STRSG(3,KGAUS)
001728 STRQ(KGAUS) = DSQRT(A/2.0)
001729 C
001730 A = (STRES(1,KGAUS) - STRES(2,KGAUS))**2 + (STRES(1,KGAUS) -
001731 STRES(4,KGAUS))**2 + (STRES(2,KGAUS) - STRES(4,KGAUS))**2
001732 + 6.0*STRES(3,KGAUS)*STRES(3,KGAUS)
001733 STRES(5,KGAUS) = DSQRT(A/2.0)
001734 C
001735 106 CONTINUE
001736 70 CONTINUE
001737 80 CONTINUE
001738 C
001739 C VERIFICACAO DAS CONDICAOES DE CONVERGENCIA
001740 C
001741 IF(DTIME.EQ.0.0) THEN
001742 ICOV = 0
001743 GO TO 90
001744 END IF
001745 CALL CHETOL(DTIME,DTAU,ICOV,ICT)
001746 IF(ICOV.EQ.2) GO TO 87
001747 C
001748 C ADICAO DOS INCREMENTOS DE TENSao E DEFORMACAO
001749 C
001750 DO 102 I = 1,NVABT
001751 TDISP(I) = TDISP(I) + ASDIS(I)
001752 TREAC(I) = TREAC(I) + DREAC(I)
001753 TLOAD(I) = TLOAD(I) + DREAC(I)
001754 102 CONTINUE
001755 C
001756 DO 100 I = 1,NINTG
001757 DO 95 ISTR1 = 1,NSTR1
001758 TCRE(ISTR1,I) = TCRE(ISTR1,I) + DCRE(ISTR1,I)
001759 95 STRSG(ISTR1,I) = STRSG(ISTR1,I) + STRES(ISTR1,I)

```

```

001760 100 CONTINUE
001761 90 CONTINUE
001762 C
001763 C IMPRESSAO DO INCREMENTO DE TEMPO
001764 C
001765 IF(DTIME.EQ.0.0) THEN
001766 DTIME = DINT
001767 IF(DINT.GT.DTIMT) DTIME = DTIMT
001768 IF(ICONTA.EQ.1) DTIME = DINT2
001769 IF(ICT.EQ.1) WRITE(6,88) DTAU,TIMIN
001770 ELSE
001771 WRITE(6,88) DTAU,TIMIN
001772 END IF
001773 C
001774 WRITE(6,132) TIMET
001775 88 FORMAT(/,1X,'DELTA TEMPO = ',E10.4/,1X,'TEMPO ACUMULADO DE FLUENC
001776 IA NO INTERVALO = ',E10.4)
001777 132 FORMAT(/,1X,'TEMPO TOTAL DE FLUENCIA = ',E10.4)
001778 C
001779 C CALCULO DA VELOCIDADE DE DEFORMACAO POR FLUENCIA PARA O PROXIMO
001780 C INTERVALO
001781 C
001782 DO 108 I = 1,NINTG
001783 DO 122 ISTR1 = 1,NSTR1
001784 122 STRES(ISTR1,I) = STRSG(ISTR1,I)
001785 108 CONTINUE
001786 C
001787 CALL FLOWP(IALF)
001788 C
001789 87 CONTINUE
001790 IF(ICOV.EQ.0) GO TO 103
001791 DO 14 IEX = 1,NDIVX
001792 DO 14 IEY = 1,NDIVY
001793 DO 14 IVAB = 1,NVABE
001794 14 DLOAD(IEY,IEX,IVAB) = 0.0
001795 DO 15 IVABT = 1,NVABT
001796 15 FLOAD(IVABT) = 0.0
001797 103 CONTINUE
001798 C
001799 KGAUS = 0
001800 C
001801 C LOOP SOBRE OS ELEMENTOS
001802 C
001803 DO 140 IEX = 1,NDIVX
001804 DO 140 IEY = 1,NDIVY
001805 ESPE = PROP(IEY,IEX,4)
001806 C
001807 C LOOP SOBRE OS PONTOS DE INTEGRACAO
001808 C
001809 DO 130 IINT = 1,NINTE
001810 QSI = QSIB(IINT)
001811 ETA = ETAB(IINT)
001812 KGAUS = KGAUS + 1
001813 C
001814 CALL SFR(QSI,ETA)
001815 CALL DFORL(QSI,ETA)
001816 CALL JACOB(DJAC,IINT,IEY,IEX)
001817 DVOL = DJAC*PESB(IINT)*ESPE
001818 CALL BMATX
001819 CALL DMATX(IEST,IEY,IEX)
001820 C
001821 C CALCULO DAS FORÇAS RESIDUAIS E INCREMENTO DE PSEUDO-CARGA PARA
001822 C O PROXIMO INCREMENTO DE TEMPO
001823 C
001824 DO 110 ISTR = 1,NSTRE
001825 STRES(ISTR,KGAUS) = 0.0
001826 DO 110 JSTRE = 1,NSTRE
001827 JI = IPOS(ISTR,JSTRE,NSTRE)
001828 IF(ISTR.GT.JSTRE) JI = IPOS(JSTRE,ISTR,NSTRE)
001829 110 STRES(ISTR,KGAUS) = STRES(ISTR,KGAUS) + DMAT(JI)*
001830 VELO(JSTRE,KGAUS)*DTIME
001831 C
001832 MGAS = 0
001833 DO 120 INODE = 1,NNODE
001834 DO 120 IDOF = 1,NDOF
001835 MGAS = MGAS + 1
001836 DO 120 ISTR = 1,NSTRE
001837 DLOAD(IEY,IEX,MGAS) = DLOAD(IEY,IEX,MGAS) + BMAT(ISTR,MGAS)
001838 *(STRES(ISTR,KGAUS) - STRSG(ISTR,KGAUS))*DVOL
001839 120 CONTINUE
001840 C
001841 130 CONTINUE
001842 C
001843 140 CONTINUE
001844 DO 150 IEX = 1,NDIVX
001845 DO 150 IEY = 1,NDIVY
001846 DO 150 IVAB = 1,NVABE
001847 IVABT = IVNO(IEY,IEX,IVAB)
001848 150 FLOAD(IVABT) = FLOAD(IVABT) + DLOAD(IEY,IEX,IVAB)
001849 DO 160 IVABT = 1,NVABT
001850 160 FLOAD(IVABT) = FLOAD(IVABT) + TLOAD(IVABT)
001851 C
001852 DO 163 IVABT = 1,NVABT
001853 163 ALOAD(IVABT) = FLOAD(IVABT)
001854 C
001855 C FIXACAO DO INCREMENTO DE CARGA NO CONTOURNO
001856 C
001857 DO 21 ISDIM = 1,NDSIM

```

```

001858      JDOF = IVDIM(ISDIM)
001859      21 ALOAD(JDOF) = 0.0
001860      DO 23 ISDNU = 1,NOSNU
001861      JDOF = IVDNU(ISDNU)
001862      23 ALOAD(JDOF) = 0.0
001863 C
001864      DO 170 I = 1,NVABT
001865      170 ASDIS(I) = ALOAD(I)
001866 C
001867      RETURN
001868      END
001869 C
001870 C
001871 C
001872      SUBROUTINE TENSÃO(DTIME,KGAUS,IEY,IEY)
001873 C
001874 C      CALCULO DOS INCREMENTOS DE DEFORMAÇÃO E DOS INCREMENTOS DE TENSÃO
001875 C      PELAS RELACOES ELASTO-FLUENCIA
001876 C
001877      IMPLICIT REAL*8 (A-H, O-Z)
001878      COMMON/BLOCA/NDIVY,NDIVX,NELEM,NNOS,NNODE,NDOF,NDIME,TEST,NPINT,
001879      NINTE,NINTG,NVABE,NVABT,NME,NMG,NEDGE,NODEG,NTDF,NVRD,
001880      NDSIM,NDSNU,LAN,NSTRE,NSTR1,ICFA,ICES
001881      COMMON/BLOCB/COORD(785,2),PROP(12,20,4),CAOIS(20,3,2),
001882      CACON(10),DISIM(50),NOEC(20,-1,3),LNODS(12,20,8),
001883      IVNO(12,20,16),IVDNU(50),IVDIM(50),NODEF(100)
001884      COMMON/BLOCC/QSIB(9),ETAB(9),PESB(9),QSIL(3),PESL(3),DMAT(6)
001885      COMMON/BLOCD/STIFE(136),STIFG(125419),DSHC(8,2),DSHL(8,2),
001886      SHAPE(9),CORSP(9,2),BMAT(3,16),BDB(136),STIFA(125419)
001887      COMMON/BLOCG/VELO(5,2160),STRSG(4,2160),AVEC(4),
001888      SVEC(4,2160),ELDIS(8,2),TLOIS(8,2)
001889      COMMON/BLOCI/DCRE(5,2160),STRES(5,2160),TCRE(4,2160),
001890      TESTE(2160),STRQ(2160),STRAN(4)
001891 C
001892      DIMENSION AGAS(2,2),CGAS(2,2)
001893 C
001894      POISS = PROP(IEY,IEY,2)
001895 C
001896      DO 10 IDOF = 1,NDOF
001897      DO 10 JDOF = 1,NDOF
001898      BGAS = 0.0
001899      DGAS = 0.0
001900      DO 20 INODE = 1,NNODE
001901      DGAS = DGAS + DSHC(INODE,JDOF)*TLOIS(INODE,IDOF)
001902      20 BGAS = BGAS + DSHC(INODE,JDOF)*ELDIS(INODE,IDOF)
001903      CGAS(IDOF,JDOF) = BGAS
001904      10 AGAS(IDOF,JDOF) = DGAS
001905 C
001906 C      CALCULA AS DEFORMACOES TOTAL E INCREMENTAL
001907 C
001908      SVEC(1,KGAUS) = AGAS(1,1)
001909      SVEC(2,KGAUS) = AGAS(2,2)
001910      SVEC(3,KGAUS) = AGAS(1,2) + AGAS(2,1)
001911 C
001912      STRAN(1) = CGAS(1,1)
001913      STRAN(2) = CGAS(2,2)
001914      STRAN(3) = CGAS(2,1) + CGAS(1,2)
001915      IF(IEY.EQ.2) THEN
001916      SVEC(4,KGAUS) = 0.0
001917      STRAN(4) = 0.0
001918      ELSE IF(IEY.EQ.1) THEN
001919      SVEC(4,KGAUS) = -POISS*(SVEC(1,KGAUS) + SVEC(2,KGAUS))/
001920      (1.0 - POISS)
001921      STRAN(4) = -POISS*(STRAN(1) + STRAN(2))/(1.0 - POISS)
001922      ELSE
001923      END IF
001924 C
001925 C      DEFORMAÇÃO DE FLUENCIA
001926 C
001927      DO 50 ISTR1 = 1,NSTR1
001928      50 DCRE(ISTR1,KGAUS) = VELO(ISTR1,KGAUS)*DTIME
001929      DO 55 ISTR2 = 1,NSTRE
001930      55 STRAN(ISTR2) = STRAN(ISTR2) - DCRE(ISTR2,KGAUS)
001931 C
001932 C      INCREMENTOS DE TENSÃO
001933 C
001934      DO 30 ISTR2 = 1,NSTRE
001935      STRES(ISTR2,KGAUS) = 0.0
001936      DO 30 JSTR2 = 1,NSTRE
001937      JI = IPOS(ISTR2,JSTR2,NSTRE)
001938      IF(ISTR2.GT.JSTR2) JI = IPOS(JSTR2,ISTR2,NSTRE)
001939      30 STRES(ISTR2,KGAUS) = STRES(ISTR2,KGAUS) + DMAT(JI)*STRAN(JSTR2)
001940      IF(IEY.EQ.1) STRES(4,KGAUS) = 0.0
001941      IF(IEY.EQ.2) STRES(4,KGAUS) = POISS*(STRES(1,KGAUS) +
001942      STRES(2,KGAUS))
001943 C
001944      IF(DTIME.EQ.0.0) THEN
001945      DO 40 ISTR1 = 1,NSTR1
001946      40 STRSG(ISTR1,KGAUS) = STRSG(ISTR1,KGAUS) + STRES(ISTR1,KGAUS)
001947      ELSE
001948      END IF
001949 C
001950      RETURN
001951      END
001952 C
001953 C
001954 C
001955      SUBROUTINE CHETOL(DTIME,DTAU,ICOV,ICT)

```

```

001956 C
001957 C VERIFICACAO DAS CONDICAOES DE CONVERGENCIA ATRAVES DAS VARIACOES
001958 C RELATIVAS DE INCREMENTO DE TENSÃO POR TENSÃO E DE INCREMENTO DE
001959 C DEFORMACAO DE FLUENCIA POR DEFORMACAO ELASTICA
001960 C
001961 IMPLICIT REAL*8 (A-H, O-Z)
001962 COMMON/BLOCA/NDIVY,NOIVX,NELEM,NNOS,NNODE,NDOF,NOIME,TEST,NPINT,
001963 NINTE,NINTG,NVABE,NVABT,NME,NMG,NEDGE,NODEG,NTDF,NVRD,
001964 NOSIM,NOSNU,LSAN,NSTRE,NSTRI,ICFA,ICES
001965 COMMON/BLOCF/TFATC,TIME,TIMIN,DINT,DINT2,DTIMT,TIMET
001966 COMMON/BLOCH/TOLST,TOLCD,TOLCO,NELE(10,3),NOSP(10,3),
001967 NPOI(9),NCNL,MNRT,NSET,NSETI,NPOIE,NVNOD,NFRE
001968 COMMON/BLOCI/DCRE(5,2160),STRES(5,2160),TCRE(4,2160),
001969 TESTE(2160),STRQ(2160),STRAN(4)
001970 C
001971 C VALORES MAXIMO E DE CORTE DE TENSÃO
001972 C
001973 ICOV = 0
001974 VTMAX = 0.0
001975 VDMAX = 0.0
001976 STMAX = 0.0
001977 DO 5 IINT = 1,NINTG
001978 IF(STMAX.LE.STRQ(IINT)) STMAX = STRQ(IINT)
001979 5 CONTINUE
001980 STCO = TOLCO*STMAX
001981 C
001982 C VALORES MAXIMOS DAS VARIACOES RELATIVAS
001983 C
001984 PMAX = 0.0
001985 DO 10 IINT = 1,NINTG
001986 IF(STRQ(IINT).LE.STCO) GO TO 10
001987 IF(TESTE(IINT).EQ.0.0)GO TO 40
001988 SIGR = STRES(5,IINT) /STRQ(IINT)
001989 IF(SIGR.GT.VTMAX) VTMAX = SIGR
001990 EPSR = DCRE(5,IINT)/TESTE(IINT)
001991 IF(EPSR.GT.VDMAX) VDMAX = EPSR
001992 P1 = VTMAX/TOLST
001993 P2 = VDMAX/TOLCD
001994 P3 = P1*100.
001995 P4 = P2*100.
001996 P = P1
001997 IF(P1.LT.P2) P = P2
001998 IF(P.GT.PMAX) PMAX = P
001999 10 CONTINUE
002000 C
002001 C CALCULO DO NOVO INTERVALO DE TEMPO
002002 C
002003 WRITE(6,50) VTMAX,P3,VDMAX,P4
002004 50 FORMAT(/,1X,'MAXIMA VARIACAO RELATIVA DE TENSÃO = ',E11.4,/,20X,
002005 'QUE E ',E11.4,' POR CENTO DA TOLERANCIA'/,1X,
002006 'MAXIMA VARIACAO RELATIVA DE DEFORMACAO = ',E11.4,/,20X,
002007 'QUE E ',E11.4,' POR CENTO DA TOLERANCIA')
002008 C
002009 IF(PMAX.GT.1.0) THEN
002010 DTIME = 0.8*DTIME/PMAX
002011 ICOV = 2
002012 WRITE(6,55)
002013 55 FORMAT(/,1X,'NAO CONVERGENCIA DA SOLUCAO'/,20X,'INCREMENTO SERA
002014 RECICLADO')
002015 GO TO 90
002016 C
002017 ELSE
002018 DTAU = DTIME
002019 TIMIN = TIMIN + DTIME
002020 TIMET = TIMET + DTIME
002021 IF(DABS(DTIMT - TIMIN).LE.1.D-03) THEN
002022 DTIME = 0.0
002023 ICT = 1
002024 GO TO 90
002025 END IF
002026 IF(PMAX.GT.0.8.AND.PMAX.LE.1.0) DTIME = DTIME
002027 IF(PMAX.LE.0.8.AND.PMAX.GT.0.65) DTIME = 1.25*DTIME
002028 IF(PMAX.LE.0.65) DTIME = 1.5*DTIME
002029 END IF
002030 C
002031 DT = DTIMT - TIMIN
002032 IF(DT.LT.0.0) THEN
002033 DTAU = DTIME
002034 DTIME = 0.0
002035 END IF
002036 IF(DTIME.GE.DT) THEN
002037 DTAU = DTIME
002038 DTIME = DT
002039 END IF
002040 C
002041 RETURN
002042 40 WRITE(6,45)
002043 45 FORMAT(1X,'DIVISAO POR ZERO NA SUBROTINA CHETOL'/,1X,'DEFORMACAO
002044 ELASTICA NULA')
002045 90 RETURN
002046 END
002047 C
002048 C
002049 C
002050 SUBROUTINE FLOWP(IALF)
002051 C
002052 C CALCULA O VETOR VELOCIDADE DE DEFORMACAO DE FLUENCIA EM CADA PONTO
002053 C DE INTEGRACAO PARA O PROXIMO INCREMENTO

```

```

002054 C
002055     IMPLICIT REAL*8 (A-H, O-Z)
002056     COMMON/BLOCA/NDIVY,NDIVX,NELEM,NNOS,NNODE,NDOF,NDIME,IEST,NPINT,
002057             NINTE,NINTG,NVABE,NVABT,NME,NMG,NEDGE,NODEG,NTDF,NVRD,
002058             NDSIM,NDSNU,LAN,NSTRE,NSTR1,ICFA,ICES
002059     COMMON/BLOCB/COORD(785,2),PROP(12,20,4),CADIS(20,3,2),
002060             CACON(10),DISIM(50),NOEC(20,-1:3),LNODS(12,20,8),
002061             IVNO(12,20,16),IVDNU(50),IVDIM(50),NODEF(100)
002062     COMMON/BLOC/VELO(5,2160),STRSG(4,2160),AVEC(4),
002063             SVEC(4,2160),ELDIS(8,2),TLDIS(8,2)
002064     COMMON/BLOCI/DCRE(5,2160),STRES(5,2160),TCRE(4,2160),
002065             TESTE(2160),STRQ(2160),STRAN(4)
002066 C
002067 C     IALF = 1 > EQUACAO DE WRAY
002068 C     IALF = 2 > EQUACAO DE MATSUMYIA
002069 C     IALF = 3 > EQUACAO DE PALMAERS
002070 C
002071 C     TENSOES REDUZIDAS
002072 C
002073             R1 = DSQRT(1.5000)
002074             KGAUS = 0
002075             DO 40 IEX = 1,NDIVX
002076             DO 40 IEY = 1,NDIVY
002077             ALFA = PROP(IEY,IEX,3)
002078             DO 45 IINT = 1,NINTE
002079             KGAUS = KGAUS + 1
002080 C
002081             SIGM = (STRES(1,KGAUS) + STRES(2,KGAUS) + STRES(4,KGAUS))/3.0
002082             SXR = STRES(1,KGAUS) - SIGM
002083             SYR = STRES(2,KGAUS) - SIGM
002084             SZR = STRES(4,KGAUS) - SIGM
002085             B = 2.0*STRES(3,KGAUS)*STRES(3,KGAUS)
002086             SIGE = DSQRT(SXR*SXR + SYR*SYR + SZR*SZR + B)*R1
002087             IF(SIGE.LT.1.D-05) SIGE = 0.0
002088 C
002089 C     VELOCIDADE DE DEFORMACAO EQUIVALENTE E SUAS COMPONENTES
002090 C
002091             IF(IALF.EQ.1) SINA = (DSINH(0.0741*SIGE))**5.98
002092             IF(IALF.EQ.2) SINA = (SIGE/0.0981)**3.15
002093             IF(IALF.EQ.3) THEN
002094 C
002095 C     CONDICAOES VALIDAS PARA NDIVY = 12, PARA TOTALMENTE SOLIDO, E NDIVY
002096 C     = 10, PARA PARCIALMENTE SOLIDO, E PERFIL DE TEMPERATURA ORIGINAL
002097 C
002098             IF(ICES.EQ.1) THEN
002099             IF(IEY.LE.3.OR.IEY.GE.10) THEN
002100             SINA = SIGE**4.76
002101             ELSE
002102             SINA = SIGE**5.25
002103             END IF
002104             ELSE
002105             IF(ICFA.EQ.1) THEN
002106             IF(IEY.LE.3) THEN
002107             SINA = SIGE**4.76
002108             ELSE
002109             SINA = SIGE**5.25
002110             END IF
002111 C
002112             ELSE
002113             IF(IEY.LE.7) THEN
002114             SINA = SIGE**4.76
002115             ELSE
002116             SINA = SIGE**5.25
002117             END IF
002118             END IF
002119             END IF
002120             END IF
002121 C
002122             VELOE = ALFA*SINA
002123             IF(SIGE.GT.1.D-05) THEN
002124             AVEC(1) = 1.5*SXR/SIGE
002125             AVEC(2) = 1.5*SYR/SIGE
002126             AVEC(3) = 3.0*STRES(3,KGAUS)/SIGE
002127             AVEC(4) = 1.5*SZR/SIGE
002128             ELSE
002129             DO 12 ISTR1 = 1,NSTR1
002130             12 AVEC(ISTR1) = 0.0
002131             END IF
002132             DO 15 ISTR1 = 1,NSTR1
002133             15 AVEC(ISTR1) = AVEC(ISTR1)*VELOE
002134 C
002135             DO 20 ISTR1 = 1,NSTR1
002136             20 VELO(ISTR1,KGAUS) = AVEC(ISTR1)
002137 C
002138             45 CONTINUE
002139             40 CONTINUE
002140 C
002141             RETURN
002142             END
002143 C
002144 C
002145 C
002146 C     SUBROUTINE SAIDA
002147 C
002148 C     SUBROTINA PARA IMPLEMENTAR A SAIDA DOS DESLOCAMENTOS NODAIS, E
002149 C     DEFORMACOES E TENSOES NOS PONTOS DE INTEGRACAO.
002150 C
002151             IMPLICIT REAL*8 (A-H, O-Z)

```

```

002152 COMMON/BLOCA/NDIVY,NDIVX,NELEM,NNOS,NNODE,NDOF,NDIME,TEST,NPINT,
002153 NINTE,NINTG,NVABE,NVABT,NME,NMG,NEGE,NODEG,NTDF,NVRD,
002154 NDSIM,NDSNU,LAN,NSTRE,NSTR1,ICFA,ICES
002155 COMMON/BLOCB/COORD(785,2),PROP(12,20,4),CAOIS(20,3,2),
002156 CACON(10),DISIM(50),NOEC(20,-1:3),LNODS(12,20,8),
002157 IVNO(12,20,16),IVDNU(50),IVDIM(50),NODEF(100)
002158 COMMON/BLOCC/QSIB(9),ETAB(9),PESB(9),QSIL(3),PESL(3),DMAT(6)
002159 COMMON/BLOCD/STIFE(136),STIFG(125419),DSHC(8,2),DSHL(8,2),
002160 SHAPE(9),CORSP(9,2),BMAT(3,16),BDB(136),STIFA(125419)
002161 COMMON/BLOCE/DLOAD(12,20,16),QEDIS(1570),QEDI(1570),RLOAD(1570),
002162 FLOAD(1570),TLOAD(1570),DREAC(1570),TREAC(1570),
002163 ASDIS(1570),TDISP(1570),ALOAD(1570)
002164 COMMON/BLOCG/VELO(5,2160),STRSG(4,2160),AVEC(4),
002165 SVEC(4,2160),ELDIS(8,2),TLOIS(8,2)
002166 COMMON/BLOCH/TOLST,TOLCD,TOLCO,NELE(10,3),NOSP(10,3),
002167 NPOI(9),NCNL,MNRT,NSETE,NOSET,NPOIE,NVNOD,NFRE
002168 COMMON/BLOCI/DCRE(5,2160),STRES(5,2160),TCRE(4,2160),
002169 TESTE(2160),STRO(2160),STRAN(4)
002170 C
002171 DIMENSION STREP(9,4),STRAP(9,4),STRNN(9,4),STRSS(9,4),TOTCR(9)
002172 RAIZ = DSQRT(1.5D00)
002173 C
002174 C DESLOCAMENTOS E REACOES NODAIS
002175 C
002176 IF(NOSET.EQ.0) GO TO 5
002177 IF(NVNOD.EQ.1) GO TO 10
002178 WRITE(6,41)
002179 DO 21 ISET = 1,NOSET
002180 NO1 = NOSP(ISET,1)
002181 NO2 = NOSP(ISET,2)
002182 IPASS = NOSP(ISET,3)
002183 DO 27 INO = NO1,NO2,IPASS
002184 MGAS = 2*INO - 1
002185 NGAS = MGAS + 1
002186 27 WRITE(6,61) INO,TDISP(MGAS),TDISP(NGAS)
002187 21 CONTINUE
002188 IF(NVNOD.EQ.0) GO TO 5
002189 C
002190 10 WRITE(6,12)
002191 DO 25 ISET = 1,NOSET
002192 NO1 = NOSP(ISET,1)
002193 NO2 = NOSP(ISET,2)
002194 IPASS = NOSP(ISET,3)
002195 DO 37 INO = NO1,NO2,IPASS
002196 MGAS = 2*INO - 1
002197 NGAS = MGAS + 1
002198 37 WRITE(6,61) INO,TREAC(MGAS),TREAC(NGAS)
002199 25 CONTINUE
002200 C
002201 12 FORMAT(/,1X,'REACOES'///,3X,'NO',8X,'REA-X',10X,'REA-Y',/)
002202 41 FORMAT(1X,'DESLOCAMENTOS NODAIS'///,3X,'NO',8X,'DES-X',10X,
002203 'DES-Y')
002204 61 FORMAT(2X,I4,2(2X,E12.4))
002205 C
002206 C TENSOES E DEFORMACOES
002207 C
002208 5 IF(NSETE.EQ.0) GO TO 35
002209 DO 40 ISET = 1,NSETE
002210 IEL1 = NELE(ISET,1)
002211 IEL2 = NELE(ISET,2)
002212 IPASS = NELE(ISET,3)
002213 DO 45 IEL = IEL1,IEL2,IPASS
002214 IEY = MOD(IEI,NDIVY)
002215 IF(IEY.EQ.0) IEY = NDIVY
002216 IEX = IEL/NDIVY + 1
002217 IF(IEY.EQ.NDIVY) IEX = IEL/NDIVY
002218 POISS = PROP(IEY,IEX,2)
002219 EMODL = PROP(IEY,IEX,1)
002220 C
002221 C COORDENADAS DOS PONTOS DE INTEGRACAO
002222 C
002223 DO 60 IINT = 1,NPOIE
002224 IPOI = NPOI(IINT)
002225 KGAUS = (IEL - 1)*NINTE + IPOI
002226 S = QSIB(IPOI)
002227 T = ETAB(IPOI)
002228 CALL SFR(S,T)
002229 CALL DFORL(S,T)
002230 CALL JACOB(DJAC,IPOI,IEY,IEX)
002231 C
002232 C CALCULO DAS TENSOES E DEFORMACOES PRINCIPAIS. EM STREP(3) E CALCULA-
002233 C DA A TENSÃO EQUIVALENTE, E EM STRAP(3), A DEFORMAÇÃO TOTAL EQUIVA-
002234 C LENTE
002235 C
002236 DO 34 ISTR1 = 1,NSTR1
002237 STRNN(IPOI,ISTR1) = SVEC(ISTR1,KGAUS)
002238 34 STRSS(IPOI,ISTR1) = STRSG(ISTR1,KGAUS)
002239 A = (STRSG(1,KGAUS) + STRSG(2,KGAUS))/2.0
002240 B = DSQRT((STRSG(1,KGAUS) - STRSG(2,KGAUS))**2/4.0 +
002241 STRSG(3,KGAUS)**2)
002242 STREP(IPOI,1) = A + B
002243 STREP(IPOI,2) = A - B
002244 C
002245 SIGM = (STRSG(1,KGAUS) + STRSG(2,KGAUS) + STRSG(4,KGAUS))/3.0
002246 SIRX = STRSG(1,KGAUS) - SIGM
002247 SIRY = STRSG(2,KGAUS) - SIGM
002248 SIRZ = STRSG(4,KGAUS) - SIGM
002249 SIGE = RAIZ*DSQRT(SIRX*SIRX + SIRY*SIRY + SIRZ*SIRZ +

```

```

002250      2.0*STRSG(3,KGAUS)*STRSG(3,KGAUS))
002251      STREP(IPOI,3) = SIGE
002252 C
002253      C = 1. - POISS*POISS
002254      D = 1. + POISS
002255      IF(IEST.EQ.1) THEN
002256      STRAP(IPOI,1) = (STREP(IPOI,1) - POISS*STREP(IPOI,2))/EMODL
002257      STRAP(IPOI,2) = (STREP(IPOI,2) - POISS*STREP(IPOI,1))/EMODL
002258      ELSE
002259      STRAP(IPOI,1) = (C*STREP(IPOI,1) - POISS*D*STREP(IPOI,2))/EMODL
002260      STRAP(IPOI,2) = (C*STREP(IPOI,2) - POISS*D*STREP(IPOI,1))/EMODL
002261      END IF
002262      A = 2.0*(STRNN(IPOI,1)*STRNN(IPOI,1) + STRNN(IPOI,2)*STRNN(IPOI,
002263      2) + STRNN(IPOI,4)*STRNN(IPOI,4)) + STRNN(IPOI,3)*STRNN(
002264      IPOI,3)
002265      STRAP(IPOI,3) = DSORT(A/3.0)
002266 C
002267      A = 2.0*(TCRE(1,KGAUS)*TCRE(1,KGAUS) + TCRE(2,KGAUS)*
002268      TCRE(2,KGAUS) + TCRE(4,KGAUS)*TCRE(4,KGAUS)) + TCRE(3,KGAUS)
002269      *TCRE(3,KGAUS)
002270      TOTCR(IPOI) = DSORT(A/3.0)
002271 C
002272      60 CONTINUE
002273 C
002274 C      IMPRESSAO DOS VALORES DE TENSÃO E DEFORMAÇÃO
002275 C
002276      WRITE(6,2) IEY, IEX
002277      DO 200 IINT = 1, NPOIE
002278      IPOI = NPOI(IINT)
002279      KGAUS = (IEL - 1)*NINTE + IPOI
002280 C
002281      WRITE(6,215) (CORSP(IPOI,I), I=1, NDIME)
002282 C
002283 C      TENSOES
002284 C
002285      WRITE(6,220)
002286      WRITE(6,225) STREP(IPOI,3), (STRSS(IPOI,I), I=1, NSTR1),
002287      (STREP(IPOI,I), I=1, 2)
002288 C
002289 C      DEFORMAÇÃO TOTAL
002290 C
002291      WRITE(6,230) STRAP(IPOI,3), (STRNN(IPOI,I), I=1, NSTR1),
002292      (STRAP(IPOI,I), I=1, 2)
002293 C
002294 C      DEFORMAÇÃO DE FLUENCIA
002295 C
002296      WRITE(6,235) TOTCR(IPOI), (TCRE(I,KGAUS), I=1, NSTR1)
002297 C
002298      2  FORMAT(/, 1X, 'ELEMENTO', 3X, 'IEY = ', I3, 3X, 'IEX = ', I3, /)
002299      215 FORMAT(1X, 'PONTO DE INTEGRAÇÃO', ' X = ', E10.4, 3X, ' Y = ', E10.4)
002300      220 FORMAT(/, 6X, 'VON MISES', 5X, '1', 11X, '2', 11X, '3', 11X, '4',
002301      11X, '1', 11X, '2')
002302      225 FORMAT(1X, 'TEN.', 7(1X, E10.4))
002303      230 FORMAT(1X, 'DEF.', 7(1X, E10.4))
002304      235 FORMAT(1X, 'FLU.', 5(1X, E10.4))
002305 C
002306      200 CONTINUE
002307      45 CONTINUE
002308      40 CONTINUE
002309 C
002310      35 CONTINUE
002311 C
002312      RETURN
002313      END

```

F.3 - PROGRAMA DE CÁLCULO DE PROPRIEDADES MECÂNICAS

```

000001      PROGRAM PROPER
000002 CCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCC
000003 C
000004 C  CALCULO DA TEMPERATURA MEDIA DO ELEMENTO A PARTIR DO PERFIL
000005 C  DE TEMPERATURA DADO NA ESPESSURA DA PLACA. DEPOIS, CALCULO
000006 C  DAS PROPRIEDADES MECANICAS PARA CADA CAMADA DE ELEMENTOS.
000007 C
000008 C  ICES = 1: COMP. SOLIDIFICADO      ICFA = 1: CAMADA SUPERIOR
000009 C  ICES = 2: PARC. SOLIDIFICADO     ICFA = 2: CAMADA INFERIOR
000010 C  IMOD = 1: DADOS NAO RELAXADOS    IALF = 1: EQUACAO DE WRAY
000011 C  IMOD = 2: DADOS RELAXADOS       IALF = 2: EQU. DE MATSUMIYA
000012 C                               IALF = 3: EQU. DE PALMAERS
000013 C
000014 CCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCCC
000015 C
000016 C      DIMENSION COORT(200),DIST(50),T(200),WEITY(50),TAUX(200)
000017 C
000018 C
000019 C
000020 C      OPEN(4, FILE = 'TEMP2.DAT',STATUS = 'OLD')
000021 C      OPEN(5, FILE = 'TEMPM.DAT',STATUS = 'NEW')
000022 C
000023 C      READ(*,*) ICES,ICFA,NDIVY,IMOD,IALF
000024 C      READ(*,*) ESPP,ESPM,NPT
000025 C      READ(*,*) (WEITY(I),I=1,NDIVY)
000026 C      DO 5 I = 1,NPT
000027 C 5      READ(4,10) T(I)
000028 C 10      FORMAT(F6.1)
000029 C
000030 C      DO 11 I = 1,NPT
000031 C 11      IND = NPT - I + 1
000032 C      TAUX(IND) = T(I)
000033 C      DO 13 I = 1,NPT
000034 C 13      T(I) = TAUX(I)
000035 C
000036 C      TOTAL = 0.0
000037 C
000038 C  CALCULO DA TEMPERATURA MEDIA DA CAMADA DE ELEMENTOS
000039 C
000040 C      DO 15 I = 1,NDIVY
000041 C 15      TOTAL = TOTAL + ABS(WEITY(I))
000042 C
000043 C      DO 20 IINT = 1,NDIVY
000044 C      I = IINT
000045 C      IF(ICES.EQ.2.AND.ICFA.EQ.1) I = NDIVY - IINT + 1
000046 C 20      DIST(IINT) = (ESPM/TOTAL)*WEITY(I)
000047 C
000048 C      IF(ICES.NE.1) GO TO 30
000049 C      DO 25 I = 1,NPT-1
000050 C      IND = NPT - I
000051 C 25      T(I+NPT) = T(IND)
000052 C
000053 C 30      DISTI = 0.0
000054 C      TSOMA = 0.0
000055 C      KPOIN = 0
000056 C      KNOT = 0
000057 C      IINT = 1
000058 C      IF(ICES.EQ.1) FATOR = (ESPP/2.)/(NPT-1)
000059 C
000060 C
000061 C      IF(ICES.EQ.2) FATOR = ESPM/(NPT-1)
000062 C      IF(ICES.EQ.1) NPT = NPT*2 - 1
000063 C
000064 C      DO 45 IPOIN = 1,NPT
000065 C      COORT(IPOIN) = (IPOIN-1)*FATOR
000066 C      IF((COORT(IPOIN)-ESPM).GT.1.E-03) GO TO 35
000067 C      DIF = ABS(ESPM - COORT(IPOIN))
000068 C      IF(DIF.LE.1.E-03) KNOT = 1
000069 C      TDIST = COORT(IPOIN) - DISTI
000070 C      IF(TDIST.GT.DIST(IINT)) GO TO 35
000071 C      TSOMA = TSOMA + T(IPOIN)
000072 C      KPOIN = KPOIN + 1
000073 C      IF(KNOT.EQ.1) GO TO 35
000074 C      GO TO 45
000075 C
000076 C 35      TMED = TSOMA/KPOIN
000077 C      IND = IINT
000078 C      IF(ICES.EQ.2.AND.ICFA.EQ.1) IND = NDIVY-IINT + 1
000079 C
000080 C  PROPRIEDADES MECANICAS
000081 C
000082 C  LIMITE DE ESCOAMENTO
000083 C
000084 C      IF(TMED.LE.1200.) SIGY = 66.15-0.04655*TMED
000085 C      IF(TMED.GT.1200.) SIGY = 54.39-0.03675*TMED
000086 C      IF(TMED.GT.1480.) SIGY = 0.
000087 C
000088 C  MODULO DE POISSON
000089 C
000090 C      POISS = 0.278 + 8.23E-05TMED
000091 C
000092 C  MODULO DE ELASTICIDADE NAO RELAXADO
000093 C

```

```

000094      IF (IMOD.EQ.1) THEN
000095      IF (TMED.LE.1413.) E = 181000.-75.*TMED
000096      IF (TMED.GT.1413.) E = 425000.-250.*TMED
000097      IF (TMED.GT.1500.) E = 0.0
000098 C
000099 C   MODULO DE ELASTICIDADE RELAXADO
000100 C
000101      ELSE
000102      IF (TMED.LE.1400.) E = 1.96E04-18.375*(TMED-1000.)
000103      IF (TMED.GT.1400.) E = 1.225E04+((1475.-TMED)/75.)
000104      IF (TMED.GT.1475.) E = 0.
000105      END IF
000106 C
000107 C   COEFICIENTE DA EQUACAO DE TAXA DE FLUENCIA DEPENDENTE
000108 C   DA TEMPERATURA
000109 C
000110      IF (IALF.EQ.1) ALFA = 4.2E09*EXP(-39600./(TMED+273.))
000111      IF (IALF.EQ.2) ALFA = 0.0806*EXP(-28392./(TMED+273.))
000112      IF (IALF.EQ.3) THEN
000113      IF (TMED.LT.1225.) THEN
000114      ALFA = 0.153E05*EXP(-45294./(TMED+273.))
000115      ELSE
000116      ALFA = 0.11E08*EXP(-56719./(TMED+273.))
000117      END IF
000118      ELSE
000119      END IF
000120 C
000121 C   SAIDA DE RESULTADOS
000122 C
000123      WRITE(5,50) TMED,E,POISS,SIGY,ALFA
000124 C
000125 C
000126      IF (COORT(IPOIN).GT.ESPM) GO TO 55
000127      DISTI = DISTI + DIST(IINT)
000128      IINT = IINT + 1
000129 C
000130      TSOMA = T(IPOIN)
000131      KPOIN = 1
000132      45 CONTINUE
000133      CLOSE(4)
000134      CLOSE(5)
000135      50 FORMAT(5(2X,E10.4))
000136      55 CONTINUE
000137 C
000138      STOP
000139      END

```

F.4 - EXEMPLO DE SAIDA DE RESULTADOS

```

000001
000002
000003
000004      **** - INCREMENTO NO.      1 - ELASTICO - ****
000005
000006 TEMPO DE FLUENCIA PARA O INTERVALO SEGUINTE = 0.3000E+01
000007
000008 TEMPO TOTAL DE FLUENCIA = 0.0000E+00
000009 DESLOCAMENTOS NODAIS
000010
000011      NO      DES-X      DES-Y
000012      1      0.1989E-02      -0.1277E-01
000013      2      0.5213E-16      -0.1277E-01
000014      3      -0.1989E-02      -0.1277E-01
000015
000016 REACOES
000017
000018      NO      REA-X      REA-Y
000019
000020      1      0.0000E+00      -0.1791E+02
000021      2      0.0000E+00      -0.7166E+02
000022      3      0.0000E+00      -0.1791E+02
000023
000024 ELEMENTO      IEY =      1      IEX =      1
000025
000026 PONTO DE INTEGRACAO X = 0.1000E+02      Y = 0.1000E+02
000027
000028      VON MISES      1      2      3      4      1      2
000029 TEN. 0.4696E+01      -.1554E-14      0.5374E+01      -.4434E-14      0.2063E+01      0.5374E+01      -.1554E-14
000030 DEF. 0.3072E-03      -.1989E-03      0.3193E-03      -.8551E-18      0.0000E+00      0.3193E-03      -.1989E-03
000031 FLU. 0.0000E+00      0.0000E+00      0.0000E+00      0.0000E+00      0.0000E+00
000032
000033
000034
000035      **** - INCREMENTO NO.      2 - FLUENCIA - ****
000036
000037 MAXIMA VARIACAO RELATIVA DE TENSAO = 0.2305E-01
000038      QUE E 0.1152E+02 POR CENTO DA TOLERANCIA
000039 MAXIMA VARIACAO RELATIVA DE DEFORMACAO = 0.2591E-01
000040      QUE E 0.5181E+01 POR CENTO DA TOLERANCIA
000041
000042 DELTA TEMPO = 0.1000E+00
000043 TEMPO ACUMULADO DE FLUENCIA NO INTERVALO = 0.1000E+00
000044
000045 TEMPO TOTAL DE FLUENCIA = 0.1000E+00
000046
000047
000048
000049      **** - INCREMENTO NO.      3 - FLUENCIA - ****
000050
000051 MAXIMA VARIACAO RELATIVA DE TENSAO = 0.3061E-01
000052      QUE E 0.1531E+02 POR CENTO DA TOLERANCIA
000053 MAXIMA VARIACAO RELATIVA DE DEFORMACAO = 0.3441E-01
000054      QUE E 0.6882E+01 POR CENTO DA TOLERANCIA
000055
000056 DELTA TEMPO = 0.1500E+00
000057 TEMPO ACUMULADO DE FLUENCIA NO INTERVALO = 0.2500E+00
000058
000059 TEMPO TOTAL DE FLUENCIA = 0.2500E+00
000060
000061
000062
000063      **** - INCREMENTO NO.      4 - FLUENCIA - ****
000064
000065 MAXIMA VARIACAO RELATIVA DE TENSAO = 0.3906E-01
000066      QUE E 0.1953E+02 POR CENTO DA TOLERANCIA
000067 MAXIMA VARIACAO RELATIVA DE DEFORMACAO = 0.4391E-01
000068      QUE E 0.8782E+01 POR CENTO DA TOLERANCIA
000069
000070 DELTA TEMPO = 0.2250E+00
000071 TEMPO ACUMULADO DE FLUENCIA NO INTERVALO = 0.4750E+00
000072
000073 TEMPO TOTAL DE FLUENCIA = 0.4750E+00
000074
000075
000076
000077      **** - INCREMENTO NO.      5 - FLUENCIA - ****
000078
000079 MAXIMA VARIACAO RELATIVA DE TENSAO = 0.4765E-01
000080      QUE E 0.2383E+02 POR CENTO DA TOLERANCIA
000081 MAXIMA VARIACAO RELATIVA DE DEFORMACAO = 0.5356E-01
000082      QUE E 0.1071E+02 POR CENTO DA TOLERANCIA
000083
000084 DELTA TEMPO = 0.3375E+00
000085 TEMPO ACUMULADO DE FLUENCIA NO INTERVALO = 0.8125E+00
000086
000087 TEMPO TOTAL DE FLUENCIA = 0.8125E+00
000088 DESLOCAMENTOS NODAIS
000089
000090      NO      DES-X      DES-Y
000091      1      0.2088E-02      -0.1277E-01
000092      2      0.5564E-17      -0.1277E-01
000093      3      -0.2088E-02      -0.1277E-01

```