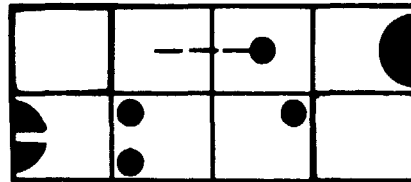


2,

INIS.BR--290

221510863

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA



DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA NUCLEAR

**TESE: "ANÁLISE DE TENSÕES RESIDUAIS
EM JUNTAS SOLDADAS"**

AUTOR: FRANCISCO LUIZ DE LEMOS

**ORIENTADOR: ALEXANDRE O.R.SETTE
CÂMARA**

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS .
ESCOLA DE ENGENHARIA**

**TÍTULO DA TESE: "ANÁLISE DE TENSÕES RESIDUAIS
EM JUNTAS SOLDADAS"**

AUTOR: Francisco Luiz de Lemos

ORIENTADOR: Alexandre O.R.Sette Câmara

**"DISSERTAÇÃO APRESENTADA À COORDENAÇÃO DO CURSO DE
CIÊNCIAS E TÉCNICAS NUCLEARES COMO PARTE DOS REQUISITOS
NECESSÁRIOS PARA OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE".**

BELO HORIZONTE - M.G.


Maio - 1984

TÍTULO DA DISSERTAÇÃO:


Análise de Tensões Residuais em Juntas Soldadas.

NOME DO AUTOR : Francisco Luiz de Lemos

Dissertação defendida e aprovada pela
banca examinadora, constituída dos Senhores:

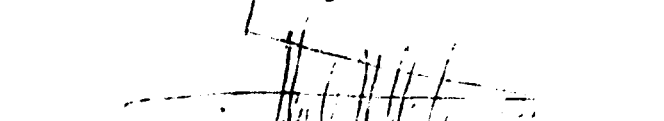


Carlos Moreira Mendes, M.Sc.



Tanius Rodrigues Mansur, M.Sc.

Orientador:



Alexandre Octávio R. Sette Câmara, Dr.

Belo Horizonte, 15 de maio de 1984
(Data defesa dissertação)

Área de Concentração: Tecnologia das Centrais Nucleares

AGRADECIMENTOS

- Ao Dr. Alexandre O.R.Sette Câmara, pela orientação dos trabalhos;
 - Ao Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear, por ter possibilitado a realização dos trabalhos em seus laboratórios;
 - Aos Msc. Tanius Rodrigues Mansur e Roberto F. Di Lorenzo, pela valiosa colaboração nas pesquisas e redação;
 - Ao Dr. Emílio Vasconcelos Paes e Msc. Paulo Edson Cardoso, pelo inestimável apoio e incentivo aos trabalhos;
 - Ao PRONUCLEAR, pela bolsa de estudos;
 - Aos Técnicos João Roberto Guitti Moraes e Paulo Ney de Araújo Barros pela esmerada cooperação em assuntos práticos.
 - À Imaculada, pelos serviços de datilografia.
-

SUMÁRIO

	Pág.
RESUMO	1
ABSTRACT	2
CAPÍTULO 1 - TENSÕES RESIDUAIS - CONCEITOS ..	3
1.1 Efeitos de Tensões Residuais	4
1.2 Métodos de Medida	5
1.3 Alívio de Tensões Residuais	6
CAPÍTULO 2 - REVISÃO TEÓRICA	7
2.1 Introdução	7
2.2 Lei de Hooke	7
2.3 Tensão Num Plano Inclinado	8
2.4 Estado Plano de Tensões	9
2.5 Estado Plano de Tensões em Coordenadas Polares	11
2.6 Círculo de Mohr	12
2.7 Relação de Poisson e Expressão Geral das De- formações	13
2.8 Efeitos de um Furo em uma Chapa	14
CAPÍTULO 3 - MÉTODO DO FURO CENTRAL	18
3.1 Introdução	18
3.2 Princípios Teóricos	18
3.3 Escolha do Posicionamento dos Extensômetros Quanto à Configuração	22
3.4 Construção de uma Roseta Retangular Para Me- dida de Tensões Residuais	26
3.5 Método do Núcleo do Anél - Princípios Teóricos	33

	CAPÍTULO 4 - EXPERIMENTAL	39
4.1	Introdução	39
4.2	Construção e Aferição de Máquina de Tração .	40
4.3	Medida do Alívio de Tensão Pelo Método do Fu ro Central	42
4.4	Fabricação de Rosetas Para o Método do Furo Central e Verificação de seu Desempenho	45
4.5	Análise de Tensões Residuais em Chapas Solda das	49
	CONCLUSÃO	53
	APÊNDICE	55
	BIBLIOGRAFIA	67

RESUMO

O conhecimento da existência ou não de tensões residuais, em componentes soldados, estruturas, etc., é de fundamental importância para que se possa garantir o bom desempenho dos mesmos dentro dos limites de segurança estabelecidos.

Este trabalho tem como finalidade o estudo dos métodos de medida de tensões residuais, apresentando também resultados experimentais que permitam avaliar a sua confiabilidade.

Estes estudos se concentram nos métodos do "Furo Central" e do "Núcleo do Anel" por se tratarem de métodos semi-destrutivos e portanto aplicáveis a casos reais.

O trabalho foi dividido em 4 capítulos.

Os dois primeiros são dedicados a uma revisão dos conhecimentos teóricos necessários para o desenvolvimento dos métodos citados.

O terceiro capítulo trata dos fundamentos teóricos dos métodos do "Furo Central" e "Núcleo do Anel" ao mesmo tempo em que se estabelecem os parâmetros necessários à construção de dispositivos para análise de tensões residuais pelo "Método do Furo Central" a partir de componentes facilmente encontrados no mercado nacional.

O quarto capítulo é dedicado à apresentação e discussão dos resultados das experiências realizadas para comprovação da eficácia do método do furo central e para medidas de tensões residuais.

* * *

ABSTRACT

The detection of residual stress at a stage in the fabrication process where correction is still feasible, can avoid the risk of a devastating and costly structural failure in subsequent service.

In this work the study of two stress measurements techniques is made.

These two methods are "The Center Hole Drilling Method" and "The Overcoring" and they are considered semi-destructive methods.

This issue is divided in four parts.

The two first parts consist of the basic concepts necessary for the understanding of those two methods.

The third part consists of the basic principles of the Hole-Drilling and Overcoring Methods.

The fourth part is dedicated to the presentation and discussion of the experimental results.

* * *

CAPÍTULO 1

TENSÕES RESIDUAIS - CONCEITOS

Tensões residuais são aquelas remanescentes no material, na ausência de cargas externas ou variações de temperaturas. As tensões residuais podem ter várias origens como segue:

a) Processos de fabricação.

Desde que existam cargas externas suficientes para produzir deformação plástica não uniforme.

São exemplo: laminação a frio, usinagem, extrusão, etc. [1].

Na laminação a frio por exemplo, conforme o nível de redução de uma chapa, podem aparecer tensões residuais de tração na região interna e compressão na periferia ou vice-versa [1].

b) Resfriamento desigual.

Este é o caso de peças submetidas a intenso calor e resfriadas sem controle, como por exemplo lingotes (Figura 1) [1] ou peças soldadas.

A Figura 1 esquematiza os estágios por que passa um lingote durante o processo de resfriamento.

O lingote está inicialmente livre de tensões (a); e em temperatura elevada e uniformemente distribuída.

À medida que as camadas externas se resfriam elas se contraem. Em (b) o centro do lingote está ainda quente e portanto expandido, de modo que se opõe à contração da parte mais externa, desenvolvendo tensões de tração nesta última e compressão na região central.

Por causa da alta temperatura o limite de escoamento do núcleo é baixo, de modo que ele se contrai plasticamente, acompanhando as camadas externas.

À medida que o resfriamento continua (c), o centro

continua a se contrair termicamente. Finalmente o corpo inteiro alcança temperatura uniforme; e porque o núcleo havia se retraído plasticamente, além da contração térmica, sua contração total será maior do que a das camadas externas.

A contração diferencial terá então oposição das camadas externas de modo que finalmente, se desenvolverá tensão de tração na região central e compressão na região externa como se pode ver em (d).

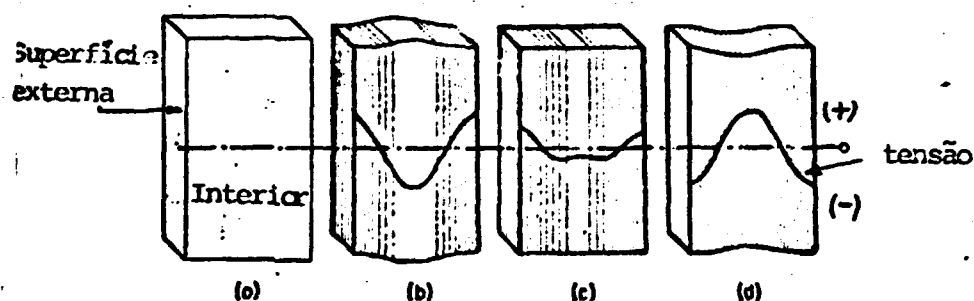


Figura 1 - Representação dos diversos estágios do resfriamento de um lingote ^[1].

O sinal (+) indica tração.

O sinal (-) indica compressão.

c) Montagem.

Durante a montagem de determinado equipamento ou estrutura, podem aparecer tensões residuais.

Por exemplo o desalinhamento entre componentes de estrutura metálica não previsto em projeto, poderá provocar tensão interna como forma de compensação ^[2].

1.1 - EFEITOS DAS TENSÕES RESIDUAIS

Os efeitos das tensões residuais são os mesmos de quaisquer outras tensões, exceto que podem ser aliviados por deformação plástica ou efeitos de temperatura.

1.2 - MÉTODOS DE MEDIDA

Existem vários métodos para medir tensões residuais e podem ser classificados em não-destrutivos, semi-destrutivos e destrutivos.

Os métodos não-destrutivos e semi-destrutivos são os mais interessantes por proporcionarem uma análise das tensões na peça em estudo em suas condições reais de trabalho.

Já os métodos destrutivos necessitam de corpo de prova extraído da peça a ser examinada.

a) Não Destrutivo - Difração de Raio X.

A tensão residual provoca uma deformação na rede cristalina dos materiais^[1].

Através da difração dos raio X pode-se analisar o distanciamento interatômico podendo-se detectar qualquer diferença na rede cristalina e assim calcular a tensão presente naquele ponto.

Tal método contudo tem limitações, tais como complexidade de equipamento, além de ser capaz apenas de análises superficiais.

b.1) Semi-Destrutivos - Método do Furo Central.

O Método do Furo Central consiste em se fazer um furo em dado ponto da peça e medir as deformações devido ao alívio de tensões em torno deste ponto.

Para medidas das deformações são utilizados extensômetros elétricos os quais serão descritos com mais detalhes no decorrer do trabalho.

Através de relações conhecidas entre deformações medidas e o estado plano de tensões, pode-se calcular as tensões planas presentes no ponto estudado^[3].

b.2) Método "Núcleo do Anel"

Este método é uma variação do anterior. O princípio basicamente é o mesmo, isto é, mede-se as deformações no pon

to, ocorrido pela retirada de material [4].

Neste caso, ao invés de furo, faz-se um sulco circular em torno do ponto a ser analisado e mede-se as deformações ocorridas por meio de sensores colados previamente, no núcleo do anel a ser formado.

Ambos os métodos do Núcleo do Anel e do Furo Central serão objeto de estudo detalhado neste trabalho.

c) Outros Métodos:

Os outros métodos conhecidos, são destrutivos, como por exemplo, usinagem, variação de comprimento de uma barra por meio de corte transversal, etc...

1.3 - ALÍVIO DE TENSÕES RESIDUAIS

As tensões residuais podem ser aliviadas por deformação plástica suficiente para anular a deformação elástica que deu origem a elas [2] e também por tratamento térmico adequado, baseando-se no fato de que para cada temperatura existe uma tensão de deformação plástica [5]. Assim deve-se observar as características do material afim de aplicar o tratamento correto.

CAPÍTULO 2

REVISÃO TEÓRICA

2.1 - INTRODUÇÃO

Para dedução das equações principais residuais a partir do Método do Furo Central, bem como da sua variação, o Método do Anel, torna-se necessário conhecimento de alguns princípios teóricos sobre relações entre tensões e deformações.

Tais relações serão aplicadas ao estudo do cilindro de parede grossa, bem como ao efeito de um furo numa chapa submetida a tensão de tração uniaxial.

2.2 - LEI DE HOOKE - Módulo da Elasticidade.

A figura (2) apresenta um diagrama de tensão x deformação de um corpo de prova submetido a essa sollicitação axial.

Na figura são definidos:

σ = tensão axial

ϵ = deformação unitária longitudinal

σ_p = limite de proporcionalidade

σ_e = limite de escoamento

$\sigma_{rup.}$ = limite de ruptura

σ_r = limite de resistência

ϵ_1 = deformação elástica máxima

ϵ_2 = deformação de ruptura

E = módulo de elasticidade (inclinação da parte elástica da curva) onde, $E = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\epsilon}$

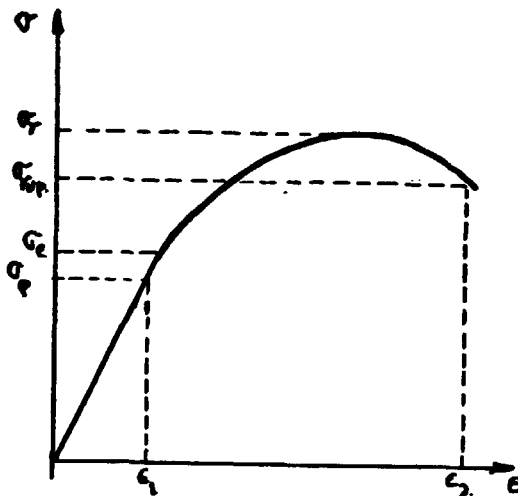


Fig. (2) Curva Tensão deformação

2.3 - TENSÃO NUM PLANO INCLINADO EM RELAÇÃO AO EIXO X

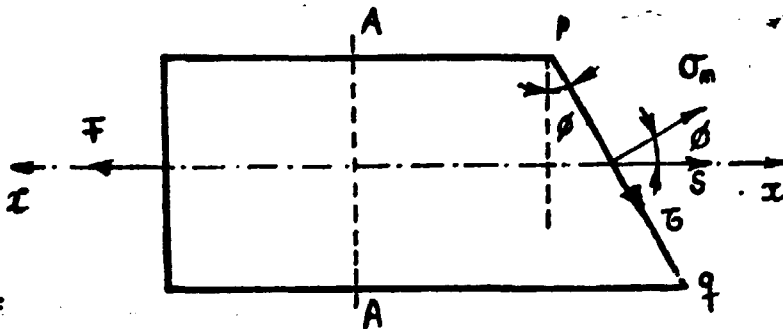


Fig. (3) - Tensão em plano inclinado

A figura 3 apresenta um corpo de espessura unitária submetido a um carregamento F segundo o eixo x onde se pretende determinar as tensões em um plano inclinado de ângulo ϕ em relação a xx .

Nesta figura(3) estão definidos os seguintes termos [8].

pq = superfície inclinada de um ângulo ϕ em relação ao eixo x .

σ_n = tensão normal à superfície pq .

S = tensão paralela ao eixo x , atuante em pq .

τ = tensão cisalhamento em pq .

σ_x = tensão paralela ao eixo x atuante na superfície AA perpendicular ao eixo x .

Demonstra-se que ^[8],

$$\sigma_n = \sigma_x \cdot \cos^2 \phi \quad (1)$$

$$\tau = \frac{\sigma_x}{2} \operatorname{sen} 2\phi \quad (2)$$

Por análise das equações (1) e (2) conclui-se que

Para $\phi = 0^\circ$, então: τ é nulo e σ_n é máximo

Para $\phi = 45^\circ$, então: τ é máximo

Para $\phi = 90^\circ$, então: $\sigma_n = \tau = 0$

2.4 - ESTADO PLANO DE TENSÕES

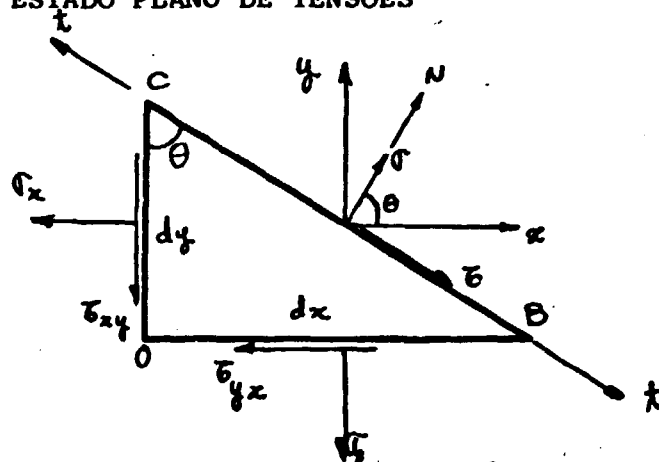


Fig. 4 - Esquema de tensões em um prisma de espessura e

Na figura 4 está esquematizado um estado plano de tensões ou seja, além de σ_x , tem-se também atuando sobre o elemento, a tensão σ_y , normais entre si ^[8].

Os itens representados na figura 4 são os seguintes:

- tt - direção de orientação da superfície CB
- θ - angulo entre eixo t e eixo y
- dy - dimensão da superfície CO segundo eixo y
- dx - dimensão da superfície OB segundo eixo x
- N - eixo normal à superfície CB
- τ_{xy} - tensão de cisalhamento normal ao eixo x
- τ_{yx} - tensão de cisalhamento normal ao eixo y
- τ - tensão de cisalhamento na direção do eixo t
- σ - tensão de tração ou compressão perpendicular a CB
- σ_x - tensão na direção x aplicada à superfície CO
- σ_y - tensão na direção y aplicada à superfície OB
- e - espessura do prisma OCB

São válidas as seguintes relações: [6], [7]

$$\sigma = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} + \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \cos 2\theta + \tau_{xy} \sin 2\theta \quad (3)$$

$$\tau = \frac{1}{2} (\sigma_y - \sigma_x) \sin 2\theta + \tau_{xy} \cos 2\theta \quad (4)$$

$$\tau_{xy} = \tau_{yx} \quad (5)$$

$$\operatorname{tg} 2\theta = \frac{2 \tau_{xy}}{\sigma_x - \sigma_y} \quad (6)$$

- Para σ máximo ou mínimo tem-se

$$\tau = 0 \quad (7)$$

- Para τ máximo ou mínimo tem-se

$$\tau = \pm \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \quad (8)$$

2.5 - ESTADO PLANO DE TENSÕES EM COORDENADAS POLARES.

Para desenvolver a distribuição das tensões em corpos cilíndricos será necessário representar as tensões utilizando o sistema de coordenadas polares.

A figura (5) representa um elemento infinitesimal p a uma distância r da origem e a um ângulo θ entre r e o eixo Ox .

Pode-se expressar as equações das tensões planas no sistema de coordenadas polares como [9],[10]:

$$\sigma_r = \frac{1}{r} \frac{\partial \phi}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 \phi}{\partial \theta^2} \quad (9)$$

$$\sigma_\theta = \frac{\partial^2 \phi}{\partial r^2} \quad (10)$$

$$\tau_{r\theta} = \frac{1}{r^2} \frac{\partial \phi}{\partial \theta} - \frac{1}{r} \frac{\partial^2 \phi}{\partial r \partial \theta} = - \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{1}{r} \frac{\partial \phi}{\partial \theta} \right) \quad (11)$$

onde:

σ_r = componente normal de tensão na direção radial

σ_θ = componente normal de tensão na direção tangencial

$\tau_{r\theta}$ = componente de tensão tangencial

ϕ = função de tensão definida como $\phi = R(x) \theta(\theta)$

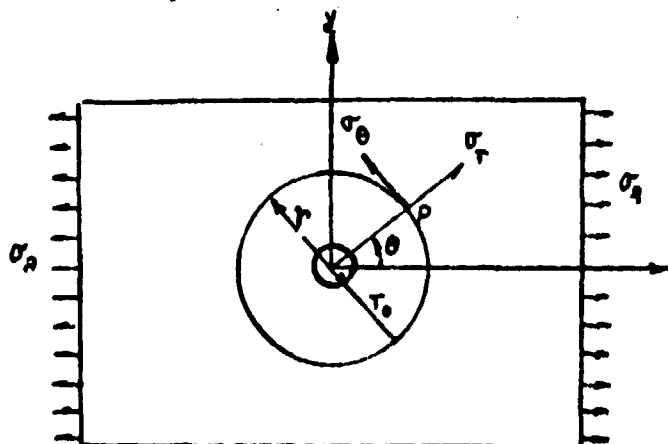


Fig. 5

Representação das tensões tangencial σ_θ e radial σ_r causados por σ_a , em ponto p distante r do furo.

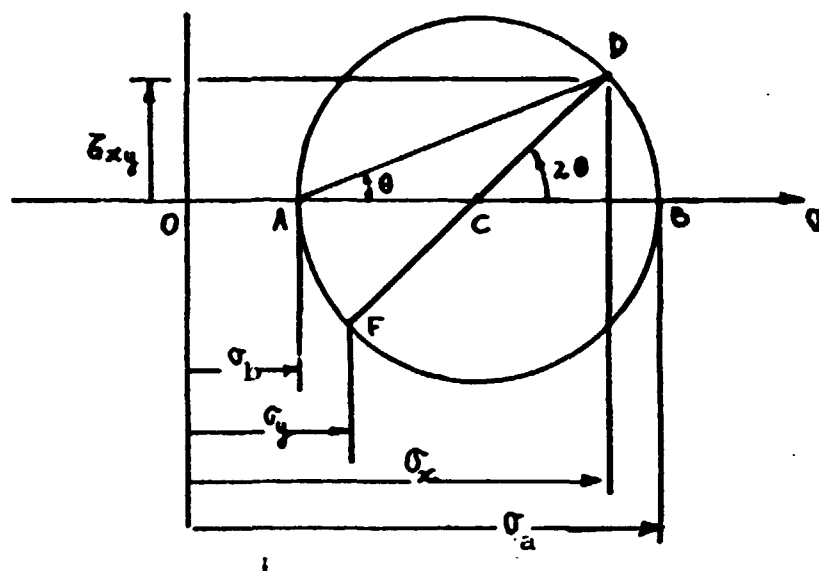


Fig. (6) - Círculo de Mohr para Tensões Principais

2.6 - CÍRCULO DE MOHR PARA ESTADO PLANO DE TENSÕES [8], [9]

A equação (3) pode ser representada por um círculo num sistema de coordenadas cartesianas tendo por abcissa σ e τ por ordenada - figura (6)

Tal círculo é chamado de círculo de Mohr.

Na figura(6) tem-se:

A e B: interseções do círculo com o eixo de σ .

C: centro do círculo.

AC=CB: raio do círculo.

θ : ângulo da superfície onde atuam as tensões, em relação ao eixo dos x.

σ_{\max} = OB: tensão principal máxima. = σ_a

σ_{\min} = OA: tensão principal mínima. = σ_b

Como \widehat{ACB} é o dobro do ângulo entre σ_{\max} e σ_{\min} então tensões principais fazem ângulo de 90° entre si [8], [9].

As tensões principais serão então:

$$\sigma_{\max} = OB = OC + CB = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2} \quad (12)$$

$$\sigma_{\min} = OA = OC - CD = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} - \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2} \quad (13)$$

2.7 - RELAÇÃO DE POISSON E EXPRESSÃO GERAL DAS DEFORMAÇÕES.

A experiência demonstra que se dada tensão provoca de formação, haverá deformação proporcional de sinal oposto na direção perpendicular [7].

A constante de proporcionalidade (μ) é dado o nome de constante de Poisson.

Assim (5):

$$\epsilon_x = \frac{\sigma_x}{E} - \frac{\mu}{E} (\sigma_y + \sigma_z) \quad (a)$$

$$\epsilon_y = \frac{\sigma_y}{E} - \frac{\mu}{E} (\sigma_x + \sigma_z) \quad (b) \quad (14)$$

$$\epsilon_z = \frac{\sigma_z}{E} - \frac{\mu}{E} (\sigma_x + \sigma_y) \quad (c)$$

onde:

ϵ_x = deformação segundo o eixo x

ϵ_y = deformação segundo o eixo y

ϵ_z = deformação segundo o eixo z

σ_x = tensão tração segundo o eixo x

σ_y = tensão de tração segundo o eixo y

σ_z = tensão de tração segundo o eixo z

μ = coeficiente de Poisson

E = Módulo de Elasticidade

Para o caso de Estado Plano de Tensões onde $\sigma_z = 0$
vem:

$$\epsilon_x = \frac{\sigma_x}{E} - \frac{\nu}{E} \sigma_y \quad (a)$$

$$\epsilon_y = \frac{\sigma_y}{E} - \nu \frac{\sigma_x}{E} \quad (b) \quad (15)$$

$$\epsilon_z = -\frac{\nu}{E} (\sigma_x + \sigma_y) \quad (c)$$

Em função das tensões principais máxima e mínima as equações (15) se tornam:

$$\text{para } \sigma_x = \sigma_{\max} \text{ e } \sigma_y = \sigma_{\min}$$

$$\epsilon_{\max} = \frac{1}{E} (\sigma_{\max} - \nu \sigma_{\min}) \quad (a)$$

$$\epsilon_{\min} = \frac{1}{E} (\sigma_{\min} - \nu \sigma_{\max}) \quad (b) \quad (16)$$

$$\epsilon_z = -\frac{\nu}{E} (\sigma_{\max} + \sigma_{\min}) \quad (c)$$

2.8 - EFEITOS DE UM FURO EM UMA CHAPA COM TENSÕES RESIDUAIS

Considere uma chapa submetida a uma tensão de tração e tendo pequeno furo normal a sua superfície, tal que a distância do centro do furo à borda seja infinita em relação ao seu raio, o que pode ser conseguido fazendo $\frac{L}{r_0} > 5$ [8] onde:

L = distância do centro do furo à borda da chapa e
 r_0 = raio interno do furo.

A análise aqui apresentada é devido a Kirsh (1898 - Alemanha) e os fatores obtidos são conhecidos como Fator de Concentração de Tensões de Kirsh [8].

O furo tem diâmetro D_0 , e de acordo com o princípio de Saint-Venant a tensão à distância $b \gg D_0$ é desprezível. Será então possível adaptar o estudo do cilindro de parede grossa a este caso, se forem feitas algumas considerações como: pressão interna, $p_i = 0$ e $\frac{r_0}{b} = 0$, uma vez que $b \gg r_0$; onde $b =$ raio externo do suposto cilindro e $r_0 =$ raio interno^[8].

Considera-se também que as tensões tangencial σ_θ e radial σ_r sejam constantes com profundidade do furo^[11].

A figura 5 mostra uma chapa sob tensão uniaxial σ_a juntamente com tensões representadas em torno do furo, em relação aos eixos cartesianos, atuando em $r = b$.

Na figura 7, vê-se representadas estas tensões, pelo círculo de Mohr, para estado uniaxial onde $\sigma_{\max} = \sigma_a$ e $\sigma_{\min} = \sigma_b = 0$.

Da análise de elasticidade^[7], as tensões produzidas em uma placa infinitamente larga contendo um furo circular e carregada axialmente pode ser expressa, para $r < b$, como:

$$\sigma_r = \frac{\sigma_a}{2} \left(1 - \frac{r_0^2}{r^2}\right) + \frac{\sigma_a}{2} \left(1 + \frac{3r_0^4}{r^4} - \frac{4r_0^2}{r^2}\right) \cos 2\theta \quad (16)$$

$$\sigma_\theta = \frac{\sigma_a}{2} \left(1 + \frac{r_0^2}{r^2}\right) - \frac{\sigma_a}{2} \left(1 + \frac{3r_0^4}{r^4}\right) \cos 2\theta \quad (17)$$

$$\tau_{r\theta} = -\frac{\sigma_a}{2} \left(1 - \frac{3r_0^4}{r^4} + \frac{2r_0^2}{r^2}\right) \sin 2\theta \quad (18)$$

onde (Figura 5):

σ_a = tensão aplicada à placa

σ_r = tensão radial ao furo

τ_θ = tensão tangencial ao furo

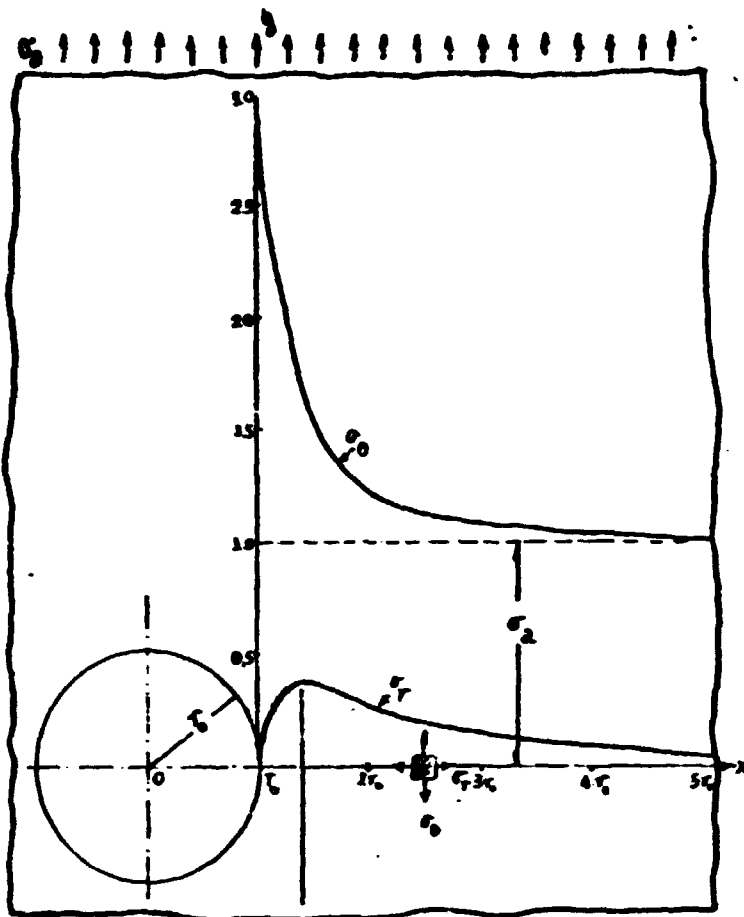
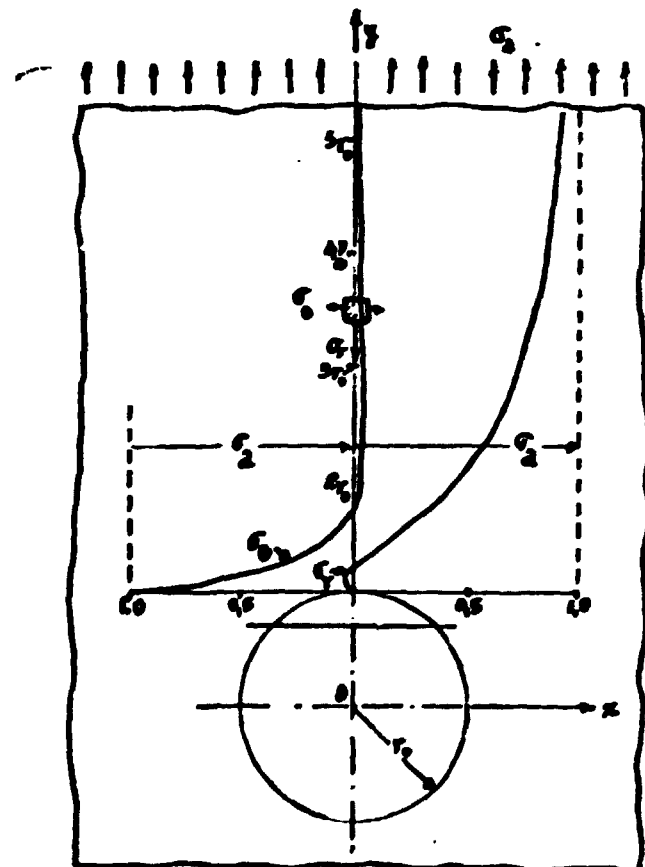


Fig. 7

Distribuição teórica das tensões tangencial e radial através de seção horizontal de simetria em chapa com furo central, submetida a tração simples σ_a [7].

Fig. 8

Distribuição teórica das tensões tangencial e radial através de seção vertical de simetria em uma chapa com furo central submetida à tração σ_a [7].



- $\tau_{r\theta}$ = tensão de cisalhamento
 r_0 = raio do furo na placa
 r = posição onde é calculada a tensão
 θ = ângulo entre o eixo de referência

Pelas figuras 7. e 8, vê-se a representação destas tensões em relação aos eixos cartesianos quando está aplicada somente a tensão σ_a à placa.

Definindo concentração de tensões como [8]

$$k = \frac{\sigma_{\max} \text{ (tensão máxima)}}{\sigma_{\text{aplic}} \text{ (tensão aplicada)}}$$

então para $\theta = 90^\circ$ e $r = r_0$ nas equações 16 e 17 vem:

$$(\sigma_\theta)_{\theta=90^\circ} = 3 \sigma_a, \quad \sigma_r = 0 \quad \text{ou seja}$$

$$k_t = \frac{3\sigma_a}{\sigma_a} = 3,0$$

ou seja, haverá fator de concentração igual a 3 na borda do furo, num ponto situado sobre o eixo x e na direção da tensão aplicada σ_a .

Caso existam duas tensões σ_a e σ_b perpendicular entre si atuando sobre a placa, o fator de concentração será:

$$\text{para } \sigma_a = \sigma_b, \text{ tem-se } k_t = 2,0$$

$$\sigma_a = -\sigma_b, \text{ tem-se } k_t = 4,0$$

* * *

CAPÍTULO 3

MÉTODO DO FURO CENTRAL

3.1 - INTRODUÇÃO

Os princípios até aqui estudados servirão de base para dedução do Método do Furo Central.

Tal método consiste em fazer um furo em uma peça onde já existe um estado plano de tensões residuais e medir o alívio de tensões provocado pelo furo.

Para se fazer a medida do alívio são utilizados extensômetros elétricos [12] que serão colocados em posição a ser determinada em torno do ponto a ser analisado.

Os extensômetros são resistores de grande precisão capazes de medir deformação apenas em sua dimensão longitudinal [12].

O alívio das deformações poderá ser calculado fazendo-se a diferença entre estado de tensões antes do furo e o estado de tensões após o furo.

Tal procedimento conduzirá a uma equação com 3 incógnitas, e portanto bastando determinar 3 posições de medidas para a solução.

A este conjunto de 3 extensômetros dá-se o nome de roseta.

3.2 - PRINCÍPIOS TEÓRICOS

No capítulo anterior, foram deduzidas as equações das tensões radial, tangencial e cisalhante, presentes em uma chapa onde existe um furo, sendo que a chapa está sob a ação de uma tensão uniaxial σ_a de tração.

Suponha uma chapa submetida à tensão axial σ_a antes do furo. As tensões presentes em torno de um ponto podem ser calculados pelo círculo de Mohr onde a tensão máxima será σ_a e a tensão mínima será $\sigma_b = 0$. Assim as tensões em planos que fazem ângulo θ com a direção de σ_a serão:

$$\sigma_{r_i} = \frac{\sigma_a}{2} + \frac{\sigma_a}{2} \cos 2\theta \quad (19)$$

$$\sigma_{\theta_i} = \frac{\sigma_a}{2} - \frac{\sigma_a}{2} \cos 2\theta \quad (20)$$

$$\tau_{\theta r_i} = -\frac{\sigma_a}{2} \sin 2\theta \quad (21)$$

Onde o índice (i) indica "inicial" ou tensão antes de se fazer o furo.

Após o furo, então as equações 16, 17 e 18 se transformam em tensões finais:

$$\sigma_{r_f} = \frac{\sigma_a}{2} \left(1 - \frac{1}{R^2}\right) + \frac{\sigma_a}{2} \left(1 - \frac{4}{R^2} + \frac{3}{R^4}\right) \cos 2\theta \quad (22)$$

$$\sigma_{\theta_f} = \frac{\sigma_a}{2} \left(1 + \frac{1}{R^2}\right) - \frac{\sigma_a}{2} \left(1 + \frac{3}{R^4}\right) \cos 2\theta \quad (23)$$

$$\tau_{\theta r_f} = -\frac{\sigma_a}{2} \left(1 + \frac{2}{R^2} - \frac{3}{R^4}\right) \sin 2\theta \quad (24)$$

onde o índice "f" indica final ou "após o furo" e $R = r/r_0$ para $r_0 =$ raio do furo e $r =$ distância do ponto P ao centro do furo.

Como os extensômetro são capazes apenas de medir variação de deformação ^[12], então será necessário conhecer a diferença entre as deformações iniciais e finais.

Sabe-se que os extensômetros medem apenas deformações longitudinais ^[12], portanto será feito estudo somente destas deformações, como mostrado a seguir:

A lei de Hooke para estado plano de tensões permite conhecer ϵ_r (deformação radial) no caso de haver apenas σ_r (tensão radial) e tensão tangencial (σ_θ) perpendiculares entre si ^[2].

Assim:

$$\epsilon_r = \frac{1}{E} (\sigma_r - \mu \sigma_\theta)$$

Para o estado inicial vem:

$$\epsilon_{r_i} = \frac{1}{E} (\sigma_{r_i} - \mu \sigma_{\theta_i})$$

e para o estado final vem:

$$\epsilon_{r_f} = \frac{1}{E} (\sigma_{r_f} - \mu \sigma_{\theta_f})$$

Fazendo-se as substituições de σ_{r_i} , σ_{r_f} , σ_{θ_i} e σ_{θ_f} nas equações acima, tem-se:

$$\begin{aligned} \epsilon_{r_i} &= \frac{1}{E} \left(\frac{\sigma_a}{2} + \frac{\sigma_a}{2} \cos 2\theta - \mu \frac{\sigma_a}{2} + \mu \frac{\sigma_a}{2} \cos 2\theta \right) \\ \epsilon_{r_f} &= \frac{1}{E} \left[\frac{\sigma_a}{2} \left(1 - \frac{1}{R^2} \right) + \frac{\sigma_a}{2} \left(1 - \frac{4}{R^2} + \frac{3}{R^4} \right) \cos 2\theta \right] \\ &\quad - \frac{\mu}{E} \left[\frac{\sigma_a}{2} \left(1 + \frac{1}{R^2} \right) - \frac{\sigma_a}{2} \left(1 + \frac{3}{R^4} \right) \cos 2\theta \right] \end{aligned}$$

Fazendo a diferença $\Delta\epsilon = \epsilon_{r_f} - \epsilon_{r_i}$ vem:

$$\begin{aligned} \Delta\epsilon_r &= \frac{1}{E} \left[\frac{\sigma_a}{2} \left(1 - \frac{1}{R^2} \right) + \frac{\sigma_a}{2} \left(1 - \frac{4}{R^2} + \frac{3}{R^4} \right) \cos 2\theta \right] \\ &\quad - \frac{\mu}{E} \left[\frac{\sigma_a}{2} \left(1 + \frac{1}{R^2} \right) - \frac{\sigma_a}{2} \left(1 + \frac{3}{R^4} \right) \cos 2\theta \right] \\ &\quad - \frac{1}{E} \left[\frac{\sigma_a}{2} + \frac{\sigma_a}{2} \cos 2\theta - \mu \frac{\sigma_a}{2} + \mu \frac{\sigma_a}{2} \cos 2\theta \right] \\ &= - \frac{1}{E} \left[\frac{\sigma_a}{2R^2} + \frac{4\sigma_a}{2R^2} \cos 2\theta - \frac{3\sigma_a}{2R^4} \cos 2\theta \right] - \frac{\mu}{E} \left[\frac{\sigma_a}{2R^2} - \frac{3\sigma_a}{2R^4} \cos 2\theta \right] \end{aligned}$$

$$= -\frac{\sigma_a}{2E} \left[\frac{1}{R^2} + \left(\frac{4}{R^2} - \frac{3}{R^4} - \frac{3}{R^4} \mu \right) \cos 2\theta + \frac{\mu}{R^2} \right]$$

$$= -\frac{\sigma_a}{2} \left[\frac{1+\mu}{R^2} + \left(\frac{4}{R^2} - \frac{3(1+\mu)}{R^4} \right) \cos 2\theta \right]$$

Portanto:

$$\Delta \epsilon_r = \sigma_a \left[-\left(\frac{1+\mu}{2E} \times \frac{1}{R^2} \right) - \left(\frac{1+\mu}{2E} \right) \left(\frac{4}{1+\mu} \times \frac{1}{R^2} - \frac{3}{R^4} \right) \cos 2\theta \right] \quad (25)$$

Fazendo-se em (25)

$$A = -\frac{1+\mu}{2E} \left(\frac{1}{R^2} \right) \quad \text{e} \quad B = -\frac{1+\mu}{2E} \left[\left(\frac{4}{1+\mu} \right) \frac{1}{R^2} - \frac{3}{R^4} \right]$$

$$\text{então } \Delta \epsilon_r = \sigma_a (A + B \cos 2\theta)$$

Para o caso biaxial de tensões onde atuam σ_a e σ_b perpendiculares entre si e simultaneamente, então em uma dada direção haverá deformação $\Delta \epsilon_{r1}$ devido a σ_a e $\Delta \epsilon_{r2}$ devido a σ_b , assim:

$$\Delta \epsilon_{r1} = \sigma_a (A + B \cos 2\theta) \quad \text{e}$$

$$\Delta \epsilon_{r2} = \sigma_b (A + B \cos 2(\theta + 90^\circ))$$

$$\text{Portanto} \quad \Delta \epsilon_r = \Delta \epsilon_{r1} + \Delta \epsilon_{r2} \quad \text{ou}$$

$$\Delta \epsilon_r = \sigma_a (A + B \cos 2\theta) + \sigma_b [A + B \cos 2(\theta + 90^\circ)] \quad (26)$$

Para maior comodidade, o símbolo Δ será omitido doravante, lembrando que as deformações são sempre a diferença entre estado final e inicial.

Portanto durante medidas experimentais, bastará fazer a diferença da deformação lida após o furo, menos a inicial (antes do furo) e substituir nas fórmulas apropriadas de σ_a e σ_b e encontrar os valores das tensões residuais presentes na peça.

3.3 - ESCOLHA DO POSICIONAMENTO DOS EXTENSOMETROS QUANTO A CONFIGURAÇÃO

Para determinar as tensões principais σ_a e σ_b bem como a orientação entre as tensões e os extensômetros dada por β , são necessárias 3 equações independentes pois tem-se 3 incógnitas σ_a , σ_b e β .

A equação (26) para ϵ_r faz relação entre estas 3 incógnitas, bastando portanto utilizar 3 extensômetros a fim de obter 3 equações independentes de ϵ_r e resolver o sistema formado.

Para facilitar os cálculos, os extensômetros elétricos serão colados de forma a que a direção do primeiro faça 45° com a direção do extensometro 2 e 90° com o extensometro 3, formando assim o que se chama roseta retangular, figura 9, [12].

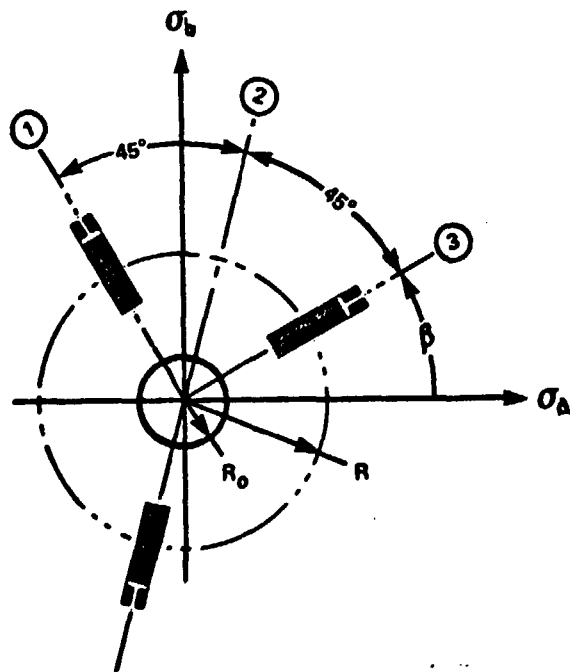


Fig. 9
Arranjo dos extensômetros em torno do ponto analisado

O ângulo β está representado na figura 9 e representa o posicionamento entre a tensão σ_a e o extensometro 3 e assim os ângulos θ da equação (26) se tornam:

$$\theta_1 = \beta + 90^\circ; \quad \theta_2 = \beta + 45^\circ \quad \text{e} \quad \theta_3 = \beta.$$

Substituindo os ângulos acima em (26) vem:

$$\epsilon_1 = \sigma_a [A + B \cos 2(\beta + 90^\circ)] + \sigma_b [A + B \cos 2(\beta + 180^\circ)]$$

$$\epsilon_2 = \sigma_a [A + B \cos 2(\beta + 45^\circ)] + \sigma_b [A + B \cos 2(\beta + 135^\circ)]$$

$$\epsilon_3 = \sigma_a [A + B \cos 2\beta] + \sigma_b [A + B \cos 2(\beta + 90^\circ)]$$

utilizando as relações $\cos(a + b) = \cos a \cos b - \operatorname{sen} a \operatorname{sen} b$ em ϵ_1 , ϵ_2 e ϵ_3 vem:

$$\epsilon_1 = \sigma_a (A - B \cos 2\beta) + \sigma_b (A + B \cos 2\beta) \quad (27)$$

$$\epsilon_2 = \sigma_a (A - B \operatorname{sen} 2\beta) + \sigma_b (A + B \operatorname{sen} 2\beta) \quad (28)$$

$$\epsilon_3 = \sigma_a (A + B \cos 2\beta) + \sigma_b (A - B \cos 2\beta) \quad (29)$$

Explicitando σ_a nas equações (27) e (29), tem-se de (27):

$$\sigma_a = \frac{-\sigma_b (A + B \cos 2\beta) + \epsilon_1}{(A - B \cos 2\beta)}$$

de (29):

$$\sigma_a = \frac{-\sigma_b (A - B \cos 2\beta) + \epsilon_3}{(A + B \cos 2\beta)}$$

igualando a termos e fazendo $A + B \cos 2\beta = a$

$$A - B \cos 2\beta = b$$

$$-\frac{\sigma_b \cdot a + \epsilon_1}{b} = \frac{-\sigma_b \cdot b + \epsilon_3}{a}; \quad -a^2 \sigma_b + a \epsilon_1 = -b^2 \sigma_b + b \epsilon_3$$

$$(a^2 - b^2) \sigma_b = a \epsilon_1 - b \epsilon_3; \quad \sigma_b = \frac{a \epsilon_1 - b \epsilon_3}{(a^2 - b^2)}$$

onde $a^2 = A^2 + 2AB \cos 2\beta + B^2 \cos^2 2\beta$

$$b^2 = A^2 - 2AB \cos 2\beta + B^2 \cos^2 2\beta$$

portanto a diferença será: $a^2 - b^2 = 4AB \cos 2\beta$.

$$\sigma_b = \frac{(A + B \cos 2\beta)\epsilon_1 - (A - B \cos 2\beta)\epsilon_3}{4AB \cos 2\beta} \quad (30)$$

analogamente:

$$\sigma_a = \frac{(A + B \cos 2\beta)\epsilon_3 - (A - B \cos 2\beta)\epsilon_1}{4AB \cos 2\beta} \quad (31)$$

o ângulo β será definido por (3), (13).

$$\beta = \frac{1}{2} \arctg \frac{\epsilon_1 + \epsilon_3 - 2\epsilon_2}{\epsilon_3 - \epsilon_1}$$

Como o ângulo β é medido entre ϵ_3 e σ_a conclui-se que o ângulo entre ϵ_1 e σ_b será também β .

As equações (30) e (31) foram obtidas a partir de ϵ_1 e ϵ_3 , contudo novas equações de σ_a e σ_b podem ser deduzidas a partir de ϵ_2 e ϵ_3 que segundo o fabricante Vishay (MM) serão mais exatas, caso os extensômetros ϵ_1 e ϵ_3 sejam colados muito de fasados das tensões principais, assim:

$$\sigma_b = \frac{(A + B \cos 2\beta)\epsilon_2 - (A - B \sin 2\beta)\epsilon_3}{2AB(\sin 2\beta + \cos 2\beta)} \quad (32)$$

$$\sigma_a = \frac{(A + B \sin 2\beta)\epsilon_3 - (A - B \cos 2\beta)\epsilon_2}{2AB(\sin 2\beta + \cos 2\beta)} \quad (33)$$

Quanto ao processo de colagem das rosetas ele é o mesmo que para qualquer extensômetro elétrico. Detalhes como preparação de superfície, adesivos apropriados, podem ser obtidos a través dos fabricantes (14).

As equações deduzidas para tensões principais, são teóricas e portanto podem ser afetadas por diferenças produzidas durante colagem ou usinagem do furo.

Assim é recomendado que se faça uma calibração a fim de corrigir tais distorções [13].

Segundo Rendler e Vigness [15], as constantes A e B podem ser reescritas como:

$$A = \frac{1}{2E} (K_1 - \mu K_2) \text{ e } B = \frac{1}{2E} (K_1 + \mu K_2)$$

As constantes K_1 e K_2 podem ser determinadas por teste de tensão uniaxial de tração onde:

$$K_1 = \frac{\epsilon_{A'}}{\epsilon_{AL}} \text{ e } \mu \frac{K_2}{K_1} = - \frac{\epsilon_{T'}}{\epsilon_{A'}}$$

e os termos $\epsilon_{A'}$, ϵ_{AL} , $\epsilon_{T'}$ são obtidos por leitura dos extensômetros como segue:

1 - Cola-se a roseta em uma barra de largura suficiente, ou seja $5R_0$ [13], a fim de evitar efeitos de borda

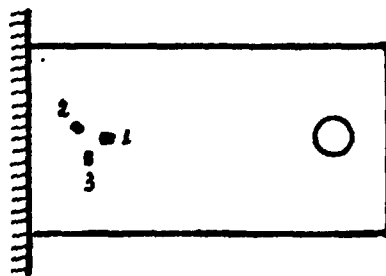


Fig. 10

Barra sem carga

2 - Aplica-se carga e faz-se leitura ϵ_{AL} e ϵ_{TL} das deformações axial e tangencial (Figura 11).

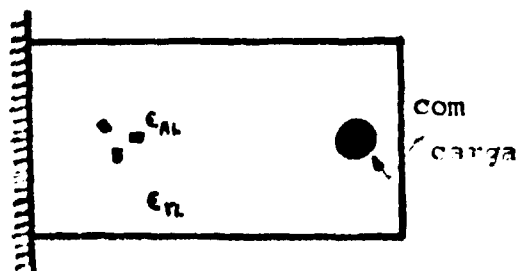


Fig. 11

Barra sob carga

- 3) Faz-se o furo no centro da roseta e a leitura de ϵ_{AL}' e ϵ_{TL}' , após o furo sob a carga.

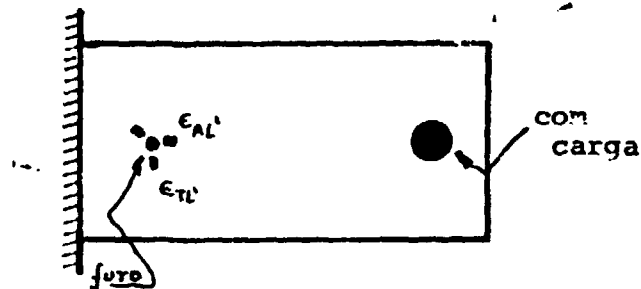


Fig. 12
Furo com bar
ra sob carga

Assim os termos serão os seguintes:

$$\epsilon_{A'} = \epsilon_{AL} - \epsilon_{AL}'$$

$$\epsilon_{T'} = \epsilon_{TL} - \epsilon_{TL}'$$

3.4 - CONSTRUÇÃO DE UMA ROSETA RETANGULAR PARA MEDIDA DE TENSÕES RESIDUAIS

Por roseta retangular, se entende que há um ângulo de 45° do extensômetro número 1 para o número 2 e de 45° entre o número 2 e o terceiro [13].

Como interessam as tensões radiais, as quais se anulam na superfície livre do furo, os extensômetros serão colados em direção radial em relação ao furo e embora sejam insensíveis à deformação transversal, deve-se evitar região onde haja alta concentração de tensões tangenciais (σ_θ) que podem chegar a quatro vezes a tensão aplicada ($4\sigma_a$) (ver capítulo 2, item 2.B) para o caso de estado plano de tensões onde $\sigma_a = \sigma_b$, uma vez que um alto coeficiente de concentração de tensões poderá afetar o coeficiente de Poisson, provocando assim erro de medida.

No caso uniaxial, esta concentração de tensões a uma distância $r = 2r_0$ do centro do furo será igual a $1 \frac{7}{32} \sigma_a$, produzindo um desvio desprezível nas medidas de deformação [15].

As equações deduzidas para tensões principais à partir de deformações ϵ_1 , ϵ_2 e ϵ_3 foram baseadas em que ϵ e μ sejam constantes, isto é, que o material está no regime elástico [8].

No item anterior foram definidas duas constantes K_2 e $1/K_1$ para calibração de uma roseta. Segundo E.M. Beaney no artigo "Accurate measurement of residual stress on any steel using the centre hole method" de abril de 1976 a constante $1/K_L$ mede a sensibilidade do sistema ao diametro do furo de modo que quanto maior o diametro do furo maior a sensibilidade do sistema e ainda o erro produzido por concentração de tensões não difere muito do uniaxial para o biaxial.

Ainda segundo E. Beaney: "Tanto para o caso uniaxial quanto biaxial, não há erro de medida apreciável para nível de tensão de 50% de σ_e (escoamento) e menos de 3% para tensão da ordem de 70% de σ_e " [15].

Tendo em vista o que foi dito no último parágrafo, e ainda o fato de que a tensão residual existente na peça (σ_a) pode alcançar a tensão de escoamento (σ_e), então conclui-se - que os extensômetros devem ser colados de tal forma a que fiquem compreendidos numa região onde a diferença das tensões - final σ_{rf} e inicial σ_a seja de 50% de σ_e até 70% de σ_e (ver figura 13).

Considerando a situação onde $\sigma_a = \sigma_e$, pois para $\sigma_a > \sigma_e$ haverá escoamento até que a tensão interna atinja o limite de escoamento.

Para o primeiro caso vem: $\sigma_a - \sigma_{rf} = 0,5 \sigma_a$

$$\sigma_{rf} = 0,5 \sigma_a \quad (a)$$

Para o segundo caso vem:

$$\sigma_a - \sigma_{rf} = 0,7 \sigma_a \quad \sigma_{rf} = 0,3 \sigma_a \quad (b)$$

Então basta substituir o valor de σ_{rf} na equação (22) para $\theta = 0^\circ$ ou seja σ_{rf} na mesma direção de σ_a (figura 8) e tem-se:

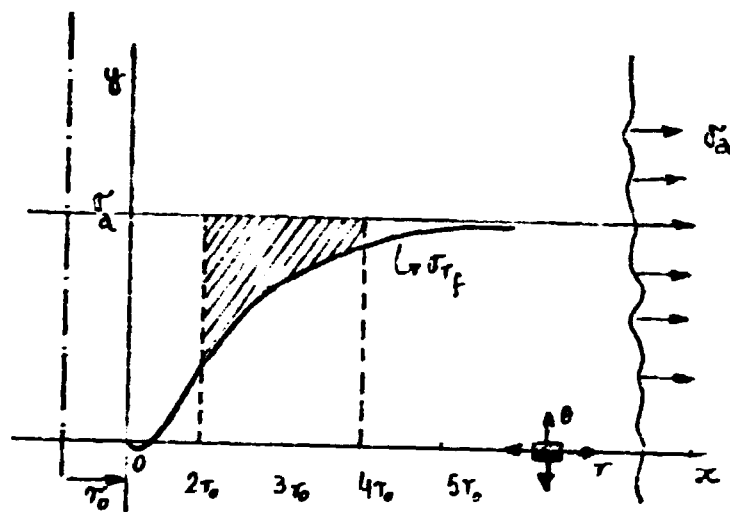


Fig. 13

Representação da curva de tensão radial na seção vertical de chapa com furo central de raio r_0 submetida a tensão de tração σ_a .

A área achurada representa região de $\sigma_a - \sigma_{rf}$ onde será colado o extensômetro.

$$\sigma_{rf} = \frac{\sigma_a}{2} \left(2 - \frac{5r_0^2}{r^2} + \frac{3r_0^4}{r^4} \right) = 0,5 \sigma_a$$

$$2 - \frac{5r_0^2}{r^2} + \frac{3r_0^4}{r^4} = 1 \quad 1 + \frac{3r_0^4}{r^4} - \frac{5r_0^2}{r^2} = 0$$

$$r^4 + 3r_0^4 - 5r_0^2 r^2 = 0.$$

fazendo $r^2 = y$ vem: $y^2 - 5r_0^2 y + 3r_0^4 = 0$

$$y = \frac{5r_0^2 \pm \sqrt{25r_0^4 - 12r_0^4}}{2} = \frac{5r_0^2 \pm 3,6 r_0^2}{2}$$

$$y_1 = 0,7 r_0^2 \quad r_1 = \pm 0,84 r_0$$

$$y_2 = 4,3 r_0^2 \quad r_2 = \pm 2,07 r_0$$

Das quatro soluções encontradas deve-se selecionar as positivas pois não tem sentido físico o raio negativo então tem-se:

$$r_1 = 0,84 r_0$$

$$r_2 = 2,07 r_0$$

O valor de r_1 não será solução pois esta posição estará dentro do furo. Portanto a solução será $r_2 = 2,07 r_0$.

Tal distância ou seja $r = 2,07r_0$ corresponde a um local onde a variação de tensão devido ao alívio seja a 50% de σ_a (existente), contudo como já foi dito, segundo E. M. Beaney [15], a 70% de σ_a o erro de medida não chega a 3% e ainda levando-se em conta que quanto mais próximo do furo for colocado o extensômetro, mais sensível ele será à variação de tensão [15] então basta utilizar a fórmula (b) (pg.27):

$\sigma_{rf} = 0,3 \sigma_a$ (b) assim:

$$1 - \frac{5r_0^2}{2r^2} + \frac{3}{2} \frac{r_0^4}{r^4} = 0,3 \quad 2r^4 - 5r_0^2 r^2 + 3r_0^4 = 0,6r^4$$

para $y = r^2$ vem:

$$y = \frac{5r_0^2 + \sqrt{20r_0^4 - 16,8r_0^4}}{2,8} = \frac{5r_0^2 + 2,86r_0^2}{2,8}$$

Pelas mesmas condições anteriores, o valor escolhido r será $r_1 = 1,66 r_0$.

Resumindo o que foi dito até aqui:

- 1 - Quanto mais próximo do furo, melhor será a sensibilidade do extensometro ao alívio de tensão.
- 2 - Porém quando o alívio se aproxima de 70% da tensão existente (caso $\sigma_a = \sigma_e$) o erro de leitura pode ultrapassar 3%.
- 3 - Deve haver então, um compromisso entre sensibilidade e precisão de leitura, ou seja o extensometro deverá ser colocado o mais próximo possível do furo sem comprometer a precisão dos resultados.

Assim a distância $r = 1,66 r_0$ deverá ser adotada para colar uma das extremidades do extensometro.

Falta agora determinar onde será colado o centro do extensometro.

Como o extensometro será colado numa região onde haverá um gradiente de tensão (figura 13), a leitura da deformação lida no multímetro será correspondente à média deste gradiente^[12], figura 13.

A figura 8 é a mesma figura 13 agora com representação da abcissa da tensão média.

Por exame da figura pode-se ver que a partir de $r = 5 r_0$ a tensão $\sigma_{rf} = \sigma_a$, então se for tomada a área hachurada entre $r = 2 r_0$ e $r = 5 r_0$ e calculada a abcissa de σ , aí será o local onde será colado o centro do extensometro.
[12]

O cálculo da abscissa do valor médio de uma distribuição contínua será [16]:

$$\bar{x} = \frac{\int x f(x) dx}{\int f(x) dx}$$

ou seja

$$\bar{r} = \frac{\int r \sigma(r) dr}{\int \sigma(r) dr}$$

Deve-se tomar cuidado para a escolha de $f(x)$ correto ou $\sigma(r)$ pois o que interessa é a área hachurada e portanto $\sigma(r) = \sigma_a - \sigma_{rf}$ (figura 13).

Então:

$$\bar{r} = \frac{\int_{2r_0}^{5r_0} \sigma(r) r dr}{\int_{2r_0}^{5r_0} \sigma(r) dr} = \frac{M}{A}$$

onde:

$$\sigma(r) = \sigma_a - \sigma_{rf} = \sigma_a - \frac{\sigma_a}{2} \left(2 - \frac{5r_0^2}{r^2} + \frac{3r_0^4}{r^4} \right)$$

Substituindo o valor $\sigma(r)$ nas integrais vem:

$$\begin{aligned} A &= \int_{2r_0}^{5r_0} \sigma(r) dr = \int_{2r_0}^{5r_0} \left(\sigma_a - \frac{\sigma_a}{2} \left(2 - \frac{5r_0^2}{r^2} + \frac{3r_0^4}{r^4} \right) \right) dx = \\ &= \int_{2r_0}^{5r_0} \left(\frac{\sigma_a}{2} \frac{5r_0^2}{r^2} - \frac{\sigma_a}{2} \frac{3r_0^4}{r^4} \right) dr \end{aligned}$$

$$A = \frac{\sigma_a}{2} \left(-r_0 + \frac{5r_0}{2} + \frac{r_0}{125} - \frac{r_0}{8} \right) = 0,692 r_0 \sigma_a$$

$$M = \int_{2r_0}^{5r_0} r \frac{\sigma_a}{2} \left(\frac{5r_0^2}{r^2} - \frac{3r_0^4}{r^4} \right) dr = \int_{2r_0}^{5r_0} \frac{\sigma_a}{2} \left(\frac{5r_0^2}{r} - \frac{3r_0^4}{r^3} \right) dr$$

$$M = \frac{\sigma_a}{2} \cdot \left[5r_0^2 \ln r \Big|_{2r_0}^{5r_0} + \frac{3r_0^4}{2} r^{-2} \Big|_{2r_0}^{5r_0} \right]$$

$$M = 2,133 r_0^2 \sigma_a$$

$$\text{Portanto, } r = \frac{M}{A} = \frac{2,133 r_0^2 \sigma_a}{0,692 r_0 \sigma_a} \quad r = 3,082 r_0$$

Assim ficaram determinados todos os parâmetros para a localização do extensômetro em relação ao centro do furo, ou seja, uma extremidade o mais perto possível da borda do furo sem risco de erro de medida que será $r = 2 r_0$ e centro do extensômetro no ponto onde está o $\bar{\sigma}$ que é $r = 3r_0$. Tais medidas sugerem extensômetro da ordem de grandeza do diâmetro do furo.

Tais valores coincidem com os das rosetas encontradas no mercado [3], [13].

3.5 - MÉTODO DO NÚCLEO DO ANEL

PRINCIPIOS TEÓRICOS

Suponha-se um estado plano de tensões na superfície da peça e além disso que o valor da tensão seja dependente da profundidade, isto é, $\sigma_a = \sigma_a(z)$ ou seja o valor da tensão à profundidade z será $\sigma_a(z) = E \cdot \epsilon_a(z)$ onde:

E = módulo de elasticidade do material da peça.

$\epsilon_a(z)$ = deformação observada à profundidade z .

Então a resposta nos extensômetros não será a mesma para diferentes profundidades de fresamento.

Isto será considerado mediante uma equação diferencial, análogamente à lei de Hooke ^[1].

$$\frac{d \epsilon_a}{d z}(z) = k_a(z) \cdot \epsilon_a(z) \quad (34)$$

como $\epsilon = \sigma/E$ vem de

$$d \epsilon_a(z) = k_a(z) \cdot \frac{\sigma_a(z)}{E} \quad (35)$$

onde $\sigma_a(z)$ é a tensão média constante em toda zona dz , à profundidade z (figura 14 a).

A constante de decaimento k_a é função de:

- a) z + profundidade do sulco;
- b) D + diâmetro interno do sulco;
- c) t + largura do sulco;
- d) tipo e disposição dos extensômetros.

k_a deve ser determinada por meio de ensaio de calibração. ^[4]

A figura 16 mostra a interrelação entre z , ϵ_a , k_a e σ_a .

Estas curvas são obtidas empiricamente.

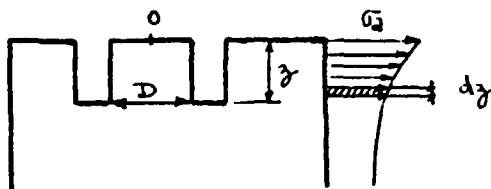


Fig. 14a - Representação da variação da tensão com profundidade z .

Fig. 14b - Variação ϵ_a , σ_a , K_a e $\frac{d\epsilon_a}{dz}$ em face de z .

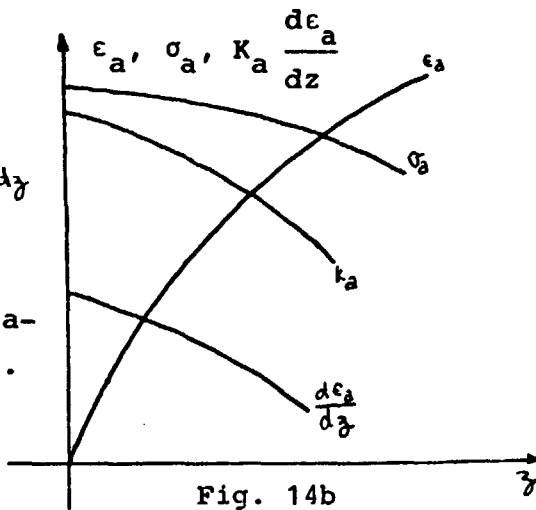


Fig. 14b

A incógnita k_a pode ser calculada a partir dos valores de z (módulo da elasticidade do material de calibração) pre estabelecidos e dos valores ϵ_a , $\sigma_a = E\epsilon_a$ ou $\frac{d\epsilon_a}{dz}$.

A equação para o ensaio de calibração será:

$$k_a = \frac{E}{\sigma_a} \frac{d\epsilon_a}{dz} \quad (36)$$

Ensaio de calibração:

Deve-se fazer o ensaio de calibração, utilizando-se corpo de prova, cujo material tenha o mesmo módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson que o material a ser testado.

No caso de revestimento com solda e zonas afetadas pelo calor da soldagem, E será função da profundidade do sulco, e isto deve ser levado em consideração nos cálculos. [4]

O ensaio deverá ser feito com ajuda de um campo conhecido de tensões, por exemplo um ensaio uniaxial de tração.

1) Trata-se de um gráfico $\epsilon \times z$, ou seja o sulco será feito

por etapas e ao mesmo tempo medindo-se os valores de ϵ_a e ϵ_b perpendiculares entre si.

- 2) Determina-se $\frac{d\epsilon_a}{dz}$ e $\frac{d\epsilon_b}{dz}$ traçando-se as tangentes respectivas, às profundidades correspondentes.
- 3) Pode-se deste modo determinar k_1 e k_2 onde $k_1 \perp k_2$, então:

$$k_1 = \frac{d\epsilon_a}{dz} \frac{E}{\sigma_a} \quad \text{e} \quad k_2 = - \frac{d\epsilon_b}{dz} \frac{E}{\mu\sigma_a}$$

onde:

σ_a = tensão conhecida

$\frac{d\epsilon_a}{dz}$ e $\frac{d\epsilon_b}{dz}$ = calculados

μ = coef. Poisson

E = módulo de elasticidade

Obs.: Para o caso de E variar com profundidade, utiliza-se corpos de prova, retirados diretamente da peça a ser testada, para avaliar a relação $E = f(z)$.

Para o ensaio propriamente dito, vem:

$$\sigma_a = \frac{E}{k_a} \frac{d\epsilon_a}{dz} \quad (37)$$

A incôgnita σ_a pode ser calculada a partir dos valores z , E (módulo de elasticidade do material original) k_a preestabelecidos e dos valores de ϵ_a ou $\frac{d\epsilon_a}{dz}$.

Isto torna necessárias as seguintes providências para determinar a disposição das tensões uniaxiais σ_a em uma placa:

- 1) Determinação de $k_a = f(z)$ de acordo com a equação (36) por tensão de calibração, utilizando-se os mesmos parâmetros z , D , t , tipo e disposição dos extensômetros do ensaio.

- 2) Medição de ϵ_a em função da profundidade (z) do sulco no ensaio (Figura 14b).
- 3) Cálculo de $\sigma_a = f(z)$ de acordo com a equação (37) utilizando-se a função de decaimento^[34] do ensaio de calibração.

No ponto a ser analisado, encontra-se uma roseta extensométrica (três extensômetros independentes) com direções: a, b e c. A fresagem escalonada de um sulco circular de largura t, produz as deformações ϵ_a , ϵ_b e ϵ_c respectivamente.

Para deduzir as inter-relações entre as distribuições de tensões principais $\sigma_1(z)$ e $\sigma_2(z)$ respectivamente a $\sigma_a(z)$, $\sigma_b(z)$, $\sigma_c(z)$, $\alpha(z)$ (ângulo compreendido entre a direção de tensão principal 1 e direção (a) e as deformações $\epsilon_a(z)$, $\epsilon_b(z)$, $\epsilon_c(z)$ medidos, devem ser imaginados, à profundidade z , duas cruces defasadas no ângulo θ .

Ao remover a camada dz com as tensões residuais $\sigma_a(z)$, $\sigma_b(z)$, $\sigma_c(z)$ e $\sigma_d(z)$ admitidos constantes, são produzidos com base na equação^[35], lei de Hook e bidimensional transformada, as seguintes equações para as deformações nas direções a, b, c e d (μ = coef. Poisson).

$$\text{Deformações devido a } \sigma_a(z) \rightarrow (d\epsilon_a)_a = k_1 \mu \frac{1}{E} \sigma_a dz \quad (38)$$

$$(d\epsilon_b)_a = -k_2 \mu \frac{1}{E} \sigma_a dz \quad (39)$$

$$\text{Deformações devido a } \sigma_b(z) \rightarrow (d\epsilon_b)_b = k_1 \mu \frac{1}{E} \sigma_b dz \quad (40)$$

$$(d\epsilon_a)_b = -k_2 \mu \frac{1}{E} \sigma_b dz \quad (41)$$

$$\text{Deformações devido a } \sigma_c(z) \rightarrow (d\epsilon_c)_c = k_1 \mu \frac{1}{E} \sigma_c dz \quad (42)$$

$$(d\epsilon_d)_c = -k_2 \mu \frac{1}{E} \sigma_c dz \quad (43)$$

$$\text{Deformações devido a } \sigma_d(z) \rightarrow (d\epsilon_d)_d = k_1 \mu \frac{1}{E} \sigma_d dz \quad (44)$$

$$(d\epsilon_c)_d = -k_2 \mu \frac{1}{E} \sigma_d dz \quad (45)$$

Os alongamentos totais nas direções a, b, c, d são:
(mediante superposição):

$$d\epsilon_a = 1/E [k_1 \sigma_a dz - \mu k_2 \sigma_b dz] \quad (46)$$

$$d\epsilon_b = 1/E [k_1 \sigma_b dz - \mu k_2 \sigma_a dz] \quad (47)$$

$$d\epsilon_c = 1/E [k_1 \sigma_c dz - \mu k_2 \sigma_d dz] \quad (48)$$

$$d\epsilon_d = 1/E [k_1 \sigma_d dz - \mu k_2 \sigma_c dz] \quad (49)$$

das equações (46) a (49) calcula-se as tensões $\sigma_a(z)$, $\sigma_b(z)$, $\sigma_c(z)$ e $\sigma_d(z)$.

Porém como os valores de três direções diferentes bastam para estabelecer completamente um estado de tensões plano em um ponto, elimina-se uma medida lembrando que (círculo de Mohr):

$$\sigma_a + \sigma_b = \sigma_c + \sigma_d = \sigma_1 + \sigma_2 \quad (50)$$

$$d\epsilon_a + d\epsilon_b = d\epsilon_c + d\epsilon_d = d\epsilon_1 + d\epsilon_2 \quad (51)$$

$$\sigma_a = \frac{E}{k_1^2 - \mu^2 k_2^2} \left[k_1 \frac{d\epsilon_a}{dz} + \mu k_2 \frac{d\epsilon_b}{dz} \right] \quad (52)$$

obtem-se [4]

$$\sigma_b = \frac{E}{k_1^2 - \mu^2 k_2^2} \left[k_1 \frac{d\epsilon_b}{dz} + k_2 \frac{d\epsilon_a}{dz} \right] \quad (53)$$

$$\sigma_c = \frac{E}{k_1^2 - \mu^2 k_2^2} \left[k_1 \frac{d\epsilon_c}{dz} + k_2 \left(\frac{d\epsilon_a}{dz} + \frac{d\epsilon_b}{dz} - \frac{d\epsilon_c}{dz} \right) \right] \quad (54)$$

$$\sigma_{1,2} = \frac{\sigma_a + \sigma_b}{2} \pm \frac{\sqrt{2}}{2} \sqrt{(\sigma_a - \sigma_b)^2 + (\sigma_c - \sigma_d)^2} \quad (55)$$

$$\operatorname{tg} 2\alpha = \frac{2\sigma_c - (\sigma_a + \sigma_b)}{\sigma_a - \sigma_b} \quad (56)$$

As funções de decaimento $k_1(z)$ e $k_2(z)$ são determinadas mediante ensaio de calibração com distribuição de tensões conhecida (tração uniaxial por exemplo).

A direção (a) da roseta será colocada, por conveniência, paralelamente à tensão de tração $\sigma_1 = \sigma_a$. Teremos então:

$$k_1 = \frac{E}{\sigma_a} \frac{d\epsilon_a}{dz} \quad (57)$$

$$k_2 = \frac{E}{\nu \sigma_a} \frac{d\epsilon_b}{dz} \quad (58)$$

sendo:

$$\sigma_a = E \epsilon_a,$$

$$\sigma_a = \text{tensão nominal},$$

$$\epsilon_a = \text{deformação nominal}.$$

Para determinar a distribuição das tensões residuais de acordo com sua grandeza e direção em função de z devem portanto, ser tomadas as seguintes providências:

- 1) determinação de $k_1(z)$ e $k_2(z)$ por ensaio de calibração em condições correspondentes às do teste e com ν (material de calibração) = ν (material do teste);
- 2) medição dos alongamentos superficiais $\epsilon_a, \epsilon_b, \epsilon_c$ em função da profundidade do sulco circular;
- 3) confecção do gráfico $\frac{d\epsilon}{dz} \times z$ e cálculos de $\sigma_a, \sigma_b, \sigma_c$ ou σ_1, σ_2 com base nas equações (52) a (56) e E e ν .

* * *

CAPÍTULO 4

EXPERIMENTAL

4.1 - INTRODUÇÃO

Foram realizados uma série de experimentos visando verificar a compatibilidade do método do furo central para medi
das não destrutivas de tensões residuais.

Para isto procurou-se submeter corpos de prova a esta
dos de tensões simples que pudessem ser testados teoricamente
possibilitando assim uma comparação dos resultados experimen
tais com valores teóricos calculados.

No decorrer dos trabalhos chegou-se à conclusão de
que seria conveniente construir uma pequena máquina de tração
compatível com a instrumentação a ser usada no método do furo
central e que permitisse um grau de confiabilidade adequado
quando da comparação destes resultados.

Paralelamente procurou-se desenvolver um método de fa
bricação de rosetas a partir de extensômetros convencionais
objetivando com isto uma redução operacional nos custos envol
vidos na aplicação do método.

Tendo em vista que o método do anel se apresenta como
bastante promissor quando se deseja o mapeamento de tensões
residuais em camadas mais internas do material (o que é limi
tado por razões práticas no caso do furo central), foram tam
bém realizados testes comparativos entre os dois métodos.

Finalmente foram realizadas medidas de tensões residu
ais em diversos pontos de chapas soldadas antes e após trata
mento térmico para alívio de tensões.

Os métodos utilizados, resultados obtidos e sua análi
se são apresentados a seguir.

4.2 - CONSTRUÇÃO E AFERIÇÃO DA MÁQUINA DE TRAÇÃO

4.2.1 - A máquina de tração foi construída em aço inox A 304, os parafusos de fixação bem como o de tração (ver figura) são em aço VC 130. A capacidade de tração é de 2000 kg.

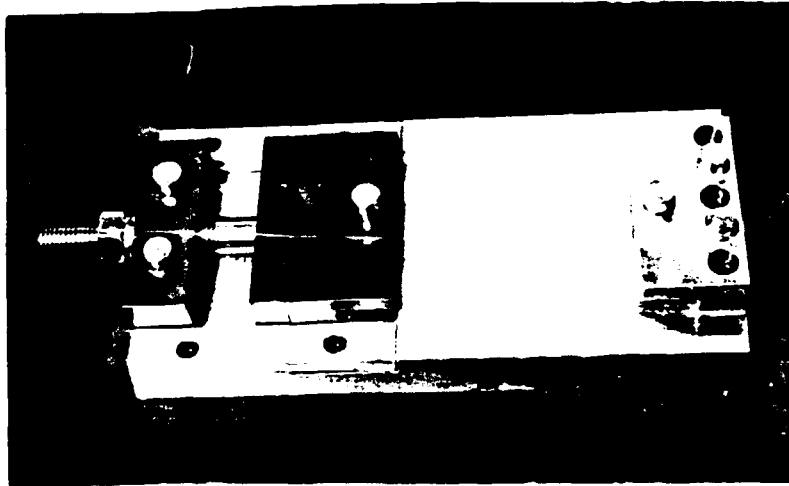


Fig. 15
Máquina de
Tração

Os corpos de prova em aço carbono 1020 tem dimensões - conforme figura abaixo.

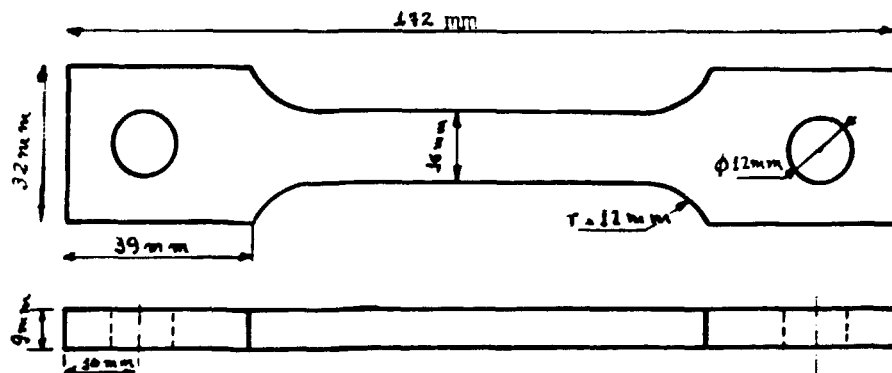


Fig. 16 - Corpo de Prova

4.2.2 - Em corpo de prova (previamente tratado termicamente para alívio de tensões internas) foram colados 8 (oito), (sendo 4 (quatro) de cada lado) extensômetros acima e abaixo da linha neutra, conforme figura, de modo a garantir aplicação de tração pura sem efeitos de torção (ver figura 17).

Para colagem dos extensômetros foram seguidas recomendações do fabricante.

Devem ser seguidos certos itens a fim de garantir bons resultados que são:

- lixar a superfície do corpo de prova;
- desengordurar a superfície do metal e a base do extensômetro;
- uso de adesivo apropriado.

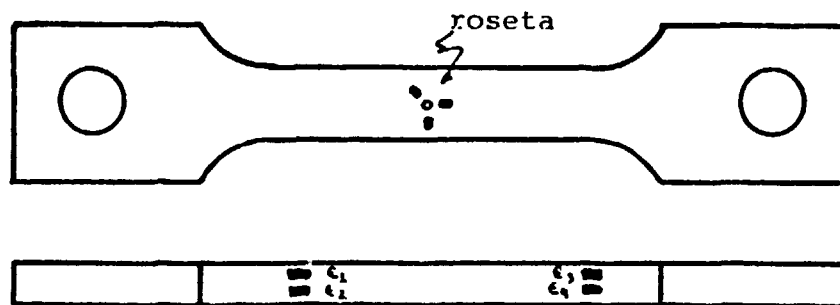


Fig. 17 - Posicionamento dos extensômetros e roseta no corpo de prova.

Os extensômetros colados nas laterais do corpo de prova mediram a tensão aplicada e ao mesmo tempo foi utilizada uma roseta de $\varnothing 3,14\text{mm}$ a fim de testar o Método do Furo Central.

Aplicada determinada tensão no corpo de prova, foram então medidas as deformações nos oito extensômetros, que por sua vez foram utilizados para cálculo da tensão pela fórmula $\sigma = \epsilon E$ onde:

$$E = 2,1 \times 10^6 \text{ kg/cm}^2,$$

$$\epsilon = \frac{\mu\text{m}}{\text{m}} \text{ (deformação específica)}$$

Então foram os seguintes os dados obtidos:

TABELA 1 - Valores de tensões nos respectivos extensômetros.

Extensometro	1	2	3	4	5	6	7	8
kg/cm ²	597	603	592	598	607	602	600	598

A tensão média foi então calculada em $\sigma = (600 \pm 10\%) \text{ kg/cm}^2$ tendo em vista o resultado acima, pode-se concluir que a máquina é capaz de aplicar tração pura dentro dos limites de erro naturalmente presentes na aparelhagem bem como devido ao processo de colagem dos extensômetros.

4.3 - MEDIDA DO ALÍVIO DE TENSÃO PELO MÉTODO DO FURO CENTRAL.

Logo após as medidas do item 4.2.2 e sem alterar a carga aplicada, foi então aplicado o método do furo central a fim de verificar se a carga calculada pelos extensômetros ou seja $\sigma = 600 \text{ kg/cm}^2$ coincide dentro de limite razoável com aquela a ser calculada com o uso do método do furo central.

Serão calculadas duas tensões principais com o uso da roseta e o ângulo β é entre a tensão σ_a e o extensometro 3 (ver item 3.4).

Chamando a tensão aplicada σ_a então seria interessante colar a roseta de modo a que as direções dos extensômetros 1 e 3 coincidam com a direção das tensões σ_a (aplicada) e σ_b (perpendicular a σ_a).

O furo foi feito em etapas de modo a ser possível traçar curva de percentagem de alívio de tensão em função da profundidade do furo e compará-la com uma curva padrão^[3] que retrata o caso de tensão uniforme com a profundidade do furo.

Tal procedimento permitirá determinar se a tensão no corpo de prova é ou não uniforme com a profundidade.

Na tabela 2, tem-se as leituras da variação de tensão em micro volts lidas para cada um dos extensômetros em função da profundidade em milímetros entre $z = 0$ e $z =$ diâmetro do furo.

Como o diâmetro do furo é de 1,54mm a profundidade do furo foi até 1,58mm como visto no capítulo 3.

TABELA 2 - Variação das leituras dos extensômetros com profundidade.

z (mm)	Ext 1 ($\Delta\mu V$)	Ext 2 ($\Delta\mu V$)	Ext 3 ($\Delta\mu V$)
0,381	- 19,4	- 5,0	+ 10,4
0,762	- 38,4	- 13,4	+ 16,4
1,143	- 55,6	- 17,2	+ 24,8
1,576	- 61,0	- 21,2	+ 26,8

Para o cálculo das tensões principais será necessário converter μv em $\mu m/m$ ou μd (Tabela 3).

Como

$$\epsilon = \frac{4\Delta v}{kv} \quad (59)$$

onde:

Δv = variação de voltagem detectada pelo extensometro;

k = fator do extensometro;

para esta roseta $k = 1,94 \pm 0,5\%$

$v =$ tensão de alimentação $= 1,9v$

$\epsilon =$ deformação em $\frac{\mu m}{m}$

TABELA 3 - VALORES DE $\frac{\mu m}{m}$ DOS EXTENSOMETROS 1, 2 e 3

z (mm)	$\Delta\epsilon_1$ (μd)	$\Delta\epsilon_2$ (μd)	$\Delta\epsilon_3$ (μd)
0,381	-20,95	- 5,4	+11,23
0,762	-41,47	-14,47	+17,71
1,143	-60,05	-15,58	+26,78
1,576	-65,88	-22,90	+28,94

Tomando-se os valores finais de $\Delta\epsilon_1$, $\Delta\epsilon_2$ e $\Delta\epsilon_3$ e substituindo nas equações para tensões principais vem:

$$\sigma_a = \frac{(A + B \cos 2\beta)\epsilon_3 - \epsilon_1(A - B \cos 2\beta)}{4AB \cos 2\beta} \quad (31)$$

$$\sigma_b = \frac{(A + B \cos 2\beta)\epsilon_1 - (A - B \cos 2\beta)\epsilon_3}{4AB \cos 2\beta} \quad (30)$$

onde:

$$A = -\frac{1 + \mu}{2E} \frac{1}{R^2} \quad e \quad B = -\frac{1 + \mu}{2E} \frac{4}{1 + \mu} \frac{1}{R^2} - \frac{3}{R^4}$$

Após os cálculos, as tensões serão as seguintes:

$$\sigma_a = 600 \text{ kg/cm}^2 \quad \sigma_b = 30 \text{ kg/cm}^2$$

Este resultado confere com a tensão aplicada e considerando os erros que aparecem naturalmente, pode ser considerado satisfatório.

A comparação das curvas está na figura 35 do Apêndice.

4.4 - FABRICAÇÃO DE ROSETAS PARA O MÉTODO DO FURO CENTRAL E VERIFICAÇÃO DE SEU DESEMPENHO.

4.4.1 - Fabricação.

Após o estudo teórico para determinação dos parâmetros necessários para confecção de uma roseta descrito no capítulo 3, adotou-se o seguinte procedimento para sua realização experimental:

Numa folha de papel vegetal com fina camada de silicone, colam-se os extensômetros posicionados adequadamente com a ajuda de um microscópio de projeção.

As rosetas assim fabricadas no Laboratório de Análise de Tensões do Centro de Desenvolvimento de Tecnologia Nuclear podem ser coladas à superfície do metal pelo modo usual de colagem de extensômetros, sem prejuízo de precisão.

Para o presente trabalho as rosetas do CDTN foram fabricadas com extensômetros de 2mm tipo KFC-2C1-11 da Kyowa e a uma distância $r = 3,0 r_0$ onde r_0 é o raio do furo a ser usinado.

4.4.2 - Verificação do comportamento da roseta CDTN em comparação a outra roseta do mercado.

Foram colados num mesmo corpo de prova uma roseta da Vishay e uma CDTN a fim de comparar os resultados das duas (fig. 18)

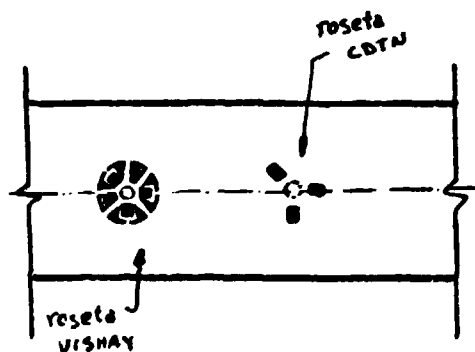


Fig. 18 - Posicionamento das rosetas CDTN e Vishay no corpo de prova.

O corpo de prova utilizado foi o mesmo do experimento anterior ao qual foi adicionada a roseta CDTN.

Os resultados obtidos são os seguintes:

a) Para roseta Vischay-Micro Measurements

$$\sigma_a = 600 \text{ Kg/cm}^2$$

$$\sigma_b = 30 \text{ Kg/cm}^2$$

b) Roseta fabricada no CDTN.

TABELA 4 - Roseta CDTN - Leitura nos respectivos extensômetros.

Z (mm)	Extensômetro 1 (μV)	Extensômetro 2 (μV)	Extensômetro 3 (μV)
0	- 344	- 1104	+ 1868
0,508	+ 323	- 1052	- 1808
0,762	+ 320	- 1040	- 1780
1,016	+ 315	- 1023	- 1775
1,575	+ 313	- 1016	- 1770

Através das equações (30), (31) e (59), chegou-se aos resultados: $\sigma_a = 626 \text{ Kg/cm}^2$

$$\sigma_b = 7 \text{ Kg/cm}^2$$

Tais resultados comparados com a roseta Vishay se revelam bastante promissores, mostrando ser possível a construção de rosetas em laboratório.

4.4.3 - NÚCLEO DO ANEL

Foi feito um teste especial para verificação da validade do método do núcleo do anel.

Segundo item 3.4 capítulo 3, deve ser feita calibração utilizando-se carga conhecida.

Foi aplicada carga de 600 kg/cm^2 em corpo de prova, monitorado por 2 extensômetros, 1 de cada lado como representado na figura 19.

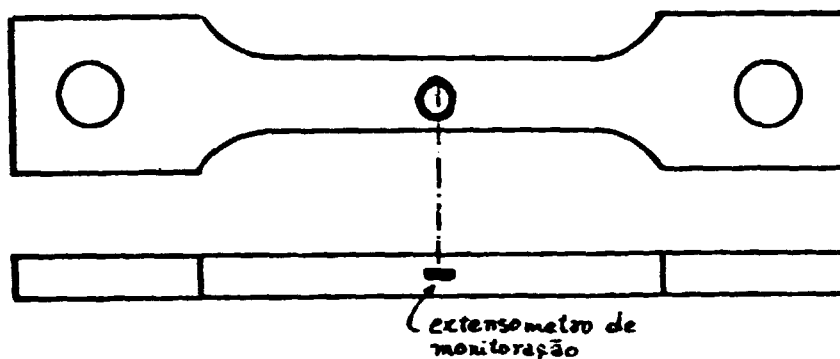


Fig. 19 - Representação do corpo de prova com extensômetros para método do anel.

O sulco circular teve as características segundo figura abaixo.

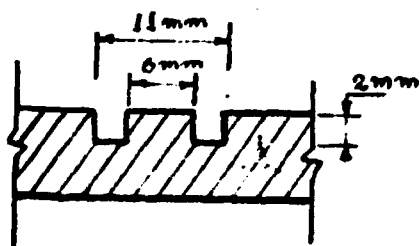


Fig. 20 - Corte transversal do sulco para método do núcleo do anel.

As leituras foram realizadas em duas etapas, por razões técnicas.

A primeira etapa de medidas foi realizada antes da usinagem do sulco e outra após a usinagem.

Neste segundo teste para comparação dos métodos do furo central e do núcleo do anel, seguiu-se os mesmos métodos de cálculo vistos anteriormente.

A disposição das rosetas no corpo de prova foi como figura abaixo:

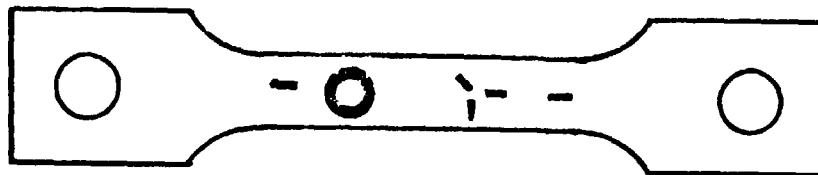


Fig. 21 - Disposição das rosetas e extensômetros no corpo de prova.

Os dois extensômetros serviram para comparação das leituras entre carga aplicada e carga calculada através dos dois métodos.

A carga aplicada foi de 600 kg/cm^2

Os resultados foram os seguintes:

Método do Furo Central

$$\sigma_{\max} = 550 \pm 20\% \text{ kg/cm}^2$$

$$\sigma_{\min} = 15 \pm 20\% \text{ kg/cm}^2$$

Método do Núcleo do Anel

$$\sigma_{\max} = 616 \pm 10\% \text{ kg/cm}^2$$

$$\sigma_{\min} = 5 \pm 10\% \text{ kg/cm}^2$$

Como teste de comparação este resultado pode ser considerado satisfatório. Não cabe a este trabalho entretanto um estudo experimental mais detalhado do "Método do Núcleo do Anel".

4.5 - ANÁLISE DE TENSÕES RESIDUAIS EM CHAPAS SOLDADAS.

- Método do Furo Central -

Após o estudo detalhado sobre o Método do Furo Central será agora apresentado um exemplo de sua aplicação prática, a través da determinação da distribuição das tensões residuais em chapas soldadas, tanto na direção perpendicular ao cordão de solda quanto por sobre o cordão.

Foram escolhidas duas chapas de aço ABNT 1020 de 3 mm de espessura, cada chapa com 50 x 100mm soldados de topo normalmente com eletrodo E6013, 23 volts e 90 Amperes de corrente contínua.

4.5.1 - Uma representação esquemática da distribuição das tensões residuais, do ponto de vista teórico, de chapas soldadas, é mostrado na figura (22).

Tais tensões residuais seriam causadas apenas devido ao gradiente de temperatura ao longo dos eixos x e y causando portanto diferenças na contração do metal resfriado.

Assim ao longo do eixo x , as tensões residuais σ_a paralelo ao cordão de solda e σ_b perpendicular ao cordão, teriam seu valor máximo no centro do cordão ou seja para $x = 0$ e $y = 0$. Ao longo do eixo x a componente perpendicular ao cordão reduz a zero nas bordas das placas enquanto a componente paralela ao cordão de solda passa a compressão na zona termicamente afetada (ZTA) para manter equilíbrio^[17].

Ao longo do eixo y ocorre situação oposta, ou seja, a componente paralela ao cordão de solda reduz a zero e a componente deve mudar para compressão.

Existem, contudo, outras fontes de tensões residuais tais como o resfriamento mais rápido da superfície em relação

ao interior da junta soldada.

Na verdade camadas superficiais do metal de solda bem como nas regiões mais próximas do cordão de solda irão se resfriar mais rapidamente. Tal fenômeno provocará surgimento de tensões residuais ao longo da espessura da chapa. Esta variação de temperatura ao longo da espessura provocará tensões residuais de compressão na camada superficial da região mas aquecida que estaria em equilíbrio com tensão de tração na região mais interna.

Outra causa de tensões residuais seria devido a transformação de fase de austenita para ferrita, bainita ou martensita. Como as transformações de fase são acompanhadas de aumento de volume específico, o material na Z.T.A. que está sendo transformado, tende a expandir.

Tal expansão contudo será impedida pelo material mais frio, provocando assim tensões residuais.

Na prática, todas estas causas estarão em geral presentes, provocando distribuição de tensões residuais difícil de provar.

4.5.2 - As Chapas tiveram tratamento térmico antes da soldagem para garantir ausência de tensões residuais.

O tratamento consistiu de aquecimento a 450°C por 30 minutos e resfriamento no próprio forno, a 50°C por hora.

Durante a soldagem, as chapas permaneceram livres, a fim de evitar aparecimento de tensões residuais que não aquelas provocadas pelo processo de soldagem.

Após a soldagem, foram instaladas doze rosetas ao longo do eixo x no centro das chapas ou seja, $y = 0$, tal procedimento visando evitar efeitos de borda. Do mesmo modo foram instaladas nove rosetas ao longo do cordão de solda, ou seja, em $x = 0$.

As rosetas utilizadas nesta primeira fase de testes foram fabricadas a partir de extensômetros isolados, e conforme teoria apresentada no presente trabalho (item 3.3).

A orientação dos extensômetros foi estabelecida de modo a maior aproveitamento de espaço entre os pontos tendo os extensômetros de número dois sido colocados paralelos ao cordão de solda no caso do eixo x e perpendicular ao cordão no caso do eixo y .

Observou-se que as tensões principais de modo geral são orientadas segundo os eixos x e y ou seja, paralelas e perpendiculares ao cordão de solda.

Portanto, as fórmulas utilizadas para cálculo de σ_a e σ_b foram as equações (30) e (31), uma vez que a defasagem das direções das tensões principais em relação ao extensômetro 3 (tres) são da ordem de 45°.

As tensões calculadas estão apresentadas nas figuras (23 a 26).

Note-se que realmente o formato das curvas sugere interação entre as várias possíveis causas de tensões residuais quais sejam: diferentes níveis de contrações durante resfriamento, transformação de fase e rápido resfriamento - superficial.

Após análise acima, foi feito tratamento térmico para alívio de tensões que consiste de aquecimento a 450°C mantido por 1 hora e resfriamento a 50°C por hora no próprio forno.

Para a análise foram utilizadas 10 rosetas no eixo x e nove no eixo y . As rosetas utilizadas nesta segunda fase foram de formato menor, uma vez que as distâncias entre os furos devem obedecer a $5r_o$ [8] para evitar efeitos de borda.

Os resultados obtidos são apresentados na figura 27 a 30.

Pode-se notar que não houve variação apreciável no formato geral das curvas, contudo novas tensões residuais podem aparecer devido às diferenças de coeficiente de expan

são térmica entre o metal da solda e das chpas. Uma análise mais detalhada a este respeito é sugerida para posteriores pesquisas.

* * *

CONCLUSÃO

A análise experimental de tensões residuais pelo método do furo central foi baseado no estudo de Kirsh para distribuição de tensões residuais numa chapa infinitesimal larga contendo um furo central [8].

As rosetas retangulares são preferidas devido à simplicidade dos cálculos.

Aplicando-se tensão conhecida em um corpo de prova foi possível verificar ser confiável o método do furo central utilizando-se uma roseta Vishay-Micro-Measurements.

A partir de estudo teórico sobre posicionamento dos extensômetros da roseta em torno do ponto a ser analisado (pág. 29) foi possível construir uma roseta em laboratório.

O teste de comparação entre o desempenho da roseta construída em laboratório e aquela fabricada pela Vishay Micro-Measurements demonstrou ótimos resultados práticos dentro de limite razoável.

Tal resultado demonstra a viabilidade de ser construída a roseta, a partir de extensômetros isolados.

Uma variação do método do furo central foi desenvolvido, o método do núcleo do anel. Tal método proporciona maior resolução dos extensômetros eliminando os efeitos de borda, além de facilitar estudo de variação de tensões com profundidade.

No presente trabalho foi realizado apenas um teste para comparação com método do furo central, revelando bons resultados.

Através do método do furo central, foram realizadas uma série de medidas de tensões internas em chapas de aço ABNT 1020, após serem soldadas e verificou-se que o nível das tensões baixou com tratamento térmico para alívio de tensões.

Verificou-se ainda que a distribuição destas tensões não segue exatamente o padrão teórico, apresentado esquematicamente na figura (22) uma vez que existem parâmetros práticos a serem levados em conta como aqueles apresentados no item 4.5.1.

* * *

A P E N D I C E

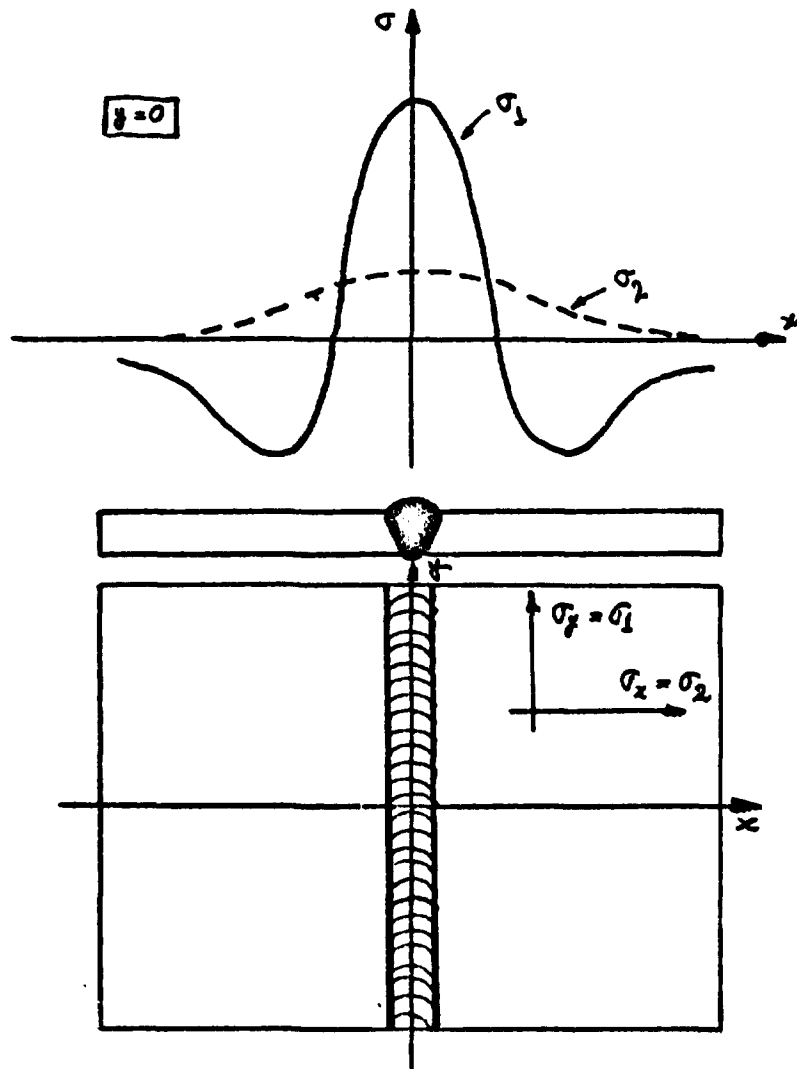
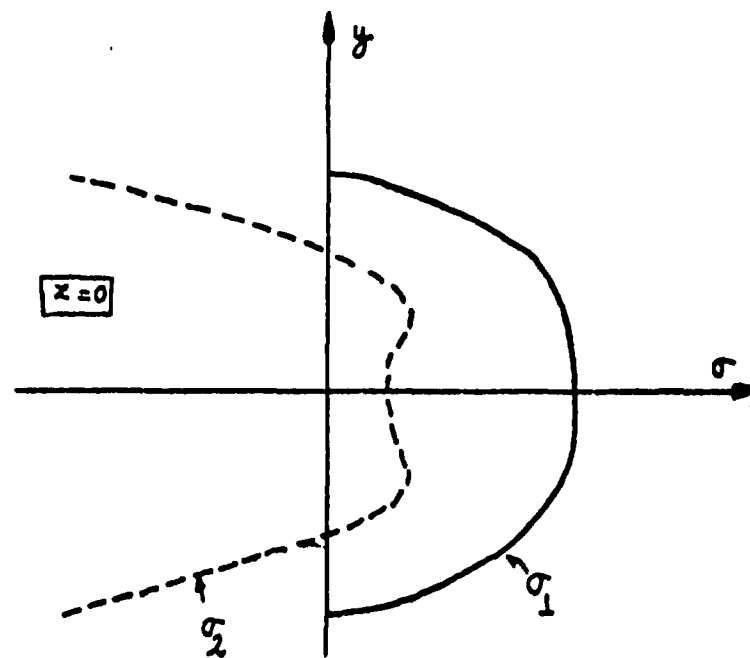


Fig. 22

Representação esquemática das tensões σ_1 e σ_2 em relação ao cordão de solda.



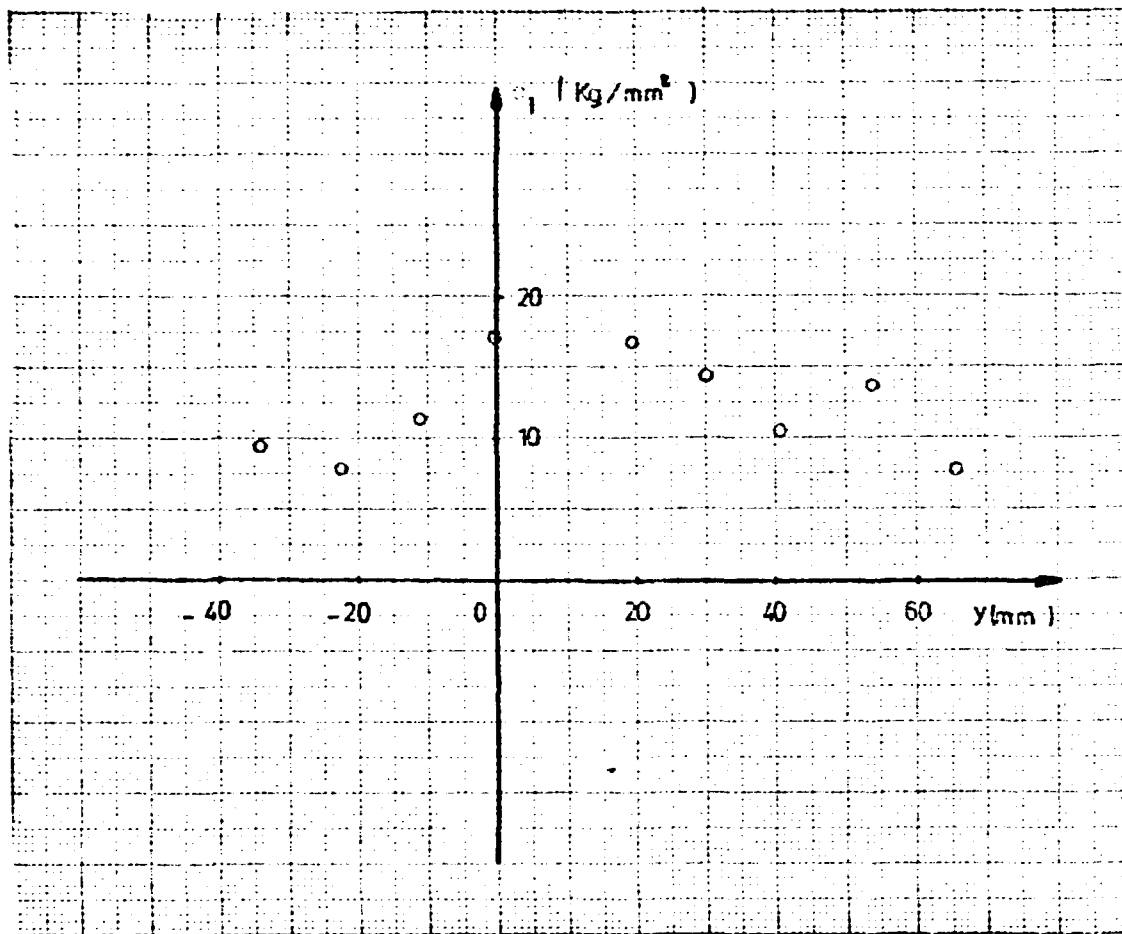


Fig. 23

Representação de σ_1 paralelo ao cordão de solda
antes do tratamento térmico
- tensão medida ao longo do cordão de solda

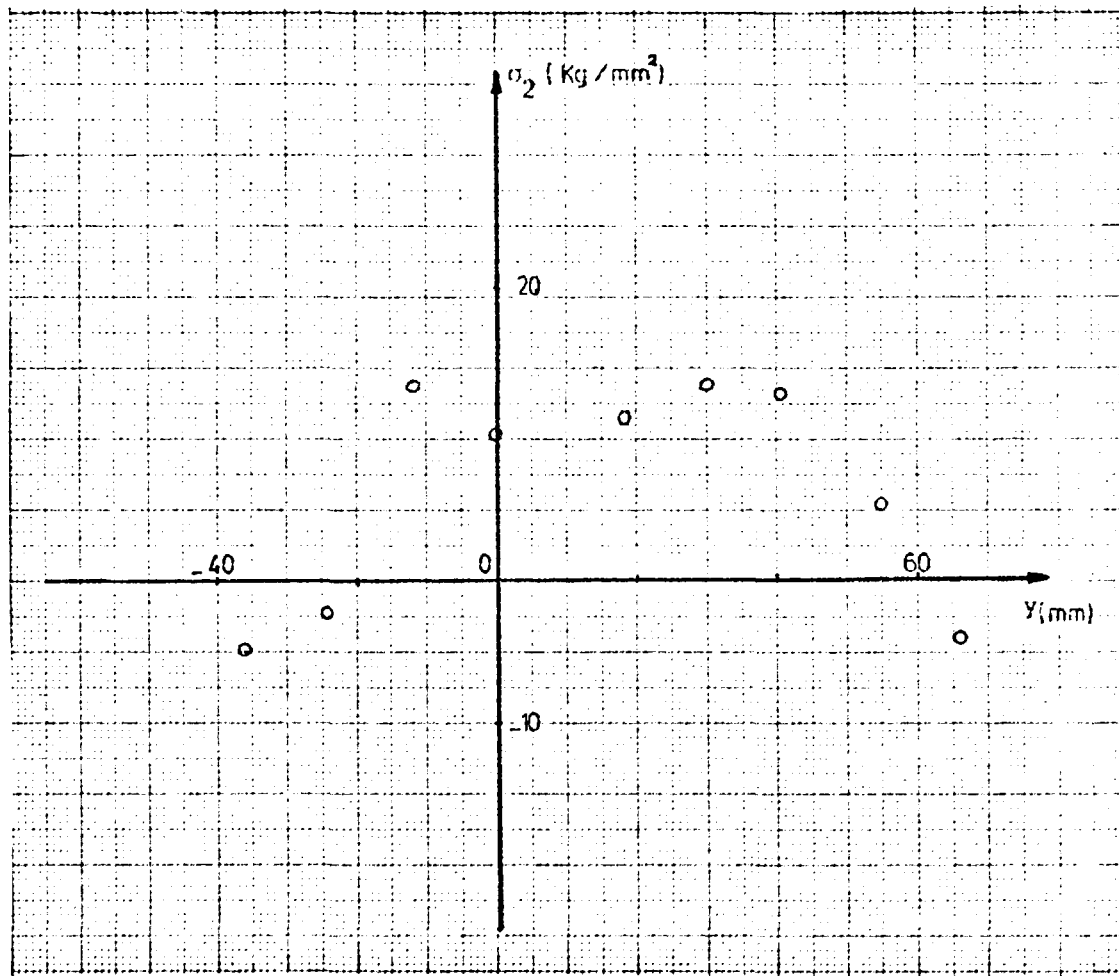


Fig. 24

Representação de σ_2 perpendicular ao cordão de solda,
antes do tratamento térmico
- tensão medida ao longo do cordão de solda

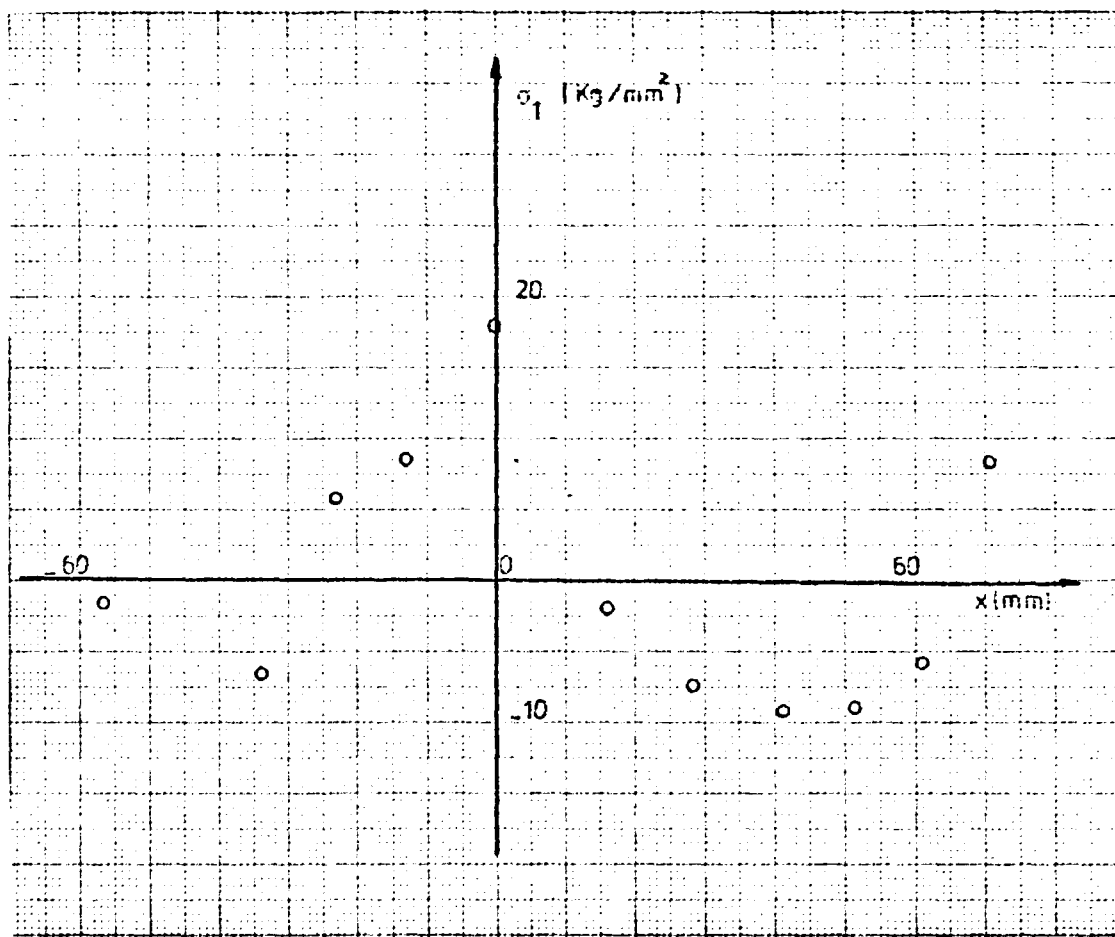


Fig. 25

Tensão σ_1 paralela ao cordão de solda, antes do tratamento térmico, medida ao longo do eixo x perpendicular ao cordão.

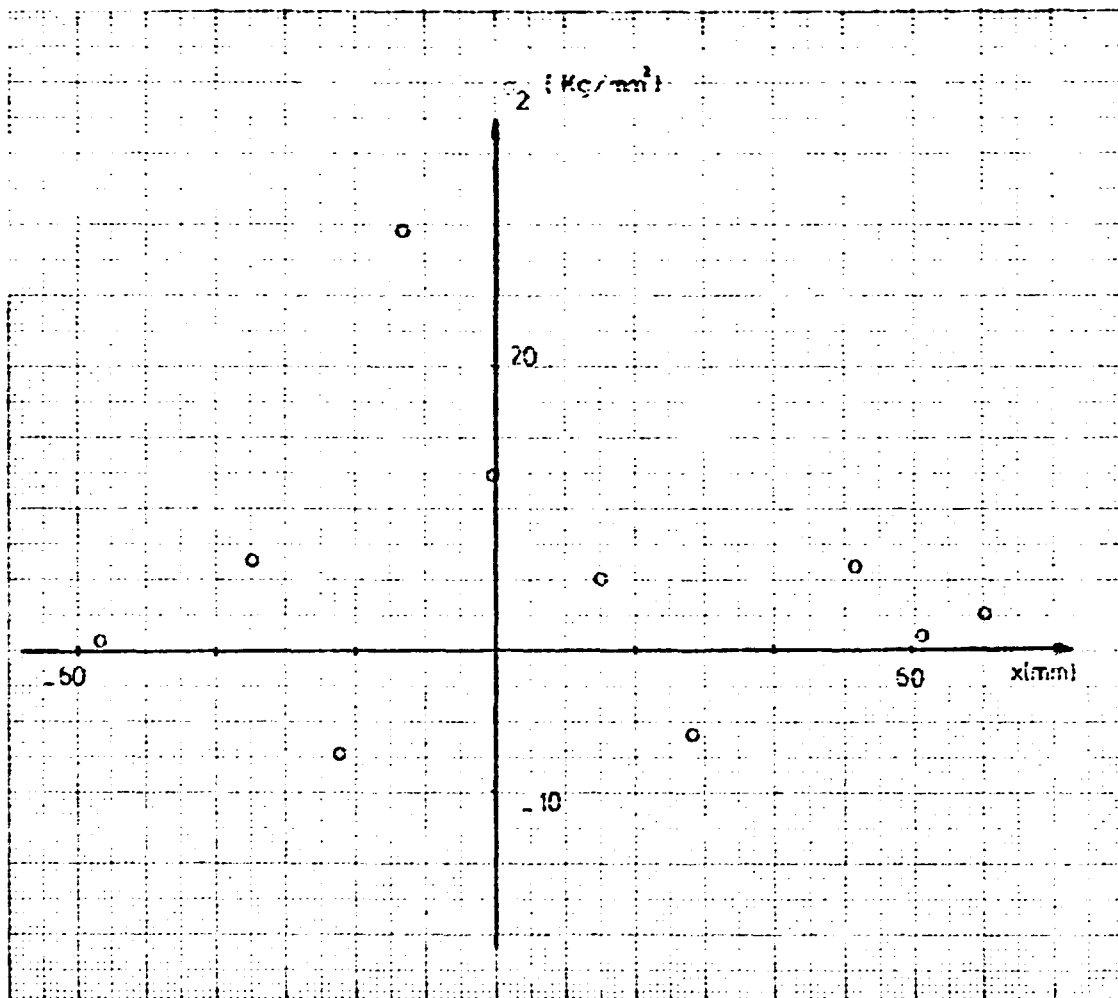


Fig. 26

Tensão σ_2 perpendicular ao cordão de solda, antes do tratamento térmico, medida ao longo do eixo x perpendicular ao cordão.

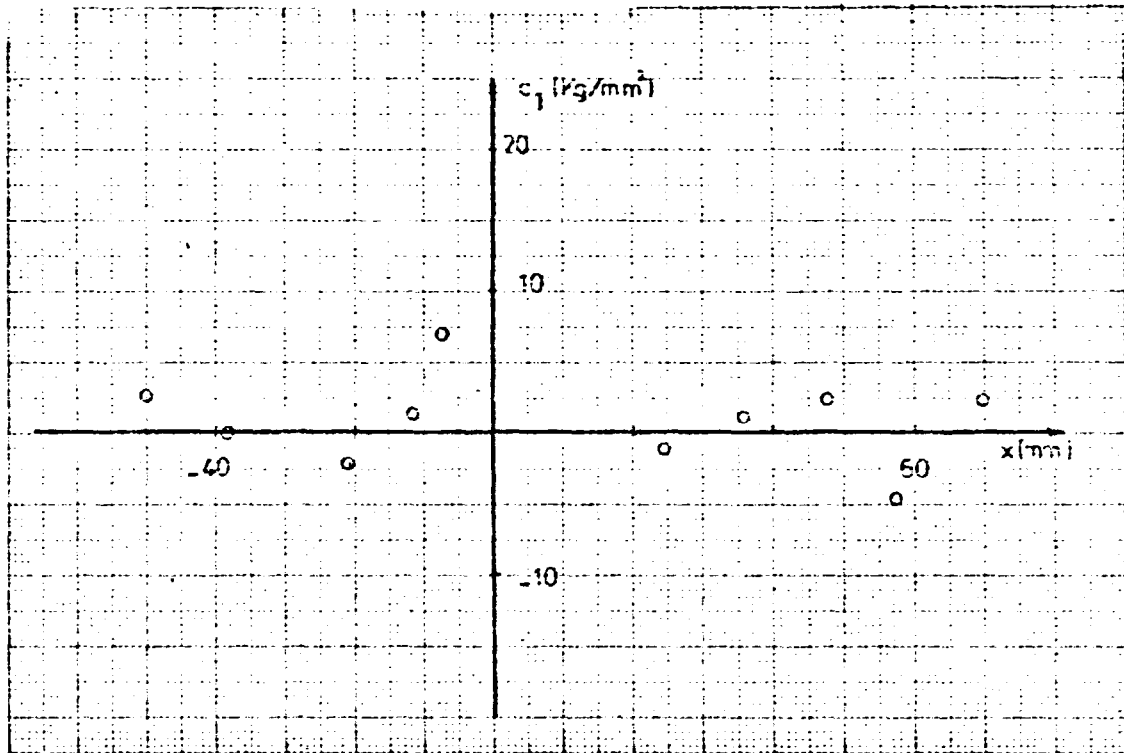


Fig. 27

Tensão σ_1 paralela ao cordão de solda, medida ao longo do eixo x perpendicular ao cordão, após tratamento térmico.

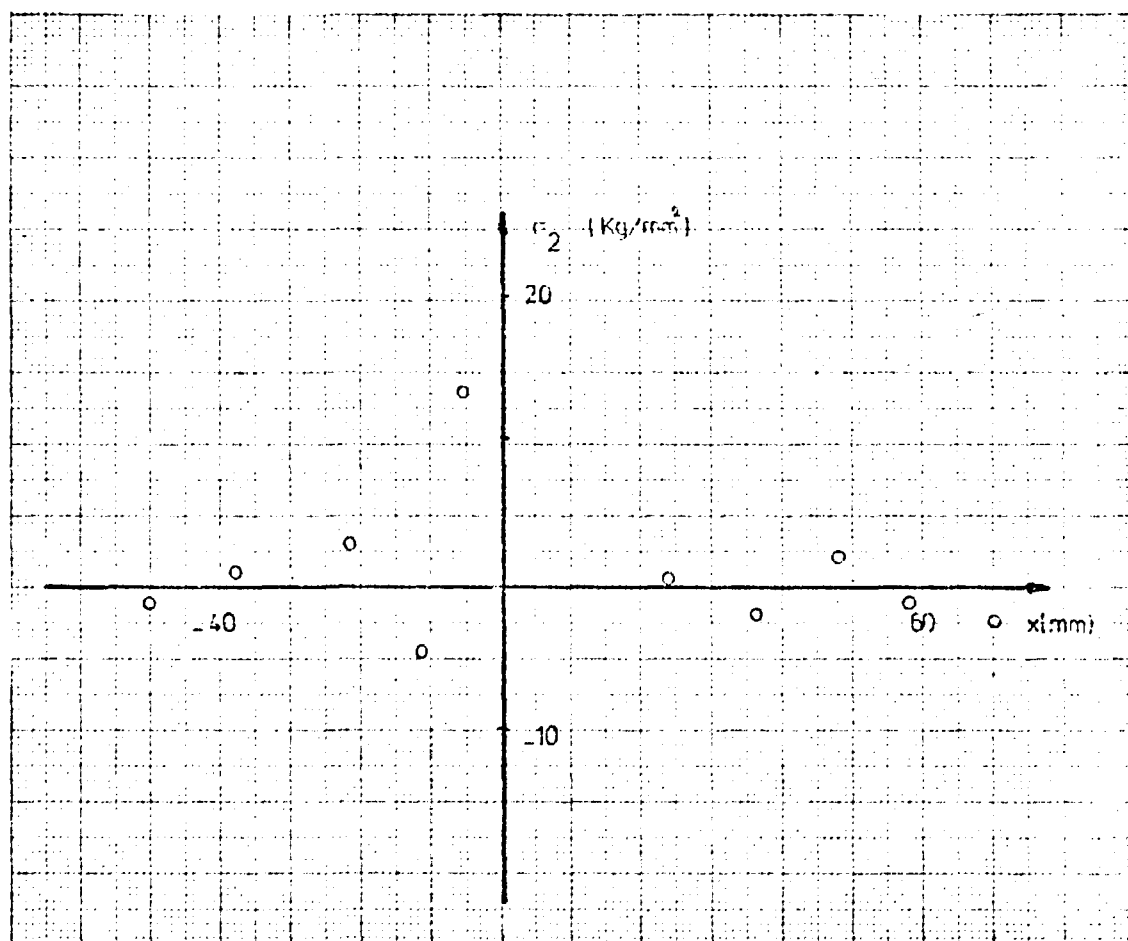


Fig. 28

Tensão σ_2 perpendicular ao cordão de solda, medido ao longo do eixo x perpendicular ao cordão após tratamento térmico.

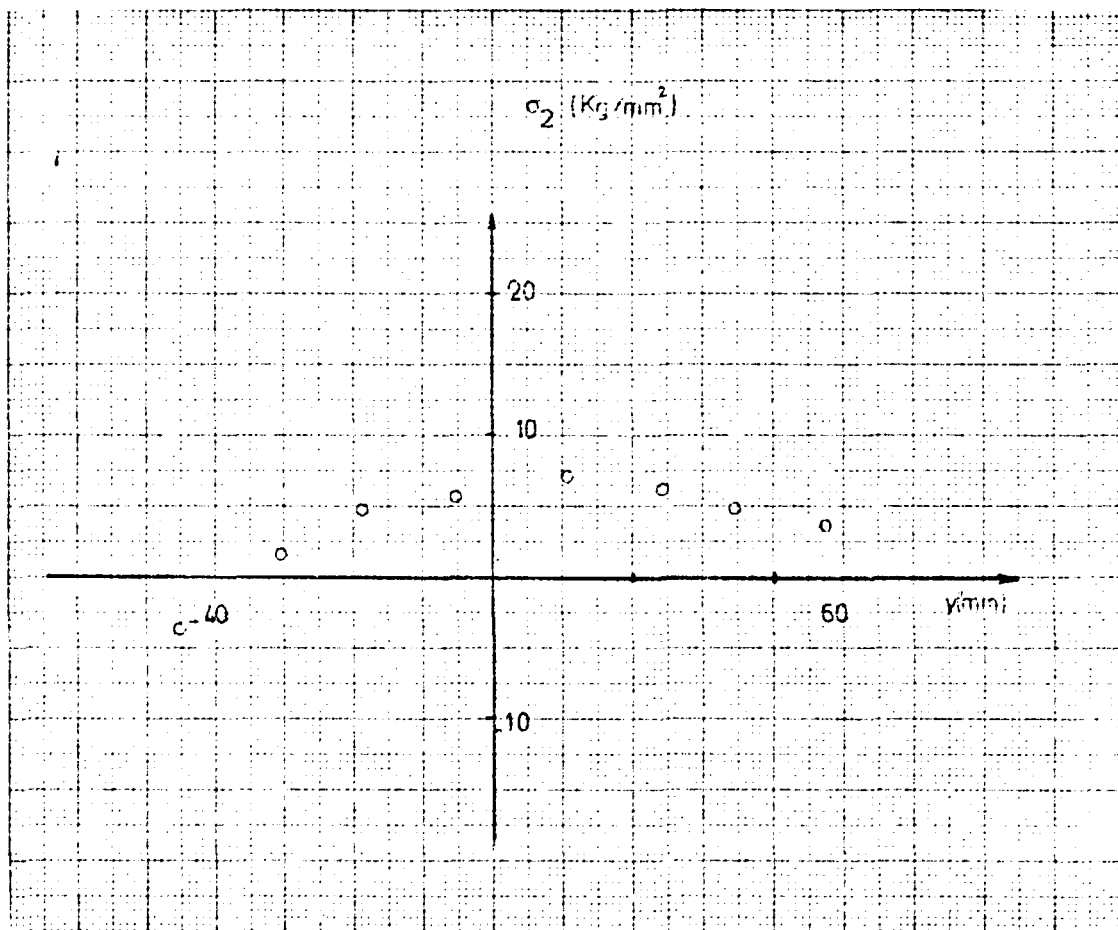


Fig. 29

Tensão σ_2 perpendicular ao cordão de solda, após
tratamento térmico

- medida ao longo do cordão

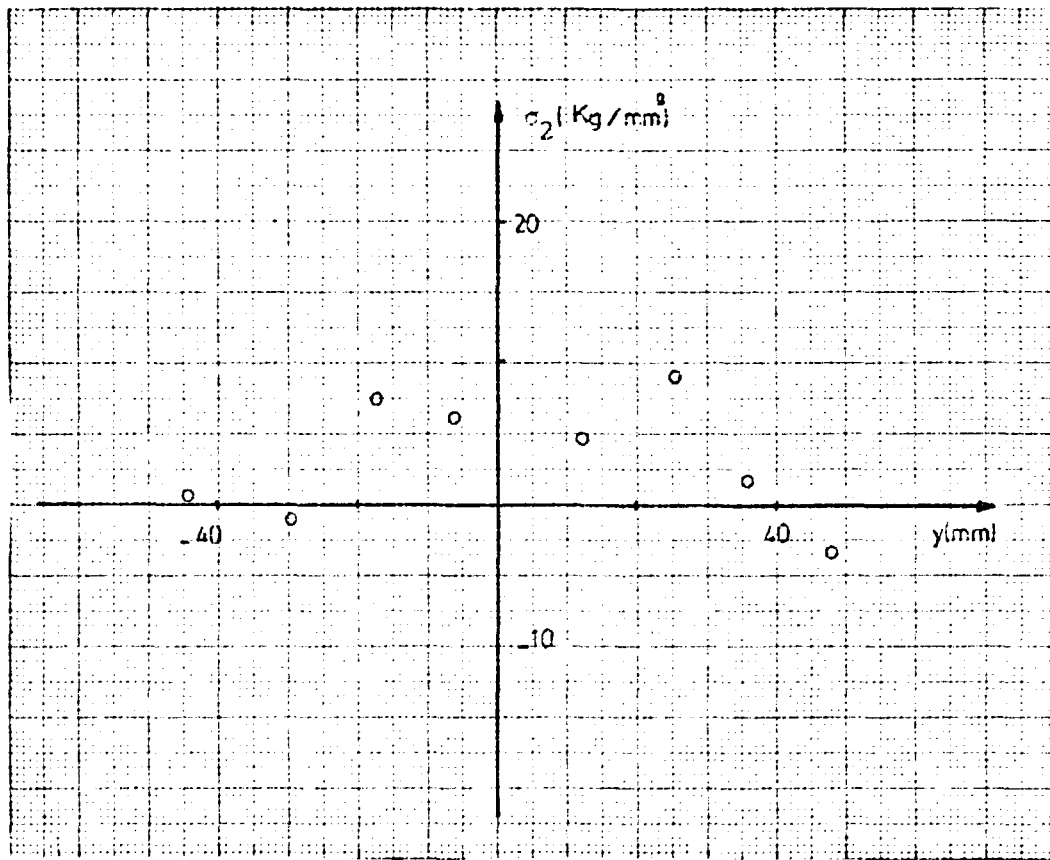


Fig. 30

Tensão σ_2 perpendicular ao cordão de solda após tratamento térmico
- tensão medida ao longo do cordão de solda

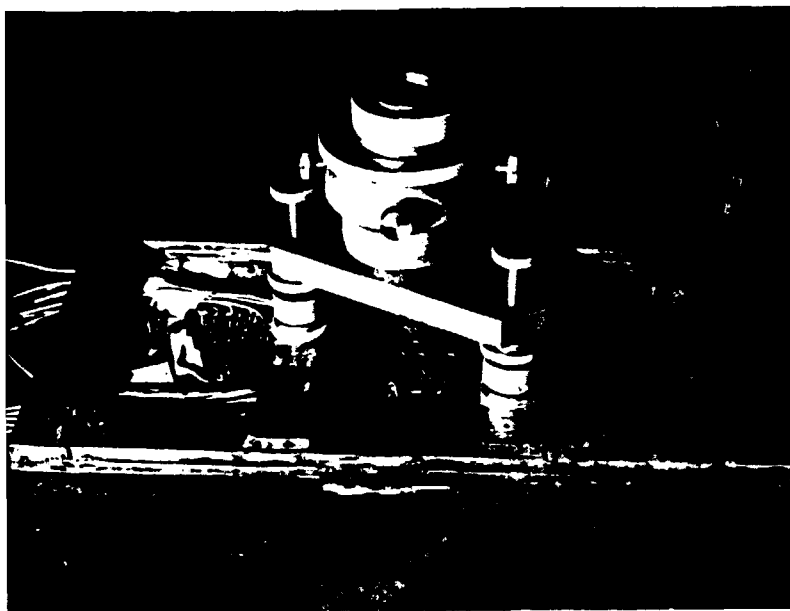


Fig. 31
Montagem do equipamento
de usinagem, onde apare-
cem a base da fresadora
fixado sobre suporte
em aço.

Tal montagem facilitou
a usinagem de série de
furos com economia de
tempo.



Fig. 32
Processo de centragem, a fim de que o furo seja
usinado no centro dos tres extensometros.

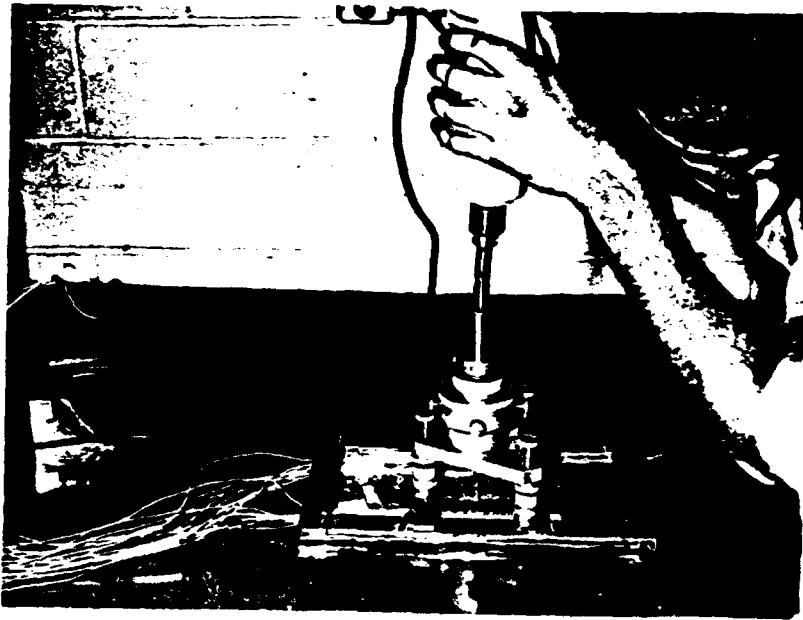


Fig. 33

Usinagem do furo em um ponto da chapa

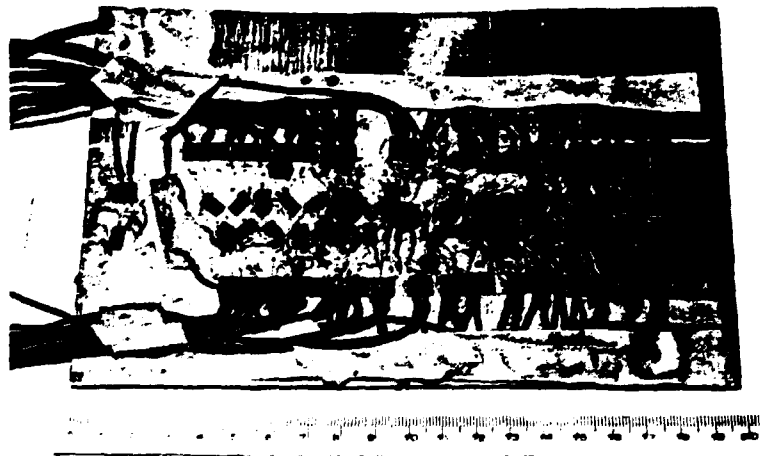


Fig. 34

Chapa com rosetas posicionadas perpendicularmente
ao cordão de solda.

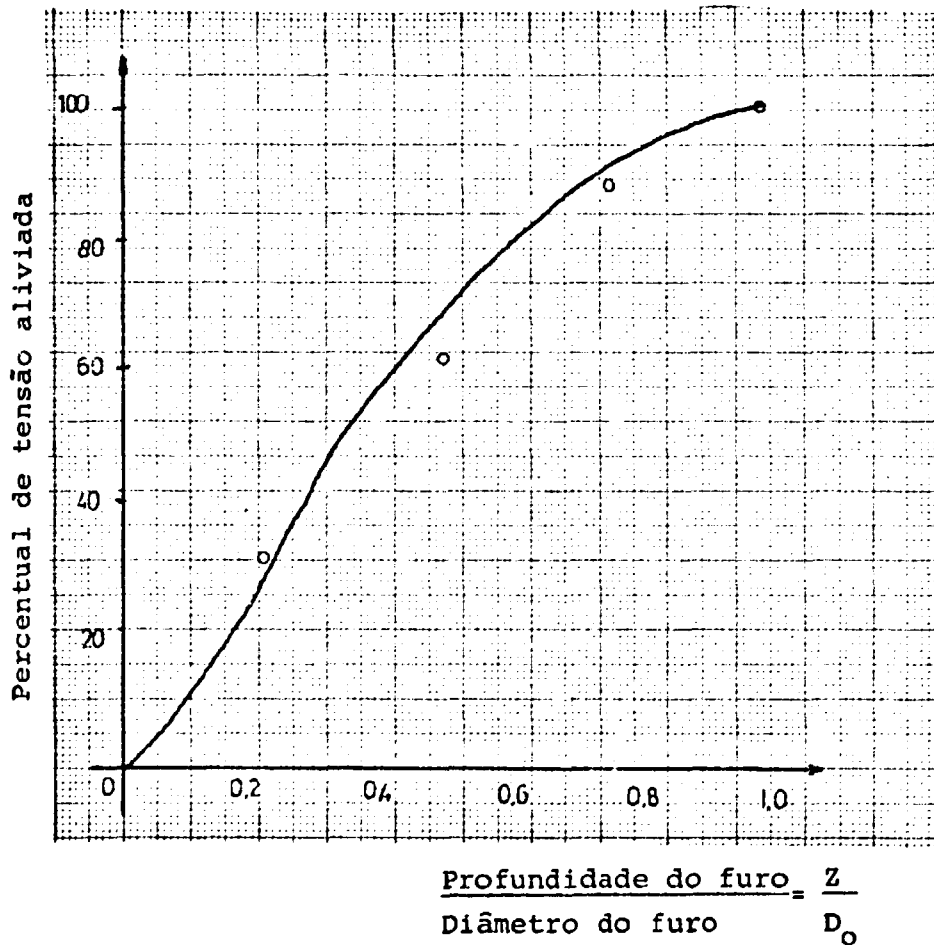


Fig. 35

Comparação entre os pontos obtidos pela Tabela 3 e a curva padrão (linha contínua) que dá a relação entre percentagem de tensão aliviada e profundidade do furo, considerando tensão uniforme com a profundidade [4].

BIBLIOGRAFIA

- [1] - DIETER, G. E. Mechanical Metallurgy. New York, N.Y. Mc Graw - Hill, 1961.
- [2] - MC CLINTOCK, Frank A. & ARGON, Alis. Mechanical Behavior of Materials. Reading, Mass., Addison-Esley, 1966.
- [3] - PHOTOLASTIC INC. MEASUREMENTS GROUP. Measuremnts of Residual Stresses by the Blind Hole Drilling Method. Wendell, N.C., 1977. (Technical Data Bulletin T-403).
- [4] - WOLF, H. & BÖHM, W. das Ring - Kern - Verfahren zur Messung von Eigenspannungen und seine Anwendung bei Turbinen und Generatorwellen. Archiv für das Eisenhüttenwesen, 42 (3J: 195-200, Mäy 1971).
- [5] - LAKHTIN, Y. Eingineering Physical Metallurgy. Moscou, MIR Publishers, 1977.
- [6] - HIGDON, Archie & RILEY, William F. Mecânica dos Materiais. Rio de Janeiro, Guanabara Dois, 1978.
- [7] - FROCHT, Max M. Fotoelasticidade. 2. ed. /s.l./, Ediar Soc. Anón. Editores, 1950. v. 1.
- [8] - TIMOSHENKO, S. Resistência dos Materiais. Rio de Janeiro, AO LIVRO TÉCNICO S/A, 1966.
- [9] - PFERNINGWERTH, P.L. Engineering Mechanics Notes Fuel Element Design Course. Pittsburg, Bettis Atomic Power Laboratóry, 1966.
- [10] - TIMOSHENKO, S. & GOODIER, J. N. Teoria da Elasticidade. Bilbao, Ediciones UAMO, 1968.

- [11] - BEANEY, E.M. Accurate Measurements of Residual Stress on Any Steel Using The Center Hole Method. Strain, 12 (3): 99-106, 1976.
- [12] - PERRY, C.C. & LISSNER, H. R. Strain Gauge Primer. New York, N.Y., Mc Graw Hill, 1955.
- [13] - TOKYO SOKKI KENKYUJO CO. Residual Stress Measurements by Center Hole Method Using TML Strain Gauge Type FRS. Tokyo, s.d. (TML Technical Bulletin 10 10 A).
- [14] - GANDRA, A.M.; MORAES, J.R.G.; MANSUR, T.R. Análise Experimental de Tensões. Belo Horizonte, Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear, 1979.
- [15] - BEANEY, E.M. & PROCTER, E. A Critical Evaluation of the Centre Hole Technique for the Measurement of Residual Strain, 12 (1): 7-12, 1974.
- [16] - AVRIL, Jean. Encyclopedie Vishay d'Analyse des Contraintes. Paris, Socedit, 1974.
- [17] - MACHARAUCH, E. & WOHLFAHRT, H. Different Sources of Residual Stress as a Result of Welding. Karlsruhe, Institut für Werkstoff kunde, s.d.
- [18] - PHOTOLASTIC INC. MEASUREMENTS GROUP. Instruction Manual Model RS - 200 Milling Guide. Wendell, N. C., 1980.
- [19] - FLAMAN, M.T. Investigation of Ultra-high speed dulling for Residual Stress Measurements by the Center Hole Method. Paper presented at the SESA Meeting, Boston, Mass., May 1980.
- [20] - RELSEY, R.A. Measuring Non-uniform Residual Stresses by the Hole Drilling Method. Proceedings SESA, 14 (1): 94-181, 1956.