

GERSON MACHADO
Engº Naval, Escola Politécnica da USP, 1974

ANÁLISE DO DESENVOLVIMENTO DAS TENSÕES RESIDUAIS
LONGITUDINAIS NA SOLDAGEM A TOPO DE CHAPAS FINAS

Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da USP para a obtenção
do título de Mestre em Engenharia.

✱
Orientador: Prof. Dr. Célio Taniguchi
Professor Assistente Doutor do De-
partamento de Engenharia Naval.

São Paulo, 1979

ERRATA

"Análise do desenvolvimento das tensões residuais longi-
tudinais na soldagem a topo de chapas finas"

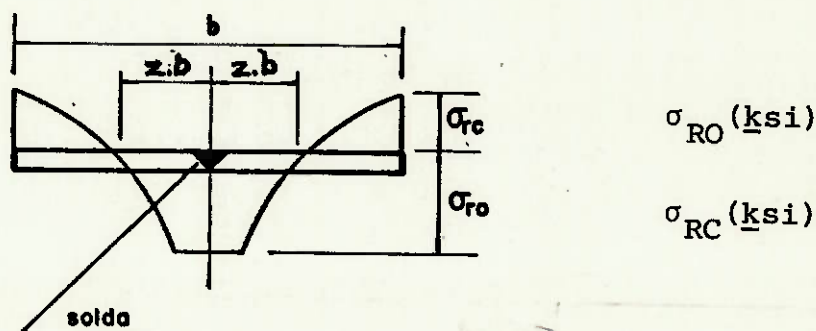
Nomenclatura (incluir)

ν = coeficiente de Poisson

Página I-6, linha 10

Figura 3c

Página II-4



Página II-10, linha 12

Os processos de soldagem ensaiados englobaram

Página II-11, linha 15

Análises teóricas do desenvolvimento de tensões

Página II-12

Q = insumo de calor por unidade de comprimento
de solda (cal/cm)

h = espessura (cm)

ERRATA

Página III-1, linha 20

Para uma melhor compreensão, é apresentada, de

Página III-9, linha 3

ser reduzida, a hipótese de estado plano de tensões
é ade

Ao meu filho Sêrgio

AGRADECIMENTOS

- À Marinha do Brasil, cujo apoio financeiro possibilitou este trabalho.
- À Kawasaki Heavy Industries Ltd., na pessoa do Dr. Toshio Yoshida, que franqueou o seu Laboratório de Soldagem para a realização das experiências.
- Ao Prof. Célio Taniguchi, cuja paciente orientação e incentivo contribuíram de maneira inestimável.
- Ao Eng^o Tsuneo Kinoshita, pelo amparo na elaboração das experiências.
- Ao Engenheiro Fábio Gaboardi, pela elaboração do programa computacional.
- Ao meu pai Edson Machado, pela revisão do texto.
- Ao aluno Oscar B. Augusto, pelos desenhos.
- A Sra. Neusa M. J. de Oliveira, pela datilografia.
- Ao Sr. Eliezer F. do Nascimento, pela impressão.
- Aos meus pais e esposa, pelo incentivo.

RESUMO

Este trabalho aborda o mecanismo de desenvolvimento das tensões residuais longitudinais paralelas ao cordão de solda, na soldagem a topo de chapas finas. Inicialmente - discute-se o atual estágio de desenvolvimento das análises experimentais e teóricas dentro deste campo. A seguir apresenta-se um modelo de cálculo para estima das tensões residuais longitudinais. Finalmente, este modelo é verificado com auxílio de resultados experimentais obtidos pelo autor. Um estudo comparativo é desenvolvido para as distribuições - de temperaturas e de tensões residuais.

ABSTRACT

This paper deals with the development of longitudinal stress distribution in thin plates, due to a butt weld. Initially, the state-of-the-art of experimental and theoretical analysis was discussed. Then a computer program was proposed to estimate longitudinal stress distribution. Finally, the numerical results were compared to some experimental data in terms of temperatures and longitudinal stresses.

INDICE

Nomenclatura

I.	Introdução.	I.1
I.1	Explicação Inicial.	I.1
I.2	Processo de desenvolvimento das tensões residuais na soldagem	I.3
I.3	Efeitos das tensões residuais longitudinais . . .	I.6
I.4	Objetivos deste trabalho.	I.9
II.	Estado da Arte na Estima de Tensões Residuais em Estruturas soldadas	II.1
II.1	Desenvolvimento de trabalhos experimentais. . . .	II.1
II.2	Evolução dos trabalhos teóricos	II.11
III.	Desenvolvimento de um Programa de Computador para a Previsão de Tensões Residuais Longitudinais . .	III.1
III.1	Explicação inicial.	III.1
III.2	Previsão da distribuição de temperaturas.	III.3
III.3	Previsão das tensões e deformações.	III.9
III.4	Desenvolvimento de um programa de computador. . .	III.16
III.4.1	Programa principal.	III.17
III.4.2	Sub-rotina temperatura.	III.18
III.4.3	Sub-rotina plástica	III.18
III.4.3.1	- Curvas tensão-deformação	III.24
III.4.3.2	- Análise do carregamento e descarregamento tér mico da estrutura	III.26
III.5	Resultados Numéricos.	III.30
III.5.1	Dados de entrada.	III.30
III.5.2	Cálculo numérico.	III.34
III.5.3	Resultados.	III.34
IV.	Ensaio Experimentais	IV.1
IV.1	Explicação Inicial.	IV.1
IV.2	Condições de realização da experiência.	IV.1

IV.3	Condições de Soldagem e calor trocado por unidade de tempo.	IV.1
IV.4	Distribuição de temperaturas	IV.3
IV.4.1	Método de medida.	IV.3
IV.4.2	Equipamentos utilizados	IV.4
IV.4.3	Resultados obtidos.	IV.7
IV.5	Tensões Residuais Longitudinais.	IV.7
IV.5.1	Método de medida.	IV.7
IV.5.2	Equipamentos utilizados	IV.12
IV.5.3	Resultados obtidos.	IV.14
V.	Análise Comparativa dos Resultados Numéricos e Experimentais.	V.1
V.1	Distribuição de Temperaturas	V.1
V.2	Distribuição de Tensões Residuais Longitudinais	V.3
VI.	Comentários Finais	VI.1
VII.	Referências Bibliográficas	VII.1
	Anexo 1 - Programa de Computador	
	Anexo 2 - Resultados numéricos	

NOMENCLATURA

T	=	temperatura
t	=	tempo
Q	=	calor trocado na unidade de tempo
v	=	velocidade da fonte de calor
g	=	espessura da chapa
c	=	meia largura da tira
$\eta = y/c$	=	adimensional da largura da tira
$\xi = x-vt$	=	coordenada móvel, no eixo x
$\frac{l}{2\lambda} = \frac{K}{\rho c}$	=	difusividade térmica
ρ	=	densidade
c	=	calor específico
α	=	coeficiente de expansão térmica linear
K	=	condutibilidade térmica
$\tau = \alpha T / \epsilon y, 0$	=	adimensional de deformação térmica
E	=	módulo de elasticidade
E_0	=	módulo de elasticidade, na temperatura de referência
$H = E/E_0$	=	adimensional do módulo de elasticidade
E^0	=	módulo de elasticidade genérico
\bar{e}^0	=	adimensional do módulo de elasticidade genérico
m	=	coeficiente de encruamento
ϵ'	=	deformação total
$\epsilon = \epsilon^c + \epsilon^p$	=	deformação total mecânica
ϵ^e	=	deformação elástica

- ϵ^P = deformação plástica
 $\epsilon_{\gamma,0}$ = deformação à tensão de escoamento, na temperatura de referência
 ϵ_i^0 = deformação genérica na etapa (i), do ciclo térmico
 $e' = \epsilon' / \gamma_{,0}$ = adimensional de deformação total
 $e = e^e + e^P$ = adimensional de deformação total mecânica
 $e^e = \epsilon^e / \epsilon_{\gamma,0}$ = adimensional de deformação elástica
 $e^P = \epsilon^P / \epsilon_{\gamma,0}$ = adimensional de deformação plástica
 e_i = adimensional da deformação mecânica total na etapa (i) do ciclo térmico
 e_i^e = adimensional de deformação elástica na etapa (i) do ciclo térmico
 e_i^P = adimensional de deformação plástica na etapa (i) do ciclo térmico
 e_i^0 = adimensional da deformação genérica, na etapa (i) do ciclo térmico
 Δe_i = incremento do adimensional de deformação mecânica total na etapa (i) do ciclo térmico
 Δe_i^e = incremento do adimensional da deformação elástica na etapa (i) do ciclo térmico
 Δe_i^P = incremento do adimensional da deformação plástica na etapa (i) do ciclo térmico
 σ = tensão
 σ_{γ} = tensão de escoamento
 $\sigma_{\gamma,0}$ = tensão de escoamento na temperatura de referência
 $\sigma_{\gamma,i}$ = tensão de escoamento na etapa (i) do ciclo térmico
 $\sigma_{\gamma,i}^0$ = tensão de escoamento genérica na etapa (i) do ciclo térmico

- S = adimensional de tensão
- S_i = adimensional da tensão na direção x na etapa (i) do ciclo térmico
- $S_{y,i}^o$ = adimensional da tensão de escoamento genérico na etapa (i) do ciclo térmico

I. Introdução

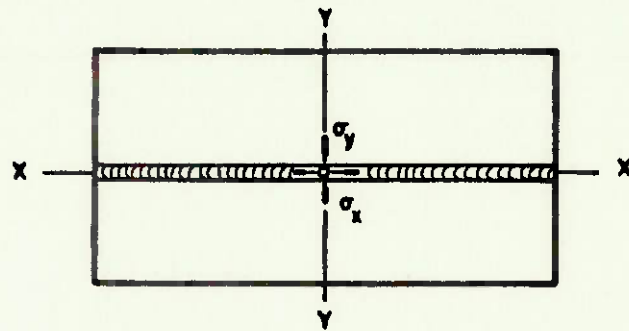
I.1 *Explicação inicial*

Na construção de modernas estruturas oceânicas , a utilização dos processos de soldagem vem substituindo com uma série de vantagens as tradicionais juntas rebitadas. Entretanto, o desenvolvimento das tensões residuais, devido ao aquecimento e subsequente resfriamento da junta soldada, constitui-se em uma das grandes desvantagens.

É fato conhecido que alguns processos de fabricação, como por exemplo a laminação, o corte por cisalhamento, etc, criam tensões residuais. Entretanto, os valores das tensões resultantes são geralmente inferiores às tensões causadas pela soldagem.

A Figura 1 apresenta esquematicamente, para união a topo de duas chapas, a distribuição de tensões residuais nas direções longitudinal e transversal, paralela e perpendicular ao cordão de solda respectivamente.

Quanto a valores, a tensão residual longitudinal, desenvolvida em uma chapa de aço de baixo carbono, soldada a topo, pode muitas vezes ultrapassar a tensão de escoamento do material, em regiões próximas ao cordão de solda.



a. Solda de topo

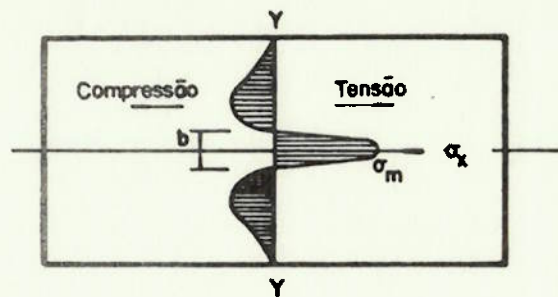
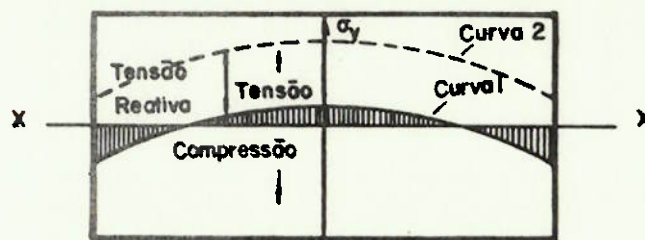
b. Distribuição de tensões longitudinais σ_x ao longo de YYc. Distribuição de tensões transversais σ_y ao longo de XX

FIGURA 1 - ESQUEMA DA DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS EM CHAPAS SOLDADAS A TOPO

I.2 Processo de desenvolvimento das tensões residuais na soldagem

De uma maneira bastante simplificada, o desenvolvimento das tensões residuais na soldagem, é resultante da distribuição não uniforme de temperaturas, na região processada da estrutura.

Seja por exemplo uma soldagem a topo de duas chapas. Para este processo as linhas isotérmicas estão esquematizadas na Figura 2. Num instante qualquer, o metal depositado na soldagem e a região da chapa adjacente encontram-se a uma temperatura bem superior a do metal base mais distanciado daqueles pontos. A medida que a fonte de calor, no caso o eletrodo de solda, vai se afastando, a temperatura dos pontos considerados começa a se reduzir. O metal depositado se solidifica, iniciando a contração. Este processo, não sendo uniforme nas diversas regiões da chapa, origina tensões residuais.

Uma relação esquemática entre a distribuição de temperaturas e tensões longitudinais desenvolvidas durante o processo de soldagem, é representada na Figura 3. Nesta Figura, a região em estudo foi dividida em quatro secções transversais, discutidas abaixo:

- a) seção transversal adiante da fonte de calor, na região ainda não aquecida: as temperaturas correspondem à temperatura inicial da chapa, e não há o desenvolvimento de tensões residuais;

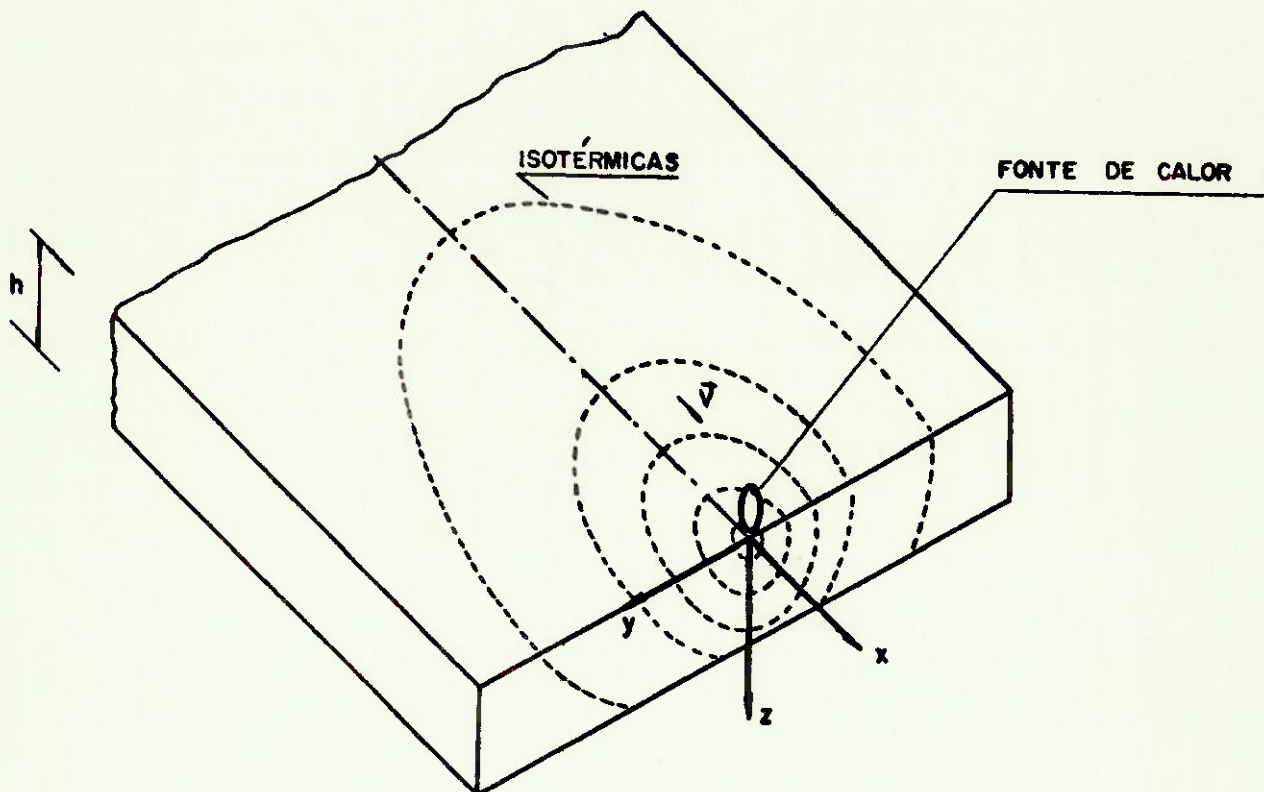
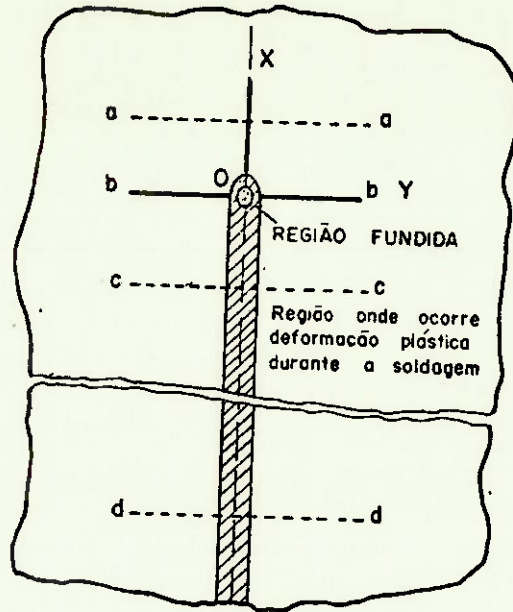
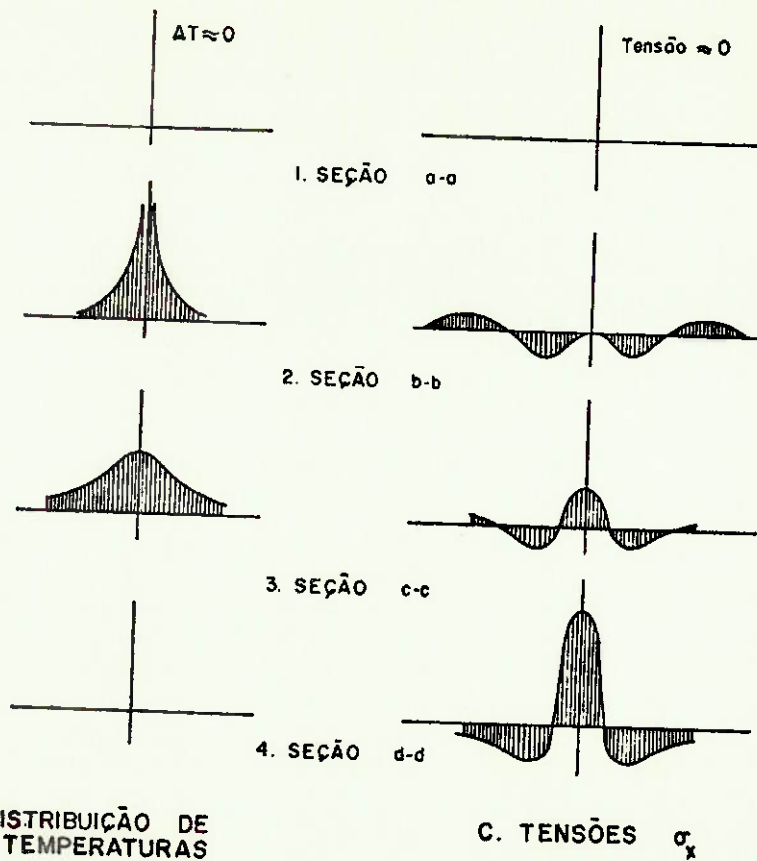


FIGURA 2 - Distribuição esquemática de temperaturas através de uma chapa percorrida por uma fonte de calor pontiforme vendo-se as linhas isotérmicas em um dado instante do processo.



A. SOLDA



B. DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURAS

C. TENSÕES σ_x

FIGURA 3 - REPRESENTAÇÃO ESQUEMÁTICA DAS DISTRIBUIÇÕES DE TEMPERATURAS E TENSÕES DURANTE A SOLDAGEM

- b) seção transversal no plano que contem a fonte de calor : as temperaturas são bastante elevadas sob a fonte de calor, pois o material se encontra em fusão. A distribuição de tensões, por sua vez, apresenta valores nulos nas vizinhanças da fonte de calor, devido ao fato do material se encontrar a temperaturas próximas a de fusão. Nas regiões mais afastadas, ocorrem expansões e contrações contra um contorno rígido, causando diferentes valores de tensões que se desenvolvem conforme esquematizado na Figura 3b;
- c) seção transversal atrás da fonte de calor, na região aquecida: a distribuição de temperaturas é mais uniforme, e começa a se delinear a distribuição típica das tensões residuais longitudinais;
- d) seção transversal distante da fonte de calor, na região aquecida: as temperaturas se uniformizam, e são iguais à temperatura inicial. A distribuição de tensões residuais longitudinais típica, para o processo de soldagem, é perfeitamente definida, apresentando uma região central com tensões de tração altas, e regiões mais afastadas com tensões de compressão.

I.3 Efeitos das tensões residuais longitudinais

A presença de tensões residuais longitudinais podem acarretar efeitos prejudiciais à estrutura. Alguns destes efeitos detrimmentais são considerados a seguir:

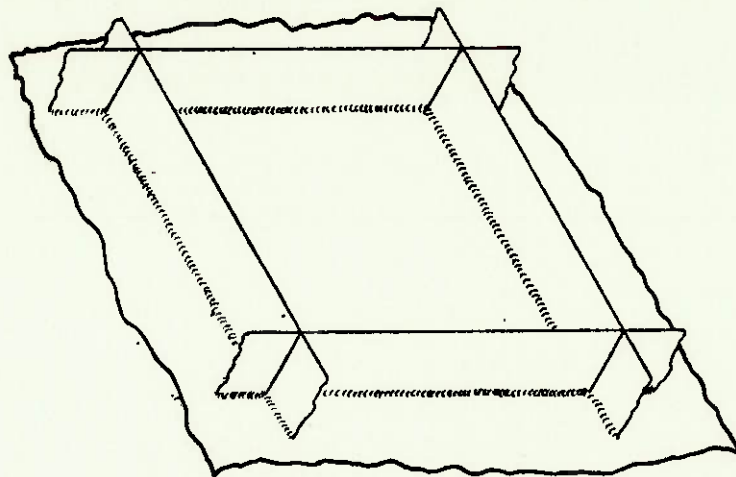
a) Problemas de instabilidade da estrutura

As tensões residuais longitudinais tendem a reduzir a resistência estrutural de colunas sujeitas a esforços de compressão (ref. |1|).

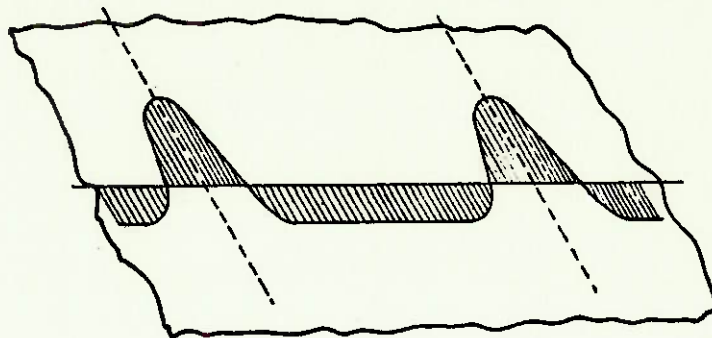
Estruturas compostas de chapas finas e enrijecedores, ou sejam, os painéis estruturais, podem ter seu chapeamento sujeito a tensões residuais longitudinais de compressão tão altas, que causem, por si só, instabilidade nas células do chapeamento |2|, |3|. É o caso típico de painéis que compõem superestruturas de navios, onde as chapas, de espessura variando de 5mm a 8mm, apresentam deformações bastante pronunciadas, em forma de calombos (ou calosidades), mesmo antes de serem solicitadas estruturalmente. O esquema da Figura 4, representa o fenômeno discutido.

b) Ocorrência de fratura frágil

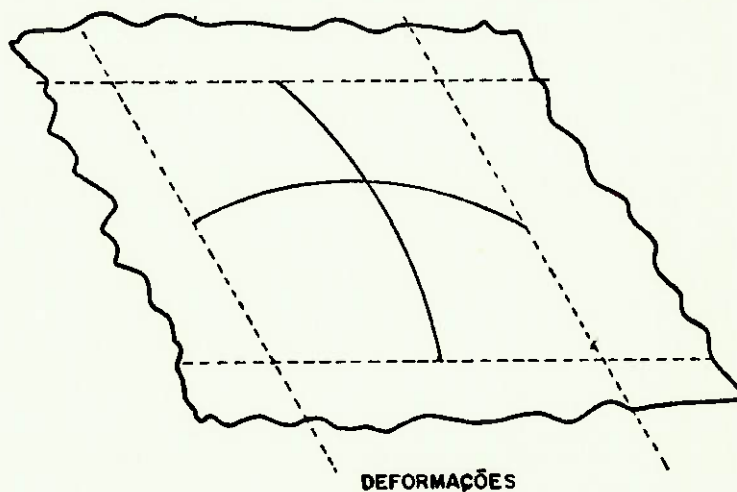
Devido à tensão residual longitudinal alcançar altos valores junto ao cordão de solda, fraturas podem se desenvolver, mesmo para carregamentos de tração, com valores de tensões bastante inferiores à tensão de escoamento do material. Estas fraturas tem origem nas descontinuidades da região soldada, como porosidades, inclusão de escória, falta de penetração, etc. Este fenômeno é tanto mais pronunciado quanto mais sofisticados forem os materiais, como é o caso dos aços de alta resistência |4|.



PAINEL SOLDADO



TENSÕES RESIDUAIS LONGITUDINAIS



DEFORMAÇÕES

FIGURA 4 - TENSÕES RESIDUAIS LONGITUDINAIS E DEFORMAÇÕES EM
PAINÉIS SOLDADOS DE CHAPAS FINAS

c) Fenômeno da corrosão sob tensão

A tensão residual longitudinal de tração, na região da junta soldada, pode induzir o início e a propagação de fraturas, em materiais suscetíveis a ambientes corrosivos, mesmo na ausência de carregamento externo [5].

I.4 *Objetivos deste trabalho*

Os problemas enumerados no parágrafo anterior mostram a importância do conhecimento da distribuição de tensões residuais. É necessário também desenvolver técnicas para que sejam previstos os efeitos dos diversos parâmetros de soldagem na distribuição das tensões, para que, com o controle adequado destes parâmetros, seja possível minimizar os efeitos detrimentais das tensões residuais.

É importante ressaltar por outro lado, que a distribuição de tensões residuais pode eventualmente fazer com que uma estrutura passe a contar com maior resistência a um determinado esforço, desde que se tire proveito delas. É o caso de vigas compostas de seção transversal quadrada, conforme a Figura 5. Nestas vigas, as tensões de tração nos cantos provavelmente aumentam a resistência à flambagem da viga em questão.

Dentro das ideias apresentadas acima, os objetivos deste trabalho são os seguintes:

- a) preparação de um programa de computador com os seguintes -
objetivos:

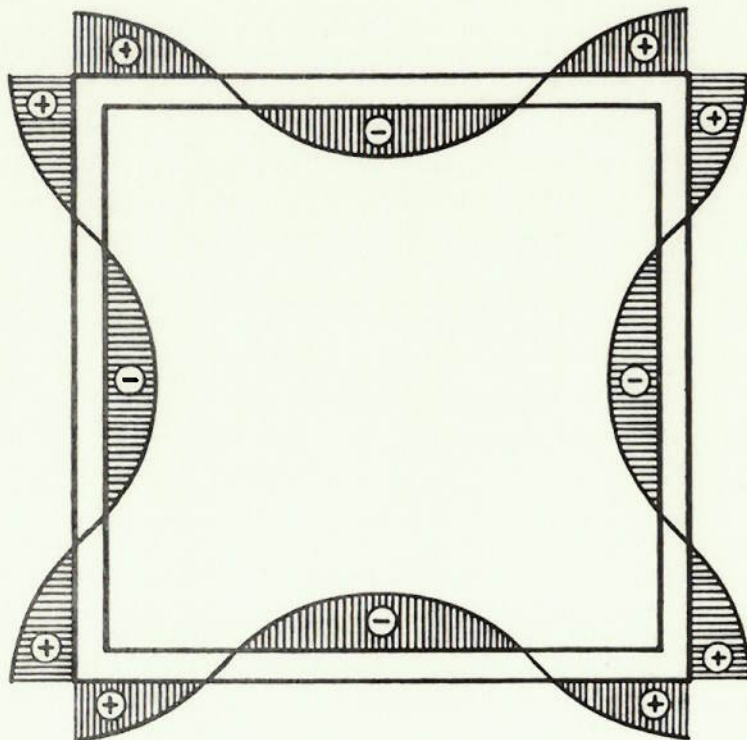


FIG. 5 - DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS NUMA
VIGA COMPOSTA DE SEÇÃO TRANSVERSAL RETANGULAR

- a.i) efetuar a previsão da distribuição de temperaturas, devido ao processo de soldagem,
- a.ii) efetuar a previsão da distribuição das tensões de de senvolvidas durante o mesmo processo,
- b) obtenção de resultados experimentais, para um determinado do processo de soldagem, relativos aos seguintes itens:
 - b.i) distribuição de temperaturas,
 - b.ii) distribuição das tensões residuais longitudinais.

II. Estado da Arte na Estima de Tensões Residuais em Estru- turas Soldadas

Desde o início da moderna era da tecnologia de soldagem, o problema das tensões residuais já despertava o interesse dos pesquisadores. Em 1941, Griffiths [6] mediu experimentalmente as tensões residuais numa seção transversal à linha de solda. Por outro lado, existe uma vasta série de trabalhos experimentais, muitos deles publicados em revistas dedicadas a engenharia de soldagem. Por seu turno, os estudos teóricos sobre o assunto tem sido bem mais raros. Porém, com a expansão dos métodos numéricos, devido ao aparecimento de computadores de alta capacidade, as tentativas de se encontrar soluções teóricas dentro do campo das tensões residuais vem crescendo dia a dia.

Neste capítulo, serão discutidos alguns trabalhos experimentais sobre tensões residuais longitudinais devidos à soldagem, visando dar uma idéia geral sobre as principais conclusões obtidas. Em seguida, será também discutida a evolução dos processos teóricos para a previsão das tensões residuais.

II.1 *Desenvolvimento de trabalhos experimentais*

Dentre os diversos trabalhos experimentais sobre tensões residuais longitudinais em chapas soldadas, alguns merecem um destaque especial, seja pelo seu pioneirismo, seja por apresentar aspectos técnicos importantes na evolução dos estudos. Dentre os autores, são destacados os seguintes:

a) Nagaraja Rao e Tall [1]

Estes pesquisadores realizaram uma série de experiências para determinar as tensões residuais longitudinais em chapas soldadas. O objetivo do trabalho foi o de auxiliar a investigação sobre a resistência estrutural de vigas compostas, sujeitas a esforços de compressão.

Para tanto, foram preparados dois tipos de corpos de prova, sendo que um deles apresentava uma solda de topo entre duas chapas, e o outro um cordão de solda depositado numa das extremidades da chapa. As chapas obedeciam à classificação ASTM A-7, tendo espessuras iguais a 6,35mm (1/4"), 12,7 mm (1/2") e 25,4mm (1"). Um esquema das soldas efetuadas é apresentado na Figura 6.

As tensões residuais longitudinais foram obtidas seccionando-se os corpos de prova e obtendo-se as deformações, devidas ao alívio das tensões, com auxílio de extensômetros mecânicos.

Além dos resultados de todos os ensaios efetuados, os autores apresentaram também valores médios, que podem ser utilizados como uma previsão para a distribuição de tensões residuais longitudinais. Estes valores são apresentados na Tabela 1.

b) Nagaraja Rao, Estuar e Tall [7]

Visando ampliar as conclusões obtidas no estudo anterior [1], estes pesquisadores verificaram experimentalmente a distribuição de tensões residuais longitudinais, em vi

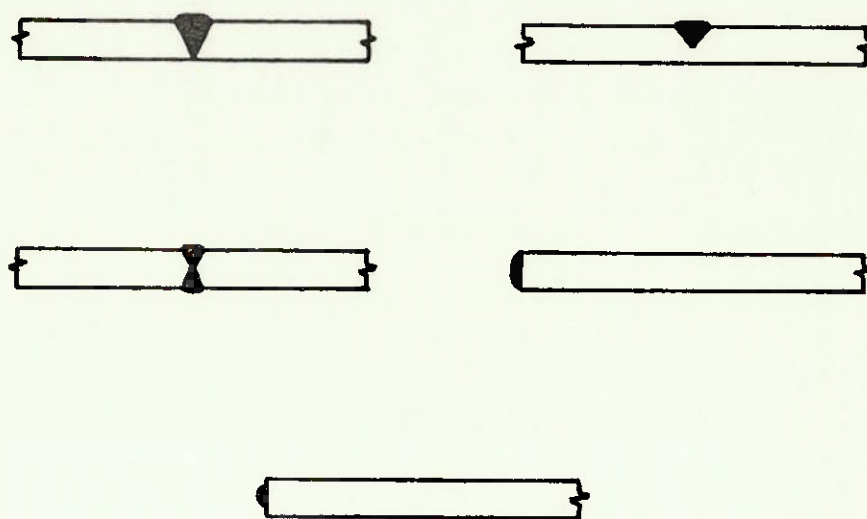
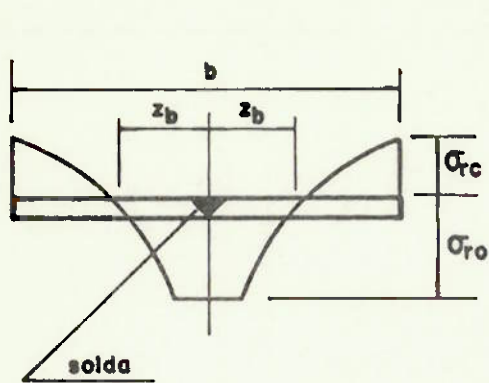
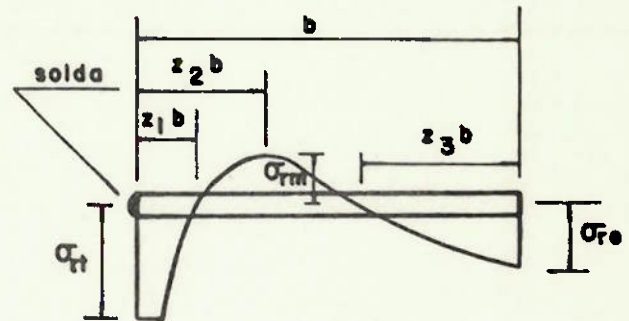


FIG. 6 SOLDAS UTILIZADAS NA PESQUISA DE
NAGARAJA RAO

TABELA 1 - VALORES MÉDIOS PARA AS TENSÕES RESIDUAIS, OBTIDAS POR NAGARAJA RAO



Nomenclatura adotada para chapas soldadas ao centro



Nomenclatura adotada para chapa soldada na extremidade

CHAPA SOLDADA NO CENTRO	Nº DE EXPERIÊNCIAS	σ_{RO} (psi)	σ_{RC} (psi)	Z
ESTREITA ($b \leq 6"$)	22	44	22	0,19
MÉDIA ($6" < b \leq 12"$)	22	52	23	0,18
LARGA ($12" < b$)	7	58	7	0,13

CHAPA SOLDADA NA EXTREMIDADE	Nº DE EXPERIÊNCIAS	σ_{RT} (ksi)	σ_{RM} (ksi)	σ_{RE} (ksi)	z_1	z_2	z_3
ESTREITA ($b \leq 8"$)	6	46	19	5	0,12	0,26	0,13
MÉDIA ($8" < b \leq 12"$)	5	55	23	7	0,11	0,23	0,41
LARGA ($12" < b$)	8	41	14	7	0,07	0,14	0,57

gas compostas soldadas. Tais elementos estruturais foram fabricados com chapas segundo a especificação ASTM A-7, e com espessuras variando de 6,35mm (1/4") a 25,4mm (1").

A distribuição esquemática das tensões residuais longitudinais, nas vigas de seção transversal tipo "L", "T", "H" e de seção retangular são apresentadas na Figura 7.

As principais conclusões desta pesquisa foram:

i) a distribuição de tensões residuais longitudinais, na construção de vigas compostas, pode ser aproximadamente obtida pela soldagem das chapas individualmente, conforme esquema na Figura 8, exceto na alma de vigas de seção transversal "T". Tais vigas apresentam tensões residuais longitudinais de pequena magnitude em regiões afastadas do cordão de solda.

ii) a resistência à flambagem das vigas compostas de seção transversal "I", com reforço soldado à mesa, provavelmente é superior à resistência de uma viga de mesmo módulo de seção, porém laminada. Isto se deve à distribuição de tensões residuais longitudinais de tração, próximas às extremidades da mesa.

iii) para chapas de espessuras inferiores a 12,7mm, as diferenças de tensões residuais, medidas em um lado e no outro lado da chapa, são pequenas.

c) Alpsten e Tall | 8 |

Estes pesquisadores verificaram experimentalmente o desenvolvimento das tensões residuais longitudinais, na cons

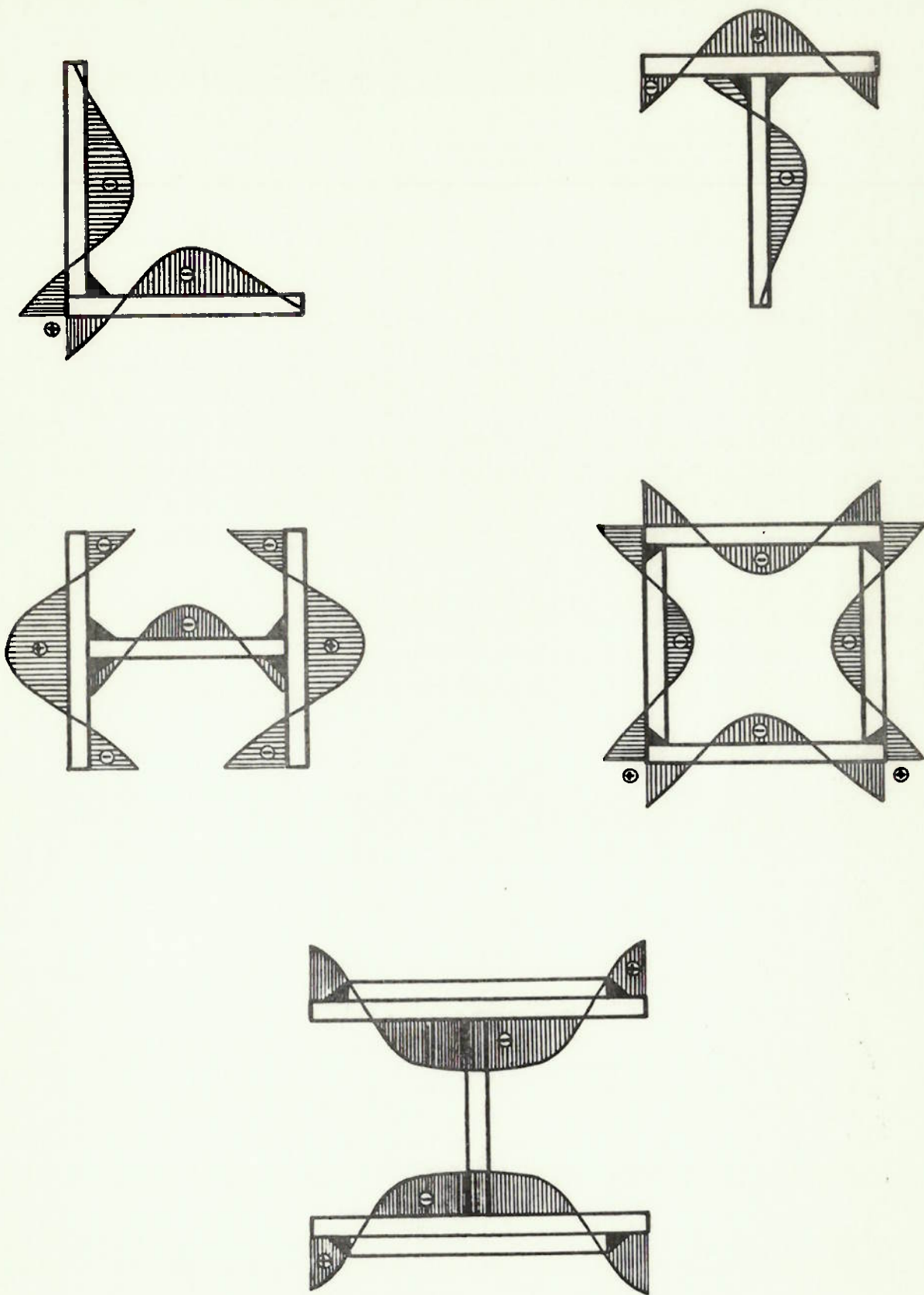
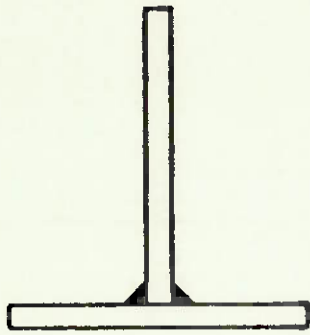
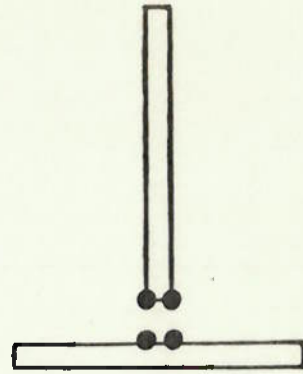


FIG. 7- ESQUEMA DA DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS LONGITUDINAIS EM VIGAS COMPOSTAS

II.7

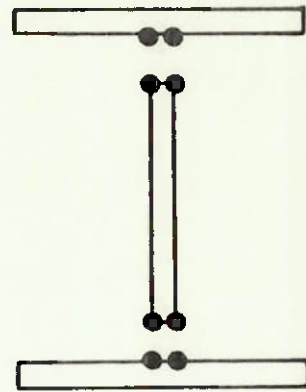
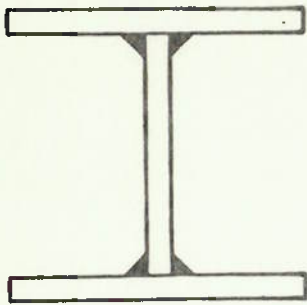


Viga composta "T"

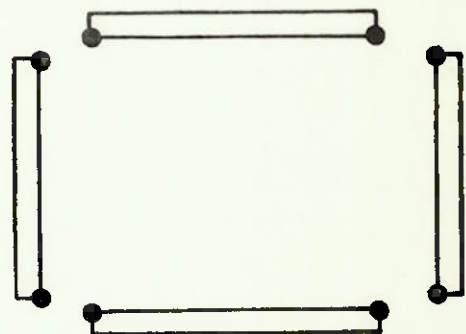
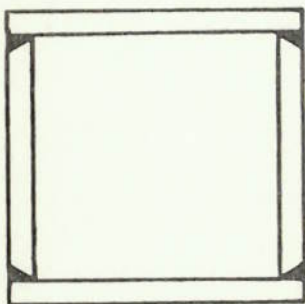


Chapas individuais "T"

SEÇÃO "T"



SEÇÃO "H"



SEÇÃO RETANGULAR

FIG. 8 - VIGAS COMPOSTAS E CHAPAS INDIVIDUAIS

trução de vigas compostas. Foram utilizadas chapas segundo as especificações ASTM A-36 e A-441, e de espessuras superiores a 25.4mm (1").

As tensões residuais foram obtidas seccionando-se os corpos de prova e medindo-se as deformações, com auxílio de extensômetros mecânicos.

As principais conclusões obtidas nesta pesquisa - foram as seguintes:

i) a distribuição de tensões residuais longitudinais é uma complexa superposição dos efeitos dos processos de manufatura da chapa e dos processos de fabricação como corte e soldagem.

ii) em vigas compostas, construídas com chapas de espessura superior a 38,1mm, em regiões distantes do cordão de solda, as tensões residuais longitudinais são geralmente de pequena magnitude. São também inferiores às tensões obtidas em vigas compostas construídas com chapas de menor espessura.

iii) a tensão de escoamento do material não tem influência na distribuição das tensões residuais longitudinais. Assim, as chapas segundo as especificações ASTM A-36 e A-441 resultaram aproximadamente na mesma distribuição de tensões, para idênticas condições de soldagem.

iv) para chapas de espessura superior a 25,4mm(1"), a distribuição de tensões residuais longitudinais apresenta uma sensível variação no sentido da espessura.

d) Bjørhovde, Brozzetti, Alpsten e Tall |9|

Visando dar prosseguimento ao estudo citado anteriormente |8|, estes pesquisadores verificaram mais detalhadamente os efeitos dos processos de laminação e corte, na distribuição das tensões residuais longitudinais. Feito isto, verificaram os efeitos das condições de soldagem no desenvolvimento das tensões. As chapas, segundo a especificação ASTM A-36, tinham suas espessuras compreendidas entre 38,1mm e 152mm.

As tensões residuais foram obtidas seccionando -se os corpos de prova e medindo-se as deformações com auxílio de extensômetros mecânicos.

A conclusões obtidas foram as seguintes:

i) um procedimento para a previsão das tensões residuais longitudinais desenvolvidas devido ao processo de laminação. Este procedimento, para a previsão das tensões, é baseado nos resultados experimentais obtidos neste estudo.

ii) apresentam os valores obtidos experimentalmente para a distribuição de tensões residuais longitudinais desenvolvidas devido ao corte à chama oxi-acetilênica.

iii) para chapas de espessura superior a 38mm, o efeito do processo de soldagem no desenvolvimento de tensões residuais longitudinais, em regiões afastadas do cordão de solda, é muito pequeno quando comparado com os efeitos dos processos de manufatura das chapas.

iv) a operação de corte à chama oxi-acetilênica introduz tensões residuais longitudinais de tração, nas regiões

próximas ao local da sangria do corte. Entretanto, uma soldagem no centro desta chapa reduz as tensões de tração oriundas da operação de corte.

e) Tatsukawa, Oda e Hozono |10| |11|

Estes pesquisadores realizaram uma série de experiências para obter as tensões residuais desenvolvidas no processo de soldagem.

As chapas utilizadas nas experiências foram de aço de baixo carbono e chapas de aço de alta resistência, com tensão de resistência a tração superior a 80kgf/mm^2 , mas cujas especificações não foram apresentadas na publicação.

Os processos de soldagem ensaiadas englobaram a solda manual com eletrodo revestido, arco submerso e processo MAG (metal active gas). As chapas, de espessuras iguais a 9mm e 16mm, foram soldadas a topo, com preparação de juntas em "V" e "X".

Para a medida das deformações foram utilizados três tipos de equipamentos: extensômetros mecânicos, extensômetros elétricos e equipamento para medida de deformações baseado no fenômeno da difração, utilizando Raios-X.

Todos os resultados obtidos de tensões e deformações, nas direções longitudinal e transversal, para os procedimentos de soldagem e materiais utilizados, são apresentados pelos autores.

f) Satoh e Terasaki |12|

Estes pesquisadores realizaram uma série de ensaios experimentais, com soldas a topo, em chapas de aço de baixo carbono, aço inoxidável e alumínio, segundo as especificações SS41, SUS310 e Al 5083-0.

As tensões residuais longitudinais foram obtidas seccionando-se os corpos de prova e obtendo-se as deformações com auxílio de extensômetros mecânicos.

Os autores apresentaram os resultados para a distribuição das tensões residuais, nos diferentes materiais e nas diferentes condições de soldagem. Elaboraram também a Tabela 2, que possibilita uma previsão das tensões residuais longitudinais, devidas a soldagem a topo de duas chapas.

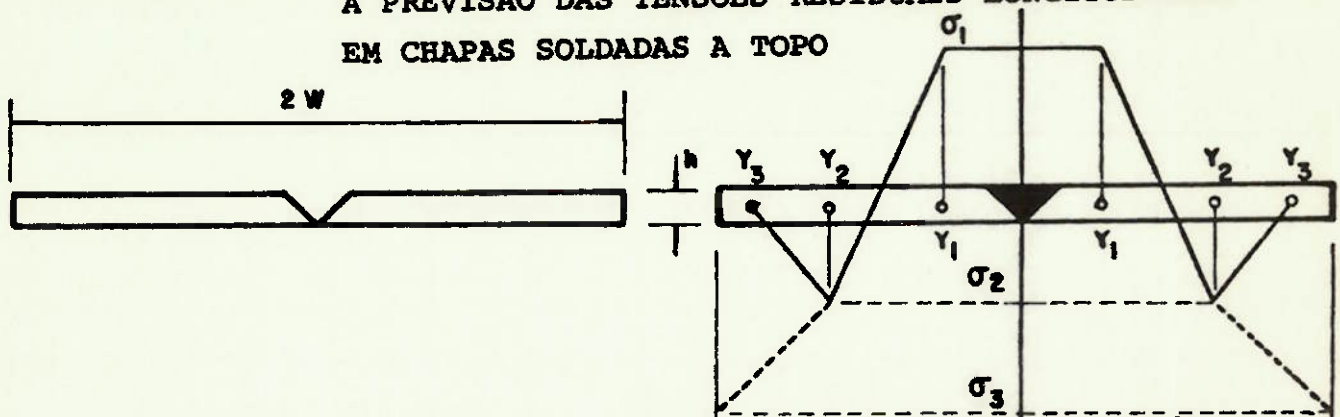
II.2 *Evolução dos trabalhos teóricos*

Análise teóricas do desenvolvimento de tensões residuais em estruturas soldadas são geralmente bastante complexas.

Os primeiros trabalhos efetuados neste campo foram devidos principalmente a pesquisadores como Grønning |13|, Boulton e Lance Martin |14| e Rodger e Fetcher |15|. Estas análises eram bastante simplificadas. Grønning, por exemplo, admitia que a tensão residual era igual à máxima tensão térmica no instante da soldagem, limitando o seu valor à tensão de escoamento do material |1|.

Após o trabalho desenvolvido por Rosenthal |16| ,

TABELA 2 - RESULTADOS OBTIDOS POR SATOH E TERASAKI, PARA A PREVISÃO DAS TENSÕES RESIDUAIS LONGITUDINAIS EM CHAPAS SOLDADAS A TOPO



Q = insumo de calor por unidade de comprimento de solda

MATERIAL	LARGURA DA CHAPA (cm)	TENSÃO RESIDUAL LONGITUDINAL (kg/mm ²)	POSIÇÃO DE MEDIÇÃO (cm)
aço de baixo carbono	$W \geq 10^{-2} Q/h$	$\sigma_1 = (1,0 \sim 1,1) \sigma_y$ $\sigma_2 = -0,25 \sigma_y$ $\sigma_3 = 0$	$y_1 = 0,6 \times 10^{-3} Q/h$ $y_2 = 2,0 \times 10^{-3} Q/h$ $y_3 = 11 \times 10^{-3} Q/h$
	$W \leq 0,33 \times 10^{-2} Q/h$	$\sigma_1 = (0,9 \sim 1,1) \sigma_y$ $\sigma_2 = -0,1 \sigma_y$ $\sigma_3 = -0,8 \sigma_y$	$y_1 = 0,18W$ $y_2 = 0,4W$ $y_3 = W$
alumínio	$W \geq 2,7 \times 10^{-2} Q/h$	$\sigma_1 = (1,0 \sim 1,1) \sigma_y$ $\sigma_2 = -0,24 \sigma_y$ $\sigma_3 = 0$	$y_1 = 0,8 \times 10^{-3} Q/h$ $y_2 = 2,3 \times 10^{-3} Q/h$ $y_3 = 18 \times 10^{-3} Q/h$
	$W \leq 0,9 \times 10^{-2} Q/h$	$\sigma_1 = (1,0 \sim 1,1) \sigma_y$ $\sigma_2 = 0,05 \sigma_y$ $\sigma_3 = -0,7 \sigma_y$	$y_1 = 0,12W$ $y_2 = 0,33W$ $y_3 = W$
aço inoxidável	$W \geq 1,5 \times 10^{-2} Q/h$	$\sigma_1 = (1,0 \sim 1,1) \sigma_y$ $\sigma_2 = -0,3 \sigma_y$ $\sigma_3 = 0$	$y_1 = 1,0 \times 10^{-3} Q/h$ $y_2 = 2,2 \times 10^{-3} Q/h$ $y_3 = 15 \times 10^{-3} Q/h$
	$W \leq 0,4 \times 10^{-2} Q/h$	$\sigma_1 = (1,0 \sim 1,1) \sigma_y$ $\sigma_2 = -0,25 \sigma_y$ $\sigma_3 = -0,9 \sigma_y$	$y_1 = 0,22W$ $y_2 = 0,45W$ $y_3 = W$

onde foi proposta uma solução para a distribuição de temperaturas devida a uma fonte móvel de calor, foi possível iniciar a resolução do problema das tensões térmicas, por meio de técnicas incrementais, onde, passo a passo, a solução final para a distribuição de tensões residuais é encontrada. Considera-se usualmente, neste tipo de análise, apenas a tensão em uma das direções, permitindo deste modo, a utilização direta das curvas tensão-deformação, em função da temperatura, para o material analisado. Este tipo de procedimento foi utilizado por Iwamura [17], para o cálculo das tensões residuais em tiras aquecidas; por Taniguchi [18], para cálculo das tensões residuais transversais e deformações angulares, em chapas aquecidas por maçarico oxi-acetilênico, no processo de conformação à chama; e será também utilizado neste trabalho, para avaliação das tensões residuais longitudinais devidas ao processo de soldagem.

Com o aumento da capacidade dos computadores, um grande número de pesquisadores começou a utilizar as técnicas de elementos finitos para o cálculo das tensões e deformações residuais induzidas pelo processo de soldagem.

As primeiras tentativas para análise de modelos bi-dimensionais, considerando estado plano de tensões, foram realizadas principalmente nos Estados Unidos [19], e no Japão [20]. Os modelos desenvolvidos nesta etapa analisavam o processo de deposição de um cordão de solda sobre uma chapa (bead-on-plate).

Muraki [21] desenvolveu um modelo matemático que analisa a soldagem a topo de duas chapas. Para o primeiro cordão, conforme progride a soldagem, as condições de contorno

se modificam de simples apoio para engaste.

A grande vantagem do método de elementos finitos, para a análise de tensões residuais induzidas pelo processo de soldagem, é a possibilidade de estudar geometria complexas, até possivelmente tri-dimensionais. As estruturas podem estar sujeitas a estado triplo de tensões, com propriedades do material dependentes da temperatura. Entretanto, no atual estágio de desenvolvimento dos modelos de análise, uma estrutura simples, bi-dimensional, acarreta um volume muito grande de cálculos. Isto é devido a não-linearidade do fenômeno, que aumenta consideravelmente os custos de computação. Este fato restringe a utilização deste tipo de análise apenas a círculos acadêmicos.

III. Desenvolvimento de um programa de computador para a previsão de tensões residuais longitudinais

III.1 *Explanação inicial*

O modelo matemático para cálculo das tensões residuais longitudinais, proposto neste capítulo, utiliza um método incremental de resolução do problema termo-elasto-plástico, ou seja solução desenvolvida, sequencialmente, para diversos estágios do fenômeno considerado. Dado um estado inicial de deformações, tensões e temperaturas, é possível que, baseado em determinadas equações, sejam obtidas para o instante seguinte os novos valores de deformações, tensões e temperaturas. Este procedimento de cálculo, efetuado passo a passo, durante todo o carregamento e descarregamento térmico da chapa soldada, conduz ao estado final de tensões e deformações.

Este método de resolução do problema, que considera toda a evolução das temperaturas e do estado de tensões e deformações progressos, para cálculo do estágio seguinte, constitui-se no ponto básico da teoria incremental da elasto-plasticidade que será utilizado neste trabalho.

Para uma melhor compreensão, é apresentado, de forma esquemática na Figura 9, a sequência geral do método de cálculo.

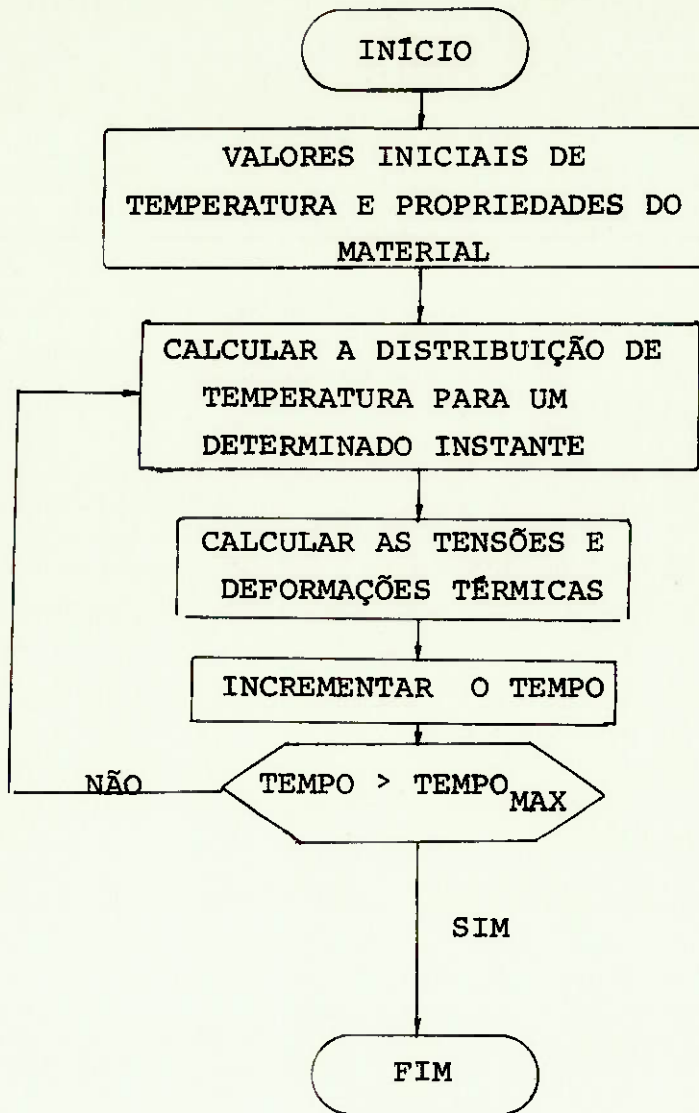


FIGURA 9 - SEQUÊNCIA DE CÁLCULO, UTILIZANDO TÉCNICA INCREMENTAL, PARA AVALIAÇÃO DAS TENSÕES RESIDUAIS.

III.2 Previsão da distribuição de temperaturas

Uma solução teórica para a previsão da distribuição de temperaturas, no processo de deposição de um cordão de solda sobre uma chapa semi-infinita, de espessura "g", conforme o esquema na Figura 10, foi proposta por Rosenthal [16].

A equação diferencial da distribuição de temperaturas é apresentada em (3.1), abaixo.

$$\nabla^2 T = 2\lambda \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.1)$$

onde:

T = temperatura,

t = tempo,

$\frac{1}{2\lambda}$ = difusividade térmica.

A solução é desenvolvida, adotando-se as seguintes hipóteses simplificadoras:

i) estado quase-estacionário, ou seja, um observador solidário à fonte de calor não verifica nenhuma modificação na distribuição de temperaturas;

ii) a fonte de calor é puntiforme;

iii) o calor gerado por efeito Joule é muito pequeno, quando comparado com o calor gerado no arco elétrico, sendo, portanto, desprezado;

iv) não existe perda de calor na superfície da chapa;

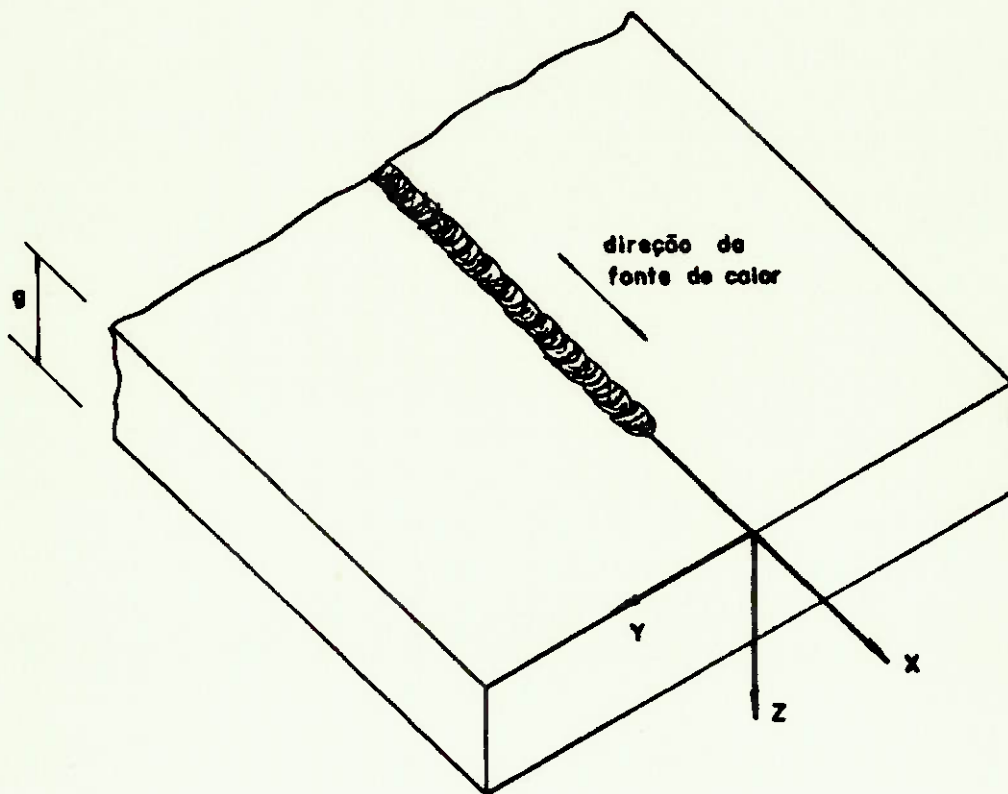


FIG. 10 - SISTEMA DE COORDENADAS PARA O MODELO PROPOSTO

v) a temperatura da chapa, a grande distância da fonte de calor, permanece inalterada;

vi) a condutibilidade e difusividade térmicas, e o calor específico do material não são dependentes da temperatura;

vii) a fonte de calor se movimenta na direção do eixo "x", a uma velocidade constante "v", conforme o esquema da Figura 10, trocando com a chapa uma quantidade de calor constante "Q", na unidade de tempo.

A solução encontrada por Rosenthal, para a equação (3.1) e para as hipóteses simplificadoras descritas foi:

$$T = T_0 + \frac{Q}{2\pi K} e^{-\lambda v \xi} \left| \frac{e^{-\lambda v R_0}}{R_0} + \sum_{n=1}^{\infty} \left(\frac{e^{-\lambda v R_n}}{R_n} + \frac{e^{-\lambda v R'_n}}{R'_n} \right) \right| \quad (3.2)$$

onde:

T_0 = temperatura inicial;

Q = calor trocado na unidade de tempo;

v = velocidade da fonte de calor;

$\xi = x - vt$ = coordenada movel, representando a distância da fonte ao ponto em estudo, na direção 'x';

g = espessura da chapa;

K = condutibilidade térmica;

$$R_n = \sqrt{(2ng - z)^2 + \xi^2 + y^2} \quad (n=0, 1, 2, 3, \dots)$$

$$R'_n = \sqrt{(2ng + z)^2 + \xi^2 + y^2} \quad (n=0, 1, 2, 3, \dots)$$

A hipótese simplificadora da fonte de calor ser puntiforme, resulta em uma distribuição de temperaturas tendendo para valores infinitos em pontos que se aproximam da fonte. Isto faz também com que a derivada parcial $\frac{\partial T}{\partial t}$ resulte em valores mais altos nestes locais, quando comparados com resultados experimentais, conforme o esquema da Figura 11. Estes inconvenientes da solução de Rosenthal podem ser corrigidos limitando-se o valor da temperatura máxima a um valor determinado, e adotando-se para a condutibilidade térmica um valor inferior ao real, de maneira a compensar a "declividade" excessiva da curva teórica.

Uma segunda solução para o problema da temperatura infinita sob a fonte de calor foi sugerida por Yada [22], que obteve a partir da solução de Rosenthal, a distribuição de temperaturas para uma fonte de calor de largura finita, caminhando com velocidade constante ao longo de uma reta. Esta solução, entretanto, é mais complexa que a proposta por Rosenthal, razão porque não foi adotada neste estudo.

O modelo adotado por Rosenthal apresenta dimensões infinitas nas direções "x" e "y", conforme o esquema da Figura 10. Na direção "y", o modelo pode ser ajustado a uma largura finita, adotando-se o método das imagens, desenvolvido por Carslaw [23] [24], conforme o esquema da Figura 12. Entretanto, este método de cálculo é necessário para chapas de largura reduzida, o que não ocorre no caso em estudo.

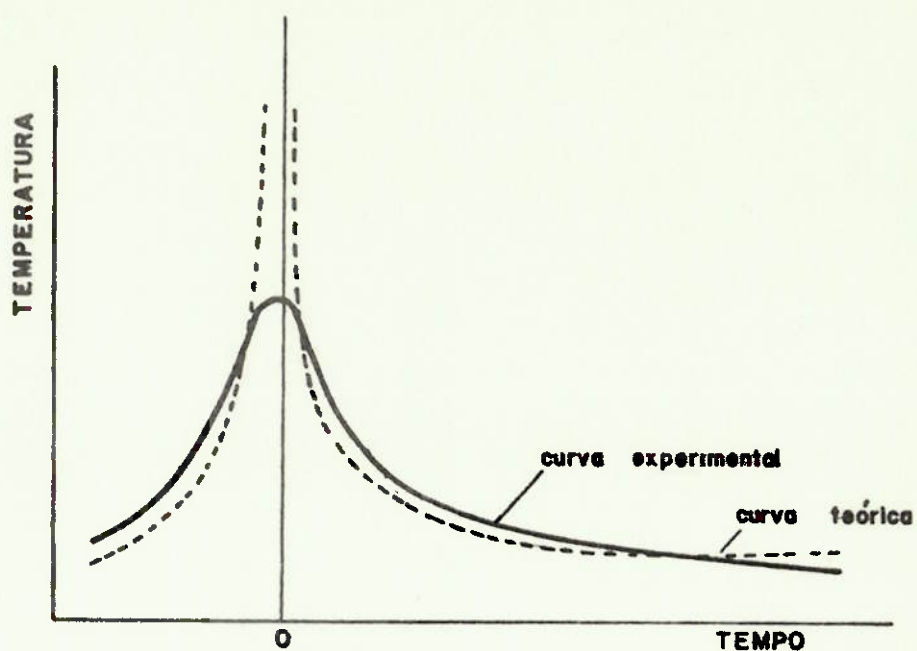


FIG.11- ESQUEMA COMPARATIVO DE RESULTADOS TEÓRICOS E EXPERIMENTAIS PARA A DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURAS

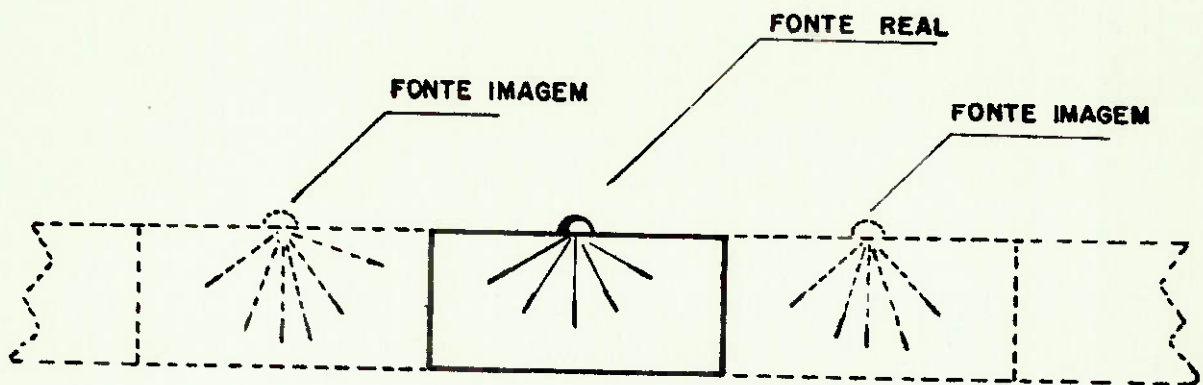


FIG. 12- FONTES IMAGENS PARA OBTENÇÃO DA DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURAS EM CHAPAS DE LARGURA REDUZIDA

III.3 Previsão das tensões e deformações

Devido ao fato da espessura das chapas em estudo serem reduzidas, a hipótese de estado plano de tensões é adequada para o fenômeno em consideração. Entretanto, a adoção desta condição de esforços, no regime termo-elasto-plástico, tornaria a solução do problema por demais complexa. Métodos de cálculo baseados em elementos finitos seriam necessários. Para simplificar o problema, e também considerando que as tensões longitudinais apresentam normalmente valores bastante superiores aos alcançados pelas tensões transversais, admitiu-se " σ_y " como sendo desprezível em relação a " σ_x ".

Deste modo, as seguintes simplificações são impostas ao modelo matemático:

$$\sigma_z = \sigma_y = \tau_{xy} = \tau_{xz} = \tau_{yz} = 0 \quad (3.3)$$

Feitas estas simplificações, o problema se resume à determinação das tensões " σ_x ", e deformações " ϵ_x ", na direção longitudinal.

Mendelson [25] apresentou um método para o cálculo das tensões elasto-plásticas em uma tira de comprimento infinito, sujeita a um carregamento térmico qualquer, respeitadas as condições de que não existem variações de temperaturas ao longo dos eixos "x" e "z".

$$\begin{aligned} \frac{\partial T}{\partial x} &= 0 \\ \frac{\partial T}{\partial z} &= 0 \end{aligned} \quad (3.4)$$

Um esquema da tira, e o sistema de coordenadas adotado, está representado na Figura 13.

A previsão da distribuição das tensões e deformações da chapa soldada pode ser feita admitindo-se que a tira, de comprimento infinito, passe por todo o ciclo térmico imposto a uma determinada seção transversal da chapa em estudo. Este ciclo térmico refere-se à região de meia espessura da chapa.

De maneira sucinta, o desenvolvimento do modelo matemático proposto por Mendelson [25] é apresentado a seguir.

O referido autor admite que a tensão na direção 'x' da tira, representada esquematicamente na Figura 13, seja a única tensão não nula. Neste caso, a relação tensão e deformação, para uma dada distribuição de temperaturas, será representada por:

$$\epsilon' = \frac{\sigma}{E} + \epsilon^P + \alpha T \quad (3.5)$$

onde:

ϵ' = deformação total na direção 'x';

σ = tensão na direção 'x';

E = módulo de elasticidade, podendo ser uma função da temperatura;

ϵ^P = deformação plástica na direção "x";

α = coeficiente de expansão térmica linear.

Adimensionalmente:

$$e' = \frac{s}{H} + e^P + \tau \quad (3.6)$$

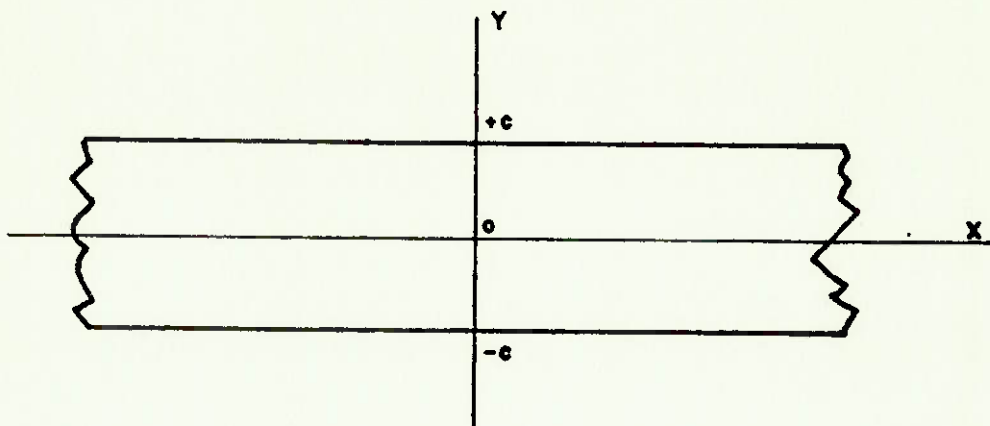


FIG. 13 - ESQUEMA DE UMA TIRA, COM O SISTEMA DE COORDENADAS ADOPTADO

onde:

- e' = adimensional de deformação total na direção x ,
 $\epsilon' / \epsilon_{y,0}$;
- $\epsilon_{y,0}$ = deformação à tensão de escoamento, na temperatura de referência;
- e^P = adimensional de deformação plástica, $\epsilon^P / \epsilon_{y,0}$;
- τ = adimensional de deformação térmica, $\alpha T / \epsilon_{y,0}$;
- s = adimensional de tensão, $\sigma / \sigma_{y,0}$;
- $\sigma_{y,0}$ = tensão de escoamento na temperatura de referência;
- H = adimensional do módulo de elasticidade, E / E_0 ;
- E_0 = módulo de elasticidade, na temperatura de referência.

A única equação de compatibilidade, não identicamente satisfeita, é:

$$\frac{\partial^2 e'}{\partial \eta^2} = 0 \quad (3.7)$$

onde:

- η = adimensional de largura y/c ;
- c = meia largura da tira.

integrando a equação (3.7) teremos:

$$e' = a + b\eta \quad (3.8)$$

sendo:

- a, b = constantes de integração.

O equilíbrio de forças e momentos fornece as seguintes equações:

$$\int_{-c}^c \sigma dy = 0 \qquad \int_{-1}^1 s d\eta = 0$$

$$\int_{-c}^c \sigma y dy = 0 \qquad \int_{-1}^1 s \eta d\eta = 0$$
(3.9)

A substituição de (3.6) e (3.8) na equação (3.9), resulta:

$$\int_{-1}^1 H(a+b\eta-e^P-\tau) d\eta = 0$$
(3.10)

$$\int_{-1}^{+1} H(a+b\eta-e^P-\tau) \eta d\eta = 0$$

Os valores das constantes "a" e "b", que satisfazem a equação (3.10), são:

$$a = A_1 \int_{-1}^{+1} H(\tau+e^P) d\eta - A_2 \int_{-1}^{+1} H(\tau+e^P) \eta d\eta$$
(3.11)

$$b = -A_2 \int_{-1}^{+1} H(\tau+e^P) d\eta + A_2 \int_{-1}^{+1} H(\tau+e^P) \eta d\eta$$

onde:

$$A_1 = \frac{\int_{-1}^1 H \eta^2 d\eta}{\int_{-1}^1 H d\eta \int_{-1}^1 H \eta^2 d\eta - (\int_{-1}^1 H \eta d\eta)^2}$$

$$A_2 = \frac{\int_{-1}^{+1} H \eta d\eta}{\int_{-1}^1 H d\eta \int_{-1}^1 H \eta^2 d\eta - (\int_{-1}^1 H \eta d\eta)^2}$$
(3.12)

$$A_3 = \frac{\int_{-1}^1 H d\eta}{\int_{-1}^1 H d\eta \int_{-1}^1 H \eta^2 d\eta - (\int_{-1}^{+1} H \eta d\eta)^2}$$

A substituição da expressão (3.11) em (3.8), resulta em:

$$e = e' - \tau = -\tau + (A_1 - A_2\eta) \int_{-1}^1 H\tau d\eta - (A_2 - A_3\eta) \int_{-1}^1 H\tau\eta d\eta \\ + (A_1 - A_2\eta) \int_{-1}^1 H e^P d\eta - (A_2 - A_3\eta) \int_{-1}^1 H e^P \eta d\eta$$

onde:

e = adimensional da deformação total mecânica, (adimensional da deformação elástica mais a plástica).

Admitindo o módulo de elasticidade " E ", como independente da temperatura, $E = E_0$, então:

$$\begin{aligned} H &= 1 \\ A_1 &= 1/2 \\ A_2 &= 0 \\ A_3 &= 3/2 \end{aligned} \tag{3.14}$$

$$a = \frac{1}{2} \int_{-1}^1 (\tau + e^P) d\eta$$

$$b = \frac{3}{2} \int_{-1}^1 (\tau + e^P) \eta d\eta$$

A deformação total mecânica " e ", é obtida por:

$$e = -\tau + \frac{1}{2} \int_{-1}^1 \tau d\eta + \frac{3}{2} \eta \int_{-1}^1 e^P d\eta + \frac{3}{2} \int_{-1}^1 e^P \eta d\eta \tag{3.15}$$

É importante notar que, para distribuições de temperaturas simétricas em relação a um eixo longitudinal pas

sando pelo centro da tira, a segunda e a quarta integrais, da expressão (3.15) são nulas.

A deformação plástica " e^P ", e a deformação mecânica total " e ", são relacionadas pelas curvas tensão-deformação do material.

Para o caso de um regime transiente de temperaturas, a equação geral para a deformação mecânica total, em cada instante do ciclo térmico, pode ser encontrada a partir da seguinte equação:

$$e'_n = \frac{s_n}{H} + \sum_{j=1}^{n-1} \Delta e_j^P + e_n^P + \tau \quad (3.16)$$

onde, o símbolo " Δ " indica o incremento da variável que ele precede e o índice " n " representa o n -ésimo passo térmico.

Adotando um desenvolvimento análogo ao apresentado para uma distribuição constante de temperaturas, a solução para a deformação mecânica total será:

$$e_n = -\tau + \frac{1}{2} \int_{-1}^1 \tau d\eta + \frac{3}{2} \eta \int_{-1}^1 \tau \eta d\eta + \frac{1}{2} \int_{-1}^1 \sum_{j=1}^{n-1} \Delta e_j^P \quad (3.17)$$

$$+ \frac{3}{2} \eta \int_{-1}^1 \sum_{j=1}^{n-1} \Delta e_j^P \eta d\eta + \frac{1}{2} \int_{-1}^1 \Delta e_n^P d\eta + \frac{3}{2} \int_{-1}^1 \Delta e_n^P \eta d\eta$$

Na solução acima, o módulo de elasticidade foi considerado independente da temperatura.

Para distribuições de temperaturas simétricas em relação ao eixo " x ", a segunda, a quarta e a sexta integrais são sempre nulas.

A solução para o problema termo-elasto-plástico, é encontrada para um dado instante do ciclo térmico (ou para uma dada distribuição constante de temperaturas), de acordo com o procedimento seguinte:

i) dividir a seção transversal da tira em um determinado número de pontos;

ii) adotar para " Δe_n^P " (ou " e^P ") um valor nulo, para todos os pontos considerados;

iii) calcular " e ", com auxílio da expressão (3.17) (ou expressão (3.15));

iv) para cada valor " e ", estimar " Δe_n^P " (ou " e^P "), com auxílio da curva tensão-deformação, referente à temperatura do ponto em questão;

v) calcular nova aproximação para " e " com auxílio da expressão (3.17) (ou expressão (3.15));

vi) repetir os passos "iv" e "v", até obter convergência do valor de " e ".

O processo de cálculo descrito permite a avaliação das tensões térmicas longitudinais em uma tira, sob qualquer tipo de ciclo térmico. Para isto, basta dividir a seção transversal em um número conveniente de pontos e adotar o procedimento indicado.

III.4 Desenvolvimento de um programa de computador

Foi desenvolvido um programa de computador que efetua o cálculo das tensões residuais longitudinais, devido

ao processo de soldagem, em chapas de aço de baixo carbono.

Este programa utiliza a solução desenvolvida por Rosenthal [16], para se estimar a distribuição de temperaturas de uma seção transversal da chapa, na região da meia espessura, em um determinado instante do ciclo térmico. Esta distribuição de temperaturas é aplicada a uma tira e a solução de Mendelson [25], para a determinação das tensões e de formações elasto-plásticas, é utilizada.

O procedimento acima descrito é repetido durante todo o ciclo térmico, passo a passo, conforme apresentado na seção 3.1.

O programa desenvolvido é mostrado no ANEXO 1. O corpo principal e suas sub-rotinas são discutidos a seguir.

III.4.1 Programa principal

De maneira sucinta, podemos dizer que as funções do programa principal são:

i) iniciar o método de cálculo, impondo os valores iniciais de temperaturas, tensões e deformações;

ii) chamar a sub-rotina que estima as temperaturas nos pontos da seção transversal considerada em um determinado instante;

iii) com auxílio da sub-rotina plástica, calcular pelo método iterativo os valores das tensões e deformações para um determinado instante;

iv) imprimir as tensões e deformações e retornar ao passo "ii", para o cálculo das temperaturas, em um novo instante.

Um diagrama em blocos simplificado do programa principal é apresentado na Figura 14.

III.4.2 Sub-rotina temperatura

A função dessa sub-rotina é calcular a temperatura nos diversos pontos da seção transversal da chapa, em um determinado instante.

Os dados de entrada da sub-rotina são:

- i) tempo
- ii) calor trocado pela fonte, por unidade de tempo
- iii) velocidade da fonte de calor
- iv) espessura da chapa
- v) coordenadas dos pontos considerados

Os dados de saída são as temperaturas nos diversos pontos, para aquele dado instante.

Um diagrama em blocos simplificado é apresentado na Figura 15.

III.4.3 Sub-rotina plástica

A função dessa sub-rotina é estimar os valores

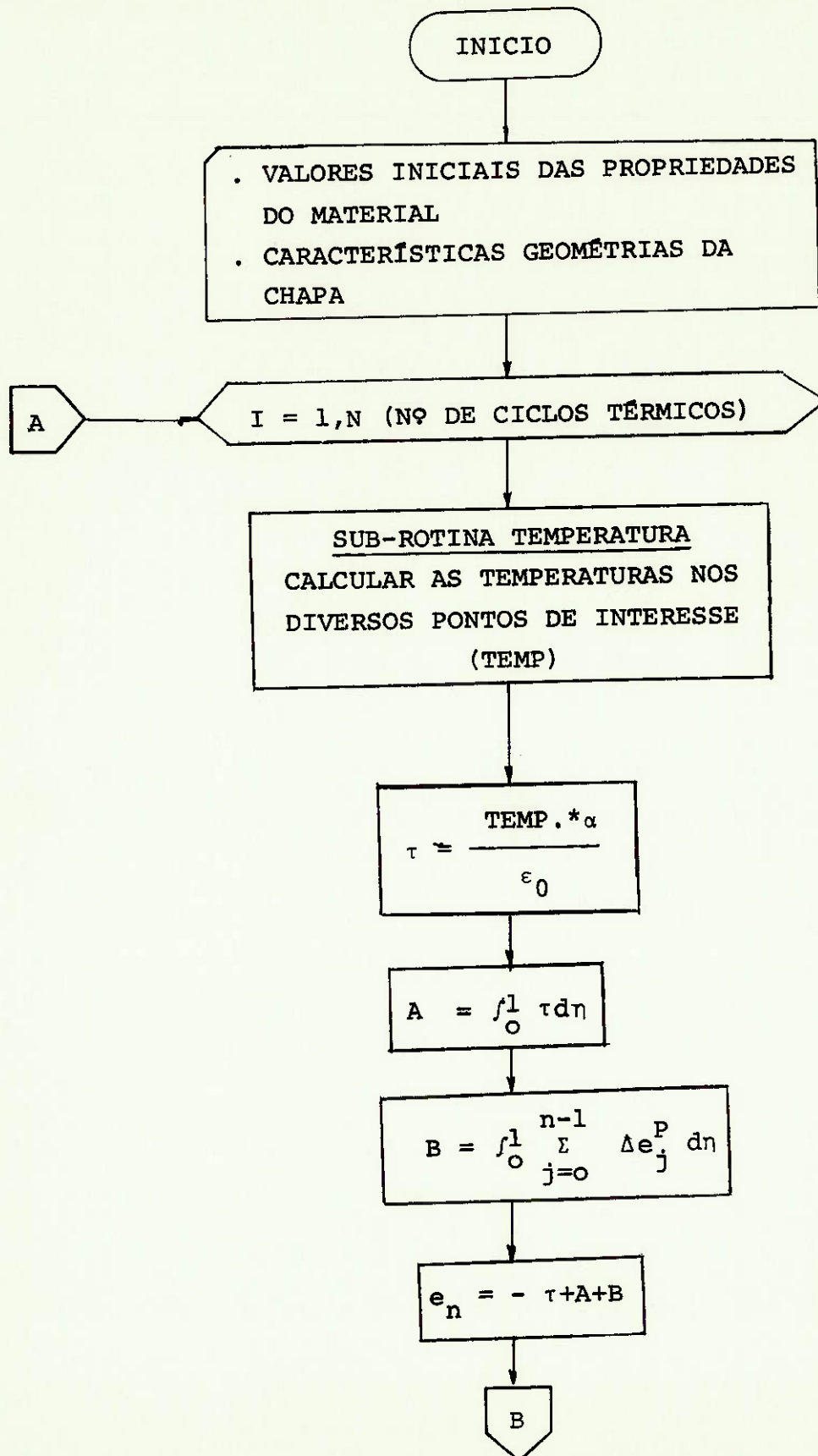


FIGURA 14

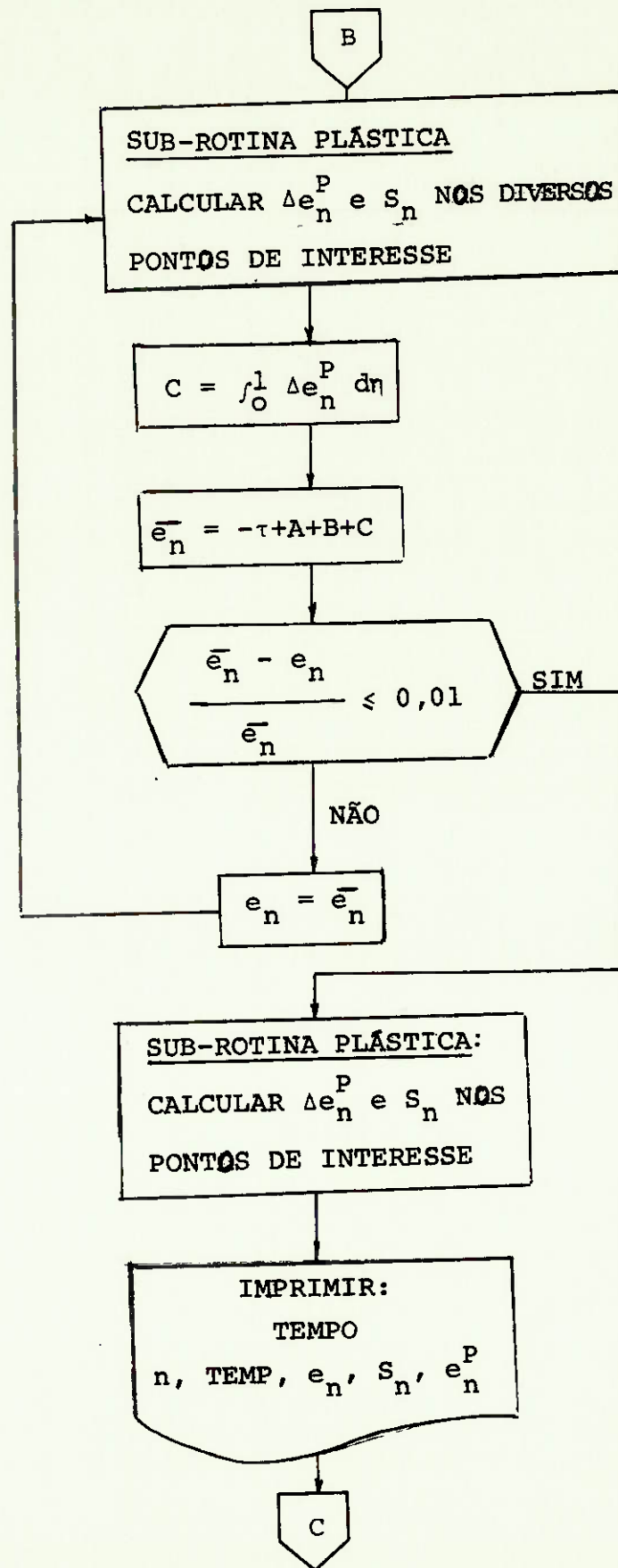


FIGURA 14

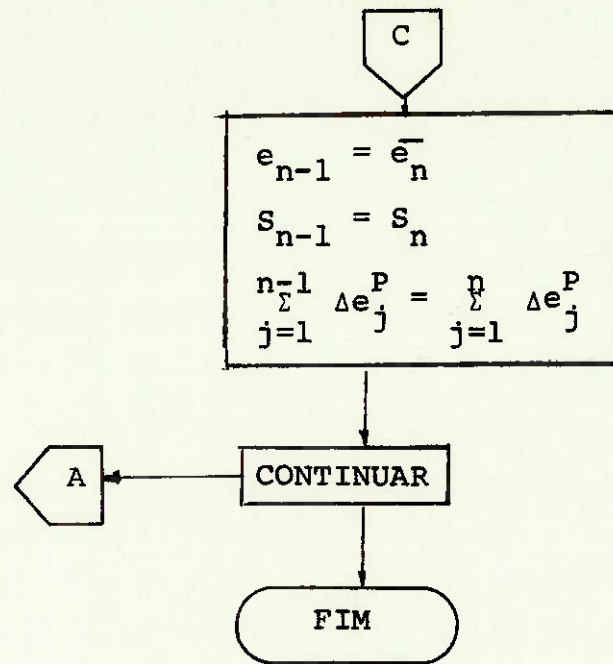


FIGURA 14 - DIAGRAMA EM BLOCOS SIMPLIFICADO DO PROGRAMA PRINCIPAL.

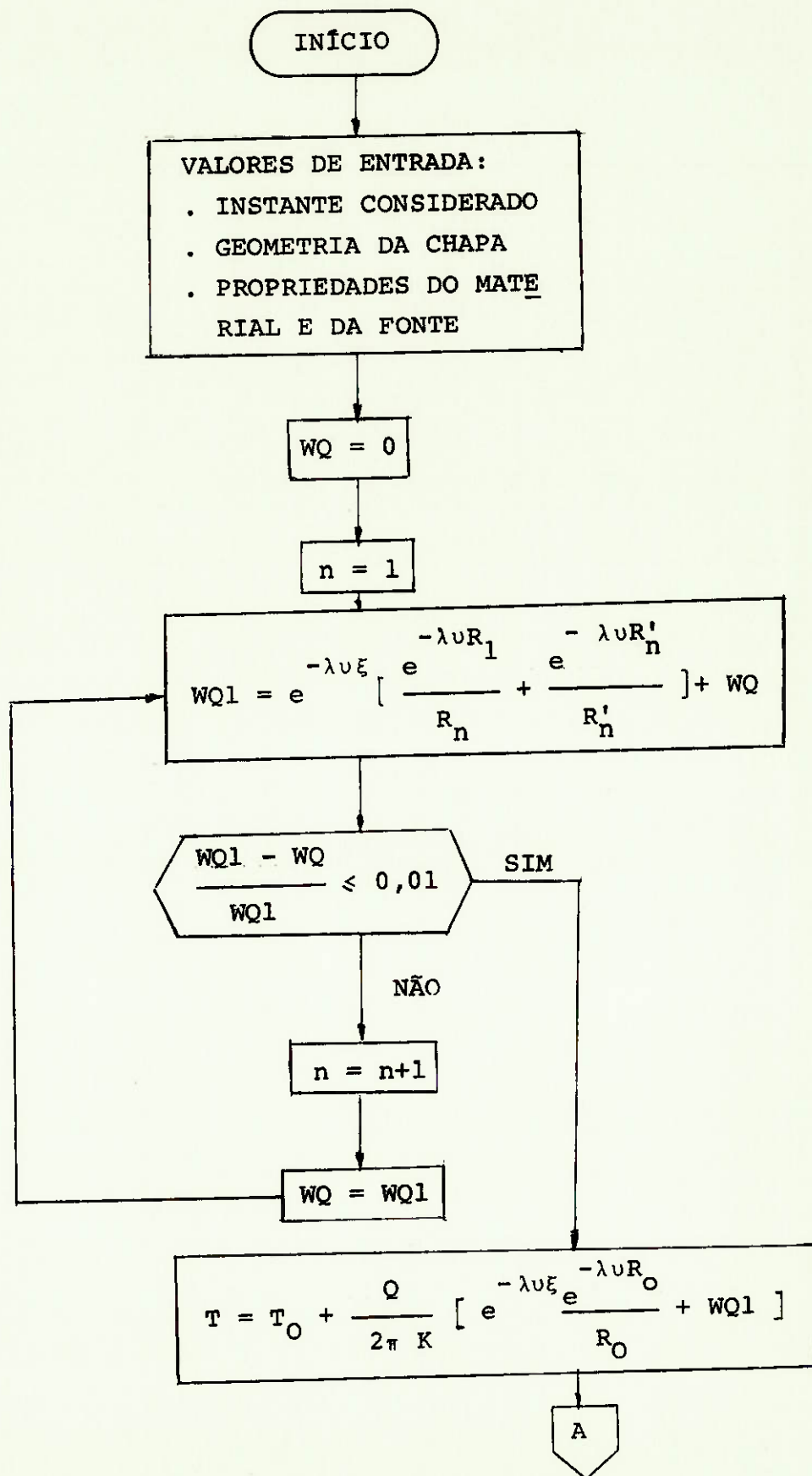


FIGURA 15

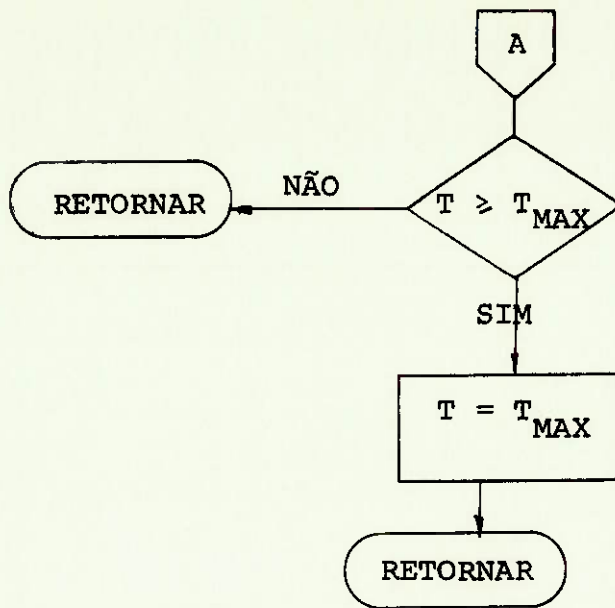


FIGURA 15 - DIAGRAMA EM BLOCOS SIMPLIFICADO DA SUB-ROTINA TEMPERATURA

do incremento da deformação plástica " Δe_n^P " e da tensão " s_n ", com auxílio das curvas tensão-deformação, dependentes da temperatura.

Os dados de entrada da sub-rotina são:

- i) instante anterior: e_{n-1} , $\sum_{j=1}^{n-1} \Delta e_j^P$, s_{n-1}
- ii) instante atual: e_n , T_n

Os dados de saída são:

- i) Instante atual: Δe_n^P , s_n

III.4.3.1 Curvas tensão-deformação

Para a aplicação do método desenvolvido é necessário conhecer as propriedades mecânicas do aço de baixo carbono, em função da temperatura. Glen [26] efetuou uma análise detalhada dos diagramas tensão-deformação, para temperaturas entre 0°C e 725°C. A Figura 16 apresenta os valores do módulo de elasticidade " E ", tensão de escoamento " σ_y ", coeficiente de encruamento " m " e coeficiente de expansão térmica linear " α ", em função da temperatura.

Neste trabalho, entretanto, apenas a tensão de escoamento será considerada como dependente da temperatura, pois seu valor é de grande importância no desenvolvimento das tensões residuais.

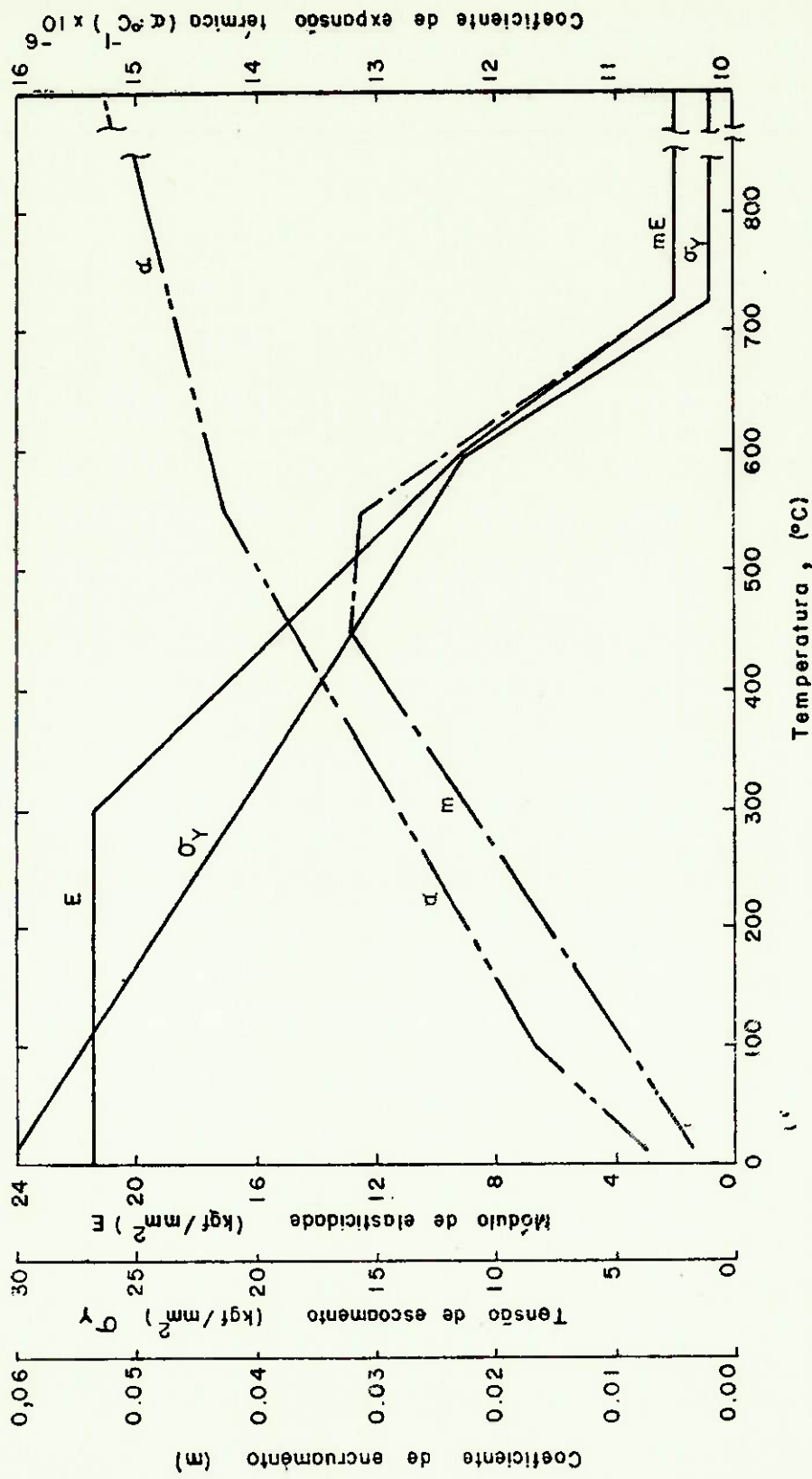


FIG. 16 - PROPRIEDADES DO MATERIAL DEPENDENTES DA TEMPERATURA

III.4.3.2 Análise do carregamento e descarregamento térmico da estrutura.

É necessária, para o cálculo numérico, a obtenção de formulações matemáticas que descrevam o estado de deformação e tensão de um determinado ponto. Devemos então efetuar uma análise dos possíveis casos de carregamento e descarregamento elasto-plásticos do material. Este trabalho foi efetuado previamente por Taniguchi [18] e Iwamura [17].

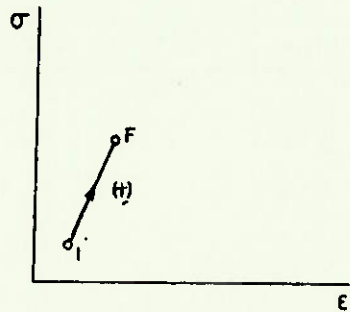
Existem cinco casos possíveis de carregamento e descarregamento. São eles:

- caso 1 - carregamento sem escoamento;
- caso 2 - carregamento com escoamento;
- caso 3 - descarregamento sem escoamento, conservando o sinal da tensão em relação ao estado anterior;
- caso 4 - descarregamento sem escoamento, com troca de sinal da tensão em relação ao estado anterior;
- caso 5 - descarregamento com escoamento.

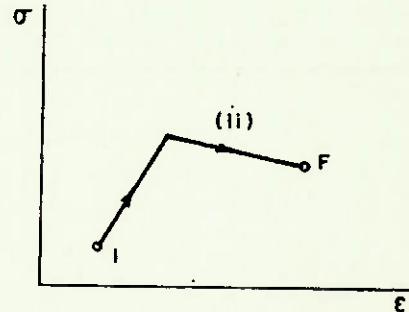
Estes casos estão representados esquematicamente na Figura 17.

A relação tensão-deformação, para os cinco casos apresentados, pode ser matematicamente formulada, conforme - apresentado por Taniguchi, da seguinte forma:

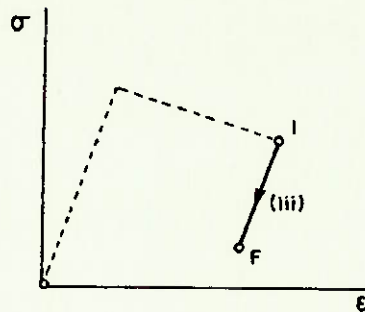
$$\sigma_n = E^0 (\Delta \epsilon_n + \epsilon_{n-1}^0) + \sigma_{y,n}^0 (1-m) \quad (3.18)$$



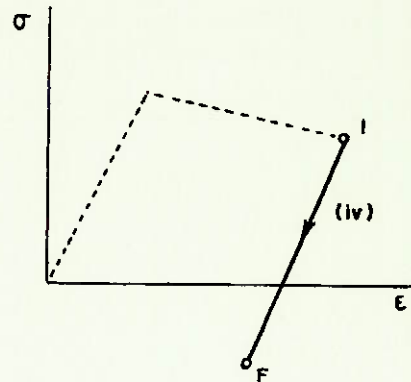
Caso 1 - Carregamento Elástico



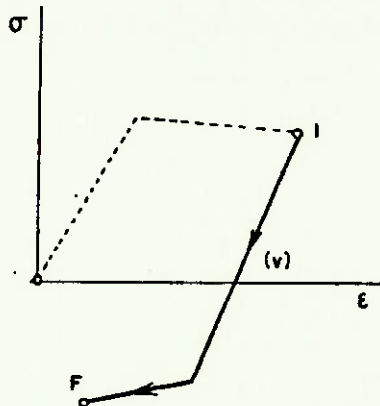
Caso 2 - Carregamento elastoplástico com encruamento do material



Caso 3 - Descarregamento elástico, sem mudança do sinal de tensão



Caso 4 - Descarregamento elástico, com mudança do sinal de tensão



Caso 5 - Descarregamento elasto-plástico, com novo encruamento

I = Estado Inicial

F = Estado final

FIG. 17 - COMPORTAMENTOS POSSÍVEIS DO MATERIAL NO PROCESSO DE CONFORMAÇÃO À CHAMA DE CHAPAS DE AÇO

onde:

E^o = módulo de elasticidade genérico, conforme o estado de tensões, Tabela 3;

ϵ^o_i = deformação genérica na etapa (i), conforme o estado de tensões, Tabela 3;

$\sigma^o_{y,i}$ = tensão de escoamento genérica, na etapa (i) na temperatura considerada, conforme o estado de tensões, Tabela 3;

m = coeficiente de encruamento;

$\Delta\epsilon_i$ = incremento da deformação total mecânica na etapa (i), $\Delta\epsilon_i^e + \Delta\epsilon_i^p$.

A expressão (3.18) pode ser adotada adimensionalmente, ou seja:

$$\frac{\sigma_n}{\sigma_{y,o}} = \frac{E^o}{E_o} \left(\frac{\Delta\epsilon_n}{\epsilon_{y,o}} + \frac{\epsilon^o_{n-1}}{\epsilon_{y,o}} \right) + \frac{\sigma^o_{y,n}}{\sigma_{y,o}} (1-m) \quad (3.19)$$

ou

$$s_n = \bar{e}^o (\Delta e_n + e^o_{n-1}) + s^o_{y,n} (1-m) \quad (3.20)$$

onde

\bar{e}^o = adimensional do módulo de elasticidade genérico, conforme o estado de tensões, Tabela 4;

e^o_i = adimensional da deformação genérica na etapa (i), conforme o estado de tensões, Tabela 4;

$s^o_{y,i}$ = adimensional da tensão de escoamento genérica, na etapa (i), conforme o estado de tensões, Tabela 4;

Δe_i = incremento do adimensional da deformação total mecânica, na etapa (i), $\Delta e_i^e + \Delta e_i^p$.

TABELA 3 - VARIÁVEIS GENÉRICAS DO ESTADO DE TENSÕES E DEFORMAÇÕES

CASO*	ϵ_{n-1}^o	$\sigma_{y,i}^o$	E^o
1	ϵ_{n-1}	0	E_o
2	ϵ_{n-1}	$\sigma_{y,i}$	mE_o
3	$\epsilon_{n-1} - \epsilon_{n-1}^P$	0	E_o
4	$\epsilon_{n-1} - \epsilon_{n-1}^P$	0	E_o
5	$\epsilon_{n-1} - \epsilon_{n-1}^P$	$\sigma_{y,i}$	mE_o

TABELA 4 - VARIÁVEIS GENÉRICAS ADIMENSIONAIS DO ESTADO DE TENSÕES E DEFORMAÇÕES E VALORES DE Δe_n^P

CASO*	e_{n-1}^o	$s_{y,n}^o$	e^o	Δe_n^P
1	e_{n-1}	0	1	0
2	e_{n-1}	$s_{y,n}$	m	$e_n - s_n$
3	$e_{n-1} - e_{n-1}^P$	0	1	0
4	$e_{n-1} - e_{n-1}^P$	0	1	0
5	$e_{n-1} - e_{n-1}^P$	$s_{y,n}$	m	$e_n - e_{n-1}^P - s_n$

*De acordo com a Figura 17

Após o cálculo do adimensional de tensão " s_n ", o valor do incremento adimensional da deformação plástica " Δe_n^p ", pode ser estimado para cada caso de carregamento ou descarregamento, de acordo com os valores da Tabela 4.

Um diagrama em blocos simplificado da sub-rotina plástica é apresentado na Figura 18.

III.5 Resultados Numéricos

O programa anterior descrito apresenta valores estimados para os seguintes itens:

- i) temperatura
- ii) deformação mecânica total
- iii) deformação plástica
- iv) tensões longitudinais

Estes resultados são obtidos para diversos instantes da soldagem e para diversos pontos da seção transversal da chapa.

III.5.1 Dados de entrada

Na realidade, uma análise experimental precedeu a corrida de computador, de modo a obter-se resultados para uma análise comparativa.

Os valores das variáveis de soldagem e os valores das propriedades do material adotados para o cálculo numérico são apresentados na Tabela 5.

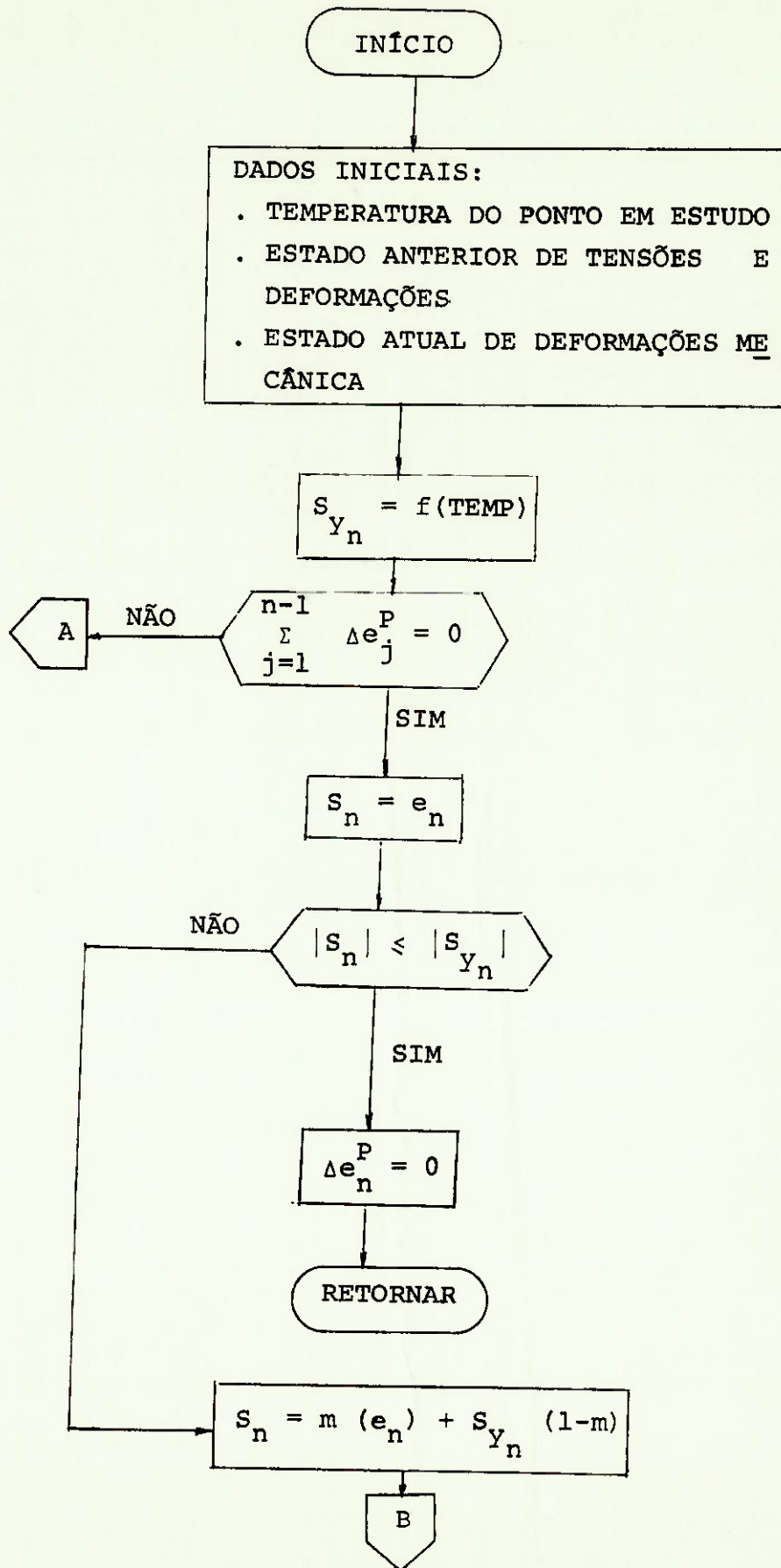


FIGURA 18

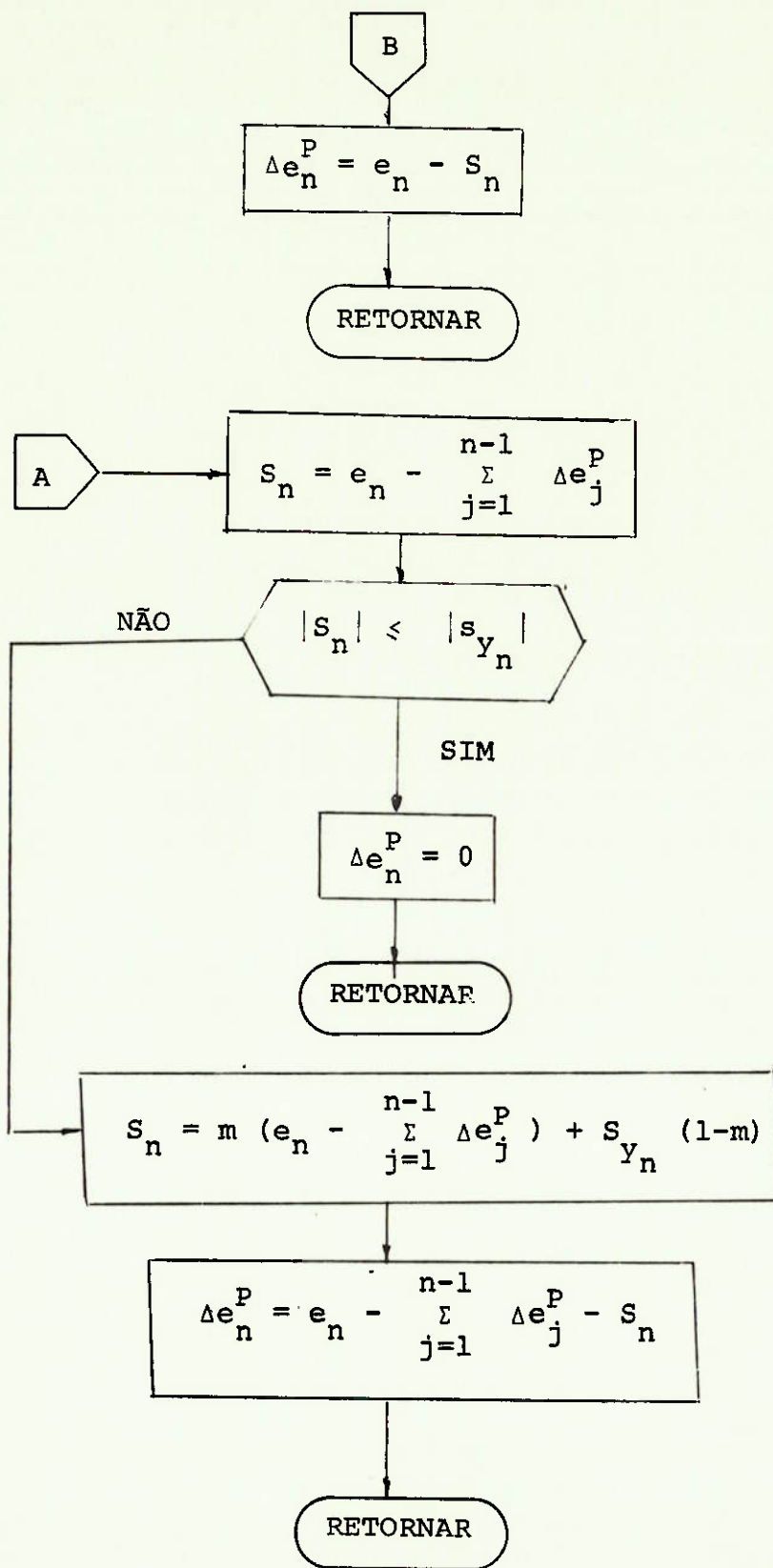


FIGURA 18 - DIAGRAMA EM BLOCOS SIMPLIFICADO DA SUB-ROTINA PLÁSTICA.

TABELA 5 - DADOS DE ENTRADA PARA O CÁLCULO NUMÉRICO

VARIÁVEL DE ENTRADA	VALOR	UNIDADE
INSUMO DE CALOR	235,00	cal/s
VELOCIDADE	3,50	mm/s
CONDUTIBILIDADE	0,0085	cal/mm.s.°C
DIFUSIVIDADE	9,86	mm ² /s
ESPESSURA	4,50	mm
MEIA LARGURA	150	mm
MÓDULO DE ELASTICIDADE	21000	kgf/mm ²
TENSÃO DE ESCOAMENTO (TEMP.DE REFERÊNCIA)	30	kgf/mm ²
COEFICIENTE DE ENCRUAMENTO	0,02	-

III.5.2 Cálculo Numérico

O programa é de rápida convergência, necessitando aproximadamente 40 segundos de processamento, para uma análise com 15 pontos e 21 instantes a considerar. O seu custo é relativamente baixo.

III.5.3 Resultados

A saída do computador é feita de modo tabular, de fácil leitura, parametrizado no instante considerado.

O ANEXO 2 apresenta a saída de computador, para os dados de entrada, apresentados na Tabela 6.

As Figuras 19,20,21,22,23,24 e 25, apresentam estimativas para os valores de temperatura, deformação e tensão, nos instantes -5,0,5,15,30,100 e 9999 segundos, obtidos pelo cálculo numérico.

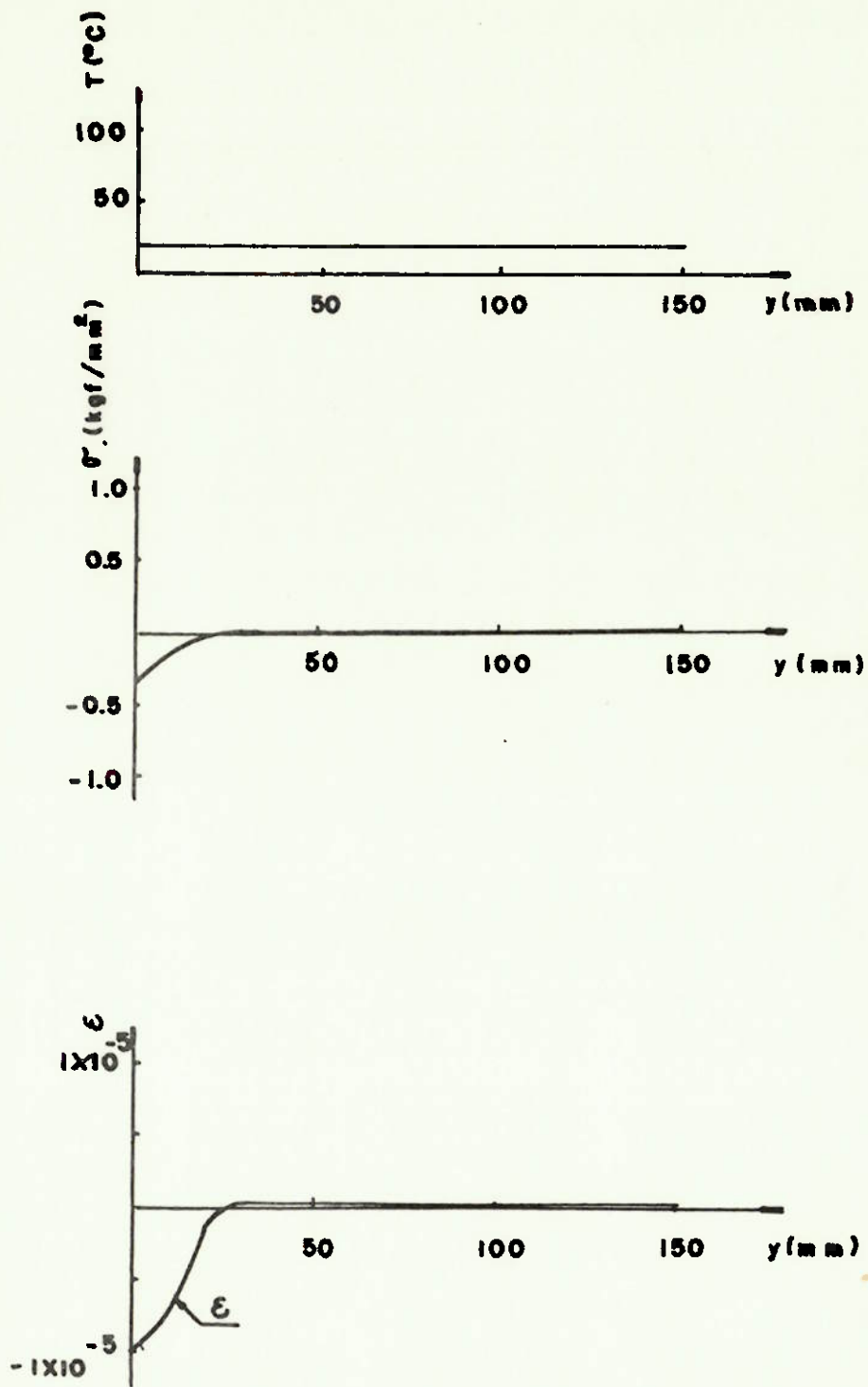


FIG. 19 RESULTADOS NUMÉRICOS $t = -5s$

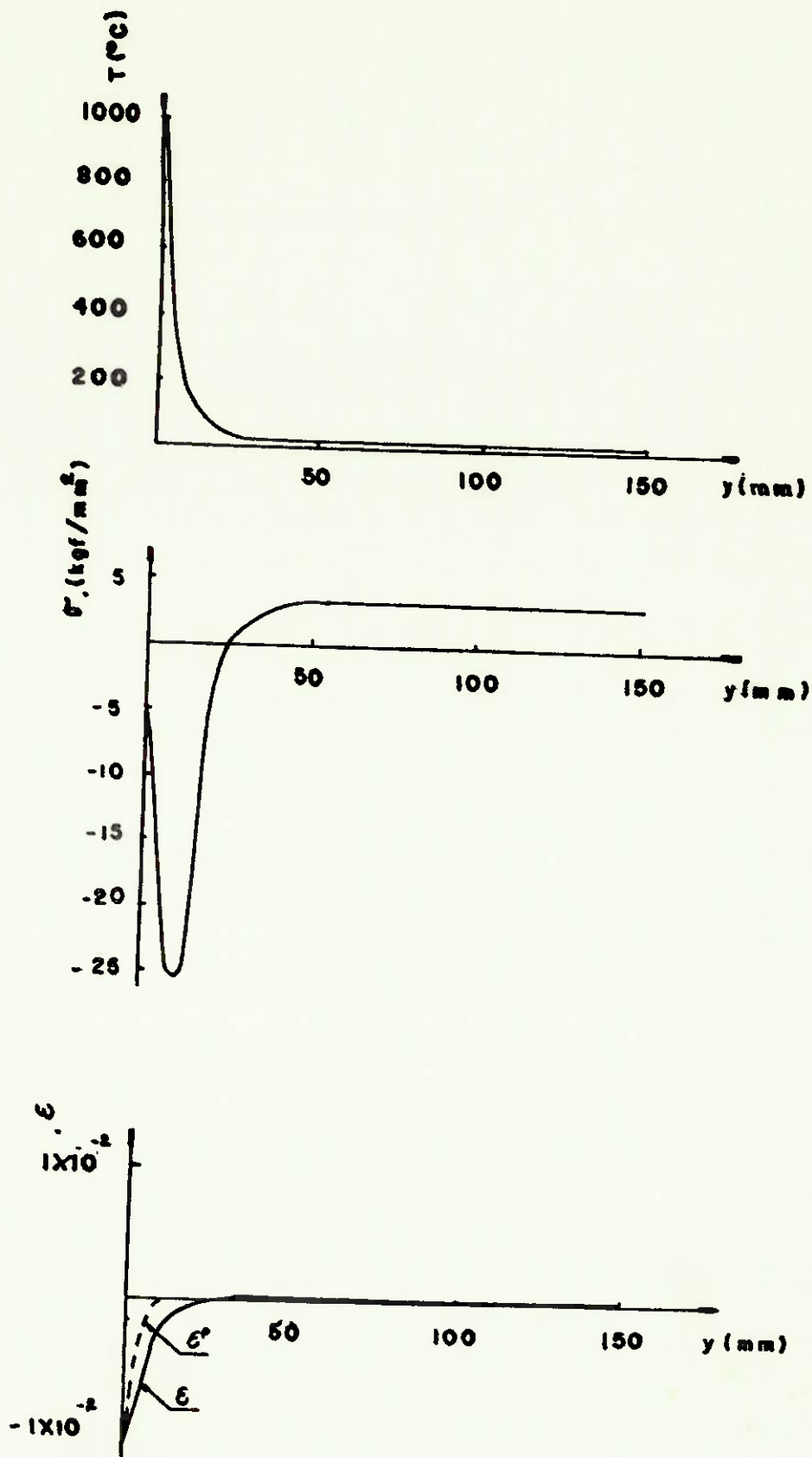


FIG. 20 RESULTADOS NUMÉRICOS $t = 0.8$

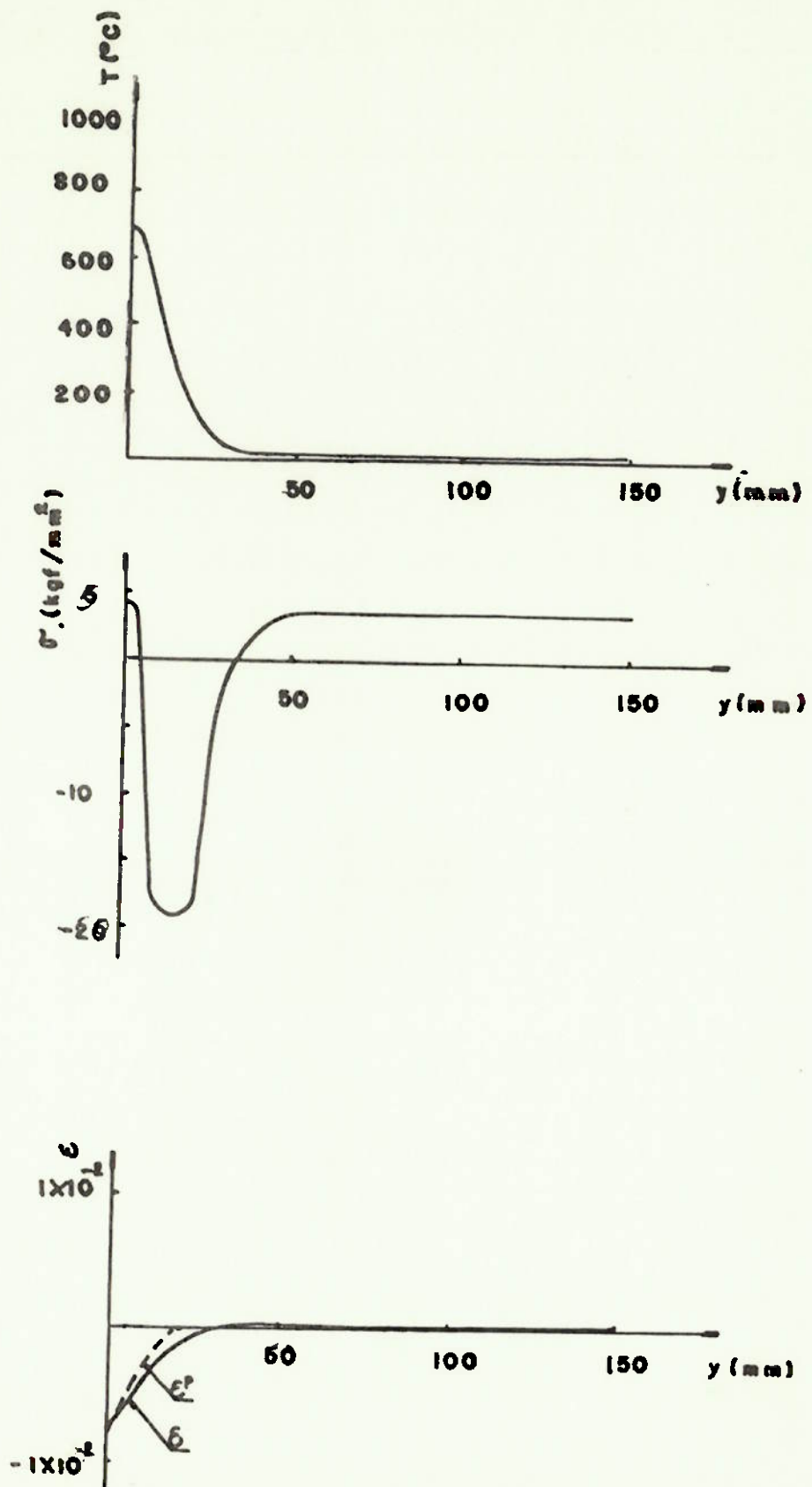


FIG. 21 RESULTADOS NUMÉRICOS $t = 0.5$ s

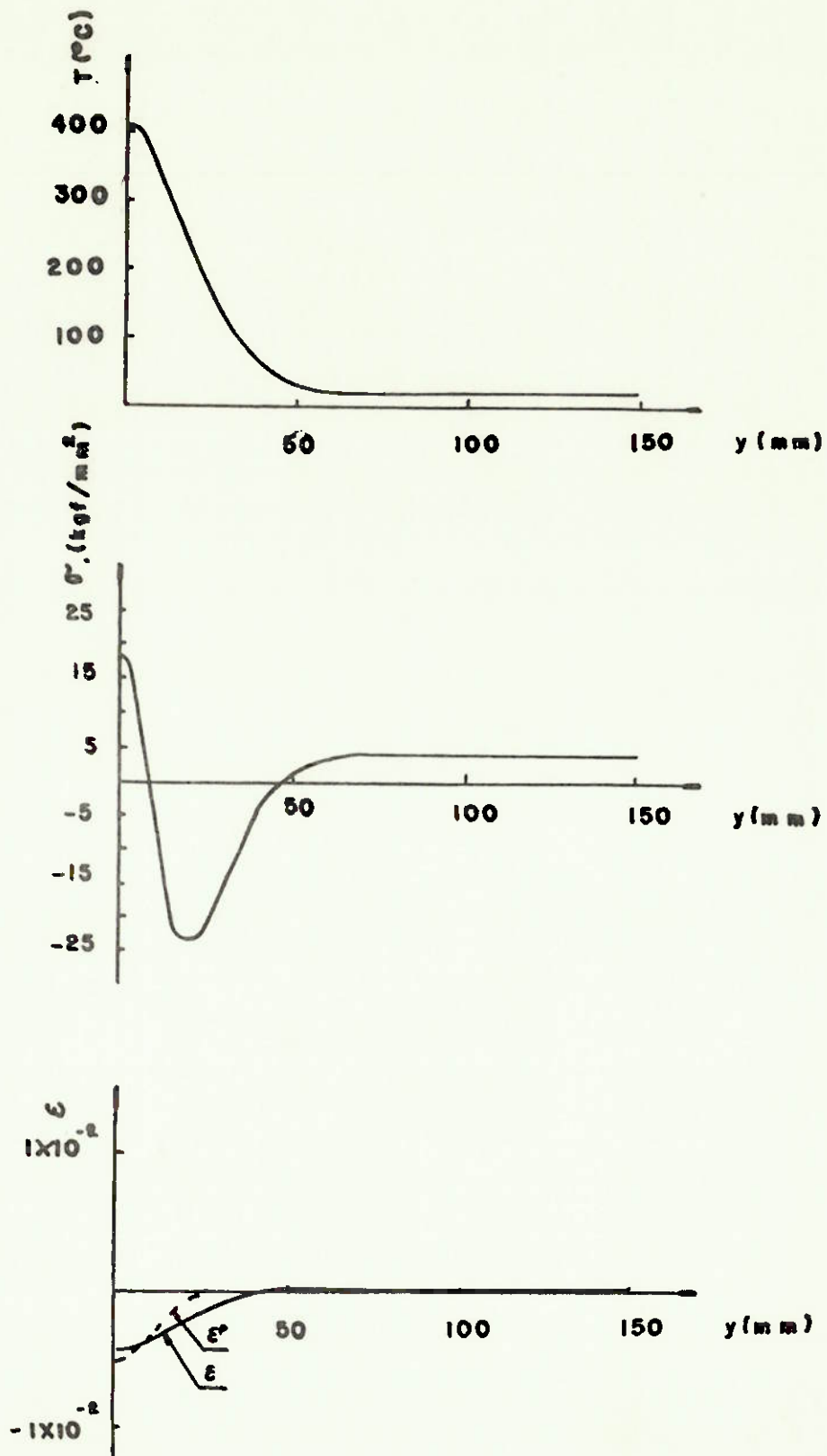


FIG. 22 RESULTADOS NUMÉRICOS $t = 15s$

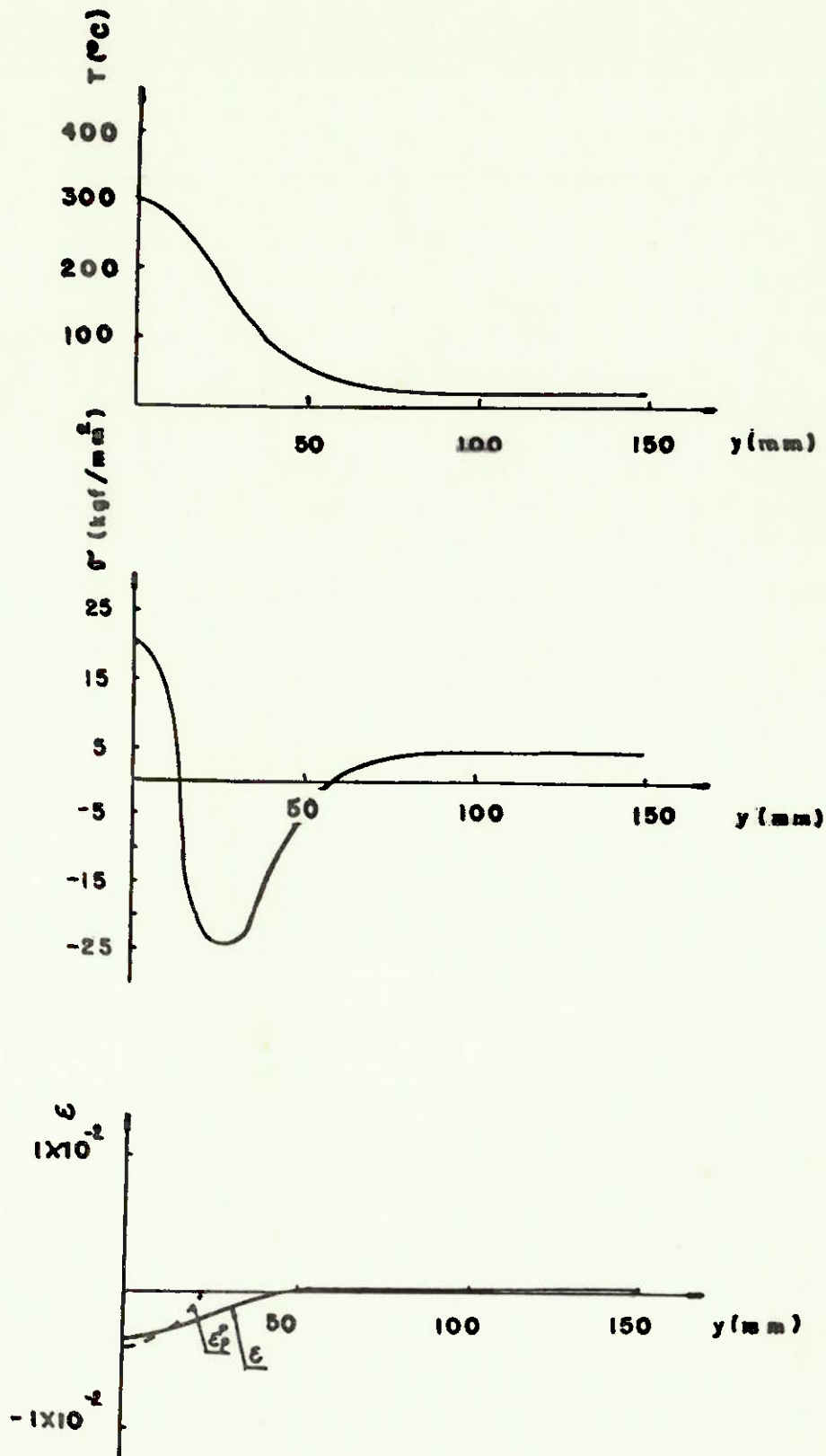


FIG. 23 RESULTADOS NUMÉRICOS $t = 30s$

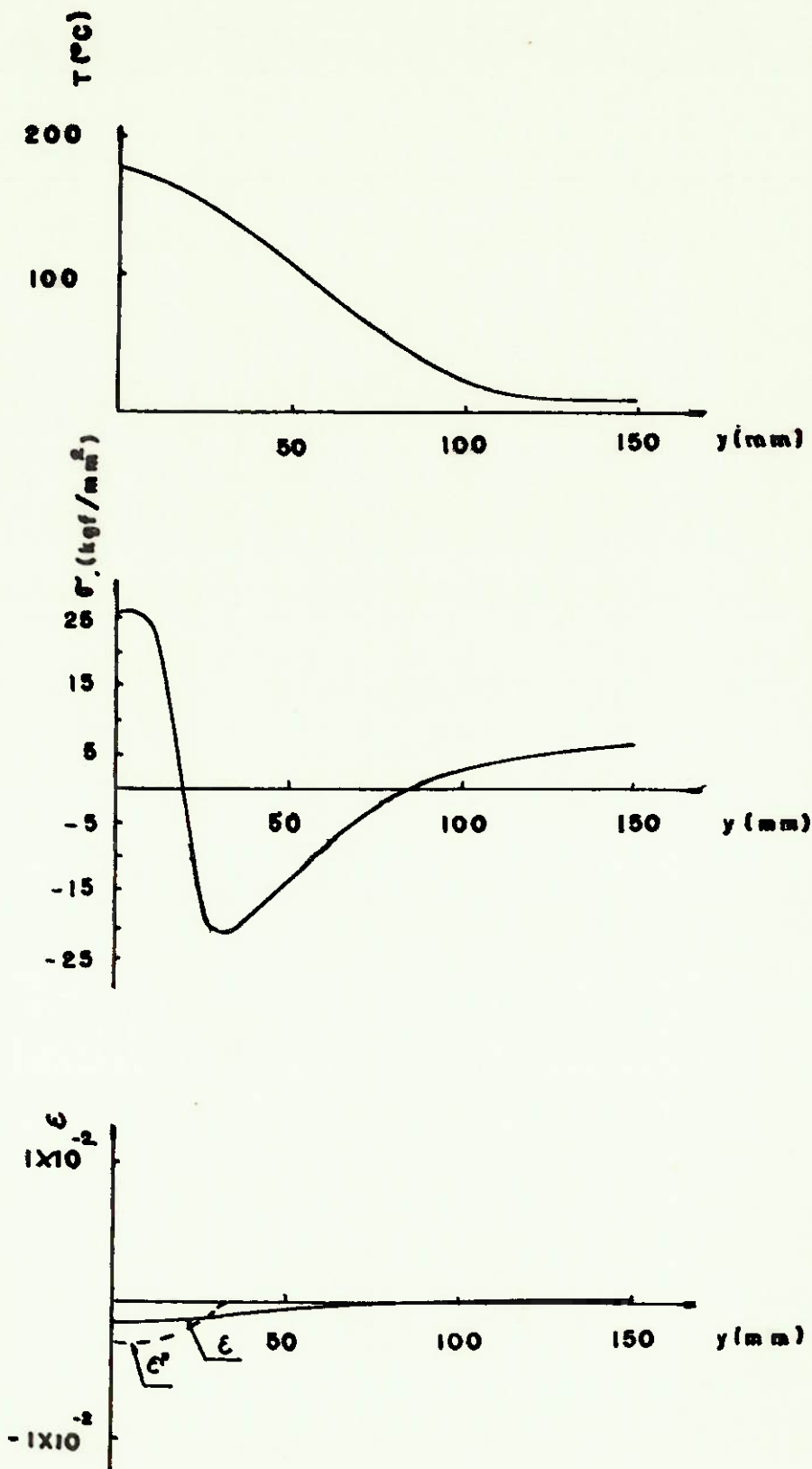


FIG. 24 RESULTADOS NUMÉRICOS $t = 100s$

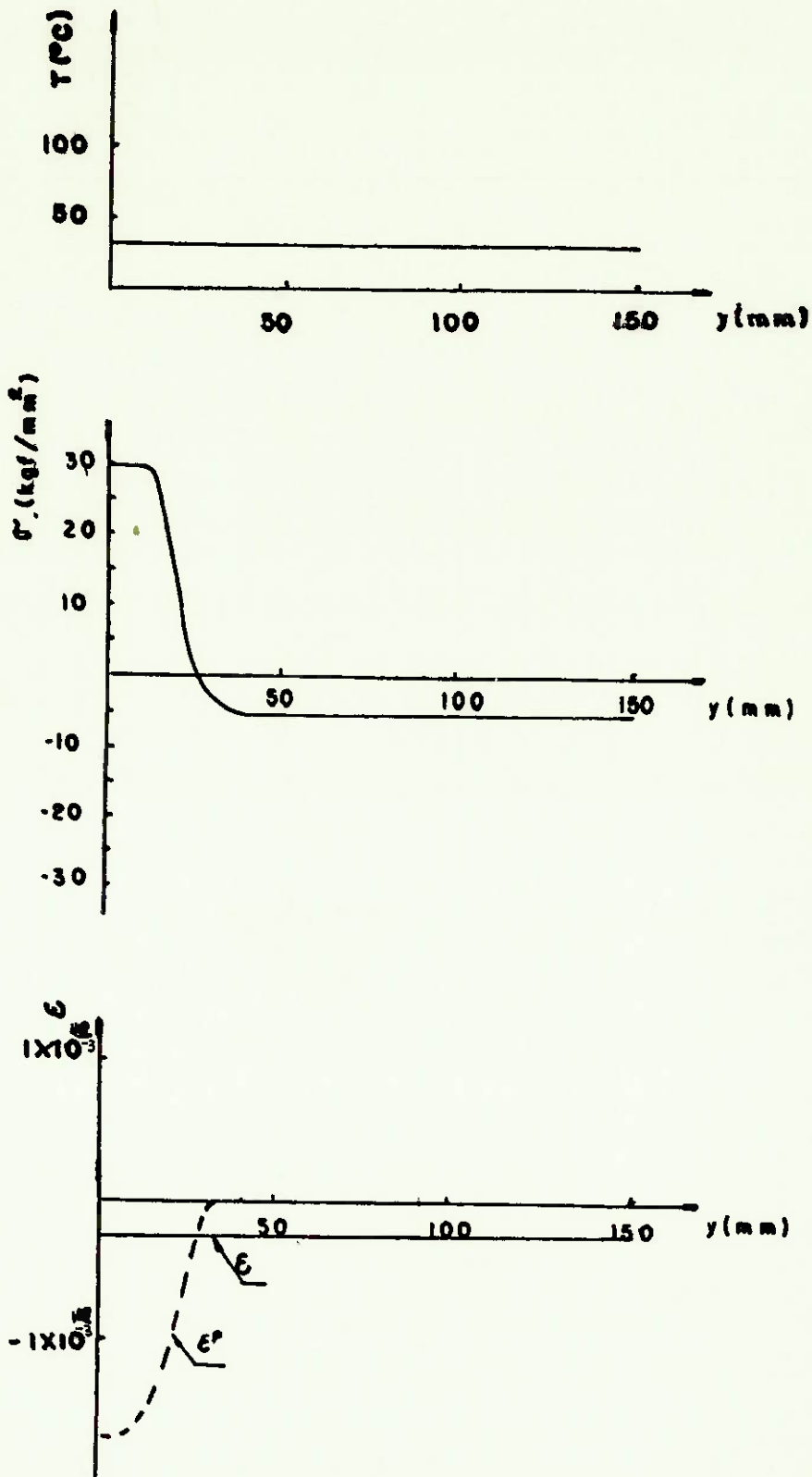


FIG 25 RESULTADOS NUMÉRICOS $t = 9999$ s

IV. Ensaaios Experimentais

IV.1 *Explanação inicial*

Foram realizados ensaios experimentais para comprovação do método teórico apresentado no capítulo anterior. Nestes ensaios registraram-se as distribuições de temperaturas e de tensões residuais devidas ao processo de soldagem.

IV.2 *Condições de realização da experiência*

Para se realizar os ensaios foi feita uma soldagem tipo TIG (Tungsten Inert Gas), com controle automático de velocidade, sem eletrodo de consumo no centro de uma chapa, segundo a especificação ASTM A-36, e de dimensões 300mmx x 500mm x 4,5mm.

O processo de soldagem TIG foi selecionado pelo fato da troca de calor se aproximar de uma fonte puntiforme, ou seja, alcançar um alto poder de concentração calorífico.

O cordão de solda foi posicionado na direção do comprimento da chapa, conforme o esquema da Figura 26.

As condições de apoio da chapa, durante o processo de soldagem, eram de bordas livres, conforme o esquema da Figura 27.

IV.3 *Condições de soldagem e calor trocado por unidade de tempo.*

As condições de soldagem, medidas durante a rea

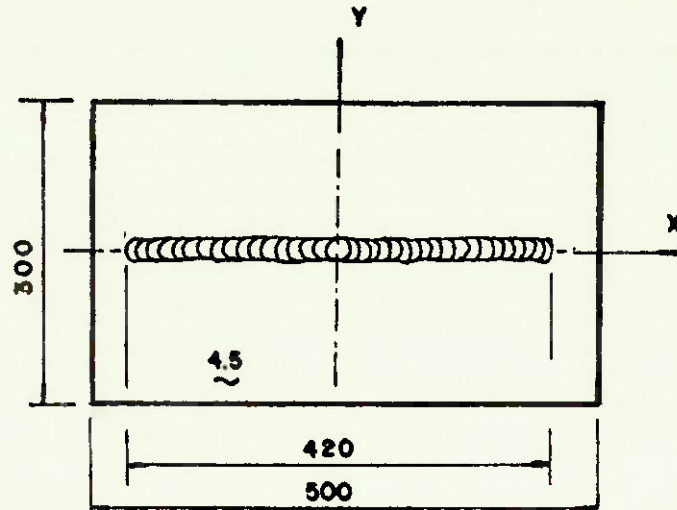


FIGURA 26 - CORPO DE PROVA PARA A REALIZAÇÃO DA EXPERIÊNCIA

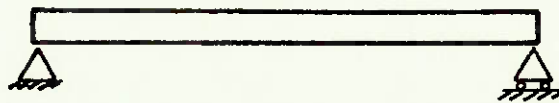


FIGURA 27- CONDIÇÕES DE APOIO DA CHAPA NA SOLDAGEM

lização da experiência, com auxílio de um amperímetro e um voltímetro, acoplados ao equipamento TIG, e de um cronômetro, são apresentadas na Tabela 6.

De posse destes valores, é possível estimar a quantidade de calor trocada com a chapa, por unidade de tempo, através da seguinte expressão:

$$Q = f.V.I.0,24 \quad (4.1)$$

onde:

Q = calor trocado por unidade de tempo

f = eficiência do processo

V = voltagem

I = corrente

De acordo com o trabalho desenvolvido por Christensen [27], a eficiência do processo de soldagem TIG pode ser estimada como sendo de 50%.

Deste modo, o calor trocado pela fonte, com a chapa, por unidade de tempo, será de 235 cal/s.

IV.4 *Distribuição de temperaturas*

IV.4.1 Método de medida

Para comprovação experimental do método de cálculo é necessário o conhecimento dos transientes de temperatura durante a soldagem. Para tanto, quatro termo-pares foram instalados no corpo de prova e conectados a registradores dinâmicos.

Os termo-pares, com exceção de um, foram instalados em orifícios de 2mm de diâmetro, e profundidade aproximada de meia espessura da chapa. As posições dos termo-pares foram as seguintes:

- a) centro da linha de solda, coincidente com a linha de centro da chapa
- b) a 25cm da linha de centro
- c) a 50cm da linha de centro
- d) na extremidade da chapa

Conforme o esquema na Figura 28.

O termo-par localizado na linha de solda foi posicionado pela face oposta à de soldagem, de modo a não se fundir durante a passagem do arco elétrico. O termo-par da extremidade da chapa não necessitou instalação dentro de orifício.

Os termo-pares foram localizados nas suas posições com auxílio de uma descarga elétrica. As outras extremidades foram levadas a uma caixa de equalização, com um banho de água e gelo. Da caixa de equalização, os terminais foram levados a registradores dinâmicos. Um esquema da instalação é apresentado na Figura 29.

IV.4.2 Equipamentos utilizados

Foram utilizados os equipamentos especificados na Tabela 7 para a medida de temperaturas, durante o processo de soldagem.

TABELA 6 - CONDIÇÕES DE SOLDAGEM MEDIDAS NO ENSAIO EXPERIMENTAL

VOLTAGEM	14V
CORRENTE	140A
COMPRIMENTO DO CORDÃO DE SOLDA	420mm
TEMPO DE SOLDAGEM	120s

TABELA 7 - EQUIPAMENTOS UTILIZADOS PARA MEDIDA DE TEMPERATURAS

EQUIPAMENTO	FABRICANTE	ESPECIFICAÇÃO
TERMO-PAR	ASAHI SANGYO	CHROMEL-ALUMEL 0,65 ϕ
REGISTRADOR DINÂMICO	YOKOGAWA	2 CANAIS

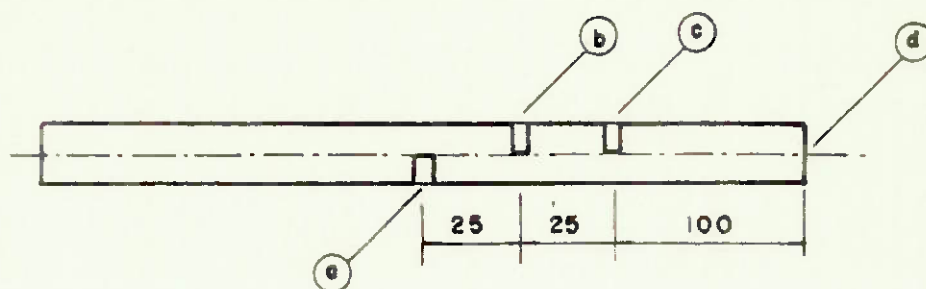


FIGURA 28- POSIÇÃO DOS TERMO-PARES

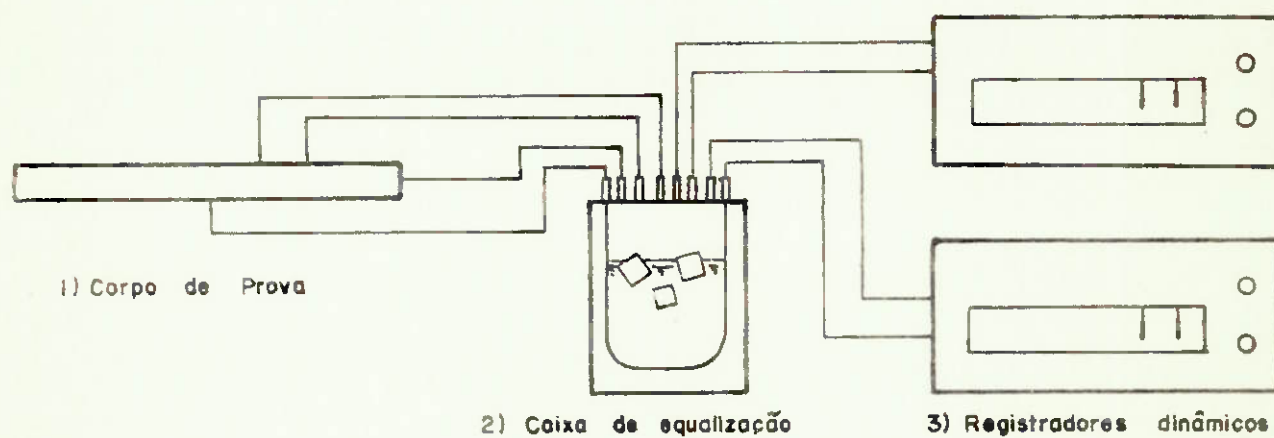


FIGURA 29 - ARRANJO DOS EQUIPAMENTOS PARA A MEDIDA DE TENSÕES RESIDUAIS

IV.4.3 Resultados obtidos

Os resultados obtidos para a distribuição de temperaturas nas condições de soldagem e método de medida discutidos são apresentados na Figura 30.

IV.5 *Tensões Residuais longitudinais*

IV.5.1 Método de medida

Os métodos de medida de tensões residuais longitudinais são amplamente discutidos nas referências |28| e |29|. A Tabela 8 apresenta um resumo das técnicas possíveis de se rem aplicadas para medida de tensões residuais em chapas. In felizmente, não existe um método que consiga registrar os transientes de tensões térmicas, durante o processo de soldagem. Devemos, portanto, apenas medir as tensões residuais após o término do ciclo térmico.

Na escolha do processo de medida das tensões residuais a ser adotado não é necessária a utilização de técnicas que meçam a variação das tensões ao longo da espessura, pois o corpo de provas é uma chapa fina.

As técnicas de Gunnert e Mathar-Soete são baseadas no alívio de tensões em torno de um orifício. A grande vanta gem é que o processo não é destrutivo, entretanto o orifício ocasiona concentração de tensões, provocando, por vezes, de formações plásticas que geram resultados errôneos.

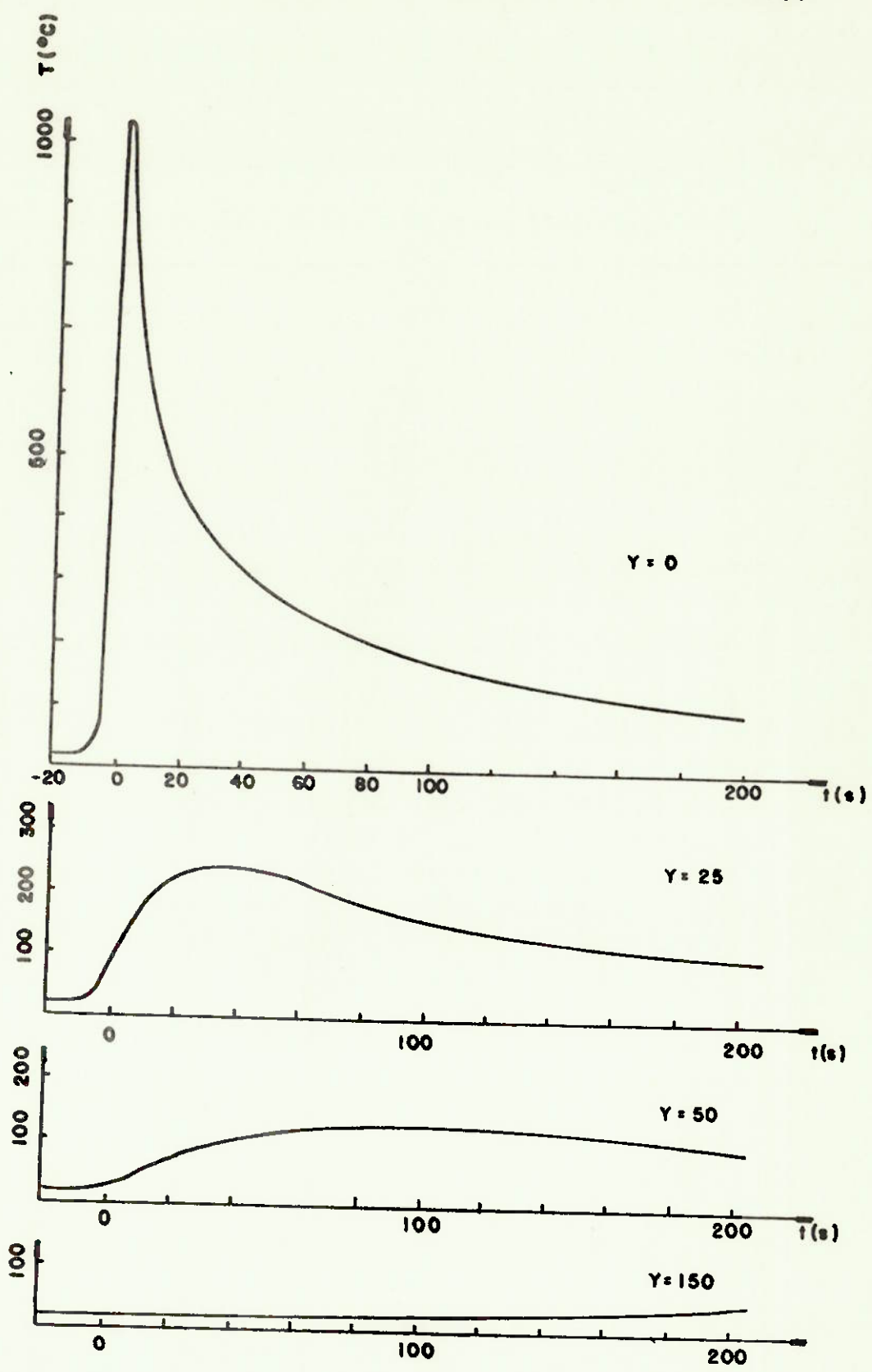


FIG. 30 - RESULTADOS OBTIDOS EXPERIMENTALMENTE DA DISTRIBUICAO DE TEMPERATURAS

Deste modo o método selecionado para medir tensões residuais foi o de seccionar a chapa para alívio das tensões, medindo as deformações com auxílio de extensômetros elétricos. Este método apresenta as seguintes vantagens:

- a) boa precisão
- b) dispensa equipamento sofisticado
- c) relativamente simples de ser aplicado.

A principal desvantagem dos extensômetros elétricos é que não resistem a temperaturas altas o que impede a sua instalação antes de se efetuar a soldagem. Deste modo, não é possível obter-se experimentalmente, a deformação total elástica e plástica. Esta desvantagem poderia ter sido contornada, utilizando-se extensômetros mecânicos, tipo bolas de contacto (contact balls). Entretanto, a distância mínima para medida das deformações é de 20mm e, com isto, aumentaria consideravelmente os pequenos elementos a serem extirpados da chapa. Tendo isto em vista, optou-se pela utilização de extensômetros elétricos de 2mm e 5mm de comprimento.

Admitiu-se os eixos "x" e "y" da Figura 26, como sendo as direções principais das tensões, e deste modo, utilizou-se extensômetros elétricos apenas nas duas direções.

Após a soldagem, os extensômetros elétricos foram instalados nas duas faces da chapa, visando compensar efeitos de momento fletor agindo no corpo de provas. O esquema da Figura 31 e Foto 1, apresentam a colocação dos extensômetros elétricos.

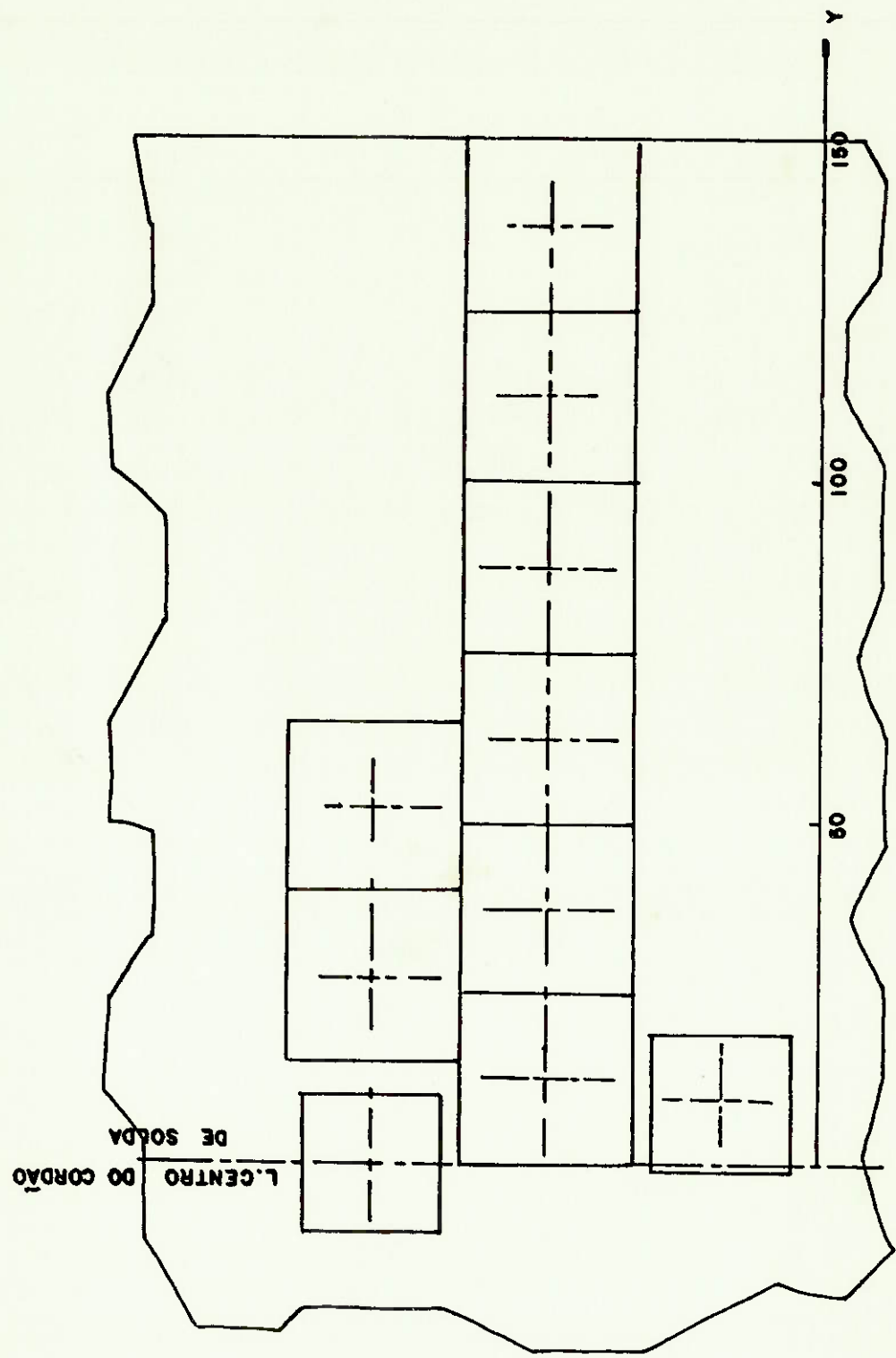
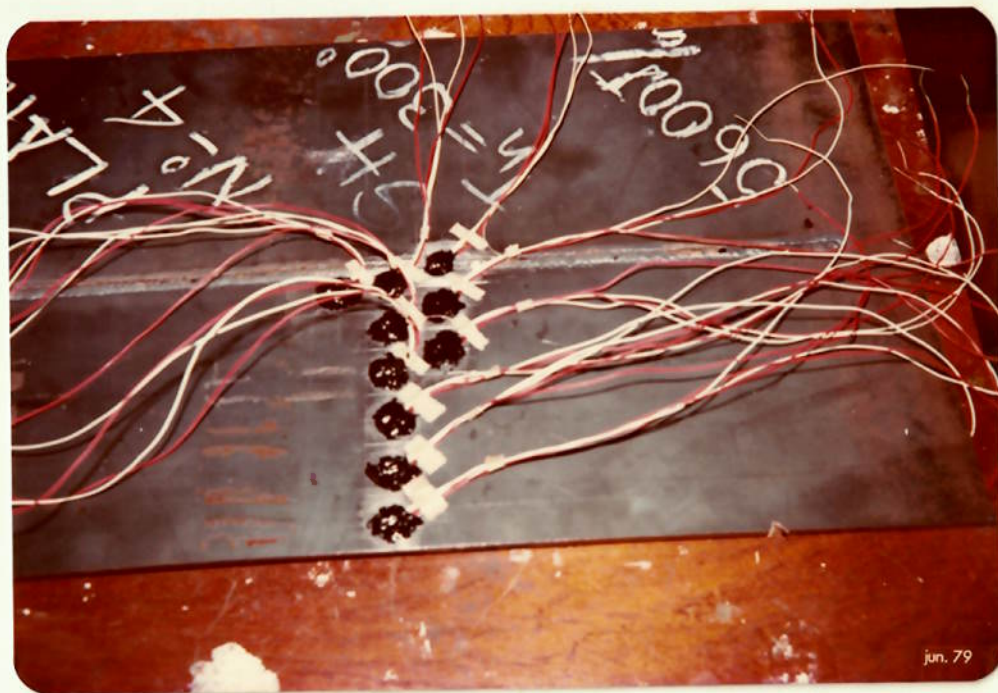


FIG. 31 - POSIÇÃO DOS EXTENSÔMETROS ELÉTRICOS E BLOCOS EXTIRPADOS



FOTOGRAFIA 1 - Extensômetros Elétricos Posicionados no
Corpo de Provas.

Instalados os extensômetros elétricos e feita uma leitura do estado inicial, procedeu-se à operação de corte. Os blocos foram extraídos do corpo de provas, utilizando-se uma serra de fita. Para se evitar, excessivo aquecimento, o corte foi efetuado a baixa velocidade e com resfriamento. Finalmente foi medido o estado final das deformações nos pequenos quadriláteros de arestas de 20mm e 25mm.

Admitindo-se que o corte por serra não adiciona novas tensões, e que os quadriláteros extirpados são suficientemente pequenos para aliviar as tensões existentes, pode-se estimar a distribuição de tensões residuais longitudinais, agindo na chapa, com auxílio da seguinte expressão.

$$\sigma_x = - \frac{E}{1-\nu^2} (\bar{\epsilon}_x + \nu \bar{\epsilon}_y) \quad (4.2)$$

onde:

$$\bar{\epsilon}_x = \frac{\epsilon_x \text{ face} + \epsilon_x \text{ verso}}{2} = \text{m\u00e9dia das deformações na direção longitudinal,}$$

$$\bar{\epsilon}_y = \frac{\epsilon_y \text{ face} + \epsilon_y \text{ verso}}{2} = \text{m\u00e9dia das deformações na direção transversal.}$$

IV.5.2 Equipamentos utilizados

Foram utilizados os equipamentos especificados na Tabela 9 para a medida das deformações.

TABELA 8 - TÉCNICAS MECÂNICAS USUAIS PARA MEDIDA DE TENSÕES RESIDUAIS EM CHAPAS

TÉCNICA	MÉTODO DE ALÍVIO DAS TENSÕES
EXTENSÔMETRO ELÉTRICO	EXTIRPAR PEQUENOS BLOCOS
GUNNERT	UMA SÉRIE DE ORIFÍCIOS
MATHAR-SOETE	UM ORIFÍCIO
STÄBLEIN	PROGRESSIVO FREZAMENTO
ROSENTHAL-NORTON	PEQUENOS BLOCOS SÃO EXTIRPADOS, E DEPOIS USINADOS

TABELA 9 - EQUIPAMENTOS UTILIZADOS PARA MEDIDA DE TENSÕES RESIDUAIS

EQUIPAMENTO	FABRICANTE	ESPECIFICAÇÃO
EXTENSÔMETROS ELÉTRICOS	KYOWA	KFC-2-D16-11-Comp. =2mm
	KYOWA	KFC-5-D17-11-Comp. =5mm
INDICADOR DE DEFORMAÇÕES	KYOWA	SM-60AT

IV.5.3 Resultados obtidos

Os resultados obtidos, para as tensões residuais longitudinais na chapa, estão apresentados na Figura 32.

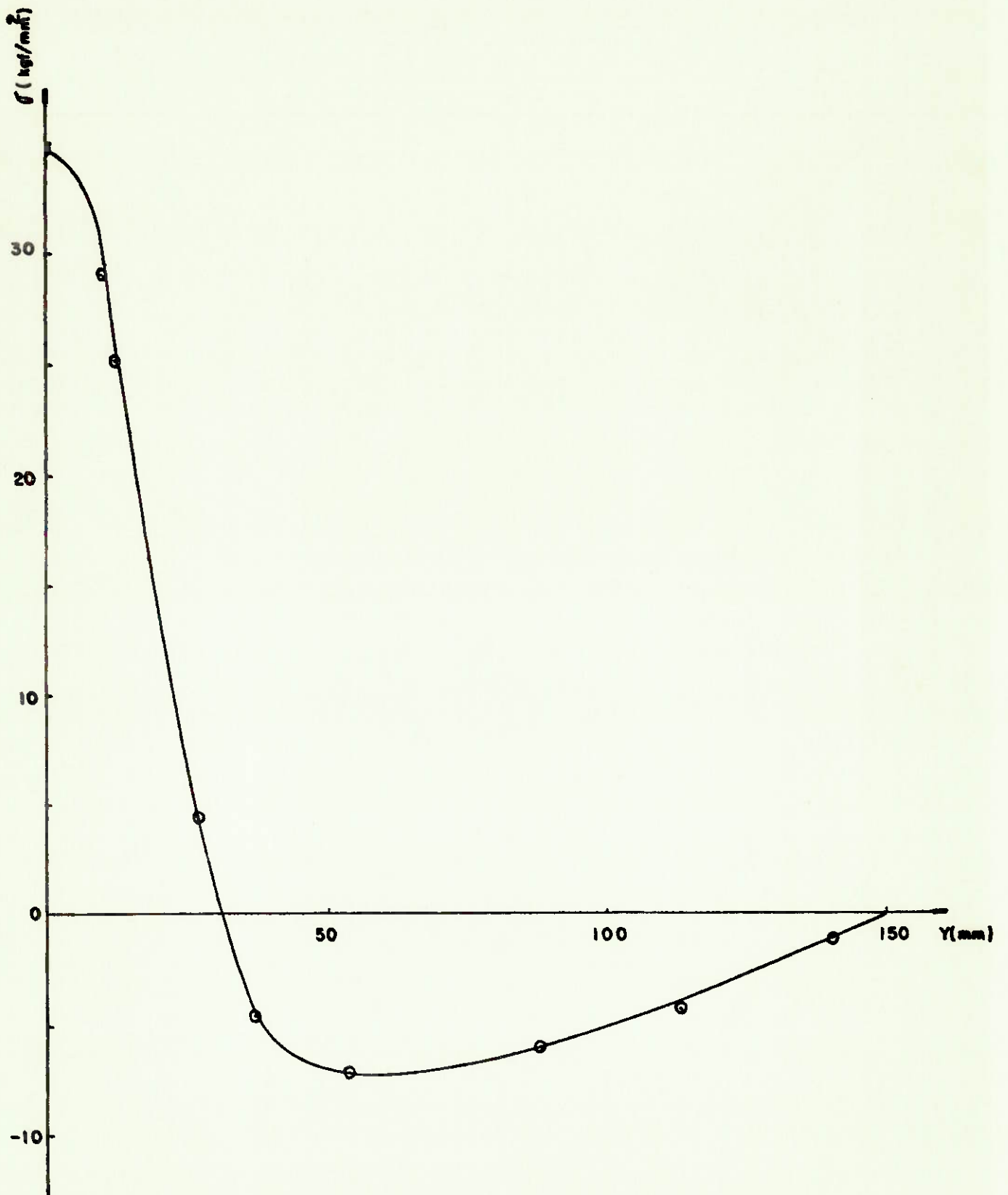


FIG.32 - RESULTADO OBTIDO EXPERIMENTALMENTE PARA A DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS LONGITUDINAIS

V. Análise Comparativa dos Resultados Numéricos e Experimentais.

Neste capítulo serão comparados os resultados numéricos e experimentais com auxílio de gráficos, isto para facilitar a visualização dos resultados. Inicialmente serão apresentados as distribuições de temperaturas, e, depois, as tensões residuais longitudinais.

V.1 Distribuição de temperaturas

As distribuições de temperaturas obtidas numericamente e experimentalmente, nos pontos distantes 0,25, 50 e 150mm do centro da chapa, foram representadas adimensionalmente na Figura 33. Note-se que o centro da chapa coincide com o cordão de solda.

O instante zero é o momento em que a fonte de calor se encontra na seção transversal considerada.

Os resultados numéricos apresentam uma razoável concordância com os valores experimentais. As diferenças ocorridas devem-se às simplificações adotadas na solução do problema térmico.

A hipótese de não haver perda por radiação leva a temperaturas teóricas superiores às suas equivalentes experimentais, em pontos afastados da fonte de calor. Por outro lado, nas proximidades da fonte de calor assumida como ponti

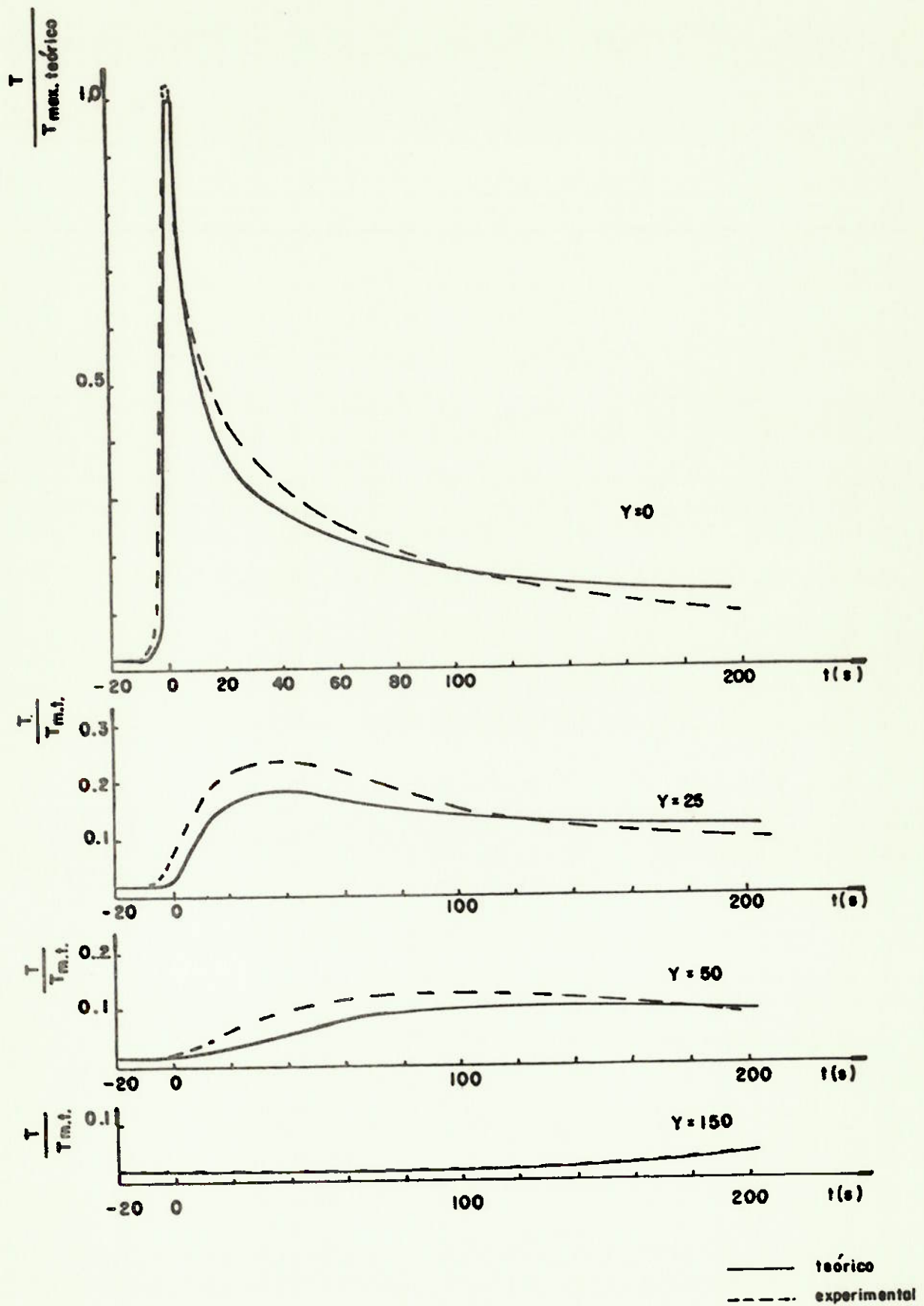


FIG. 33 - COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS NUMÉRICO E EXPERIMENTAL PARA A DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURAS

forme, a derivada parcial $\frac{\partial T}{\partial t}$ apresenta valores elevados.

V.2 Distribuição de tensões residuais longitudinais

Não é possível um acompanhamento experimental do desenvolvimento das tensões térmicas. Isto devido à incapacidade dos extensômetros elétricos resistirem às altas temperaturas alcançadas na soldagem. Deste modo, apenas a distribuição de tensões residuais longitudinais é comparada com o resultado numérico. A Figura 34 apresenta os valores experimentais e teóricos representados adimensionalmente.

As diferenças existentes resultam principalmente da utilização do modelo de estado uni-axial de tensões. Convém notar que na expressão (5.1), a adoção de " ϵ_y " nulo conduz a diferentes valores de " σ_x ". Esta mesma condição, particularmente na região tracionada, onde " ϵ_x " e " ϵ_y " são ambos positivos, leva a valores menores de " σ_x ".

$$\sigma_x = \frac{E}{1-\nu^2} (\epsilon_x + \nu \epsilon_y) \quad (5.1)$$

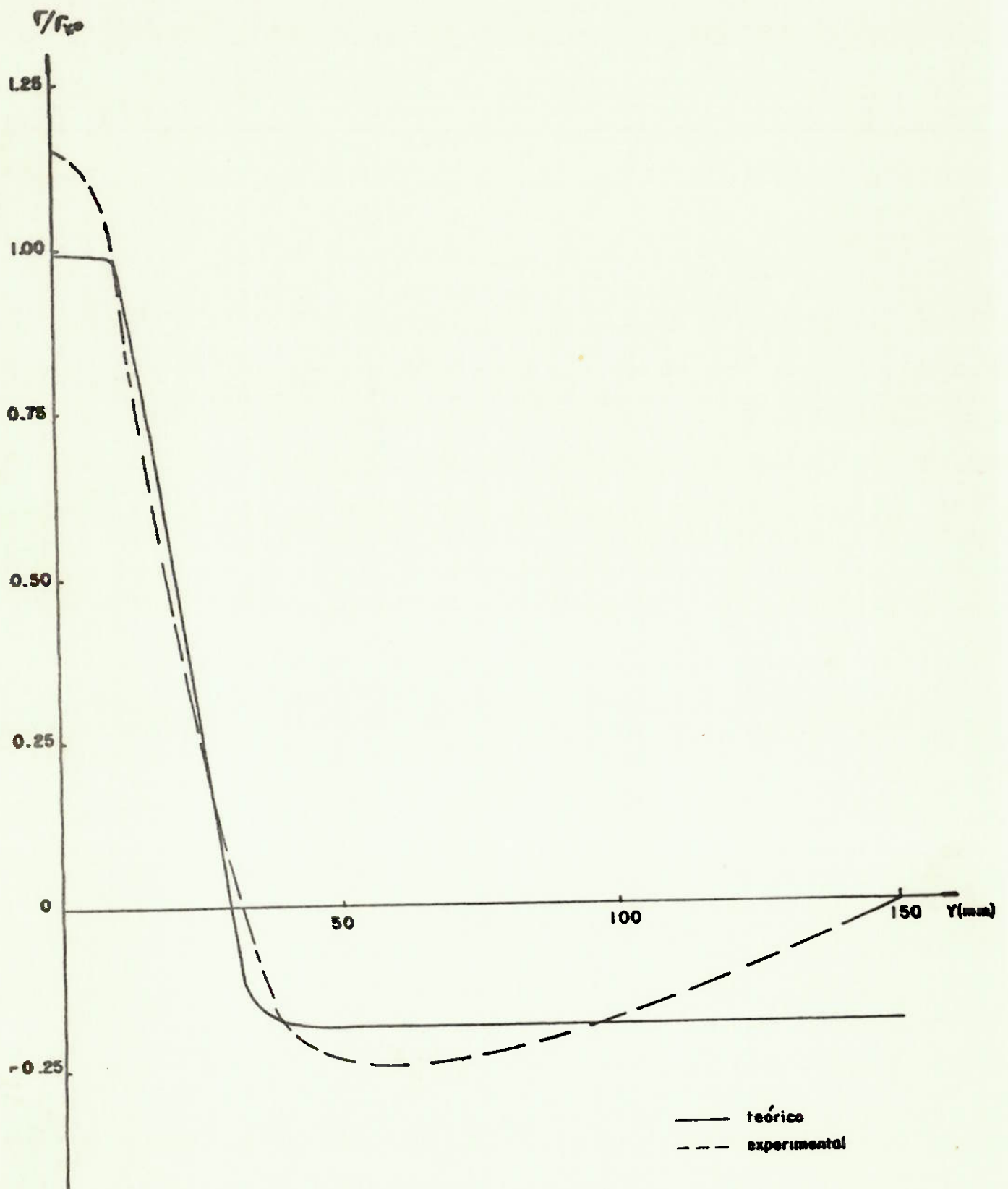


FIGURA 34 - COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS NUMÉRICO E EXPERIMENTAL PARA A DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS LONGITUDINAIS

VI. Comentários Finais

Dada a importância das tensões residuais na resistência das estruturas metálicas soldadas, o presente trabalho espera ter contribuído para a análise dos seus efeitos. Foi desenvolvido um programa de computador que calcula, com razoável precisão, a distribuição das tensões residuais longitudinais em chapas finas soldadas.

A aplicação de tal método de cálculo presta-se à verificação dos efeitos das condições de soldagem e do estado inicial da chapa no desenvolvimento das tensões residuais longitudinais. Um exemplo deste tipo de aplicação é a verificação do efeito das distribuições de temperaturas iniciais, apresentadas esquematicamente nas Figuras 35 e 36, nas tensões residuais longitudinais. Provavelmente, enquanto a primeira distribuição de temperaturas reduz as tensões, a segunda distribuição tem efeito oposto. Estes resultados podem ser comprovados numericamente com auxílio do programa desenvolvido. Outros tipos de análises também podem ser prontamente avaliados.

Os resultados numéricos obtidos apresentaram uma razoável concordância com os valores experimentais, entretanto, trabalhos futuros podem ser elaborados abordando os seguintes aspectos:

- a) adotar a solução do problema termo-elasto-plástico, considerando o módulo de elasticidade e os coeficientes de ex

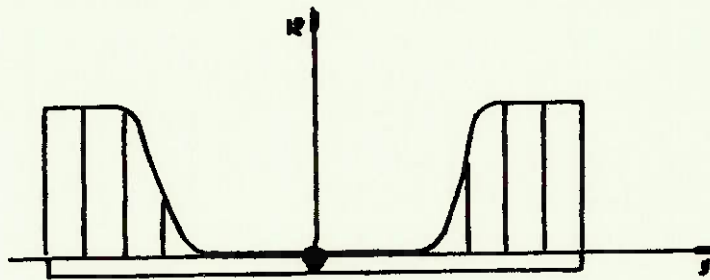


FIG. 35 - DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURAS INICIAIS QUE REDUZEM AS TENSÕES RESIDUAIS LONGITUDINAIS

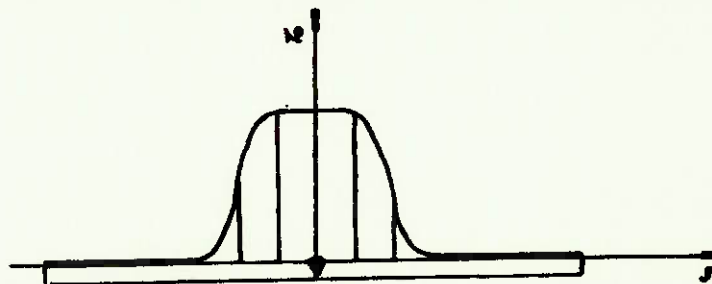


FIG. 36 - DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURAS INICIAIS QUE AUMENTAM AS TENSÕES RESIDUAIS LONGITUDINAIS

pensão térmica linear e de encruamento, como dependentes da temperatura.

- b) fazer o programa mais flexível, quanto à localização dos pontos de cálculo de temperaturas e tensões, bem como quanto à posição do cordão de solda.
- c) efetuar outras análises experimentais para comprovação ou mesmo calibração do modelo matemático proposto.
- d) adotar solução para a distribuição de temperaturas que considere a dimensão da fonte de calor.

Para finalizar este trabalho, espera-se que de alguma forma ele venha a ser útil àqueles que o consultarem para eventuais pesquisas.

VII. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. NAGARAJA RAO, N.R. & TALL, L. - Residual Stresses in Welded Plates. Welding Journal, 40, (10), 1961
2. UEDA, Y. et ALII - Effects of Welding Residual Stresses and Initial Deflection on Rigidity and Strength of Square Plates Subjected to Compression. International Institute of Welding, Doc. X-811-76, 1976.
3. FUJITA, Y. - Studies on the Strength of Ship Structural Elements with Special Reference to Structural Imperfection. International Symposium on Practical Design in Shipbuilding, Tokyo, Japan, 1977.
4. PELLINI, W.S. - Principles of Structural Integrity Technology. Office of Naval Research, Arlington, Va, Library of Congress Catalog Number 76-50534, USA, 1976.
5. MASUBUCHI, K. & MARTIN, D.C. - Investigation of Residual Stresses by use of Hydrogen Cracking. Welding Journal, Part I, 40, (12), 1961; Part II, 45, (9), 1966.
6. GRIFFITHS, G.H.R. - Residual Stresses in Butt-Welded Steel Plates. Welding Journal, 20, (9), 1941.
7. NAGARAJA, RAO et ALII - Residual Stresses in Welded Shapes. Welding Journal, 43, (7), 1964.
8. ALPSTEN, G.A. & TALL, L. - Residual Stresses in Heavy Welded Shapes. Welding Journal, 49, (3), 1970.
9. BJØRHØVDE, R. et ALII - Residual Stresses in Thick Welded Plates. Welding Journal, 51, (8), 1972.

10. TATSUKAWA, I. & ODA, I. - Distortion and Residual Stresses in Arc Welding. Transaction of the Japan Welding Society, 3, (2), September, 1972.
11. TATSUKAWA, I. & KOZONO, Y. - Distortions and Residual Stresses in Submerged Arc Welding of 80kg/mm² Class High Strength Steel. Transaction of the Japan Welding Society, 6, (1), April, 1975.
12. SATOH, K, & TERASAKI, T. - Effect of Welding Conditions on Residual Stresses Distributions and Welding Deformation in Welded Structures Materials. Journal of the Japan Welding Society, 45, (1), 1976 (em japonês).
13. GRÜNING, M. - Die Schrumpfspannungen Beim Schweißen. Der Stahlbau, Julho, 1934.
14. BOULTON, MARTIN, L. - Residual Stresses in Arc-Welded Plates. Proc. Inst. Mech. Engrs., London, 1936.
15. RODGERS & FETCHER - The Determination of Internal Stresses From the Temperature History of a Butt-Welded Plate. Welding Journal, 17, (11), 1938.
16. ROSENTHAL, D. - Mathematical Theory of Heat Distribution During Welding and Cutting. Welding Journal, 20, 1941.
17. IWAMURA, Y. - A Simplified Analytical Method of Thermal, Elasto-Plastic Deformation of Heating Steel Strips. Private Report of the Welding Research Laboratories, Kawasaki Heavy Industries, Japan, 1971.
18. TANIGUCHI, C. - Análise do Mecanismo de Deformações Elasto-Plásticas no Processo de Conformação à Chama. (Tese de Doutorado), Universidade de São Paulo, 1974.

- 19 - MASUBUCHI, K. & IWAKI, T. - Thermo-Elastic-Plastic Analyses of Orthotropic Plate by Finite Element Method. Journal of the Society of Naval Architects of Japan, 130, 1971.
20. UEDA, Y. & YAMAKAWA, T. - Analysis of Thermal Elastic-Plastic Stress and Strain During Welding by Finite Element Method. Transaction of the Japan Welding Society, 2, (2), September, 1971.
21. MURAKI, T. et ALII - Finite Element Analysis of Thermal Stresses and Metal Movement During Welding, Part I Analytical Study. Journal of Engineering Materials and Technology, ASME, Jan., 1975.
22. YADA, T. & NAKAMURA, V. - Estudo Teórico da Influência do Tamanho da Fonte Móvel de Calor na Distribuição de Temperatura e Velocidade de Resfriamento. Ishikawajima Heavy Industries Review (em japonês).
23. CARSLAW, H.S. - Introduction to the Mathematical Theory of the Conduction of Heat in Solids. New York, Dover Publications, 1945
24. ----- JAEGER, J.C. - Conduction of Heat in Solids. Second Edition, Oxford at the Clarendon Press, 1959.
25. MENDELSON, A. & SPERO, S.W. - A General Solution for the Elastoplastic Thermal Stresses in a Strain-Hardening Plate with Arbitrary Material Properties. Journal of Applied Mechanics, March, 1962.
26. GLEN, J. - An Experimental Study of the Strength and Ductility of Steel at Elevated Temperature. ASTM Special Technical Publication, (128), 1953.

27. CHRISTENSEN, N. et ALII - Distribution of Temperatures in Arc Welding. British Welding Journal, 12, (2), 1965.
28. AWS - Welding Handbook - Fundamentals of Welding - Seventh Edition, 1, 1976.
29. Residual Stresses in Welded Construction and Their Effects, International Congerence, London, 15-17, November, 1977.

ANEXO I

PROGRAMA DE COMPUTADOR

PLAST
 .
 .
 .
 .

FILE 5=FILES
 FILE 6=FILE6

```

DIMENSION TEMPO(99),ENM(99),SMN(99),SEP(99),TAL(20),TEMP(99),A(20)
1,B(20),EN(99),SN(99),EP(99),ENM(99),X(99),C(99),ETA(99),YEN(99),
2,YSPN(99),YSEP(99)
KE=5
KS=6
READ(KE,100) Q,VEL,COND,DIF,ESP,C,N,ESD,XN
100 FORMAT (8F10.0)
READ (KE,24) N,XN
24 FORMAT (I2,F10.0)
WRITE(KS,102) Q,VEL,COND,DIF,ESP,C,N,ESD,XN
102 FORMAT(///,30X,'G.....INSUMO DE CALOR.....',F10.2,'CAL/S
1,///,30X,'VEL.....VELOCIDADE.....',F10.2,'MM/S',//
230X,'COND.....CGNOUTIBILIDADE.....',F12.4,'CAL/MM*2',//
330X,'DIF.....DIFUSIVIDADE.....',F10.2,'MM*2/S',//
430X,'ESP.....ESPESSURA.....',F10.2,'MM',//
530X,'L.....LAMEIA LARG.....',F10.2,'MM',//
630X,'N.....NUM DE CICLOS TERMICOS.....',I,//
730X,'E.....MODULO ELASTICIDADE.....',F10.2,'KGF/MM*2',//
830X,'SD.....TENSAO ESCOAMENTO (T REF),',F10.2,'KGF/MM*2',//
930X,'XN.....COEFICIENTE ENCRUAMENTO.....',F10.2)
WRITE (KS,109)
109 FORMAT (1M1)
READ(KE,101) (TEMPO(J),J=1,N)
101 FORMAT (16F5.0)
DO 200 I=1,15
ENP(I)=0
SMN(I)=0
SEP(I)=0
200 CONTINUE
DO 201 J=1,N
TEMPOL=TEMPO(J)
CALL TEMPR
DO 202 I=1,15
TAL(I)=8.4E-03*TEMP(I)
202 CONTINUE
AT1=0
AT2=0
A(1)=TAL(1)
A(15)=TAL(15)
DO 203 I=2,14,2
A(I)=TAL(I)*4.
ATT=ATT+A(I)
203 CONTINUE
DO 204 I=3,13,2
A(I)=TAL(I)*2.
AT2=AT2+A(I)
204 CONTINUE
TOT1=(A(1)+A(15)+AT1+AT2)*1/(3+14)
BT1=0
  
```

```

C 00000001
  FIB IS 0007 LONG
C 00000002
  FIB IS 0007 LONG
START OF SEGMENT 002
FORMAT SEGMENT IS 00CA LONG
C 002'000010
C 002'000010
C 002'000010
C 002'000015
C 002'000114
C 002'001112
C 002'001112
C 002'002F12
C 002'004B12
C 002'004E12
C 002'004B12
C 002'004B12
C 002'004E12
C 002'004E12
C 002'004B12
C 002'004E12
C 002'004E12
C 002'005712
C 002'005712
C 002'006C12
C 002'006C12
C 002'006L10
C 002'006E13
C 002'007113
C 002'007314
C 002'007510
C 002'007613
C 002'007612
C 002'007C10
C 002'008012
C 002'008213
C 002'008311
C 002'008315
C 002'008511
C 002'008615
C 002'008610
C 002'008A15
C 002'008C15
C 002'008F11
C 002'009010
C 002'009215
C 002'009415
C 002'009711
C 002'009B12
  
```

```

BT2=0
B(1)=SEP(I)
B(15)=SEP(15)
DO 205 I4=3,13,2
  B(I4)=SEP(I4)*2
  BT2=BT2+B(I4)
205 CONTINUE
DO 206 I5=2,14,2
  B(15)=SEP(15)*4
  #I=BT1+B(15)
206 CONTINUE
TOT2=(B(1)+B(15)+BT1+BT2)*1/(3+14)
DO 207 J1=1,15
  EN(J1)=TAL(J1)+TOT1+TOT2
207 CONTINUE
215 DO 208 I=1,15
  SEP=SEP(I)
  ENL=EN(I)
  SMNL=SMN(I)
  ENML=ENH(I)
  TEMPL=TEMP(I)
  CALL PLAST (SEPL,SMNL,ENL,ENML,SNL,EPL,TEMPL,E,XN)
  SN(I)=SNL
  EP(I)=EPL
208 CONTINUE
  CT1=0
  CT2=0
  C1(I)=EP(I)
  C1(15)=EP(15)
DO 209 J3=2,14,2
  C1(J3)=EP(J3)*4
  CT1=CT1+C1(J3)
209 CONTINUE
  C2 210 J4=3,13,2
  C1(J4)=EP(J4)*2
  CT2=CT2+C1(J4)
210 CONTINUE
  TOT3=(C1(1)+C1(15)+CT1+CT2)*1/(3+14)
DO 211 J5=1,15
  EN(J5)=TAL(J5)+TOT1+TOT2+TOT3
211 CONTINUE
DO 212 J6=1,15
  IF((ENH(J6)*EN(J6))/ENH(J6)=0.002)212,212,213
212 CONTINUE
  GO TO 216
213 DO 214 J7=1,15
  EN(J7)=ENH(J7)
214 CONTINUE
  GO TO 215
216 DO 217 J8=1,15
  SEPL=SEP(J8)
  ENL=ENH(J8)
  SMNL=SMN(J8)
  ENML=ENH(J8)
  TEMPL=TEMP(J8)
  CALL PLAST (SEPL,SMNL,ENL,ENML,SNL,EPL,TEMPL,E,XN)
  ENH(J8)=ENL
  SMN(J8)=SNL
  SEP(J8)=SEPL+EPL
217 CONTINUE

```

```

C 0021009C10
C 0021009C14
C 0021009E10
C 0021009F14
C 002100A110
C 002100A315
C 002100A515
C 002100A811
C 002100A910
C 002100AB15
C 002100AD15
C 002100E011
C 002100E412
C 002100E510
C 002100E813
C 002100EA14
C 002100EC10
C 002100EC13
C 002100EF10
C 002100CC13
C 002100CC13
C 002100C210
C 002100C313
C 002100C814
C 002100CA12
C 002100CC10
C 002100CE11
C 002100CE15
C 002100CF13
C 002100D015
C 002100D213
C 002100D410
C 002100D615
C 002100D815
C 002100DB11
C 002100DC10
C 002100DE15
C 002100E015
C 002100E311
C 002100E712
C 002100E810
C 002100EC10
C 002100EE11
C 002100EF10
C 002100F414
C 002100F615
C 002100F712
C 002100F810
C 002100FA12
C 002100FC13
C 002100FL10
C 002100FE10
C 002100FF13
C 0021010110
C 0021010213
C 0021010410
C 0021010513
C 0021010A14
C 0021010C12
C 0021010E10
C 0021011011

```

```

D3 220 I9=1,15
ETA(I9)=(I9-1)*C/14
220 CONTINUE
WRITE (KS,103) TEMPC(J)
103 FORMAT(//,30X,TEMPO = ,F9.2,2X,SEGUNDOS,/,5X,AFASTAMENTO
,4X,TEMPERATURA ,5X,DEFOR-MEC ,7X,TEMSAO,9X,DEFO
2R, PLASTICA,/,8X,(MM),16X,(C),15X,(MM),10X,(KGF/MM=23,1
32X,(MM),,/)
D3 218 J9=1,15
YEM(J9)=EM(J9)*SD/21000
YSPN(J9)=SN(J9)*SD
YSEP(J9)=SEP(J9)*SD/21000
WRITE (KS,104) ETAC(J9),TEMP(J9),YEM(J9),YSPN(J9),YSEP(J9)
104 FORMAT (2(F5X,F9.4,5X),5X,E10.4,10X,F9.4,10X,E10.4)
218 CONTINUE
201 CONTINUE
WRITE (KS,105)
105 FORMAT (/////////)
END

```

SEGMENT 002 IS 0171 LONG

START OF SEGMENT 006

```

SUBROUTINE TEMPR (C,TEMP,0,VEL,COND,0,IF,ESP,TEMPOL)
DIMENSION X(100),TEMP(100)
CX=0/(2.*3.14159*COND)
CZ=VEL/(2*PIF)
TEMP1=20
TEMPM=1000
ETA=C/14.
PRD=ESP/2
D3 1 I=1,15
X(I)=(I-1)*ETA
M=VEL*TEMP1
R1=SQRT(M**2*(I)*X(I)+PRD*PRD)
C1=CZ*(R1+M)
M=0
NZ=1
4 R2=SQRT(M**2*(I)**2+(PRD**2*NZ*ESP)**2)
R3=SQRT(M**2*(I)**2+(PRD**2*NZ*ESP)**2)
C2=CZ*(R2+M)
C3=CZ*(R3+M)
M1=EXP(C2)/R2+EXP(C3)/R3*M0
IF((M1-M0)/M1-0.01) 3,3,2
2 M=M1
NZ=NZ+1
G3 TO 4
3 TEMP(I)=TEMP1+CX*(EXP(C1)/R1+M1)
IF(TEMP(I)-TEMP1)1,1,5
5 TEMP(I)=TEMPN
1 CONTINUE
RETURN
END

```

SEGMENT 006 IS 0048 LONG

START OF SEGMENT 009

C 0091000080

SUBROUTINE PLAST (SEPL,SMNL,ENL,ENML,SNL,EPL,TEML,E,FXN)

```

40 IF (TEMPL=600)40,40,41
   SYNL=1-(TEMPL=20)/966.
   GO TO 44
41 IF (TEMPL=725)42,42,43
42 SYNL=2.16-.00293*TEMPL
   GO TO 44
43 SYNL=.03265
44 IF(SEPL)11,10,11
10 SNL=ENL
   IF(ABS(SNL))-ABS(SYNL))12,12,13
   12 EPL=0
   GO TO 30
   13 IF (ENL) 24,24,25
   24 SYNL=-SYNL
   25 SNL=XN*ENL+SYNL*(1-XN)
   EPL=ENL-SNL
   GO TO 30
   11 SNL=ENL-SEPL
   IF(ABS(SNL))-ABS(SMNL))15,14,14
   15 IF(SNL*SMNL)14,14,16
   14 IF(ABS(SNL))-ABS(SYNL))16,17,17
   16 EPL=0
   GO TO 30
   17 IF (ENL=ENML) 26,26,27
   26 SYNL=-SYNL
   27 SNL=XN*(ENL-SEPL)+SYNL*(1-XN)
   EPL=ENL-SEPL-SNL
   30 RETURN
   END

```

```

C 009'000010
C 009'000113
C 009'000315
C 009'000412
C 009'000515
C 009'000A11
C 009'000A14
C 009'000C13
C 009'000C14
C 009'000E13
C 009'001011
C 009'001015
C 009'001112
C 009'001213
C 009'001313
C 009'001611
C 009'001713
C 009'001810
C 009'001912
C 009'001E10
C 009'001C14
C 009'001E14
C 009'001F12
C 009'001F15
C 009'002111
C 009'002211
C 009'002512
C 009'002711
C 009'002714

```

SEGMENT 009 IS 0035 LONG

FORMAT SEGMENT IS 0003 LONG
 START OF SEGMENT 00A
 SEGMENT 00A IS 003B LONG

NO ERRORS DETECTED. NUMBER OF CARDS = 190.
 COMPILATION TIME = 22 SECONDS ELAPSED. 3.28 SECONDS PROCESSING.
 D2 STACK SIZE = 28 WORDS. FILESIZE = 140 WORDS. ESTIMATED CORE STORAGE REQUIREMENT = 2404 WORDS.
 TOTAL PROGRAM CODE = 636 WORDS. ARRAY STORAGE = 1546 WORDS.
 NUMBER OF PROGRAM SEGMENTS = 11. NUMBER OF DISK SEGMENTS = 59.
 PROGRAM CODE FILE = (117PNV)PLAST ON PACK.
 COMPILER COMPILED ON 08/09/78 (FORTRAN ON PACK).

ANEXO II

RESULTADOS NUMÉRICOS

Q.....	INSUMO DE CALOR.....	235.00CAL/S
VEL.....	VELOCIDADE.....	3.50MM/S
COND.....	CONDUTIBILIDADE.....	0.0085CAL/MM*5*C
DIF.....	DIFUSIVIDADE.....	9.86MM**2/S
ESP.....	ESPESSURA.....	4.50MM
L.....	MEIA LARG.....	150.00MM
N.....	NUM DE CICLOS TERMICOS.....	21
E.....	MODULO ELASTICIDADE.....	21000.00KGF/MM**2
SO.....	TENSAO ESCOAMENTO (T REF).....	30.00KGF/MM**2
XN.....	COEFICIENTE ENCRUAMENTO.....	0.02

AFASTAMENTO (MM)	TEMPERATURA (C)	TEMPO * -5.00 SEGUNDOS	DEFOR-MEC [REDACTED]	TENSÃO (KGF/MM ²)	DEFOR. PLÁSTICA [REDACTED]
0.0000	21.3458		-.1479E-04	-0.3105	0.
10.7143	20.7305		-.7405E-05	-0.1455	0.
21.4286	20.1781		-.7761E-06	-0.0163	0.
32.1429	20.0319		.9785E-06	0.0205	0.
42.8571	20.0051		.1300E-05	0.0273	0.
53.5714	20.0008		.1352E-05	0.0284	0.
64.2857	20.0001		.1360E-05	0.0286	0.
75.0000	20.0000		.1361E-05	0.0286	0.
85.7143	20.0000		.1362E-05	0.0286	0.
96.4286	20.0000		.1362E-05	0.0286	0.
107.1429	20.0000		.1362E-05	0.0286	0.
117.8571	20.0000		.1362E-05	0.0286	0.
128.5714	20.0000		.1362E-05	0.0286	0.
139.2857	20.0000		.1362E-05	0.0286	0.
150.0000	20.0000		.1362E-05	0.0286	0.

AFASTAMENTO (MM)	TEMPERATURA (C)	TEMPO * -2.00 SEGUNDOS	DEFOR-MEC [REDACTED]	TENSÃO (KGF/MM ²)	DEFOR. PLÁSTICA [REDACTED]
0.0000	104.8461		-.9652E-03	-20.2691	0.
10.7143	43.1011		-.2243E-03	-4.7093	0.
21.4286	23.1449		.1522E-04	0.3196	0.
32.1429	20.4174		.4795E-04	1.0070	0.
42.8571	20.0564		.5226E-04	1.0979	0.
53.5714	20.0077		.5287E-04	1.1102	0.
64.2857	20.0011		.5295E-04	1.1119	0.
75.0000	20.0001		.5296E-04	1.1121	0.
85.7143	20.0000		.5296E-04	1.1121	0.
96.4286	20.0000		.5296E-04	1.1121	0.
107.1429	20.0000		.5296E-04	1.1121	0.
117.8571	20.0000		.5296E-04	1.1121	0.
128.5714	20.0000		.5296E-04	1.1121	0.
139.2857	20.0000		.5296E-04	1.1121	0.
150.0000	20.0000		.5296E-04	1.1121	0.

AFASTAMENTO (MM)	TEMPERATURA (C)	TEMPO * -1.00 SEGUNDOS	DEFOR-MEC [REDACTED]	TENSÃO (KGF/MM ²)	DEFOR. PLÁSTICA [REDACTED]
0.0000	104.8461		-.9652E-03	-20.2691	0.
10.7143	43.1011		-.2243E-03	-4.7093	0.
21.4286	23.1449		.1522E-04	0.3196	0.
32.1429	20.4174		.4795E-04	1.0070	0.
42.8571	20.0564		.5226E-04	1.0979	0.
53.5714	20.0077		.5287E-04	1.1102	0.
64.2857	20.0011		.5295E-04	1.1119	0.
75.0000	20.0001		.5296E-04	1.1121	0.
85.7143	20.0000		.5296E-04	1.1121	0.
96.4286	20.0000		.5296E-04	1.1121	0.
107.1429	20.0000		.5296E-04	1.1121	0.
117.8571	20.0000		.5296E-04	1.1121	0.
128.5714	20.0000		.5296E-04	1.1121	0.
139.2857	20.0000		.5296E-04	1.1121	0.
150.0000	20.0000		.5296E-04	1.1121	0.

AFASTAMENTO (MM)	TEMPERATURA (C)	TEMPO = 0.00 SEGUNDOS	DEFORM-MEC	TENSÃO (KGF/MM ²)	DEFORM. PLASTICA
0.0000	410.1096	.4584E-02		-19.4522	-3.657E-02
10.7143	.79.7656	-.6195E-03		-13.0091	0.
21.4286	26.9048	-.1485E-04		0.3118	0.
32.1429	20.8658	.8731E-04		1.8336	0.
42.8571	20.1137	.9634E-04		2.0232	0.
53.5714	20.0153	.9752E-04		2.0479	0.
64.2857	20.0021	.9768E-04		2.0513	0.
75.0000	20.0003	.9770E-04		2.0517	0.
85.7143	20.0000	.9770E-04		2.0518	0.
96.4286	20.0000	.9770E-04		2.0518	0.
107.1429	20.0000	.9770E-04		2.0518	0.
117.8571	20.0000	.9770E-04		2.0518	0.
128.5714	20.0000	.9770E-04		2.0518	0.
139.2857	20.0000	.9770E-04		2.0518	0.
150.0000	20.0000	.9770E-04		2.0518	0.

AFASTAMENTO (MM)	TEMPERATURA (C)	TEMPO = 0.00 SEGUNDOS	DEFORM-MEC	TENSÃO (KGF/MM ²)	DEFORM. PLASTICA
0.0000	1000.0000	-.1161E-01		-4.3054	-.1140E-01
10.7143	145.6690	-.1357E-02		-26.1451	-.1117E-03
21.4286	33.5999	-.1189E-04		-0.2896	0.
32.1429	21.6715	.1313E-03		2.7563	0.
42.8571	20.2173	.1487E-03		3.1228	0.
53.5714	20.0291	.1510E-03		3.1702	0.
64.2857	20.0040	.1513E-03		3.1765	0.
75.0000	20.0005	.1513E-03		3.1774	0.
85.7143	20.0001	.1513E-03		3.1775	0.
96.4286	20.0000	.1513E-03		3.1775	0.
107.1429	20.0000	.1513E-03		3.1775	0.
117.8571	20.0000	.1513E-03		3.1775	0.
128.5714	20.0000	.1513E-03		3.1775	0.
139.2857	20.0000	.1513E-03		3.1775	0.
150.0000	20.0000	.1513E-03		3.1775	0.

AFASTAMENTO (MM)	TEMPERATURA (C)	TEMPO = 1.00 SEGUNDOS	DEFORM-MEC	TENSÃO (KGF/MM ²)	DEFORM. PLASTICA
0.0000	1000.0000	-.1162E-01		-1.0546	-.1156E-01
10.7143	227.0216	-.2339E-02		-24.0350	-.1195E-02
21.4286	43.9175	-.1422E-03		-2.9857	0.
32.1429	22.9991	.1088E-03		2.2657	0.
42.8571	20.3937	.1401E-03		2.9423	0.
53.5714	20.0530	.1442E-03		3.0261	0.
64.2857	20.0073	.1447E-03		3.0397	0.
75.0000	20.0010	.1448E-03		3.0412	0.
85.7143	20.0001	.1448E-03		3.0415	0.

AFASTAMENTO (MM)	TEMPERATURA (C)	TEMPO = 2.00 SEGUNDOS	DEFOR=MEC	TENSÃO (KGF/MM ²)	DEFOR. PLASTICA
96.4286	20.0000	.148E-03		3.0415	0.
107.1429	20.0000	.148E-03		3.0415	0.
117.6571	20.0000	.148E-03		3.0415	0.
128.5714	20.0000	.148E-03		3.0415	0.
139.2857	20.0000	.148E-03		3.0415	0.
150.0000	20.0000	.148E-03		3.0415	0.

AFASTAMENTO (MM)	TEMPERATURA (C)	TEMPO = 2.00 SEGUNDOS	DEFOR=MEC	TENSÃO (KGF/MM ²)	DEFOR. PLASTICA
0.0000	1000.0000	-.1161E-01		-1.0486	-.1156E-01
10.7143	297.1802	-.3181E-02		-21.7953	-.2143E-02
21.4286	57.7344	-.3077E-03		-6.4616	0.
32.1429	25.0084	.8502E-04		1.7854	0.
42.8571	20.6763	.1370E-03		2.6770	0.
53.5714	20.0925	.1440E-03		3.0242	0.
64.2857	20.0128	.1450E-03		3.0442	0.
75.0000	20.0018	.1451E-03		3.0470	0.
85.7143	20.0003	.1451E-03		3.0474	0.
96.4286	20.0000	.1451E-03		3.0475	0.
107.1429	20.0000	.1451E-03		3.0475	0.
117.6571	20.0000	.1451E-03		3.0475	0.
128.5714	20.0000	.1451E-03		3.0475	0.
139.2857	20.0000	.1451E-03		3.0475	0.
150.0000	20.0000	.1451E-03		3.0475	0.

AFASTAMENTO (MM)	TEMPERATURA (C)	TEMPO = 3.00 SEGUNDOS	DEFOR=MEC	TENSÃO (KGF/MM ²)	DEFOR. PLASTICA
0.0000	869.3472	-.1004E-01		1.6046	-.1012E-01
10.7143	344.1044	-.3741E-02		-20.2071	-.2779E-02
21.4286	74.0752	-.5008E-03		-10.5158	0.
32.1429	27.8141	.5438E-04		1.1420	0.
42.8571	21.1030	.1349E-03		2.8332	0.
53.5714	20.1550	.1463E-03		3.0721	0.
64.2857	20.0219	.1479E-03		3.1057	0.
75.0000	20.0031	.1481E-03		3.1104	0.
85.7143	20.0004	.1481E-03		3.1111	0.
96.4286	20.0001	.1482E-03		3.1112	0.
107.1429	20.0000	.1482E-03		3.1112	0.
117.6571	20.0000	.1482E-03		3.1112	0.
128.5714	20.0000	.1482E-03		3.1112	0.
139.2857	20.0000	.1482E-03		3.1112	0.
150.0000	20.0000	.1482E-03		3.1112	0.

TEMPO = 4.00 SEGUNDOS		DEFOR. PLASTICA	
AFASTAMENTO (MM)	TEMPERATURA (C)	TENSÃO (KGF/MM ²)	DEFOR. PLASTICA
0.0000	764.1234	1.5331	-.8843E-02
10.7143	371.1808	-19.2476	-.3138E-02
21.4286	91.5427	-14.6709	0.
32.1429	31.4557	0.4710	0.
42.8571	21.7127	2.9262	0.
53.5714	20.2494	3.2950	0.
64.2857	20.0361	3.3468	0.
75.0000	20.0052	3.3505	0.
85.7143	20.0007	3.3577	0.
96.4286	20.0001	3.3578	0.
107.1429	20.0000	3.3578	0.
117.8571	20.0000	3.3578	0.
128.5714	20.0000	3.3578	0.
139.2857	20.0000	3.3578	0.
150.0000	20.0000	3.3578	0.

TEMPO = 5.00 SEGUNDOS		DEFOR. PLASTICA	
AFASTAMENTO (MM)	TEMPERATURA (C)	TENSÃO (KGF/MM ²)	DEFOR. PLASTICA
0.0000	691.1043	4.2932	-.8886E-02
10.7143	384.2975	-18.7589	-.3307E-02
21.4286	106.6316	-18.7843	0.
32.1429	35.9181	-0.4101	0.
42.8571	22.5401	2.9612	0.
53.5714	20.3862	3.5039	0.
64.2857	20.0576	3.5867	0.
75.0000	20.0085	3.5991	0.
85.7143	20.0012	3.6009	0.
96.4286	20.0002	3.6012	0.
107.1429	20.0000	3.6013	0.
117.8571	20.0000	3.6013	0.
128.5714	20.0000	3.6013	0.
139.2857	20.0000	3.6013	0.
150.0000	20.0000	3.6013	0.

TEMPO = 7.50 SEGUNDOS		DEFOR. PLASTICA	
AFASTAMENTO (MM)	TEMPERATURA (C)	TENSÃO (KGF/MM ²)	DEFOR. PLASTICA
0.0000	573.5026	13.2421	-.7073E-02
10.7143	367.3034	-18.5994	-.3322E-02
21.4286	146.1683	-26.1119	-.7028E-04
32.1429	49.6454	-3.2640	0.

AFASTAMENTO (MM)	TEMPERATURA (C)	TEMPO = 10.00 SEGUNDOS	TENSAO (KGF/MM ²)	DEFOR. PLASTICA
42.8571	25.7031	.1319E-03	2.7694	0.
53.5714	20.9876	.1885E-03	3.9577	0.
64.2857	20.1618	.1984E-03	4.1658	0.
75.0000	20.0255	.2000E-03	4.2002	0.
85.7143	20.0039	.2003E-03	4.2056	0.
96.4286	20.0006	.2003E-03	4.2005	0.
107.1429	20.0001	.2003E-03	4.2056	0.
117.8571	20.0000	.2003E-03	4.2066	0.
128.5714	20.0000	.2003E-03	4.2066	0.
139.2857	20.0000	.2003E-03	4.2066	0.
150.0000	20.0000	.2003E-03	4.2066	0.

AFASTAMENTO (MM)	TEMPERATURA (C)	TEMPO = 10.00 SEGUNDOS	TENSAO (KGF/MM ²)	DEFOR. PLASTICA
0.0000	501.5678	-.5574E-02	15.3731	-.6306E-02
10.7143	375.1158	-.4057E-02	-15.4425	-.3322E-02
21.4286	172.8646	-.1630E-02	-25.4027	-.4203E-03
32.1429	65.0333	-.3360E-03	-7.0562	0.
42.8571	30.4385	.7913E-04	1.6617	0.
53.5714	22.0937	.1793E-03	3.7646	0.
64.2857	20.3823	.1998E-03	4.1959	0.
75.0000	20.0658	.2036E-03	4.2756	0.
85.7143	20.0109	.2043E-03	4.2895	0.
96.4286	20.0018	.2044E-03	4.2918	0.
107.1429	20.0003	.2044E-03	4.2921	0.
117.8571	20.0000	.2044E-03	4.2922	0.
128.5714	20.0000	.2044E-03	4.2922	0.
139.2857	20.0000	.2044E-03	4.2922	0.
150.0000	20.0000	.2044E-03	4.2922	0.

AFASTAMENTO (MM)	TEMPERATURA (C)	TEMPO = 15.00 SEGUNDOS	TENSAO (KGF/MM ²)	DEFOR. PLASTICA
0.0000	415.5839	-.4539E-02	18.1030	-.5401E-02
10.7143	343.1737	-.3670E-02	-7.3102	-.3322E-02
21.4286	200.5155	-.1958E-02	-24.5518	-.7887E-03
32.1429	93.4000	-.6725E-03	-14.1216	0.
42.8571	43.2328	-.7045E-04	-1.4795	0.
53.5714	26.1150	.1350E-03	2.8342	0.
64.2857	21.4071	.1915E-03	4.0206	0.
75.0000	20.2936	.2048E-03	4.3012	0.
85.7143	20.0572	.2077E-03	4.3608	0.
96.4286	20.0105	.2082E-03	4.3725	0.
107.1429	20.0019	.2083E-03	4.3747	0.
117.8571	20.0003	.2083E-03	4.3751	0.
128.5714	20.0001	.2083E-03	4.3752	0.
139.2857	20.0000	.2083E-03	4.3752	0.

AFASTAMENTO (MM)	TEMPO = 20.0000	TEMPERATURA (C)	TEMPO = 20.00 SEGUNDOS	DEFOR=MEC	TENSAO (KGF/MM**2)	DEFOR. PLASTICA
0.0000	363.7662		-.3910E-02		19.5638	-.4841E-02
10.7143	315.7492		-.3333E-02		-0.2461	-.3322E-02
21.4286	210.2918		-.2088E-02		-24.1458	-.9181E-03
32.1429	114.1637		-.9143E-03		-19.2010	0.
42.8571	57.2159		-.2310E-03		-4.8501	0.
53.5714	32.2245		.6894E-04		1.4477	0.
64.2857	23.8734		.1740E-03		3.6530	0.
75.0000	20.8751		.2051E-03		4.3078	0.
85.7143	20.2009		.2132E-03		4.4776	0.
96.4286	20.0429		.2151E-03		4.5175	0.
107.1429	20.0086		.2155E-03		4.5261	0.
117.8571	20.0017		.2156E-03		4.5279	0.
128.5714	20.0003		.2156E-03		4.5282	0.
139.2857	20.0001		.2156E-03		4.5283	0.
150.0000	20.0000		.2156E-03		4.5283	0.

AFASTAMENTO (MM)	TEMPO = 30.0000	TEMPERATURA (C)	TEMPO = 30.00 SEGUNDOS	DEFOR=MEC	TENSAO (KGF/MM**2)	DEFOR. PLASTICA
0.0000	301.2700		-.3144E-02		21.5523	-.4171E-02
10.7143	274.6602		-.2825E-02		10.4279	-.3322E-02
21.4286	209.5932		-.2044E-02		-23.8502	-.9181E-03
32.1429	137.0590		-.1174E-02		-24.6611	0.
42.8571	60.8074		-.4988E-03		-10.4756	0.
53.5714	46.9825		-.9294E-04		-1.9518	0.
64.2857	30.4117		.1059E-03		2.2241	0.
75.0000	23.5548		.1882E-03		3.9520	0.
85.7143	21.0964		.2177E-03		4.5715	0.
96.4286	20.3075		.2272E-03		4.7703	0.
107.1429	20.0798		.2299E-03		4.8277	0.
117.8571	20.0194		.2306E-03		4.8429	0.
128.5714	20.0044		.2308E-03		4.8467	0.
139.2857	20.0010		.2308E-03		4.8476	0.
150.0000	20.0002		.2308E-03		4.8478	0.

AFASTAMENTO (MM)	TEMPO = 40.0000	TEMPERATURA (C)	TEMPO = 40.00 SEGUNDOS	DEFOR=MEC	TENSAO (KGF/MM**2)	DEFOR. PLASTICA
0.0000	274.6602		-.2825E-02		10.4279	-.3322E-02
10.7143	209.5932		-.2044E-02		-23.8502	-.9181E-03
21.4286	137.0590		-.1174E-02		-24.6611	0.
32.1429	60.8074		-.4988E-03		-10.4756	0.
42.8571	46.9825		-.9294E-04		-1.9518	0.
53.5714	30.4117		.1059E-03		2.2241	0.
64.2857	23.5548		.1882E-03		3.9520	0.
75.0000	21.0964		.2177E-03		4.5715	0.
85.7143	20.3075		.2272E-03		4.7703	0.
96.4286	20.0798		.2299E-03		4.8277	0.
107.1429	20.0194		.2306E-03		4.8429	0.
117.8571	20.0044		.2308E-03		4.8467	0.
128.5714	20.0010		.2308E-03		4.8476	0.
139.2857	20.0002		.2308E-03		4.8478	0.

AFASTAMENTO (MM)	TEMPO = 100.00 SEGUNDOS	TEMPERATURA (C)	DEFOR=MEC	TENSÃO (KGF/MM²)	DEFOR. BLASTICA
96.4286	.1854E-03	20.1835		3.8928	0.
107.1429	.2345E-03	24.0853		4.9255	0.
117.8571	.2605E-03	21.9286		5.4695	0.
128.5714	.2733E-03	20.8519		5.7403	0.
139.2857	.2793E-03	20.3559		5.8653	0.
150.0000	.2819E-03	20.1409		5.9195	0.
0.0000	-.1527E-02	173.3001		25.3628	-.2735E-02
10.7143	-.1474E-02	168.8658		25.4491	-.2688E-02
21.4286	-.1323E-02	156.3289		-8.5129	-.9181E-03
32.1429	-.1101E-02	137.7886		-21.7386	-.6555E-04
42.8571	-.8396E-03	116.0056		-17.6310	0.
53.5714	-.5743E-03	93.8984		-12.0600	0.
64.2857	-.3325E-03	73.7469		-6.9818	0.
75.0000	-.1336E-03	57.1778		-2.8064	0.
85.7143	.2199E-04	44.2088		0.4618	0.
96.4286	.1332E-03	34.9388		2.7978	0.
107.1429	.2075E-03	28.7465		4.3583	0.
117.8571	.2541E-03	24.8651		5.2364	0.
128.5714	.285744	22.5744		5.9137	0.
139.2857	.2969E-03	21.2977		6.2354	0.
150.0000	.3050E-03	20.6242		6.4051	0.

AFASTAMENTO (MM)	TEMPO = 200.00 SEGUNDOS	TEMPERATURA (C)	DEFOR=MEC	TENSÃO (KGF/MM²)	DEFOR. BLASTICA
0.0000	.9387E-03	127.8031		26.8734	-.2218E-02
10.7143	-.9200E-03	126.2387		26.9091	-.2201E-02
21.4286	-.8653E-03	121.8916		1.1089	-.9181E-03
32.1429	-.7793E-03	114.5198		-14.9892	-.6555E-04
42.8571	-.6692E-03	105.3388		-14.0522	0.
53.5714	-.5432E-03	94.8419		-11.4070	0.
64.2857	-.4102E-03	83.7613		-9.6147	0.
75.0000	-.2784E-03	72.7755		-5.8463	0.
85.7143	-.1544E-03	62.4451		-3.2430	0.
96.4286	-.4318E-04	53.1747		-0.9069	0.
107.1429	.5248E-04	45.2025		1.1021	0.
117.8571	.1316E-03	38.6130		2.7627	0.
128.5714	.1945E-03	33.3665		4.0848	0.
139.2857	.2429E-03	29.3356		5.1006	0.
150.0000	.2788E-03	26.3429		5.8547	0.

TEMPO = 300.00 SEGUNDOS

DEFOR. PLASTICA

AFASTAMENTO (MM)	TEMPERATURA (C)	DEFOR-MEC	TENSAD (KGF/MM ²)	DEFOR-PLASTICA
0.0000	107.6634	-.6980E-03	27.3706	-.2001E-02
10.7143	106.8144	-.6878E-03	27.3935	-.1992E-02
21.4286	104.3168	-.6579E-03	5.4646	-.9181E-03
32.1429	100.3136	-.6098E-03	-11.4294	-.6555E-04
42.8571	95.0260	-.5464E-03	-11.4741	0.
53.5714	88.7426	-.4710E-03	-9.8902	0.
64.2857	81.7745	-.3873E-03	-8.1342	0.
75.0000	74.4486	-.2994E-03	-6.2801	0.
85.7143	67.0735	-.2109E-03	-4.4296	0.
96.4286	59.9206	-.1251E-03	-2.6270	0.
107.1429	53.2102	-.4457E-04	-0.9360	0.
117.8571	47.1034	.2871E-04	0.6029	0.
128.5714	41.7010	.9354E-04	1.9643	0.
139.2857	37.0479	.1494E-03	3.1369	0.
150.0000	33.1410	.1963E-03	4.1214	0.

TEMPO = 9999.00 SEGUNDOS

DEFOR. PLASTICA

AFASTAMENTO (MM)	TEMPERATURA (C)	DEFOR-MEC	TENSAD (KGF/MM ²)	DEFOR-PLASTICA
0.0000	32.2441	-.2559E-03	29.7605	-.1673E-02
10.7143	32.2406	-.2558E-03	29.7568	-.1673E-02
21.4286	32.2249	-.2557E-03	13.9102	-.9181E-03
32.1429	32.2121	-.2555E-03	-3.9882	-.6555E-04
42.8571	32.1872	-.2552E-03	-5.3986	0.
53.5714	32.1553	-.2548E-03	-5.3505	0.
64.2857	32.1165	-.2543E-03	-5.3407	0.
75.0000	32.0707	-.2538E-03	-5.3292	0.
85.7143	32.0181	-.2531E-03	-5.3159	0.
96.4286	31.9588	-.2524E-03	-5.3010	0.
107.1429	31.8928	-.2516E-03	-5.2894	0.
117.8571	31.8203	-.2508E-03	-5.2661	0.
128.5714	31.7414	-.2498E-03	-5.2462	0.
139.2857	31.6563	-.2488E-03	-5.2248	0.
150.0000	31.5650	-.2477E-03	-5.2018	0.