

ESTUDO DO COMPORTAMENTO PÓS-CRÍTICO DE PAREDES ESBELTAS
DE PERFIS METÁLICOS

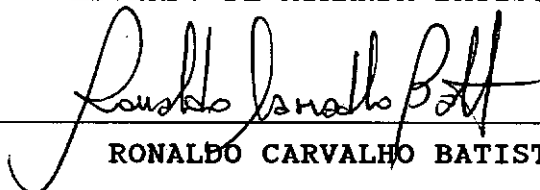
ARLENE MARIA CUNHA SARMANHO

TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DA COORDENAÇÃO DOS
PROGRAMAS DE PÓS-GRADUAÇÃO DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE
FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS
NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS
EM ENGENHARIA CIVIL.

APROVADA POR:



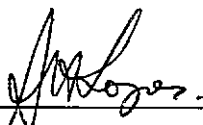
EDUARDO DE MIRANDA BATISTA, D.Sc.



RONALDO CARVALHO BATISTA, Ph.D.



RICARDO COSCARELLI ANTONINNI, D.Sc.



SEBASTIÃO ARTHUR LOPES DE ANDRADE, Ph.D.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

AGOSTO DE 1991

SARMANHO, ARLENE MARIA CUNHA

Estudo do Comportamento Pós-Crítico de Paredes
Esbeltas de Perfis Metálicos [Rio de Janeiro] 1991
xiv, 114p. 29.7 cm (COPPE/UFRJ, M.Sc.,
Engenharia Civil, 1991).

Tese - Universidade Federal do Rio de Janeiro,
COPPE.

1. Estabilidade Estrutural

2. Estrutura Metálica

3. Perfis de Chapa Dobrada

I. COPPE/UFRJ

II. TÍTULO (série)

AOS MEUS PAIS

EVERALDO E ARLETE SARMANHO

AO VOVÔ JOSÉ (IN MEMORIUM)

AGRADECIMENTOS

Aos meus pais pelo amor, sacrifícios e incentivo que me deram em toda minha vida. As minhas sobrinhas Cassandra e Camila pela beleza de existirem. E a meus irmãos Aliete e Edvaldo.

A minha Tia Tereza pelo carinho que substituiu a saudade de família.

A Marcílio.

Ao professor EDUARDO BATISTA, pela orientação e ensinamentos, fundamentais para a realização deste trabalho.

Aos funcionários do Laboratório de Estruturas pela ajuda e atenção que viabilizaram os ensaios desta pesquisa.

Ao professor Yosiaki Nagato pela atenção dispensada sempre que necessário.

A todos os professores do Programa de Engenharia Civil da COPPE pelos ensinamentos transmitidos.

A Sueli, Digna, Druzila, Glaucia, Lícia e Laura pela amizade e convívio diário.

Aos amigos Sanclér, Ana Paula, Ana Maria, Maria Emilia, Assis, Ademir, Rafael, Afonso e Paulinho.

A todos os colegas da COPPE que de alguma maneira contribuíram nesta caminhada.

A industria Tecnofer S.A. que forneceu os perfis de chapa dobrada utilizados nesta pesquisa.

RESUMO DA TESE APRESENTADA A COPPE/UFRJ COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS (M.Sc.).

ESTUDO DO COMPORTAMENTO PÓS-CRÍTICO DE PAREDES ESBELTAS DE PERFIS METÁLICOS

ARLENE MARIA CUNHA SARMANHO

AGOSTO DE 1991

Orientador: Eduardo de Miranda Batista

Programa: Engenharia civil

Apresenta-se neste trabalho um estudo teórico-experimental do comportamento pós-crítico de perfis de chapa dobrada e paredes esbeltas. Os resultados experimentais são confrontados com propostas teóricas baseadas no método das larguras efetivas e servem para analisar e comparar vários modelos e formulações. O trabalho experimental inclui o ensaio de três corpos de prova formados por perfis com seção C e sujeitos à compressão centrada. Com base nos resultados obtidos através do acompanhamento experimental destes corpos de prova, propõe-se uma formulação geral para descrever o seu comportamento pós-crítico até a ruína. A formulação proposta é confrontada com especificações existentes em

normas de projeto bem como outras proposições conhecidas na literatura. É também analisada a aplicabilidade da equação proposta em estudos numéricos através de um programa de elementos finitos, sendo os resultados confrontados com aqueles obtidos experimentalmente. A análise e comparação com resultados experimentais se faz tanto para a descrição de comportamento quanto para valores de cargas últimas obtidas.

ABSTRACT OF THESIS PRESENTED TO COPPE/UFRJ AS PARTIAL FULFILLMENT OF THE REQUERIMENTS FOR THE DEGREE OF MASTER OF SCIENCE (M.Sc.).

ANALYSIS OF THE POST-CRITICAL BEHAVIOUR
OF THIN-WALLED STEEL PROFILES

ARLENE MARIA CUNHA SARMANHO

AUGUST, 1991

Thesis Supervisor: Eduardo de Miranda Batista

Departament: Civil Engineering

The results from theoretical-experimental studies of post-critical behaviour of thin-walled cold-formed steel sections are presented. The experimental results are compared to theoretical predictions based on the effective width method and are used to assess several design prescriptions and past propositions. The experimental investigation included tests of three specimens formed by lipped channel profiles under concentric loading. Based on the experimental measurements, a general formulation to describe the post-critical behaviour up to the failure was developed. The proposed formulation is compared to design codes prescriptions as well as some others approaches. The

applicability of the proposed formulation in numerical studies, with the help of a finite element code is analysed and compared to some other experimental results. Also the analysis and comparison with the experimental results are carried out to verify both the behaviour and the ultimate loads.

ÍNDICE

	página
CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO.....	1
CAPÍTULO II - ESTABILIDADE DE PLACAS ESBELTAS.....	4
II.1 - Introdução.....	4
II.2 - Instabilidade de Placas Isoladas.....	5
II.3 - Instabilidade de Seções de Paredes esbeltas.....	11
II.4 - Comportamento Pós-Crítico.....	16
II.4.1 - Método da Largura Efetiva.....	18
II.4.2 - Método da Largura Efetiva no Estado Limite Último.....	24
II.4.3 - Método da Largura Efetiva para Análise do Comportamento de Placas Esbeltas..	27
II.4.4 - Consideração da Interação entre as paredes, para perfis de chapa dobrada.....	31
CAPÍTULO III - PROGRAMA EXPERIMENTAL.....	33
III.1 - Introdução.....	33
III.2 - Processos de Fabricação e Imperfeições...	35
III.3 - Seções Estudadas.....	37
III.4 - Características do Material.....	39

III.5 - Preparação e Instrumentação dos Corpos de Prova.....	40
III.6 - Metodologia de Ensaio.....	43
CAPÍTULO IV - APRESENTAÇÃO DOS RESULTADOS	50
IV.1 - Introdução.....	50
IV.2 - Imperfeições.....	50
IV.3 - Descrição dos Ensaios e Resultados das Medições.....	52
IV.3.1 - Corpo de Prova CP1-S1.....	52
IV.3.2 - Corpo de Prova CP2-S1.....	54
IV.3.3 - Corpo de Prova CP3-S2.....	58
IV.4 - Determinação das larguras Efetivas a Partir dos Resultados Experimentais.....	60
CAPÍTULO V - ANÁLISE DOS RESULTADOS.....	65
V.1 - Introdução.....	65
V.2 - Revisão Bibliográfica.....	66
V.2.1 - Recomendações da AISI.....	66
V.2.2 - Recomendações da ECCS.....	70
V.3 - Proposta de Formulação para o Comportamento Pós-Crítico.....	73
V.4 - Comparação com os Resultados Experimentais.	76

V.4.1 - Comparação com Formulações do Tipo Polinomial.....	76
V.4.2 - Avaliação das Prescrições de Normas...	87
V.5 - Aplicação das Propostas Polinomiais em Análise Numérica.....	96
V.6 - Avaliação das Cargas Últimas.....	107
CAPÍTULO VI - CONCLUSÕES E SUGESTÕES.....	109
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	112

SIMBOLOGIA

letras do alfabeto grego

σ_{cr} - Tensão crítica de flambagem na placa

σ_e - Tensão máxima atuante na placa

substituta

σ_m - Tensão média atuante na placa

σ_{max} - Tensão máxima atuante na placa

λ_p - Esbeltez relativa da placa no estado limite

último

λ_{pd} - Esbeltez relativa da placa no estado de

serviço

λ_0 - Esbeltez relativa da placa para o início da flambagem local

ϵ_{max} - Deformação máxima

letras do alfabeto romano

A - Área da seção transversal

b - Largura da placa original

b_e - Largura da placa substituta

$b_{e_{exp}}$ - Largura efetiva experimental

b_1 - Comprimento do trecho reto da alma do perfil C

b_2 - Comprimento do trecho reto da mesa do perfil C

b_3 - Comprimento do trecho reto do enrijecedor do perfil C

f_y - Tensão de escoamento do material

b_{m1} - Comprimento de eixo a eixo da alma do perfil C

b_{m2} - Comprimento de eixo a eixo da mesa do perfil C

b_{m3} - Comprimento de eixo a eixo do enrijecedor do perfil C

b_f - Comprimento do total da mesa do perfil C

b_s - Comprimento do total do enrijecedor do perfil C

b_w - Comprimento do total da mesa do perfil C

k - Coeficiente de flambagem da seção transversal

k_0 - Matriz de rigidez linear

k_G - Matriz de rigidez geométrica

l - Comprimento do perfil C

m - Número de meias ondas no sentido longitudinal da placa

P_u - Carga última do perfil C

P_{ue} - Carga última experimental do perfil C

P_{ut} - Carga última teórica do perfil C

s - Comprimento da meia onda no sentido longitudinal da placa

t - Espessura da chapa que compõe o perfil C

u - Vetor deslocamento

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

A moderna engenharia estrutural tende a adotar materiais e soluções alternativas, com o objetivo de baratear custos e possibilitar estruturas mais leves e arrojadas. Uma destas soluções são os perfis metálicos esbeltos, como os perfis de chapa dobrada, que vêm tendo sua utilização ampliada. No Brasil, a utilização em larga escala em estruturas treliçadas planas e espaciais, especialmente no caso de coberturas, vem demonstrando a aceitação deste produto.

Entretanto os elementos estruturais de chapa dobrada quando fabricados a partir de chapas finas de aço podem estar sujeitos a fenômenos de instabilidade, como a flambagem local, e necessitam verificações muitas vezes trabalhosas. Pesquisas teóricas e experimentais têm sido realizadas a fim de caracterizar e descrever o comportamento destes elementos, buscando soluções de cálculo e métodos de dimensionamento econômicos e seguros.

comportamento pós-crítico das paredes de perfis de chapa dobrada apresenta-se como um problema relevante a ser resolvido e introduzido nas normas de projeto. A forte ligação entre instabilidade estrutural e imperfeições conduz à necessidade de estudos experimentais, acompanhados das devidas verificações teóricas. Com base nas considerações acima, definiu-se como objetivo desta pesquisa a análise teórico-experimental do comportamento pós-crítico das paredes esbeltas de perfis de chapa dobrada.

Foram realizados 3 ensaios com perfis do tipo U enrijecido, também conhecido por perfis C, com os corpos de prova sob carregamento centrado. Os resultados das medições são analisados e confrontados com diversas formulações existentes e propostas.

No capítulo II é apresentado de forma sucinta o problema da estabilidade de placas isoladas e das seções compostas de paredes esbeltas, seguindo-se uma apresentação do problema do comportamento pós-crítico até a ruína. Esta apresentação resume-se aos casos típicos a serem analisados no decorrer da pesquisa e seus resultados têm importância na análise do fenômeno. A busca de soluções simplificadas para o problema conduz à utilização do método das larguras efetivas.

desenvolvido, além dos processos de fabricação dos perfis utilizados, características mecânicas do material dos corpos de prova e toda a metodologia empregada na preparação e instrumentação dos mesmos, bem como a metodologia de execução dos ensaios realizados.

No capítulo IV estão descritos os níveis de imperfeições medidos nos corpos de prova ensaiados. É também apresentada uma descrição minuciosa dos ensaios realizados e a apresentação das medições obtidas, seguindo-se o tratamento de dados para a avaliação do comportamento dos corpos de prova ensaiados.

No capítulo V é feita uma revisão bibliográfica de algumas formulações existentes em normas técnicas, relacionadas ao tratamento do comportamento pós-crítico de paredes enrijecidas de perfis de chapa dobrada sob carga centrada. Estas formulações são confrontadas com os resultados experimentais obtidos nesta pesquisa. É igualmente proposta uma formulação alternativa, com aplicabilidade tanto em prescrições de normas quanto em análise numérica, sendo o seu desempenho igualmente testado com os resultados experimentais obtidos.

O capítulo VI é destinado às conclusões da pesquisa e a uma avaliação do trabalho realizado. São igualmente apresentadas algumas sugestões que podem contribuir para trabalhos futuros.

CAPÍTULO II

ESTABILIDADE DE PLACAS ESBELTAS

II.1 - INTRODUÇÃO

No estudo de elementos estruturais com paredes finas é necessário o conhecimento do comportamento das placas esbeltas, sendo estas entendidas como elementos estruturais cuja relação largura-espessura é importante, influenciando na sua estabilidade elástica quando solicitadas por carregamento de compressão aplicado no seu plano.

Inicialmente será abordado o problema de instabilidade das placas isoladas e das seções compostas de paredes esbeltas, seguindo-se uma apresentação do problema do seu comportamento pós-crítico até a ruína.

As placas esbeltas apresentam comportamento pós-crítico estável, com reserva de resistência que deve ser levada em consideração. No entanto, o tratamento matemático do comportamento pós-crítico exige soluções trabalhosas e refinadas, conduzindo ao emprego de métodos numéricos, sendo o método dos elementos finitos o de maior uso. A necessidade de aplicar soluções simplificadas ao

problema, a fim de se criar um modelo confiável e adaptado tanto a aplicações de projeto quanto ao emprego em cálculos mais elaborados, aponta para a representação do fenômeno através do método das larguras efetivas.

Neste capítulo será apresentado o método da largura efetiva para placas isoladas e o método da área efetiva que considera seções de paredes esbeltas. O primeiro é tradicional na literatura especializada, sendo proposto inicialmente por von KARMAN [1]. Sua aplicação e desenvolvimento possibilitou a incorporação do fenômeno do comportamento pós-crítico em normas de projeto, através de uma formulação suficientemente simples e segura. O segundo é uma decorrência do primeiro e sugere a aplicação dos mesmos princípios, quando consideradas associações de placas esbeltas e não apenas placas isoladas, como será mostrado mais adiante.

II.2 - INSTABILIDADE DE PLACAS ISOLADAS

Apresenta-se a seguir, de forma sucinta, a solução clássica para uma placa submetida a compressão uniforme. Considere a placa comprimida da figura (II.1).

A equação diferencial de equilíbrio para esta placa, sujeita ao carregamento indicado, é dada por:

$$D \left[\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} \right] + q_x \frac{\partial^4 w}{\partial x^2} = 0 \quad (\text{II.1})$$

onde w é a função de deslocamento transversal e D é o coeficiente de rigidez à flexão da placa, dado por:

$$D = \frac{E t^3}{12(1-\nu^2)}$$

sendo

E = módulo de elasticidade do material

t = espessura da placa

ν = coeficiente de Poisson

q_x = carga de compressão uniformemente distribuída na placa

O carregamento crítico e o modo de flambagem correspondente são os valores de q_x e w que satisfazem à equação (II.1).

A solução dada pela equação (II.2) seguinte, baseada em uma função de deslocamento senoidal, corresponde ao modo de instabilidade indicado na figura (II.2):

$$w(x,y) = A \operatorname{sen} \frac{m\pi x}{a} \operatorname{sen} \frac{\pi y}{b} \quad (\text{II.2})$$

onde m está associado ao número de meias ondas que se formam no sentido longitudinal (direção x) da placa.

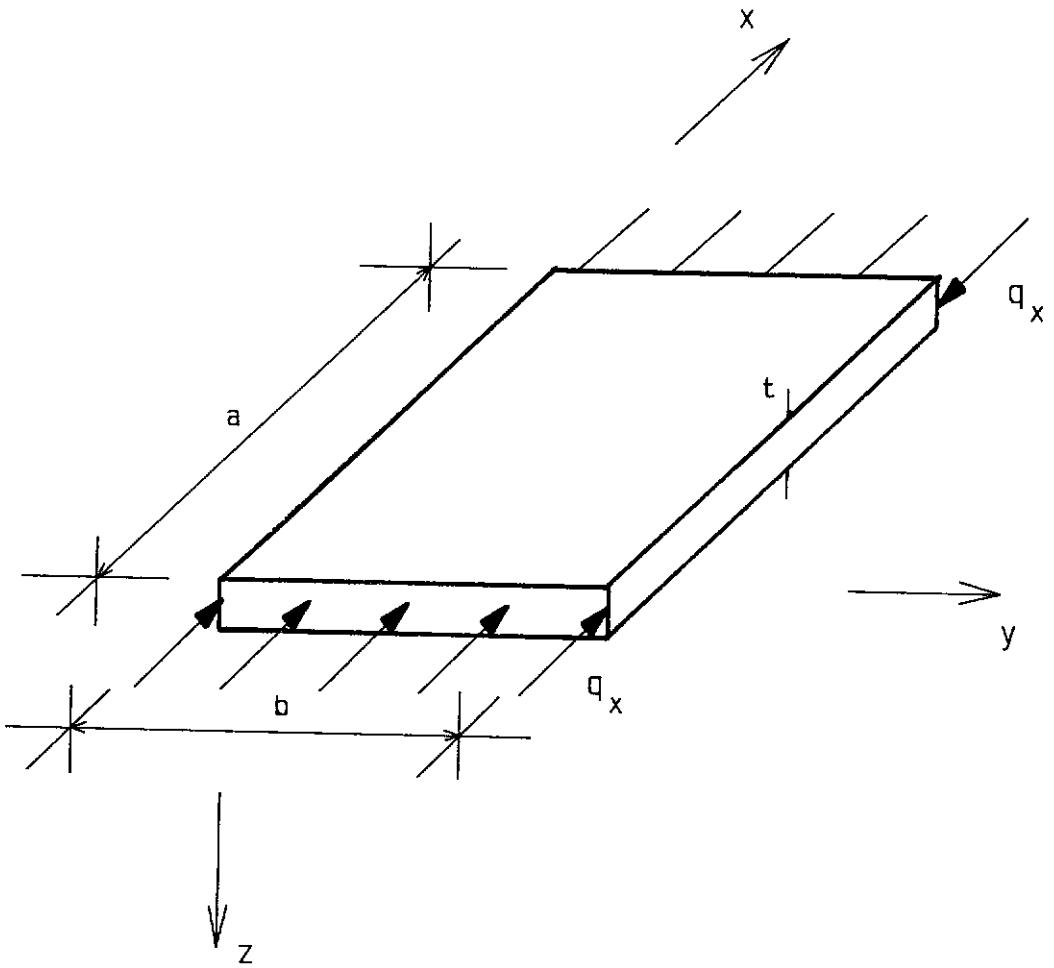


figura (II.1) - Placa sujeita a compressão uniforme.

Substituindo-se na equação (II.1) a função de deslocamentos w dada pela equação (II.2) e operando-se as derivadas, obtém-se

$$q_x = \frac{\pi^2 D}{b^2} \left(m \frac{b}{a} + \frac{a}{mb} \right)^2 \quad (\text{II.3})$$

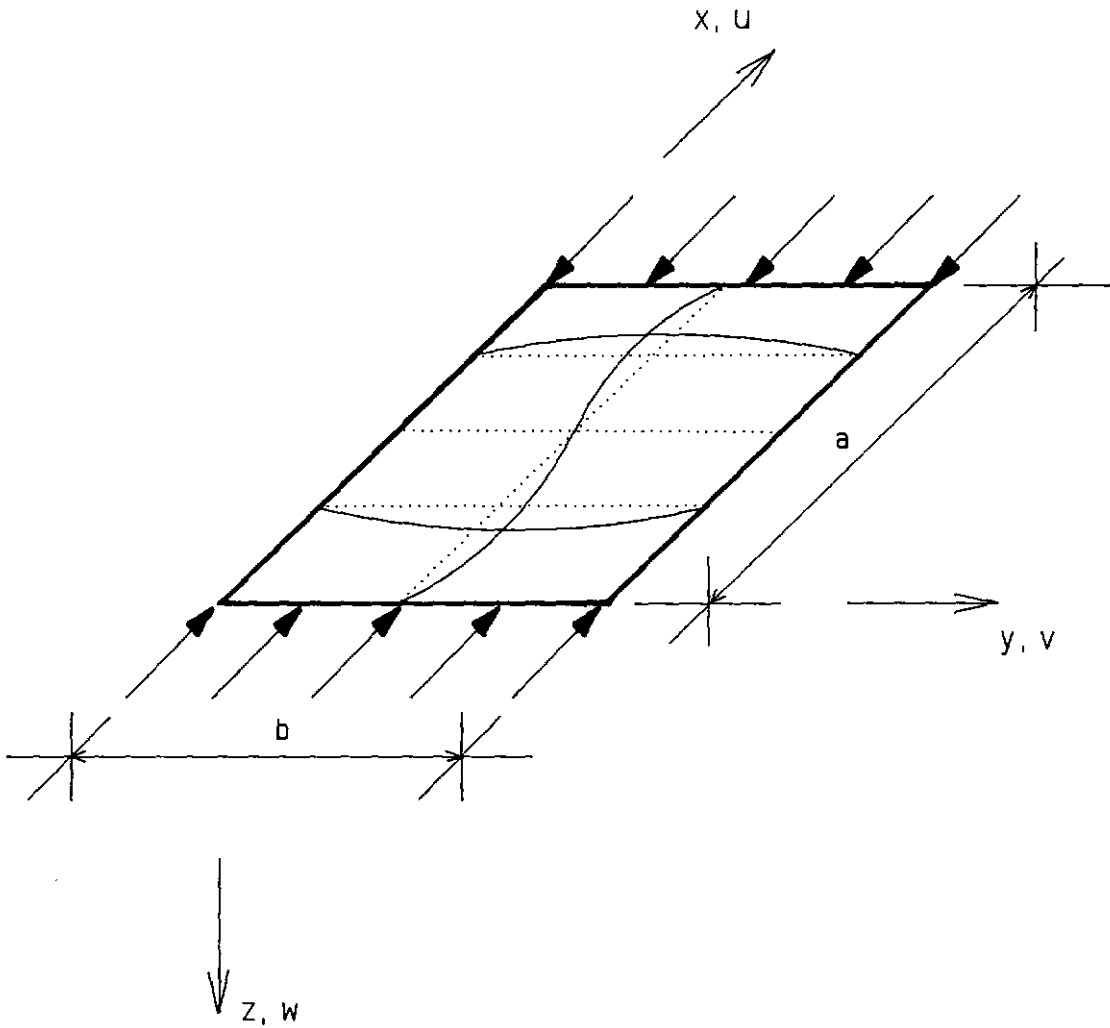


figura II.2 - Modo de instabilidade de uma placa sob compressão uniforme.

A tensão crítica de flambagem local, σ_{cr} , será

$$\sigma_{cr} = \frac{q_x}{t} = \left(m \frac{b}{a} + \frac{a}{mb} \right)^2 \frac{\pi^2}{(b/t)^2} \frac{E}{12(1-\nu^2)} \quad (\text{II.4})$$

ou ainda

$$\sigma_{cr} = k \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b} \right)^2 \quad (\text{II.5})$$

onde a grandeza k , conhecida como coeficiente de flambagem da placa, está associada à sua geometria e condições de extremidade e é dada por

$$k = \left(\frac{m b}{a} + \frac{a}{m b} \right)^2 \quad (\text{II.6})$$

A equação (II.6) oferece uma coleção de resultados associados ao número m de meias ondas senoidais.

Para o caso da placa indicada na figura (II.2) com os quatro bordos simplesmente apoiados, a solução indicada pela equação (II.6) é graficamente representada na figura (II.3).

Observa-se que para cada modo de flambagem, associado a um número m de meias ondas senoidais, obtém-se um valor mínimo de k igual a 4,0, correspondente a um valor inteiro da relação geométrica entre as dimensões da placa, a/b .

A coleção de curvas apresentadas na figura (II.3) indica que, para placas com comprimento a maiores que 4 vezes a sua largura b , podemos considerar o valor do coeficiente de flambagem k igual a 4,0, independentemente da relação a/b , já que a variação no valor de k pode ser desprezada. Para o caso de placas curtas, onde $a/b < 3$, devemos considerar o valor do coeficiente de flambagem k dependendo daquela relação geométrica, com a possibilidade de se obter valores de k significativamente superiores a 4,0.

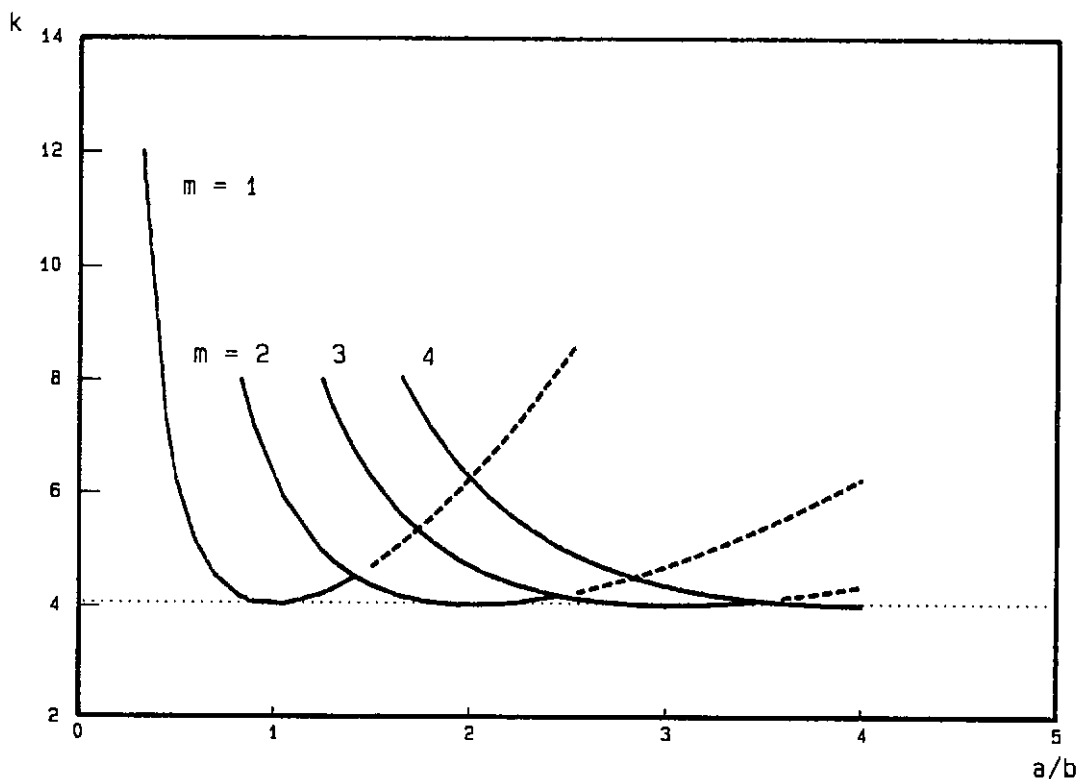


figura II.3 - Coeficiente de flambagem para uma placa simplesmente apoiada sob compressão uniforme.

Os valores de k para diferentes condições de extremidade combinadas com diferentes carregamentos são tabelados e podem ser encontrados na literatura técnica.

Outros casos, com diferentes condições de extremidade, têm soluções encontradas na literatura [2]; no entanto, o presente estudo limita-se a casos de carregamento de compressão uniformemente distribuída e bordos simplesmente apoiados.

II.3 - INSTABILIDADE DE SEÇÕES DE PAREDES ESBELTAS

Para o caso de compressão de seções transversais compostas pela associação de placas esbeltas, como é o caso de perfis de chapa de aço dobrada à frio e paredes finas, o fenômeno da flambagem local é análogo àquele encontrado para as placas isoladas, como está apresentado no item anterior. Acrescentando-se apenas que, para cada parede que forma a seção, as condições de extremidade apresentam-se com engastamento elástico, com coeficiente de rigidez dependente das dimensões da parede vizinha.

As tensões críticas de flambagem local, para seções esbeltas sujeitas a carregamento concentrado de compressão, podem ser obtidas analiticamente conforme está descrito por BULSON na referência [3].

As tensões críticas, e seus modos associados, podem também ser calculadas utilizando métodos numéricos (dos elementos finitos ou das faixas finitas, por exemplo) para a solução do problema de autovalores. A partir de um programa baseado no método da faixa finita realizou-se um estudo paramétrico para alguns tipos de seções transversais de perfis de chapa dobrada, cujos resultados serão apresentados neste capítulo. Maiores detalhes podem ser encontrados na referência [4].

O modo de instabilidade de um perfil C é mostrado na figura (II.4), onde se observa que sua deformada segue a mesma lei senoidal adotada para as placas isoladas. A função de deslocamentos adotada neste caso, para cada parede, é a seguinte:

$$w(x,y) = f(y) \operatorname{sen} \frac{m\pi x}{s} \quad (\text{II.7})$$

onde x e y estão associados respectivamente às direções longitudinal e transversal, no plano de cada parede, e s é o comprimento de meia onda que se forma ao longo da direção x da parede.

A função de interpolação $f(y)$ é polinomial do 3º grau e para determinação das constantes desta equação, as condições de bordo para as arestas de ligação com as paredes vizinhas devem ser consideradas como fixas, permitindo apenas rotação (as arestas permanecem retas). Esta condição é comprovada experimentalmente e a figura (II.4) está indicando o modo de instabilidade que se

apresenta no perfil completo.

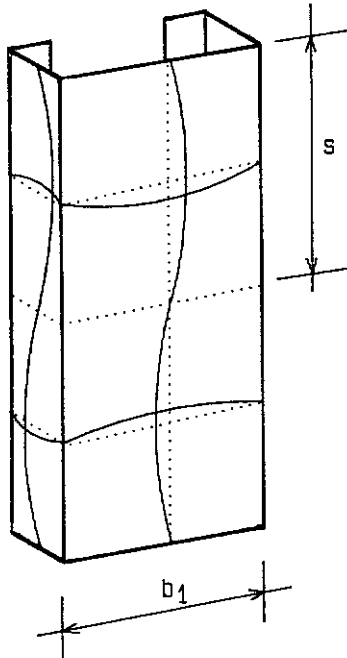


figura II.4 - Modo de instabilidade de um perfil C.

A solução do problema de autovalor representado pela equação (II.8), onde \underline{K}_0 e \underline{K}_g são as matrizes de rigidez linear e geométrica respectivamente, e \underline{u} é o vetor de deslocamentos, conduz à determinação dos modos de instabilidade e às tensões críticas σ_{cr} correspondentes.

$$\left[\underline{K}_0 + \left(\underline{K}_g \right) \sigma \right] \left\{ \underline{u} \right\} = \underline{0} \quad (\text{II.8})$$

O valor da tensão crítica é calculado para diferentes valores de s . Por um processo iterativo de sucessivas interpolações polinomiais entre os resultados obtidos, determina-se o valor da tensão crítica mínima.

Este procedimento, quando utilizado para placas

isoladas, fornece resultados muito próximos daqueles obtidos por soluções analíticas [5]. A expressão da tensão crítica pode ser dada por:

$$\sigma_{cr} = \frac{k\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b_1} \right)^2 \quad (\text{II.9})$$

onde b_1 é a largura da parede de referência.

Os valores dos coeficientes de flambagem k calculados pelo método das faixas finitas, em função da geometria da seção, são mostrados na figura (II.5) [4].

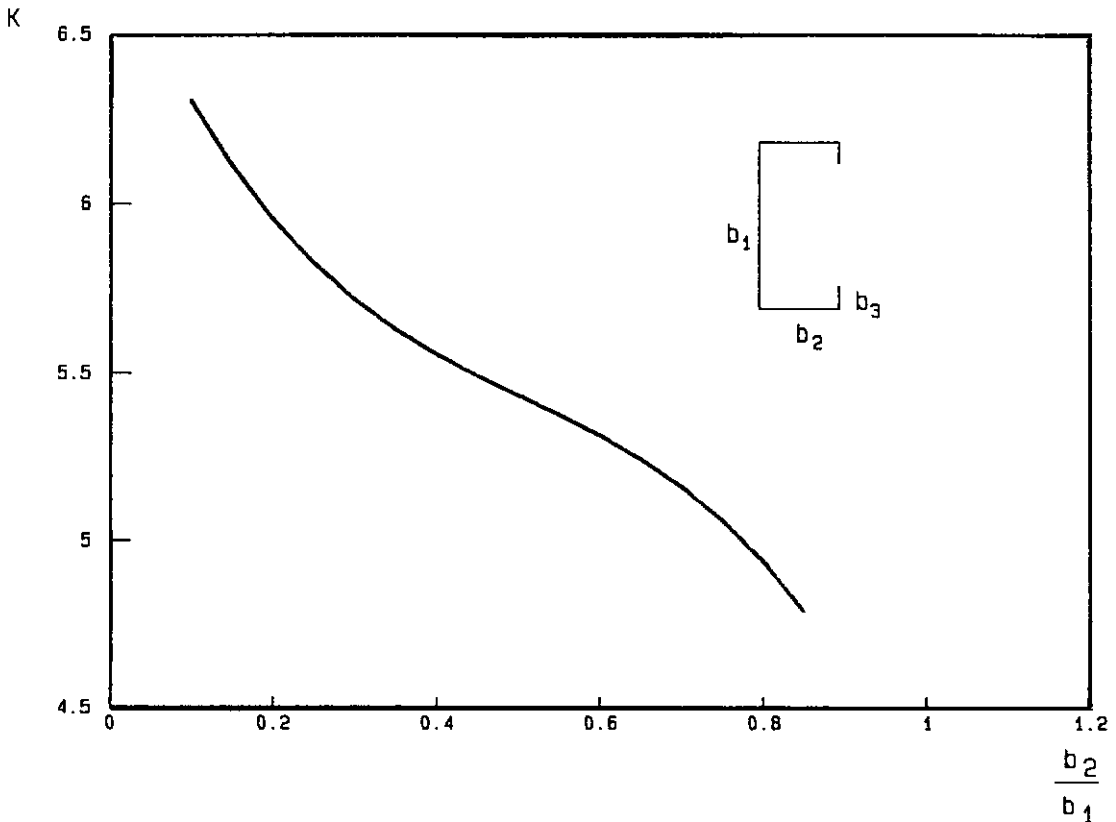


figura II.5 - Coeficiente de flambagem para seção C.

Estes resultados são válidos para $0,1 \leq b_3/b_1 \leq 0,3$. Fora desta relação para a largura b_3 do enrijecedor de bordo, a seção é conduzida a modos distintos de instabilidade local, reduzindo os valores da tensão crítica. De um modo geral, as seções em C dos perfis de chapa dobrada obedecem a esta relação geométrica.

Pode-se exprimir estes valores de k , com boa precisão, através de uma equação polinomial, a qual foi determinada pelo método dos mínimos quadrados, sendo o erro máximo menor que 2% quando comparado aos resultados numéricos. A expressão obtida é a seguinte [4], válida para as seções de tipo C

$$k = 6,8 - 5,8 \eta + 9,2 \eta^2 - 6,0 \eta^3 \quad (\text{II.10})$$

$$\text{para } 0,1 \leq \frac{b_2}{b_1} \leq 1 \quad \text{e} \quad 0,1 \leq \frac{b_3}{b_1} \leq 0,3$$

onde η representa a relação entre a largura da mesa e da alma, b_2/b_1 .

Os comprimentos s de meia onda, que se desenvolvem longitudinalmente no perfil comprimido, têm seus valores calculados pelo método das faixas finitas para a seção C em estudo, conforme a figura (II.6) [4].

Os valores de s indicados pela figura(II.6) são extremamente úteis para a determinação do comprimento das colunas curtas a serem ensaiadas em laboratório, como será visto no capítulo III.

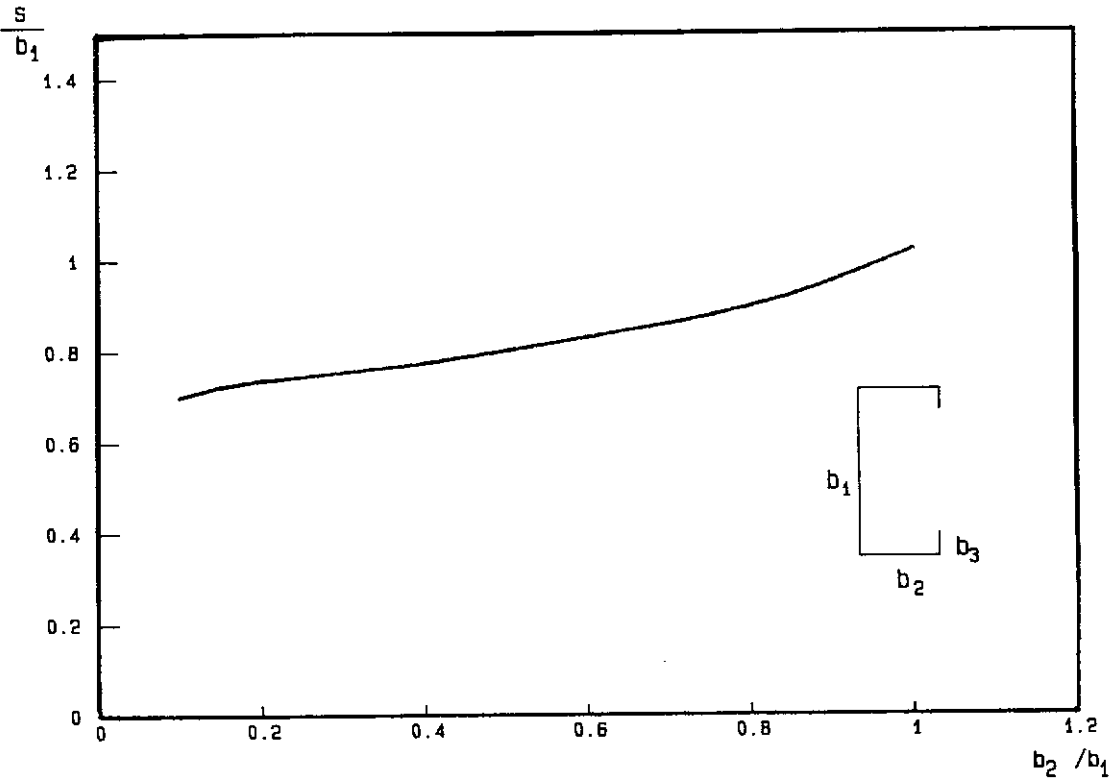


figura II.6 - Comprimento de meia onda de flambagem s , para perfis de seção C.

II.4 - COMPORTAMENTO PÓS-CRÍTICO

O comportamento pós-crítico das placas esbeltas é de natureza estável, conduzindo a deslocamentos fora de seu

plano que no entanto não indicam necessariamente a iminência de colapso.

A solução para o comportamento pós-crítico de placas esbeltas perfeitas foi proposto por von Karman e é representado pelo sistema de equações diferenciais seguintes

$$\begin{aligned} \nabla^4 w &= \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} = \\ &= \frac{t}{D} \left[\frac{\partial^2 F}{\partial y^2} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 F}{\partial x^2} \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} - 2 \frac{\partial^2 F}{\partial x \partial y} \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right] \quad (\text{II.11a}) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \nabla^4 F &= \frac{\partial^4 F}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 F}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 F}{\partial y^4} = \\ &= E \left[\left(\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right)^2 - \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right] \quad (\text{II.11b}) \end{aligned}$$

onde F é a função de tensão de Airy, a partir da qual se pode derivar as tensões através das relações seguintes

$$\sigma_x = \frac{\partial^2 F}{\partial y^2} \quad (\text{II.12a})$$

$$\sigma_y = \frac{\partial^2 F}{\partial x^2} \quad (\text{II.12b})$$

$$\tau_{xy} = \frac{\partial^2 F}{\partial x \partial y} \quad (\text{II.12c})$$

A solução do problema envolve recursos numéricos e computacionais, não sendo possível se estabelecer soluções simples e de aplicação geral. Sendo assim, o método que apresenta maior possibilidade de aplicação, assim como conduz a resultados confiáveis, respeitadas certas condições a serem apresentadas a seguir, é o método das larguras efetivas.

II.4.1 - MÉTODO DA LARGURA EFETIVA

Este método, proposto por von Karman para placas perfeitas, considera a redução de rigidez da placa através da substituição da placa original de largura b por uma placa substituta de largura efetiva b_e , sendo $b_e < b$.

Para uma placa sujeita a compressão axial, a distribuição de tensões antes da carga crítica é

representada na figura (II.7a). Quando a carga crítica de flambagem local é excedida, há uma redistribuição de tensões como na figura (II.7b), ao mesmo tempo em que surgem deslocamentos fora do plano da placa.

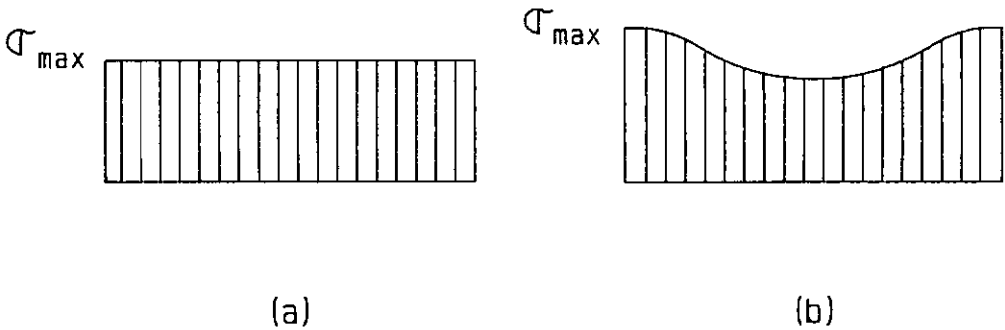


figura II.7 - Distribuição de tensões em uma placa sob compressão uniforme. a) antes da carga crítica, b) após a carga crítica

A partir da análise das figuras (II.7) pode-se chegar ao conceito de largura efetiva de placas esbeltas perfeitas em que a tensão máxima atuante nas bordas da placa original (σ_{\max}) é igual à tensão uniforme σ_e a que a placa substituta de largura b_e está submetida. Todo este princípio pode ser resumido da figura (II.8a e b)

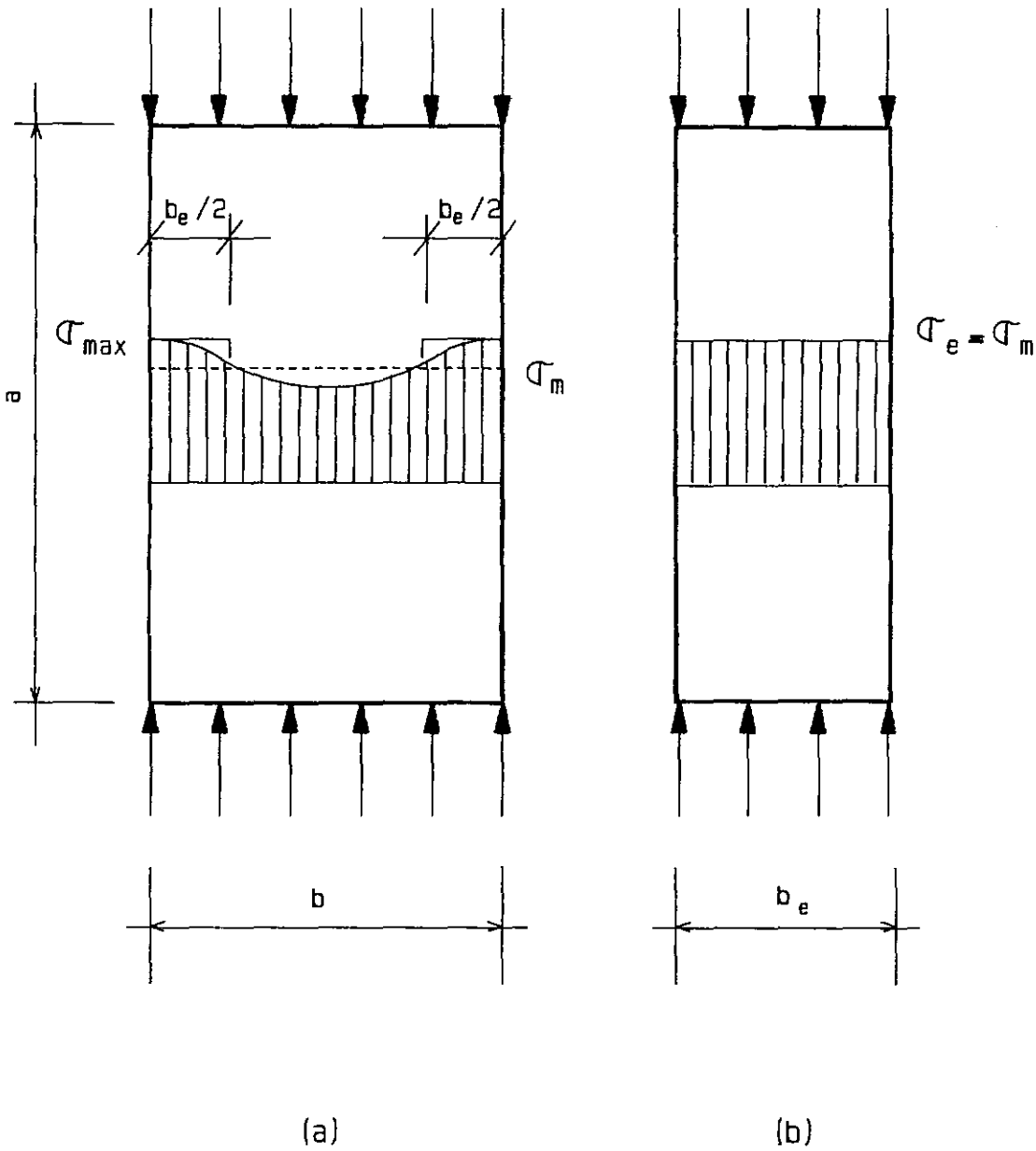


figura II.8 - Distribuição de tensões. a) na placa original após a flambagem local, b) na placa substituta.

Sendo assim, a tensão crítica para a placa substituta e a original são representadas pelas expressões seguintes

$$\sigma_{cre} = \frac{k\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b_e} \right)^2 \quad (\text{II.13})$$

$$\sigma_{cr} = \frac{k\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b} \right)^2 \quad (\text{II.14})$$

onde o valor de k nas equações (II.13) e (II.14) é igual a 4,0 para as condições de carregamento e apoio apresentadas. Considerando que $\sigma_{cre} = \sigma_e$, a partir das equações (II.13) e (II.14) obtém-se

$$\frac{b_e}{b} = \sqrt{\frac{\sigma_{cr}}{\sigma_e}} \quad (\text{II.15})$$

A relação à direita da igualdade acima pode ser definida por

$$\lambda_{pd} = \sqrt{\frac{\sigma_e}{\sigma_{cr}}} \quad (\text{II.16})$$

de onde se tem

$$\frac{b_e}{b} = \frac{1}{\lambda_{pd}} \quad (\text{II.17})$$

Ao se examinar a placa esbelta no estado limite último, na vizinhança do colapso, é comum admitir-se como critério de ruína o fato da tensão máxima σ_e atingir a tensão de escoamento f_y . Este critério corresponde ao início da formação de linhas de plastificação na placa com a conseqüente formação de mecanismo de colapso. Assim a equação (II.15) pode se transformar em

$$\frac{b_e}{b} = \sqrt{\frac{\sigma_{cr}}{f_y}} \quad (\text{II.18})$$

O segundo membro da equação (II.18) está associado à grandeza λ_p , conhecida como esbeltez relativa da placa e dada por

$$\lambda_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}} \quad (\text{II.19})$$

sendo assim, no estado limite último de colapso tem-se

$$\frac{b_e}{b} = \frac{1}{\lambda_p} \quad (\text{II.20})$$

Através da figura (II.8), por equilíbrio de esforços, tem-se

$$\frac{b_e}{b} = \frac{\sigma_m}{\sigma_e} \quad (\text{II.21})$$

ou ainda, multiplicando-se a equação acima por σ_{cr} temos

$$\frac{b_e}{b} = \frac{\sigma_m}{\sigma_{cr}} \frac{\sigma_{cr}}{\sigma_e}$$

e de acordo com a equação (II.16)

$$\frac{b_e}{b} = \frac{\sigma_m}{\sigma_{cr}} \frac{1}{\lambda_{pd}^2} \quad (\text{II.22})$$

ou ainda

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_{cr}} = \frac{b_e}{b} \lambda_{pd}^2 \quad (\text{II.23})$$

II.4.2 - MÉTODO DA LARGURA EFETIVA NO ESTADO LIMITE ÚLTIMO

As equações definidas no item II.4.1 consideram placas ideais ou perfeitas. No entanto, é sabido que os elementos estruturais possuem imperfeições (geométricas e tensões residuais, por exemplo), as quais afetam o seu comportamento e o valor da carga última. Estas imperfeições estão associadas ao processo de fabricação das chapas e dos perfis metálicos.

A partir da curva original de von Karman, várias curvas foram propostas com o auxílio de estudos teóricos e experimentais, a fim de considerar as imperfeições existentes nas chapas em aço.

Na tabela (II.1) estão relacionadas algumas destas equações e seus autores, segundo GIONCU [6].

AUTOR	b_e / b
BOX (1883)	$0,725 / \lambda_p^{0,5}$
KARMAN	$1 / \lambda_p^2$
CHILVER	$0,725 / \lambda_p^{0,2}$
GERARD	$0,824 / \lambda_p^{0,425}$
FOLKNER	$1,05 [1 - (0,26) / \lambda_p] / \lambda_p$
WINTER	$[1 - (0,22) / \lambda_p] / \lambda_p$

tabela (II.1) - Algumas equações propostas para o cálculo da largura efetiva

Das equações apresentadas, a de mais larga utilização é a proposta pelo pesquisador G. WINTER [7], sendo adotada em várias normas técnicas. Esta equação é dada por:

$$\frac{b_e}{b} = \frac{1}{\lambda_p} \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_p} \right) \quad (\text{II.24})$$

e será por nós denominada de "equação de Winter".

No gráfico da figura (II.9) é apresentada a variação da largura efetiva em relação ao índice de esbeltez relativo λ_p , indicando-se diferentes tipos de comportamentos à ruína.

Neste gráfico três regiões se distinguem, classificando-se as placas de acordo com a esbeltez relativa das mesmas:

região I	$0 < \lambda_p < \lambda_0$	placas espessas, comportamento plástico
região II	$\lambda_0 < \lambda_p < 1,2$	placas medianamente esbeltas, comportamento elasto-plástico
região III	$\lambda_p > 1,2$	placas esbeltas, comportamento elástico

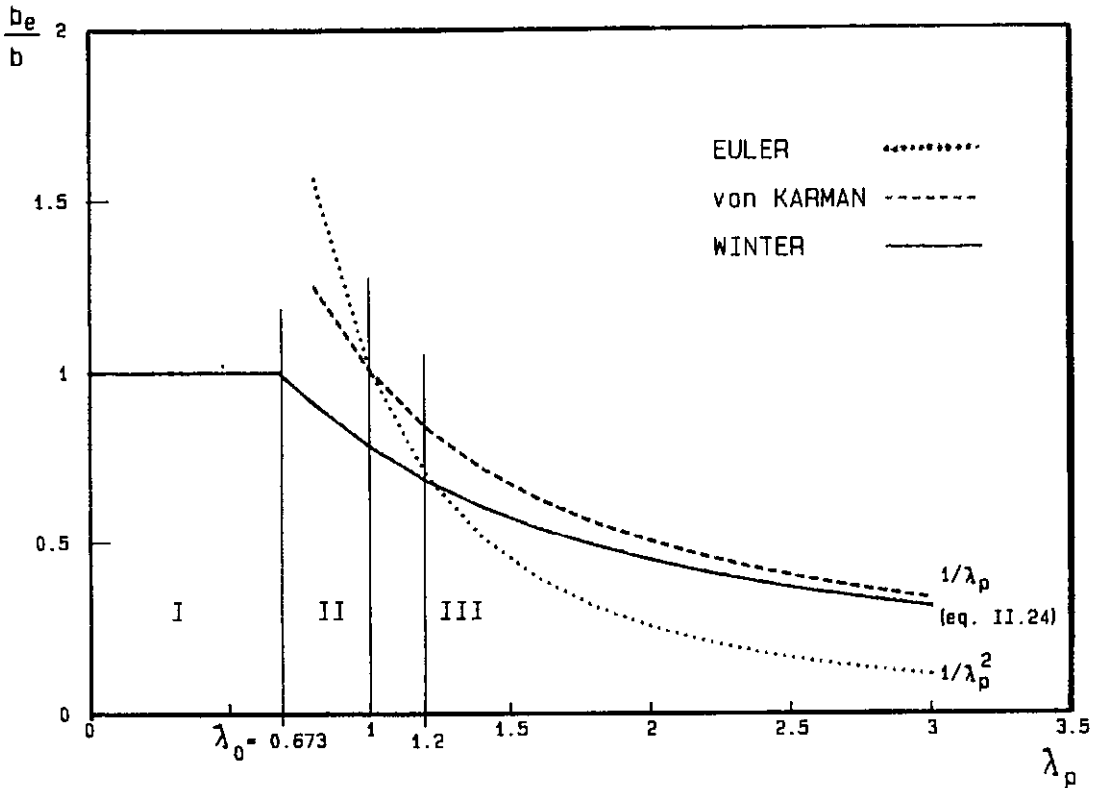


figura II.9 - Diferentes tipos de comportamento à ruína.

onde λ_0 representa um valor característico dependente das imperfeições. Seguindo a expressão de Winter, equação (II.24), temos que $\lambda_0 = 0,673$. Na região I a placa não sofre o fenômeno da flambagem local, sendo o colapso causado por plastificação por compressão. Na região II a placa apresenta comportamento elasto-plástico, com deslocamentos moderados fora de seu plano. E a região III indica o comportamento elástico, associado a grandes deslocamentos fora de seu plano.

A equação de Winter apresenta bons resultados quando utilizada no estado limite último, mas sua aplicação ao estudo do comportamento antes da ruína de placa não é satisfatória, como é apresentado no item seguinte.

II.4.3 MÉTODO DA LARGURA EFETIVA PARA ANÁLISE DO COMPORTAMENTO DE PLACAS ESBELTAS

Para o estudo do comportamento até a ruína, podemos utilizar a equação de Winter adaptada ao estado de serviço, com o valor de λ_p substituído por λ_{pd} , dado pela equação (II.16). Tem-se então

$$\frac{b_e}{b} = \frac{1}{\lambda_{pd}} \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_{pd}} \right) \quad (\text{II.25})$$

Como anteriormente mencionado, esta formulação não produz bons resultados, se comparados com dados experimentais.

A partir da necessidade de se desenvolver uma formulação adequada para descrever o comportamento pós-crítico até a ruína, pesquisadores como THOMASSON [8] e MULLIGAN e PEKOZ [9] desenvolveram expressões aproximadas, baseadas no Método da Largura Efetiva, para placas simplesmente apoiadas e sob compressão centrada, de modo a gerar um modelo de comportamento suficientemente

aproximado do comportamento real. As expressões a seguir foram sugeridas na referência [9], propondo uma equação polinomial para representar a largura efetiva da placa

$$\frac{b_e}{b} = 1,0 \quad \text{para } \lambda_{pd} < 0,673 \quad (\text{II.26})$$

$$\frac{b_e}{b} = \frac{A}{\lambda_{pd}^2} + \frac{B}{\lambda_{pd}} + C + D \lambda_{pd} \quad \text{para } 0,673 \leq \lambda_{pd} \leq \lambda_p \quad (\text{II.27})$$

A partir da relação dada pela equação (II.23) temos

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_{cr}} = A + B \lambda_{pd} + C \lambda_{pd}^2 + D \lambda_{pd}^3 \quad \text{para } 0,673 \leq \lambda_{pd} \leq \lambda_p \quad (\text{II.28})$$

As constantes do polinômio são determinadas pelas seguintes condições de extremidade

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_{cr}} = \lambda_{pd}^2 \quad \text{para } \lambda_{pd} \leq \lambda_0 \quad (\text{II.29a})$$

$$\frac{d \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{cr}} \right)}{d \lambda_{pd}} = 2 \lambda_{pd} \quad \text{para } \lambda_{pd} = \lambda_0 \quad (\text{II.29b})$$

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_{cr}} = \lambda_{pd} - 0,22 \quad \text{para } \lambda_{pd} = \lambda_p \quad (\text{II.29c})$$

$$\frac{d \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{cr}} \right)}{d \lambda_{pd}} = 0 \quad \text{para } \lambda_{pd} = \lambda_p \quad (\text{II.29d})$$

As equações (II.29a) e (II.29b) garantem a continuidade na transição do comportamento entre as fases pré e pós-crítica. A equação (II.29c) assegura a aplicação da equação de Winter para o estado limite último e a quarta condição, equação (II.29d), garante uma configuração de rigidez nula da placa, coincidente com o início de ruína.

Sendo assim, chega-se às seguintes expressões para as constantes

$$A = \lambda_0^2 \left(1 - \frac{B}{\lambda_0} - C - d \lambda_0 \right) \quad (\text{II.30a})$$

$$B = - \lambda_p (2 C + 3 D \lambda_p) \quad (\text{II.30b})$$

$$C = \frac{\lambda_0}{(\lambda_0 - \lambda_p)} - 1,5 D (\lambda_0 + \lambda_p) \quad (\text{II.30c})$$

$$D = \frac{2 [(1-\lambda_0) \lambda_p - 0,218]}{(\lambda_0 - \lambda_p)^3} \quad (\text{II.30d})$$

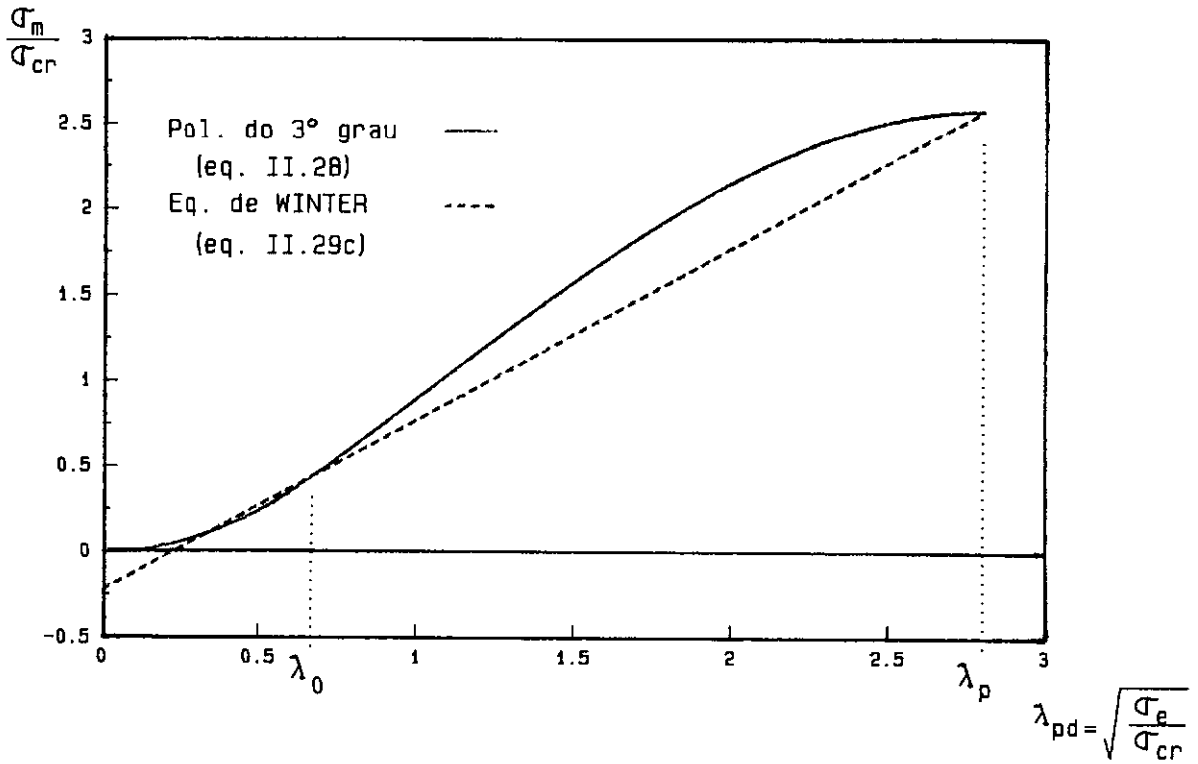


figura II.10 - Variação das tensões em relação à esbeltez da seção.

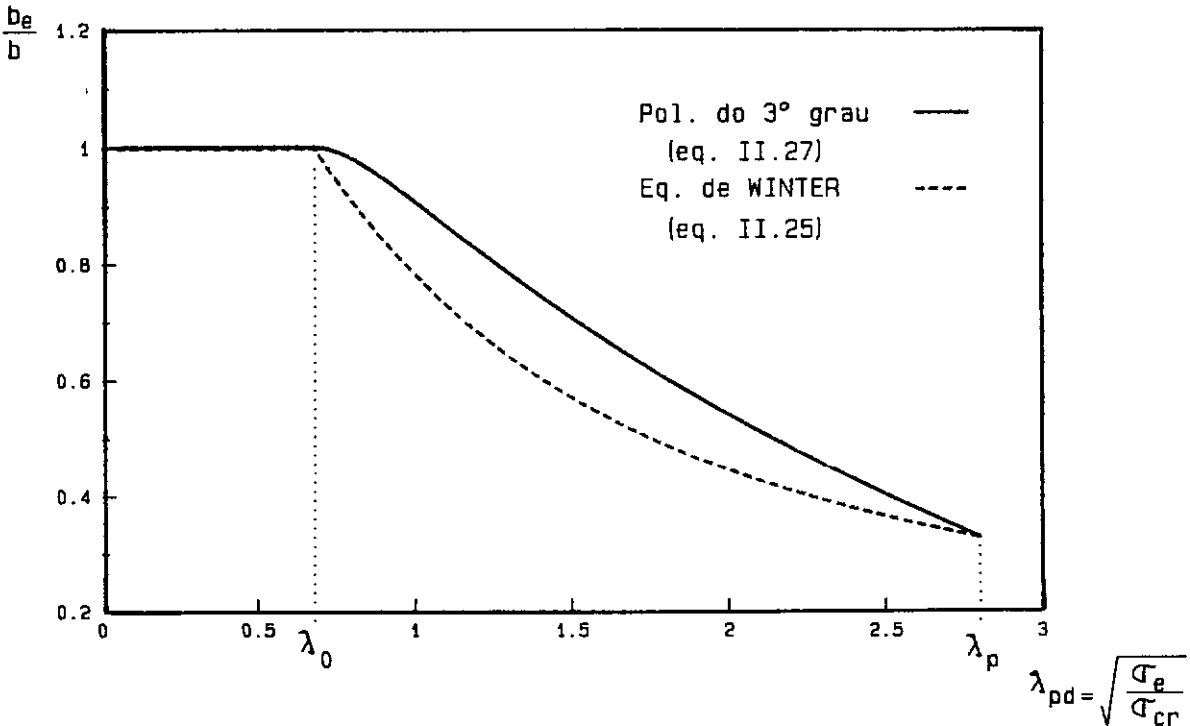


figura II.11 - Curvas da largura efetiva em relação à esbeltez da seção.

As figuras (II.10) e (II.11) mostram a comparação da equação de Mulligan-Pekoz com a equação de Winter para um perfil com esbeltez limite $\lambda_p = 2,8$.

No capítulo V serão feitas comparações entre a formulação apresentada acima e resultados experimentais obtidos nesta pesquisa.

II.4.4 - CONSIDERAÇÃO DA INTERAÇÃO ENTRE AS PAREDES PARA PERFIS DE CHAPA DOBRADA

As formulações para o comportamento pós-crítico até aqui apresentadas consideram a placa isolada. No entanto, em perfis compostos por paredes esbeltas (perfis de chapa dobrada, por exemplo), pode-se fazer uma análise aproximada considerando as paredes como placas isoladas ou como apresentado no item II.3, levando-se em conta a real interação entre as paredes que os compõem.

Sendo assim, para o tratamento do comportamento pós-crítico de perfis de paredes esbeltas, podemos adotar a consideração da seção completa do perfil e não apenas na associação de placas isoladas.

Este procedimento é igualmente baseado no método das larguras efetivas, utilizando um coeficiente de flambagem k que leva em consideração a interação entre as

paredes, o qual pode ser calculado utilizando-se a equação (II.10) para perfis de seção C, objeto desta pesquisa.

No capítulo V é apresentada uma formulação para descrever o comportamento pós-crítico baseado nos resultados experimentais e feitas comparações entre os resultados obtidos adotando-se as placas isoladas ou em interação.

CAPITULO III

PROGRAMA EXPERIMENTAL

III.1 - INTRODUÇÃO

A série de ensaios realizada visa o acompanhamento do comportamento pós-crítico da parede mais larga (alma) de colunas curtas de perfis C. Estão apresentados a seguir todos os dados referentes aos perfis e à metodologia dos experimentos.

A figura (III.1) mostra o croqui global da montagem dos ensaios, com o posicionamento da peça na máquina de ensaios e o procedimento do sistema de aquisição automática de dados.

Na foto (III.1) pode ser observada a montagem global dos ensaios, bem como os equipamentos utilizados na sua execução.

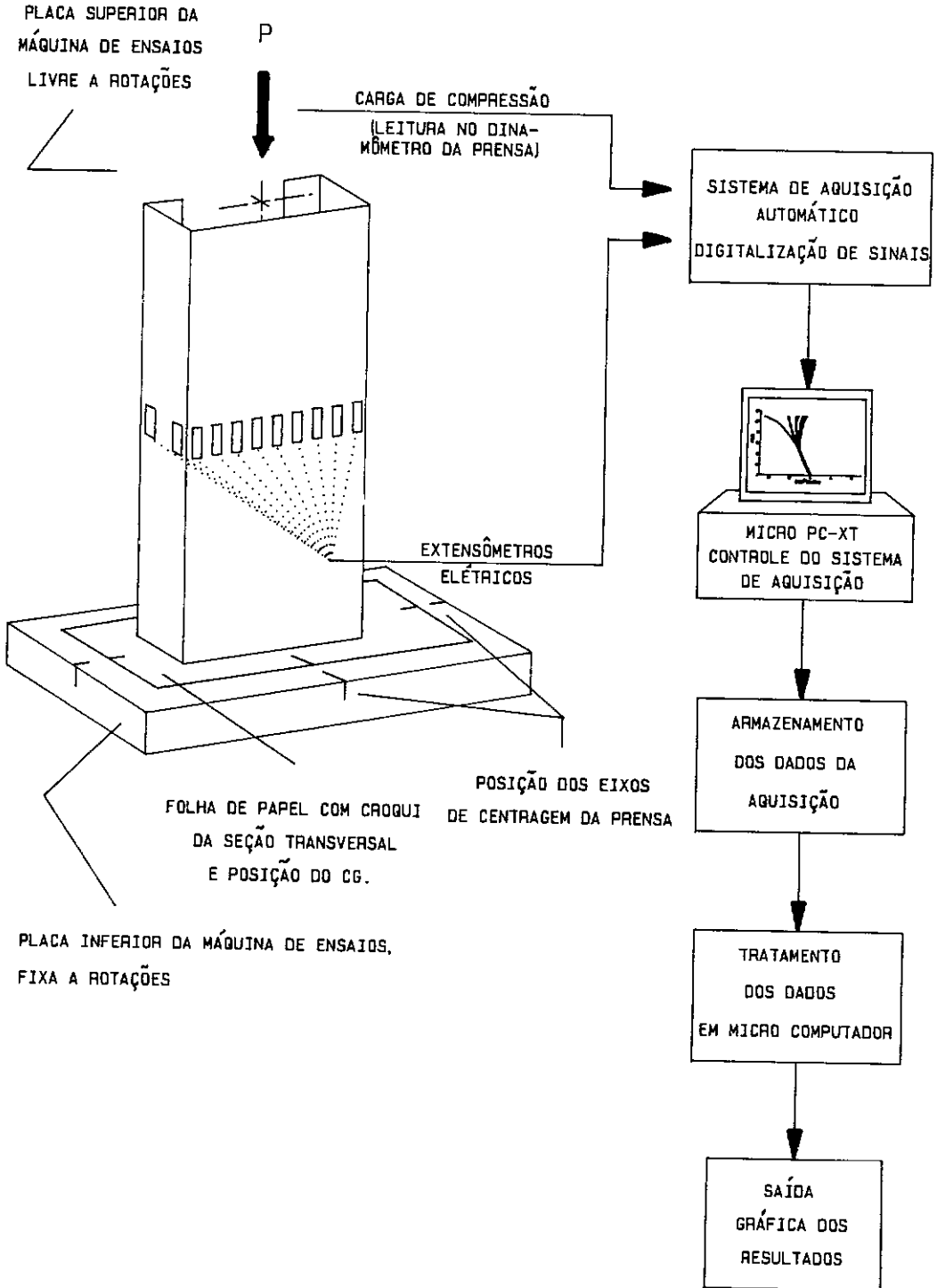


figura III.1 - Esquema de montagem dos ensaios



foto III.1 - Vista geral dos equipamentos utilizados e da máquina de ensaios

III.2 - PROCESSOS DE FABRICAÇÃO E IMPERFEIÇÕES

Os perfis de chapa dobrada são fabricados a partir de bobinas de chapas finas laminadas à quente ou à frio. A conformação dos perfis na seção desejada pode ser realizada de duas maneiras distintas:

- fabricação contínua em mesa de rolete, na qual o perfil é conformado gradualmente por roletes que têm a função de dar a forma da seção desejada;
- fabricação descontínua em dobradeira.

Os dois processos introduzem imperfeições durante a conformação e sabe-se que os fenômenos de instabilidade são influenciados por estas imperfeições. As imperfeições de fabricação são as geométricas, as tensões residuais e a variação das características mecânicas do aço devido ao trabalho de conformação à frio.

Quanto às imperfeições geométricas longitudinais dos perfis de chapa dobrada, alguns estudos experimentais já realizados [4,10,11] mostraram que o processo de fabricação contínua resulta em perfis menos "perfeitos" do que no caso do processo de conformação em dobradeira.

As tensões residuais são oriundas do processo térmico de resfriamento da chapa na fase de fabricação e do processo de conformação, numa segunda fase. Na conformação por dobradeira são induzidas tensões residuais devidas à flexão nas paredes do perfil, sendo este efeito minimizado quando se adota o processo de fabricação por roletes. Na região vizinha às dobras da seção encontramos valores máximos de tensões residuais, independente do tipo de fabricação adotado.

A variação das características mecânicas do material é ocasionada pelo encruamento do aço durante o processo de dobramento à frio da chapa dobrada, aumentando os valores da tensão de escoamento e da tensão última em relação aos

valores encontrados no material que constitui a chapa original.

Os corpos de prova ensaiados foram fabricados em dobradeira. Uma análise quanto ao nível das tensões residuais encontra-se na referência [11], onde foram utilizados corpos de prova da mesma série de perfis ensaiados neste trabalho.

III.3 - SEÇÕES ESTUDADAS

Os ensaios foram realizados em perfis de chapa dobrada de seção C, sendo este um dos tipos de seção frequentemente encontradas em aplicações de engenharia de estruturas. A nomenclatura adotada para as dimensões dos perfis está descrita na figura (III.2).

O programa experimental é composto de uma série de 3 ensaios em colunas curtas sujeitas a carga centrada. O critério para a definição dos seus comprimentos é baseado no descrito no item II.3. O objetivo da escolha de um comprimento adequado é assegurar que a coluna seja suficientemente curta para que a influência do modo de flambagem global seja minimizado, mas longa o suficiente para que os efeitos de extremidade possam ser desprezados. Igualmente, há que se assegurar que o comprimento das colunas seja múltiplo do comprimento teórico s das meias

ondas que se formam ao longo das paredes do perfil, devido à ocorrência da flambagem local. Os valores de s estão indicados na figura (II.7). O comprimento adotado das colunas curtas nesta pesquisa foi $l = 3s$.

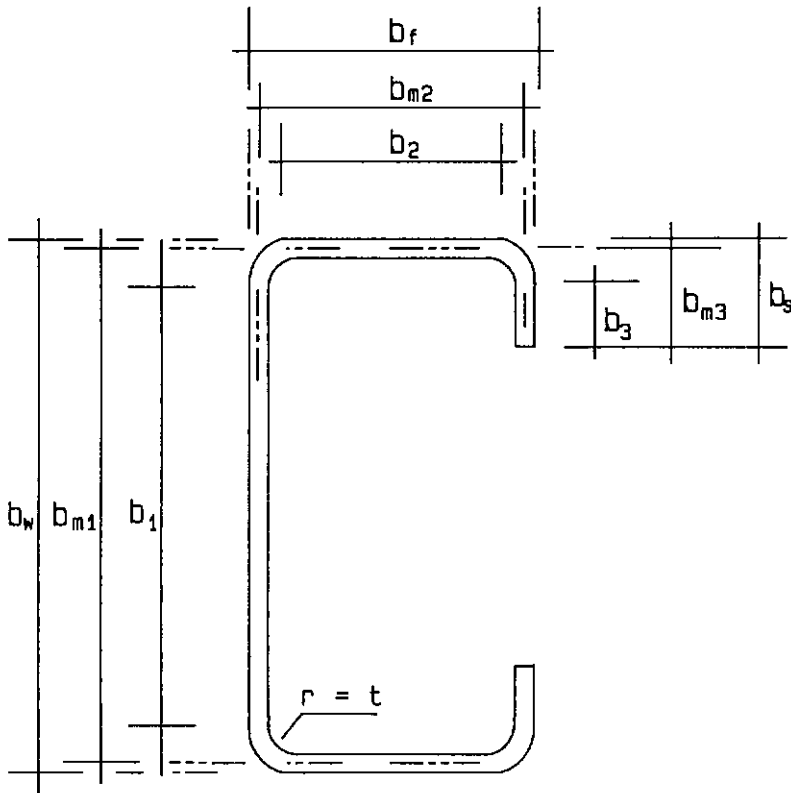


figura III.2 - Nomenclatura da seção transversal.

As dimensões dos perfis ensaiados estão na tabela (III.1) abaixo, onde L é o comprimento do perfil e todas as dimensões estão em milímetros. Está igualmente indicado nesta tabela o valor da esbeltez relativa λ_p das seções adotadas.

Corpos de prova	No. de ensaios	b_w (mm)	b_f (mm)	b_s (mm)	t (mm)	l (mm)	λ_p
CP1-S1	1	150	60	20	1,52	350	1,66
CP2-S1	1	150	60	20	1,52	350	1,66
CP3-S2	1	200	75	25	2,66	460	1,16

tabela III.1 - Dimensões dos perfis ensaiados

III.4 - CARACTERÍSTICAS DO MATERIAL

A tensão limite de escoamento, f_y , a tensão limite de resistência à tração, f_u , e o alongamento residual após a ruptura foram medidos através de ensaios à tração realizados em máquina de ensaios Ingstron com velocidade de deformações controlada.

Os corpos de prova foram retirados das paredes do perfil e suas dimensões, bem como todo o procedimento do ensaio, seguem a Norma Brasileira NBR-6152/80 [12].

Os valores médios obtidos estão listados na tabela (III.2) abaixo:

Corpos de prova	No. de ensaios	f_y	f_u	Alongamento residual após a ruptura
CP1-S1 CP2-S1	3	327	440	33 %
CP3-S2	3	278	391	32,5 %

tabela III.2 - Valores médios de f_y , f_u e do Alongamento residual após a ruptura.

III.5 - PREPARAÇÃO E INSTRUMENTAÇÃO DOS CORPOS DE PROVA

Com a finalidade de garantir as seções extremas planas, os corpos de prova tiveram suas extremidades usinadas com auxílio de freza. Para tal, foram inicialmente cortados no comprimento estipulado igual a $3s$, com folga de cerca de 2 mm, sendo s o comprimento de meia onda calculado de acordo com o item II.3. Este trabalho inicial de usinagem garantiu a ortogonalidade entre as seções extremas e o eixo longitudinal do perfil, além de permitir que as seções extremas se adaptassem aos pratos da máquina de ensaios possibilitando assim uma distribuição uniforme de carga na seção transversal.

As medidas das deformações específicas foram feitas utilizando extensômetros elétricos de resistência (strain gages) do tipo KFC-5-C1-11, fabricados pela KYOWA Eletronic Instruments CO.,LTD.

Os extensômetros elétricos foram colados na seção transversal à meia altura da coluna, como pode ser visto

na foto (III.2), devido à necessidade de se minimizar os efeitos de extremidade que poderiam interferir no resultado do ensaio tornando o estudo pouco confiável. O posicionamento dos extensômetros elétricos está de acordo com a previsão da formação de 3 meias ondas nas paredes do corpo de prova, ficando portanto localizados em uma seção com previsão de amplitude máxima de deslocamentos devido à flambagem local.



foto III.2 - Corpo de prova CP1-S1 posicionado na máquina de ensaios. Em destaque os extensômetros elétricos fixados à meia altura do corpo de prova

Como o experimento visa ao acompanhamento do comportamento pós-crítico da placa mais esbelta, sujeita ao fenômeno de flambagem local, a instrumentação foi feita apenas na linha média da parede b_1 , nas faces externa e interna. A colagem interna e externa foi realizada devido à necessidade de se observar a evolução das tensões oriundas da carga axial de compressão e da flexão local.

Além dos extensômetros da alma foram colados 2 extensômetros na face externa de cada mesa, nos pontos mais distantes possíveis do eixo principal de inércia, com a finalidade de orientar a centragem da carga na direção do eixo de maior inércia.

O esquema do posicionamento dos strain gages para os corpos de prova CP1-S1 e CP2-S1 pode ser visto na figura (III.3), sendo que para o corpo de prova CP3-S2 a instrumentação é análoga a esta, variando apenas o número de extensômetros na alma do perfil devido às suas dimensões.

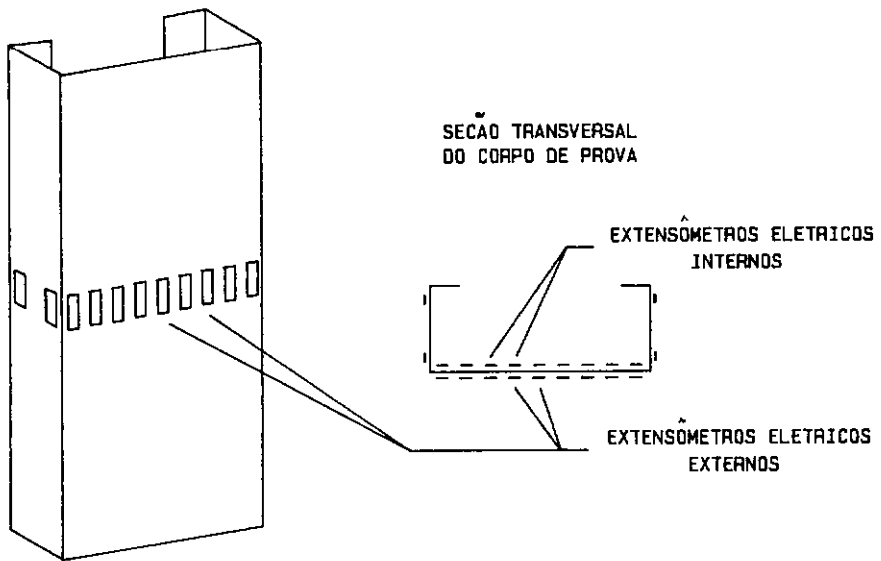


figura III.3 - Perspectiva e vista superior do corpo de prova CP1-S1, com a posição dos extensômetros.

III.6 - METODOLOGIA DE ENSAIO

Os ensaios foram realizados em uma prensa hidráulica AMSLER, com capacidade de carga igual a 100 tf (981 kN). Para o ensaio utilizou-se uma escala de 50 tf (490,5 kN) com divisões de 100 kgf na escala de leitura do dinamômetro, admitindo-se portanto uma sensibilidade de leituras da ordem de 50 kgf.

Os ensaios foram feitos com controle de carga, o que não acarretou dificuldades em acompanhá-los na vizinhança da carga última, devido ao fenômeno de formação de rótula plástica induzir a uma perda progressiva de rigidez, e

após a passagem da carga máxima a uma redução não muito brusca da capacidade de carga das colunas.

O corpo de prova a ser ensaiado foi posicionado entre os dois pratos de aço de alta resistência, da máquina de ensaios, como pode ser visto na foto (III.3). O prato inferior é fixo e o superior rotulado a fim de possibilitar a acomodação das extremidades do corpo de prova à superfície dos pratos.

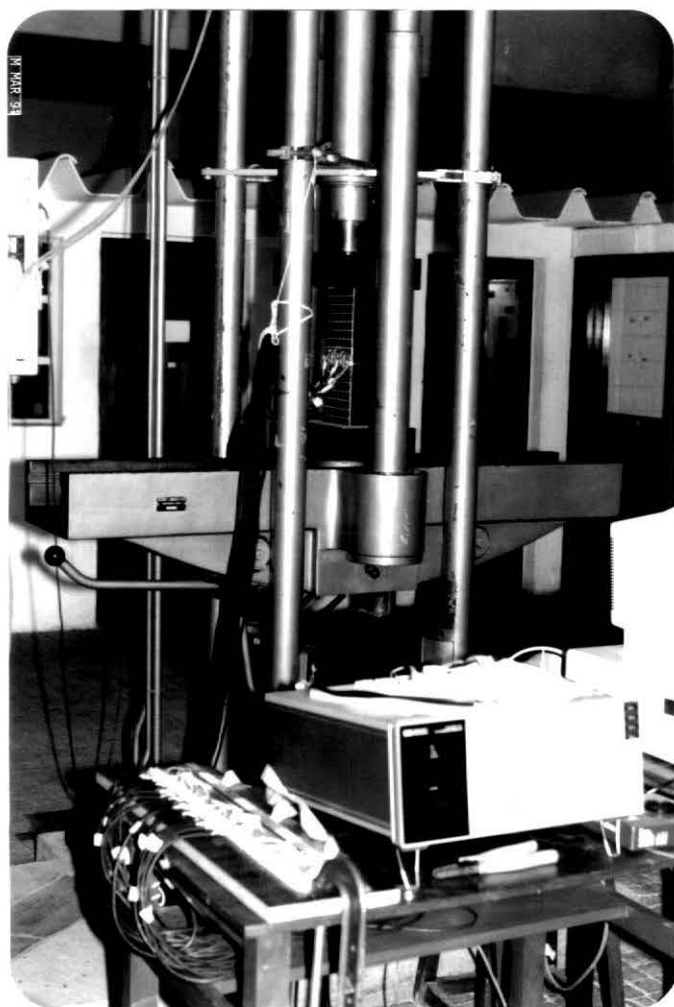


foto III.3 - Vista geral do corpo de prova CP1-S1 posicionado entre os pratos da máquina de ensaios

A centragem da carga é um importante passo antes do início do ensaio e foram feitos dois controles para o ajuste do corpo de prova. O primeiro foi a centragem geométrica, que se constitui no ajuste da coluna curta com respeito a um esquema de referência. Este esquema consiste no desenho da seção transversal do perfil ensaiado com o centro de gravidade do mesmo registrado e coincidente com a marcação do centro do prato inferior da máquina de ensaios, o que pode ser visto na foto (III.4).

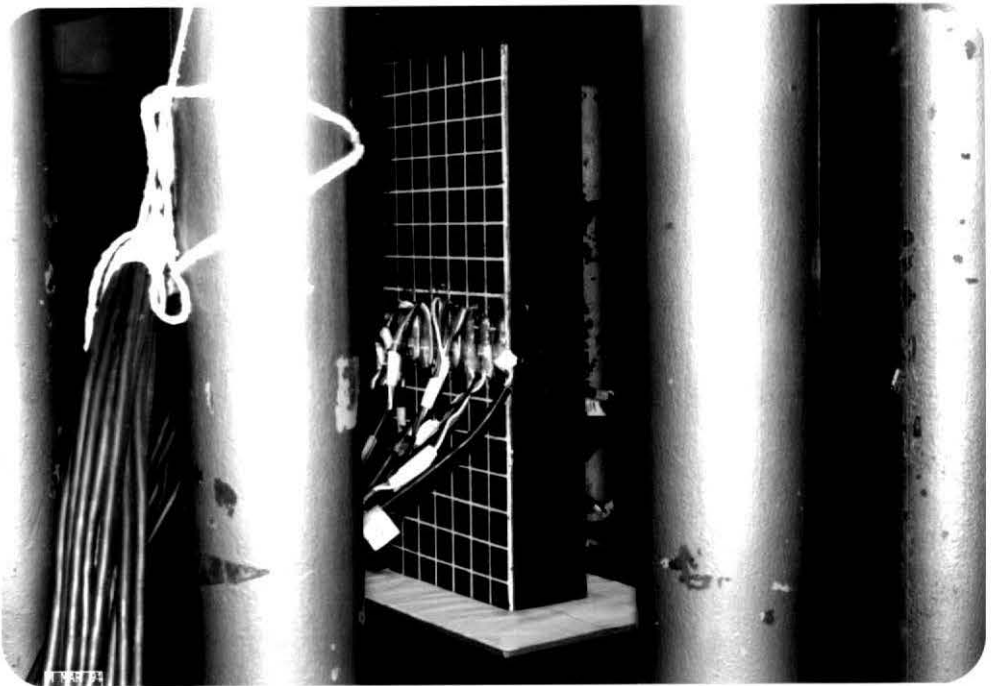


foto III.4 - Detalhe da placa inferior da máquina de ensaios, com destaque para o esquema de referência adotado para a centragem do corpo de prova

Devido às imperfeições das dimensões, que são inevitáveis, e à dificuldade prática do alinhamento

preciso do centróide da seção com o eixo da máquina de ensaios, este procedimento raramente resulta em definitivo.

A partir da dificuldade na centragem geométrica, fez-se também o controle da centragem sob carga através de uma uniformização das deformações na linha média da coluna, onde estão colados os strain gages.

Para este controle foi aplicada carga à coluna, até o valor de $1/3$ da carga última teórica, e analisadas as deformações até que uma uniformização das deformações medidas fosse observada. A fim de garantir o controle da excentricidade utilizou-se de um software para o seu cálculo. Para se calcular a excentricidade da carga, na direção da largura da parede em estudo, interpolou-se uma equação polinomial do 2º grau pelos valores das deformações lidas para um carregamento da ordem de $1/3$ da carga última. A partir desta distribuição de deformação, determinou-se a posição da resultante de compressão aplicada à parede. Esta excentricidade da carga foi considerada aceitável para valores menores que 1 mm.

Optou-se por uma equação polinomial do 2º grau pois os erros calculados entre os pontos medidos e a equação escolhida são desprezíveis.

Como o estudo do comportamento limitava-se à parede mais larga do perfil, preocupou-se com a uniformidade da distribuição das tensões nesta parede, sendo que as leituras dos extensômetros dos flanges constituíram-se em dados auxiliares a fim de se evitar excentricidades excessivas na direção do eixo de maior inércia da seção.

Todo o processo de centragem foi feito por tentativas, com repetidos carregamentos a 1/3 da carga última teórica, efetuando-se as respectivas leituras de deformações. A partir do momento que a centragem do corpo de prova em relação a carga apresentasse distribuição uniforme de deformação na parede b_1 em estudo, com excentricidade na direção de sua largura menor que 1 mm, o ensaio propriamente dito poderia ser efetuado.

Uma importante etapa nesta fase do experimento é a aquisição de dados, que também é utilizada para a centragem sob carga. A aquisição foi realizada com o auxílio de um sistema de digitalização de sinais Hewlett Packard modelo HP3497A, no qual todos os strain gages foram conectados. Este sistema foi controlado por um micro computador PC-XT dotado de software desenvolvido no laboratório de estruturas, que permite o monitoramento e acompanhamento dos ensaios a cada etapa de carga, inclusive com o auxílio de tela gráfica e armazenamento dos valores lidos das deformações a cada nível de carga. A foto (III.5) mostra estes equipamentos.



foto III.5 - Detalhe dos equipamentos para aquisição de dados, incluindo sistema de digitalização, micro computador e impressora

A carga axial foi aplicada a baixa velocidade, com incremento de deformações da ordem de 13×10^{-6} para cada etapa, correspondendo a incrementos de $1/15$ da capacidade última esperada da coluna curta. Incrementos menores foram usados próximo à carga última do perfil. As leituras foram feitas através do dinamômetro da prensa depois que a carga estabilizava, a cada incremento. Não se verificou perda de carga em cada etapa de leitura, com boa estabilização do carregamento.

Com as leituras das deformações e o valor da carga a cada etapa, procedeu-se o tratamento dos dados e a análise de resultados de acordo com os objetivos da pesquisa. Os resultados serão apresentados nos capítulos seguintes.

CAPÍTULO IV

APRESENTAÇÃO DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS

IV. - INTRODUÇÃO

Neste capítulo são apresentadas as avaliações do nível de imperfeições nos corpos de prova ensaiados para uma posterior análise de suas influências nos resultados da pesquisa.

São apresentadas também as medições das deformações para cada ensaio realizado, bem como a descrição da metodologia empregada no tratamento destes dados.

IV.2 - IMPERFEIÇÕES

É sabido que o comportamento dos perfis de chapa dobrada é influenciado pelas imperfeições oriundas do seu processo de fabricação. Como apresentado no capítulo III, algumas imperfeições são devidas ao processo de conformação, tais como as tensões residuais e a distorção da seção transversal.

Fez-se necessário avaliar o nível destas imperfeições nos corpos de prova ensaiados nesta pesquisa, devido à sua influência no comportamento estrutural e por conseguinte nos resultados do estudo.

As tensões residuais medidas por Rodrigues [11], para perfis da mesma série dos perfis utilizados como corpos de prova nesta pesquisa, apresentam-se com valores de pouca importância, conforme citado no item III.2.

Quanto à distorção da seção transversal, as diferenças observadas em relação à seção nominal não são significativas. A avaliação foi feita superpondo-se a seção transversal do corpo de prova a ser ensaiado à seção nominal desenhada em papel milimetrado. Neste caso registram-se diferenças angulares entre as paredes dobradas, em relação aos ângulos previstos de 90° , da ordem de 2° . Quanto às dimensões da seção transversal, foram identificadas diferenças em relação às dimensões previstas da ordem de 1 mm. Podemos considerar portanto que os perfis utilizados tinham suas seções transversais de acordo com as seções nominais previstas.

Além das imperfeições devido à fabricação dos perfis de chapa dobrada, os corpos de prova ensaiados, após cortados no comprimento estipulado conforme citado no item III.5, tiveram suas extremidades usinadas com auxílio de freza. Este procedimento visa a garantir a ortogonalidade

das seções em relação ao eixo longitudinal do perfil e se obter uma distribuição uniforme de carga, nas seções transversais vizinhas às seções extremas do corpo de prova. Isto pode ser obtido com o encosto uniforme do prato da máquina de ensaios nas seções extremas do corpo de prova.

Foram observados, em alguns casos, espaçamentos entre as seções extremas e os pratos da máquina de ensaios, da ordem de décimos de milímetro, no início do processo de carregamento do corpo de prova. Este espaçamento era eliminado com o aumento gradual do carregamento.

IV.3 - DESCRIÇÃO DOS ENSAIOS E RESULTADOS DAS MEDIÇÕES

IV.3.1 - CORPO DE PROVA CP1-S1

Seguindo a metodologia descrita no item III.6 para a execução dos ensaios desta pesquisa e após sucessivas tentativas, obteve-se a centragem da carga na parede b_1 do corpo de prova.

Vale ressaltar que a pesquisa limita-se ao estudo do comportamento da parede mais larga do corpo de prova sob carga centrada. Sendo assim, preocupou-se durante a centragem com a distribuição uniforme de tensões na parede b_1 , não sendo garantida a centragem da seção transversal

completa do corpo de prova. A centragem foi inicialmente feita utilizando-se o posicionamento geométrico do corpo de prova na máquina de ensaios e, posteriormente, sob carga, como descrito no item III.6 do capítulo anterior.

É importante ressaltar que a aplicação do carregamento excêntrico, em relação ao centro de gravidade da seção transversal, conduz a valores de carga última do corpo de prova diferentes daqueles previstos para colunas curtas através de formulações descritas em normas e que se adaptam apenas a casos de carregamento centrado.

O valor da carga última teórica para a coluna curta, obtida levando-se em consideração os efeitos da flambagem local, válida para carregamento centrado, é dada pela equação abaixo [4]:

$$P_u = Q A f_y \quad (\text{IV.1})$$

em que

$$Q = \frac{1}{\lambda_p} \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_p} \right) \quad (\text{IV.2})$$

onde λ_p é dado pela equação de Winter e A é a área da seção transversal.

O valor da carga última experimental, medida através do dinamômetro da máquina de ensaio, é $P_{ue} = 109 \text{ kN}$ e o

valor teórico calculado pela equação (IV.1) é $P_{ut} = 77,7$ kN, sendo a diferença entre estes valores da ordem de 29% .

A figura (IV.1) mostra a evolução das deformações médias na parede b_1 durante o carregamento, as quais são dadas pelas médias das medições feitas pelos extensômetros colados aos pares nas faces interna e externa da parede. Verifica-se pela forma simétrica da distribuição das deformações medidas que o carregamento foi aplicado centrado na parede em estudo.

Na figura (IV.2) tem-se o nível de excentricidade, na direção da largura b_1 da parede, medido durante o carregamento. Observa-se que, após acomodação no início do ensaio, há uma variação constante no valor da excentricidade. Os valores de excentricidade medidos são no entanto pouco significativos (inferiores a 1 mm) em presença da dimensão da largura $b_1 = 144$ mm da parede. Na fase final do ensaio há uma variação mais acentuada da excentricidade, oriunda das grandes deformações medidas pelos extensômetros na vizinhança da carga última do corpo de prova.

IV.3.2 - CORPO DE PROVA CP2-S1

Durante o ensaio, após sucessivas tentativas,

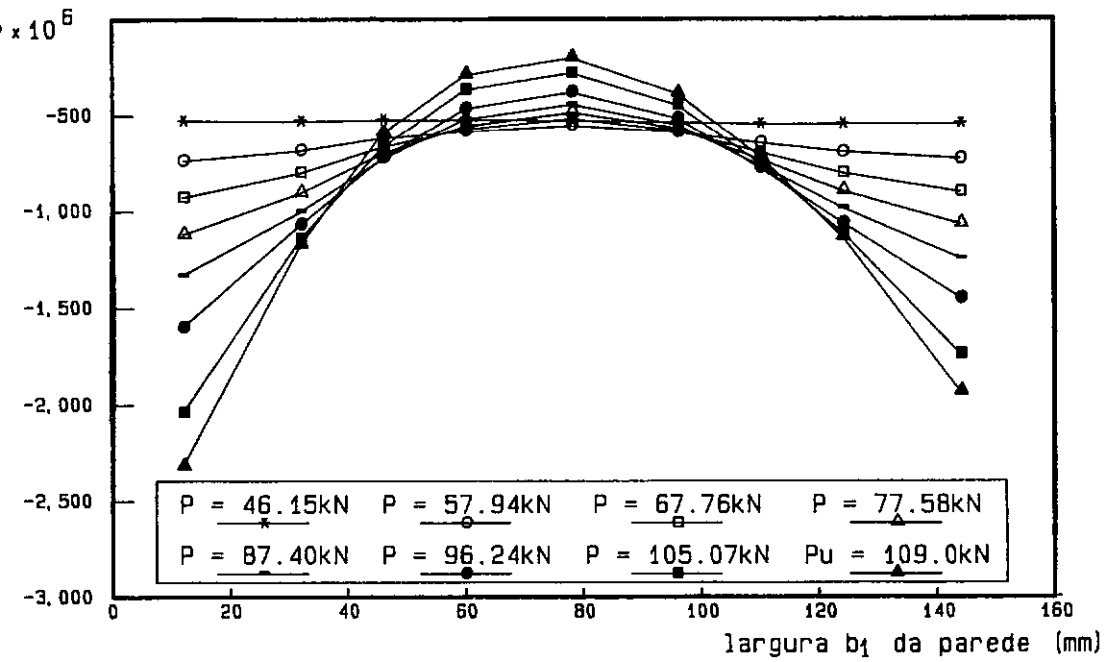


figura IV.1 - Deformações médias medidas na parede b_1 durante o carregamento, para o ensaio do corpo de prova CP1-S1

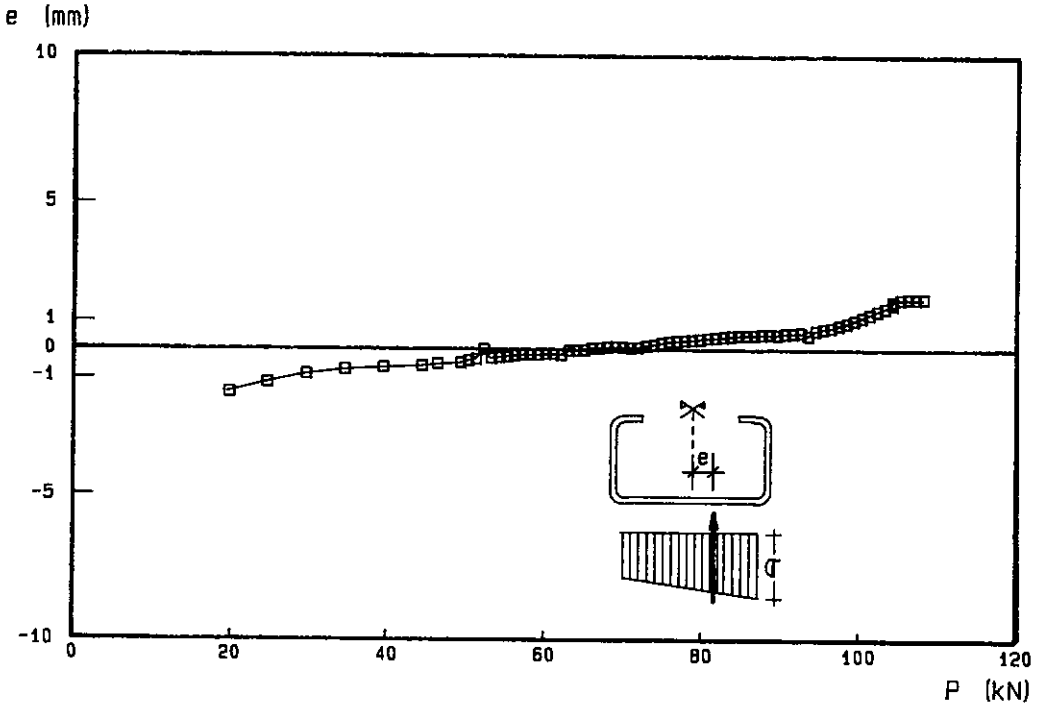


figura IV.2 - Evolução da excentricidade do carregamento na direção da largura b_1 da parede no ensaio do corpo de prova CP1-S1

obteve-se um carregamento centrado na placa b_1 , como no ensaio do corpo de prova CP1-S1, não sendo no entanto garantida a centragem da seção transversal completa do corpo de prova.

A carga última teórica dada pela equação (IV.1), $P_{ut} = 77,7$ kN, difere do valor experimental $P_{ue} = 101$ kN, da ordem de 23% . Esta diferença, também observada no ensaio do corpo de prova CP1-S1, é oriunda da excentricidade da carga na seção transversal.

Na figura (IV.3) tem-se as deformações médias medidas durante o carregamento, para algumas etapas do ensaio. Observa-se a centragem adequada da carga na parede, através da forma simétrica de distribuição das deformações medidas. Vale salientar que durante o ensaio as medições feitas por dois dos extensômetros colados na parede b_1 foram perdidas devido a problemas na leitura deste sinais.

Na figura (IV.4) observa-se que, como no ensaio do corpo de prova CP1-S1, a excentricidade durante o carregamento nas primeiras etapas de carga são perturbadas por acomodações iniciais (julgamos que a origem deste problema está no prato superior da máquina de ensaios) e ao final, já sob influência das grandes deformações provocadas pela formação do mecanismo plástico de colapso da parede em estudo. Observa-se mais uma vez que a excentricidade medida da carga, na direção da largura da

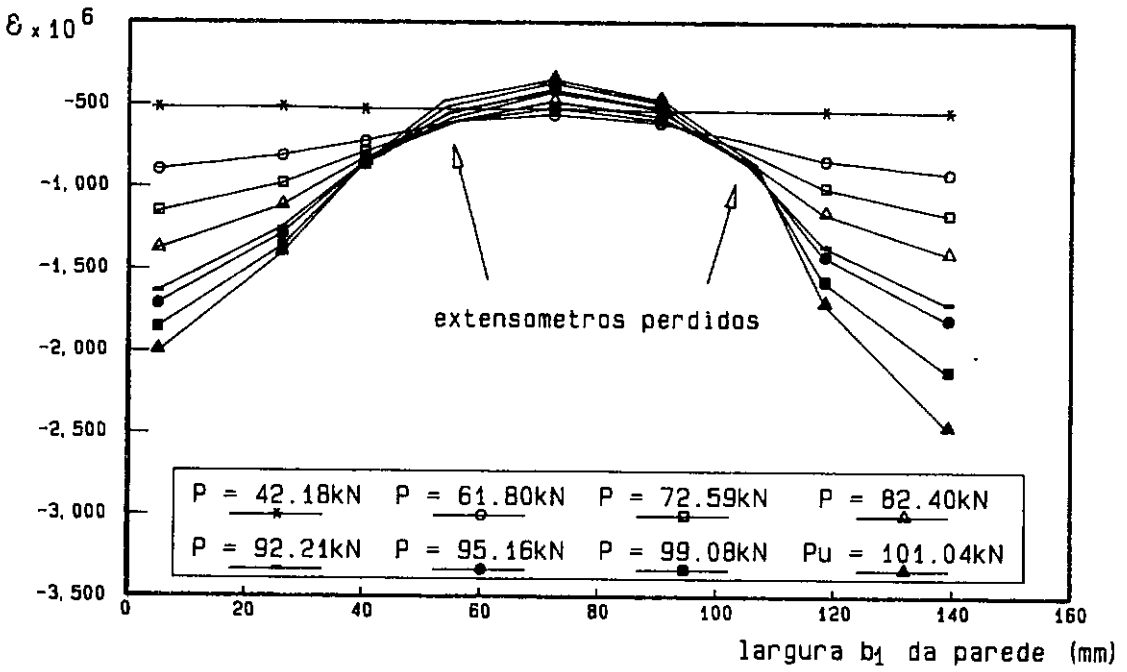


figura IV.3 - Deformações médias medidas na parede b_1 durante o carregamento, para o ensaio do corpo de prova CP2-S1

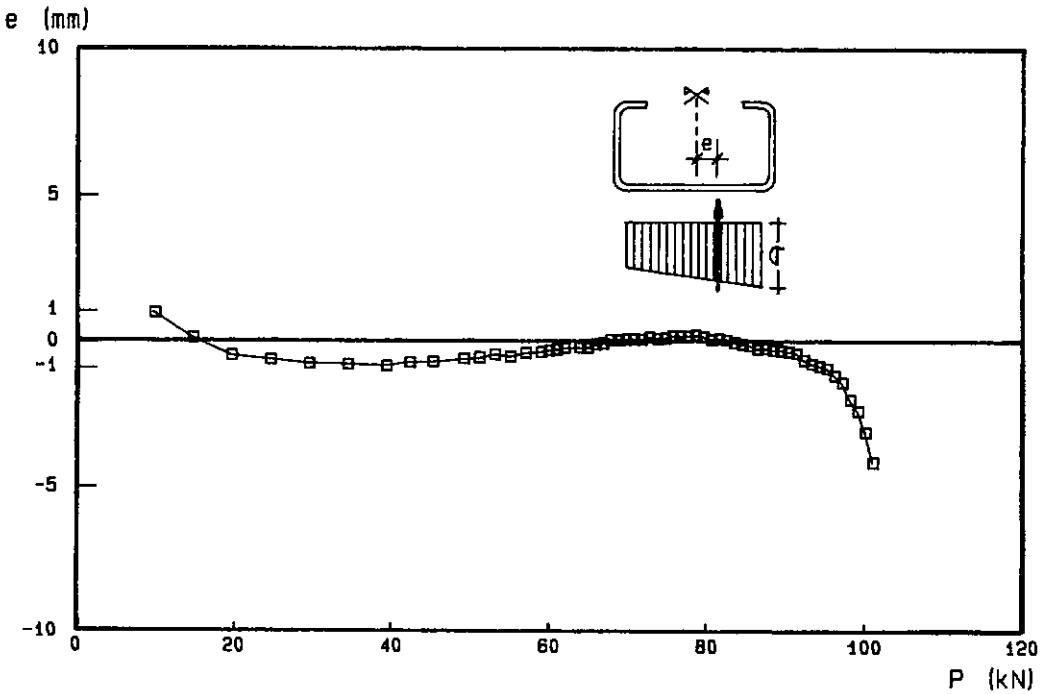


figura IV.4 - Evolução da excentricidade do carregamento na direção da largura b_1 da parede no ensaio do corpo de prova CP2-S1

parede, não ultrapassa durante o ensaio o valor de 1 mm, a não ser na vizinhança da carga última. Este valor de excentricidade pode ser considerado pequeno em presença da dimensão de $b_1 = 144$ mm.

IV.3.3 - CORPO DE PROVA CP3-S2

Este ensaio, como os anteriores, foi realizado sob carga excêntrica em relação ao centro de gravidade da seção transversal do perfil e com a parede mais larga, b_1 , sob carga centrada.

Devido à excentricidade da carga, o valor da carga última experimental $P_{ue} = 243,5$ kN difere do valor teórico, calculado pela equação (IV.1), $P_{ut} = 199,2$ kN, sendo esta diferença da ordem de 18% .

Na figura (IV.5) observa-se a evolução das deformações durante o carregamento, verificando-se uma deformação máxima da ordem de 1350×10^{-6} . Observa-se que, para os corpos de prova CP1-S1 e CP2-S1, foram medidas deformações da ordem de 2500×10^{-6} . A diferença é oriunda da relação entre a tensão máxima, σ_{max} , e a tensão crítica, σ_{cr} , deste corpo de prova ser menor que nos corpos de prova CP1-S1 e CP2-S1.

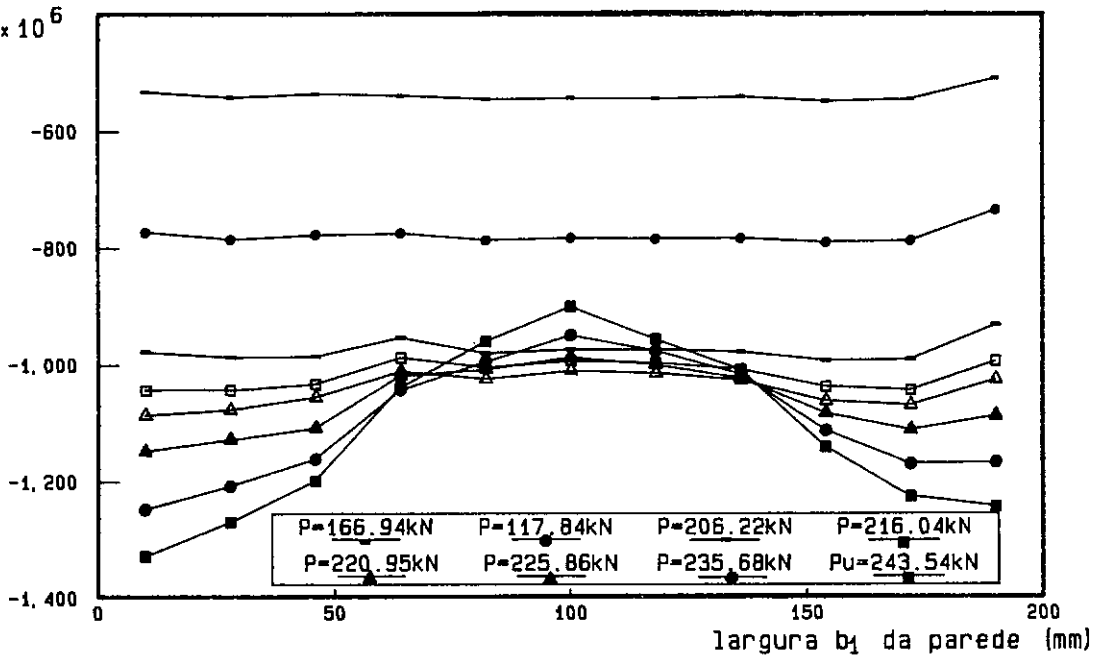


figura IV.5 - Deformações médias medidas na parede b_1 durante o carregamento, para o ensaio do corpo de prova CP3-S2

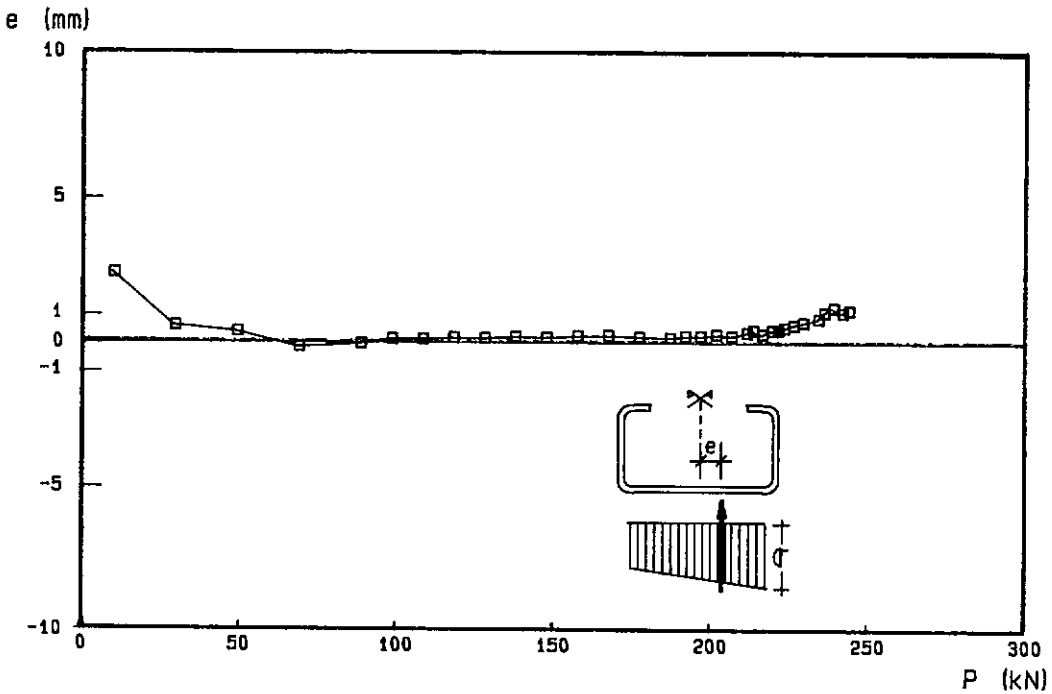


figura IV.6 - Evolução da excentricidade do carregamento na direção da largura b_1 da parede no ensaio do corpo de prova CP3-S2

A pequena esbeltez do corpo de prova CP3-S2, com $\lambda_p = 1,16$, permite apenas deslocamentos moderados, prejudicando o acompanhamento do comportamento pós-crítico como será apresentado no capítulo seguinte.

Na figura (IV.6) observa-se a variação da excentricidade do carregamento na direção da largura b_1 da parede, durante o ensaio, com as primeiras etapas influenciadas pela acomodação do prato superior da máquina de ensaio. Verificamos mais uma vez que os resultados destas excentricidades medidas indica uma centragem adequada do carregamento de compressão aplicado na parede em estudo, com os valores muito próximos de zero durante o ensaio e uma pequena evolução desta excentricidade na vizinhança da carga última.

IV.4 - DETERMINAÇÃO DAS LARGURAS EFETIVAS A PARTIR DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS

A partir dos valores medidos das deformações médias na parede em estudo b_1 , obtidas dos ensaios de compressão dos corpo de prova, previu-se a avaliação dos valores experimentais da largura efetiva, b_e , e de sua evolução ao longo de cada ensaio.

A partir da medição das deformações obtidas durante os ensaios a cada etapa de carga, a análise dos resultados

foi realizada interpolando-se uma curva polinomial pelos pontos referentes às deformações médias medidas. Esta interpolação foi feita a cada etapa de medição, utilizando-se o método dos mínimos quadrados, e a função utilizada foi polinomial de 2° ou 3° grau, as quais apresentaram boa correlação com os valores medidos durante o ensaio. Encontrou-se erros máximos da ordem de 15% entre os valores medidos de deformações e aqueles originados das curvas de interpolação adotadas.

Com as medições das deformações pelos extensômetros ao longo da largura da parede é possível se determinar o valor máximo de deformação (ϵ_{\max}), a qual se localiza nos pontos extremos da parede, próximos aos cantos dobrados da seção transversal. Finalmente, pelo princípio da largura efetiva, a distribuição de tensões na parede substituta deve ser constante ao longo da largura b_e e de valor igual à tensão máxima ($\sigma_e = \sigma_{\max}$) da placa original.

Sendo assim, a seguinte equação de equilíbrio indica a resultante da sollicitação de compressão, $N(b_1)$, aplicada à parede em estudo

$$N(b_1) = t E \int_0^{b_1} f(x) dx = t \epsilon_{\max} b_{e \text{ exp}} E \quad (\text{IV.3})$$

onde $f(x)$ representa o polinômio de interpolação obtido a

partir das deformações medidas, ϵ_{\max} é o valor da deformação máxima medida e E é o módulo de elasticidade do material. Desse modo obtém-se o valor experimental da largura efetiva, dado por

$$b_{e_{\text{exp}}} = \frac{\int_0^{b_1} f(x) dx}{\epsilon_{\max}} \quad (\text{IV.4})$$

A figura (IV.7) representa o procedimento utilizado para o tratamento dos resultados, aplicado para a etapa de aquisição de resultados com carga $P = 68,7$ kN, no corpo de prova CP1-S1. Neste caso, o polinômio de interpolação é do 2° grau, cujas constantes estão indicadas na figura. Como se trata de carregamento centrado na parede, a largura efetiva deve ser distribuída simetricamente, como está mostrado na figura.

Os resultados obtidos, para cada ensaio, da largura efetiva da parede e de sua evolução com o carregamento aplicado estão apresentados e analisados no próximo capítulo.

A foto (IV.1) mostra os mecanismos de colapso das paredes dos corpos de prova CP1-S1 e CP2-S2. Nota-se que a rótula plástica se formou perto da linha média da coluna onde estão colados os strain-gages.

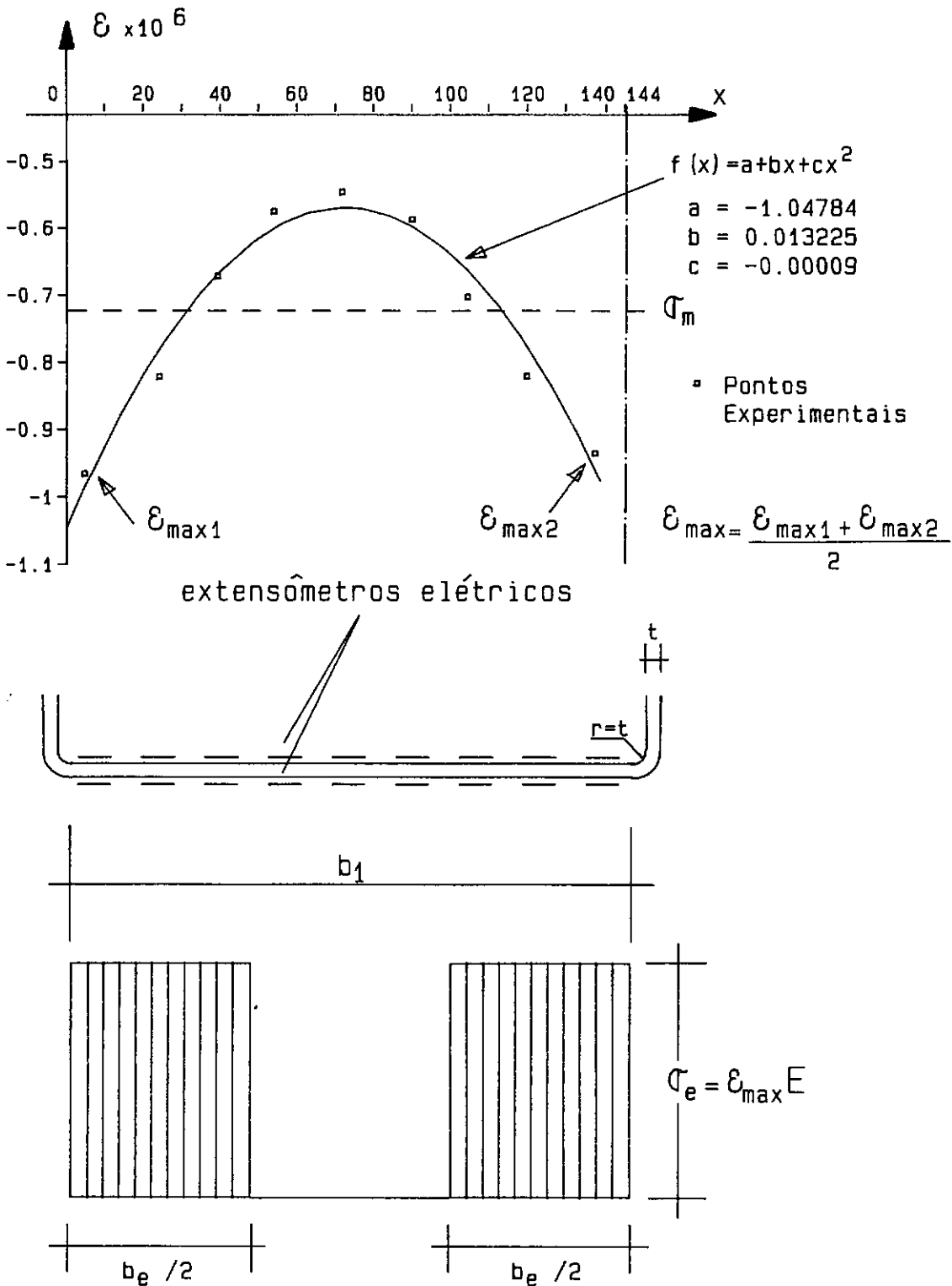


figura IV.7 - Procedimento para determinação do valor experimental da largura efetiva. Valores medidos e calculados para o corpo de prova CP1-S1, para etapa de carga $P = 68,7 \text{ kN}$

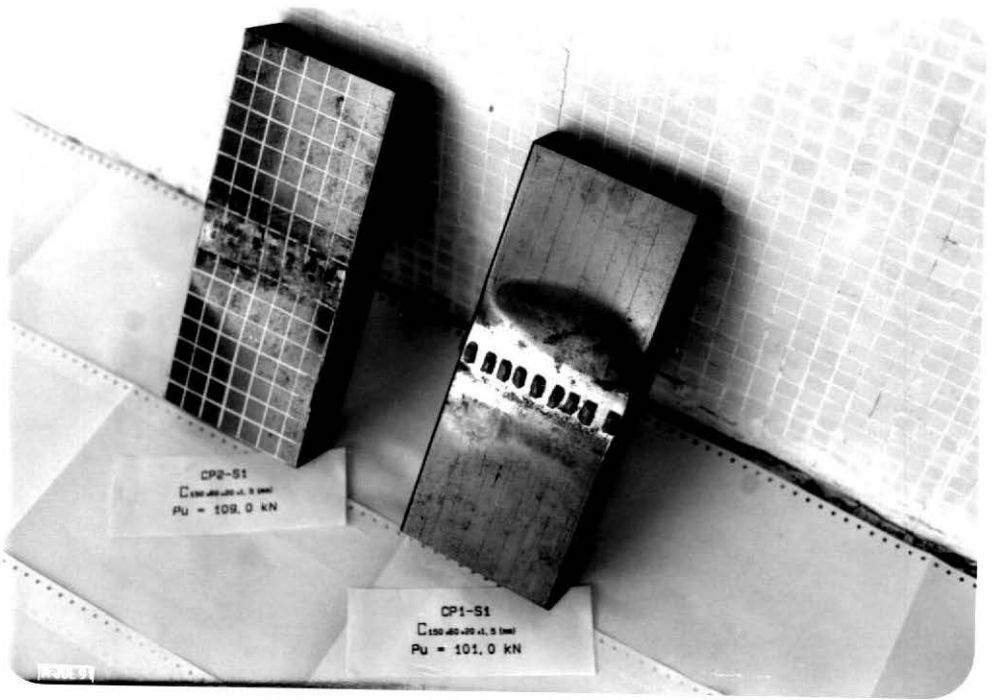


foto IV.1 - Mecanismo de colapso dos corpos de prova CP1-S1 e CP2-S1.

CAPÍTULO V

ANÁLISE DE RESULTADOS

V.1 - INTRODUÇÃO

Neste capítulo são apresentadas algumas formulações existentes na literatura especializada e em normas técnicas para o tratamento do comportamento de perfis de chapa dobrada sob carga centrada até a ruína, considerando os efeitos da flambagem local através do critério das larguras efetivas.

A partir dos resultados experimentais obtidos neste trabalho, pode-se verificar as formulações existentes e, eventualmente, obter-se uma formulação alternativa com aplicabilidade em análise numérica e em especificações de normas de projeto, para descrever o comportamento pós-crítico de elementos estruturais compostos de perfis de chapa dobrada.

A formulação proposta, apresentada no decorrer deste capítulo, é comparada com a formulação de Mulligan-Pekoz, apresentada no capítulo II, e com as normas técnicas AISI (American Iron and Steel Institute) [13] e ECCS (European Convention for Constructional Steelwork) [14].

Ainda neste capítulo são apresentados resultados numéricos utilizando um programa de elementos finitos desenvolvido por ALMEIDA [15], em que a formulação proposta foi implementada, tendo-se comparado os resultados com aqueles obtidos através da formulação original do programa, a qual estava baseada na proposta de expressão polinomial de Mulligan-Pekoz.

V.2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

V.2.1 - RECOMENDAÇÕES DA AISI

As equações apresentadas a seguir, representam as recomendações da AISI para previsão do comportamento até a ruína de paredes enrijecidas sob compressão centrada, considerando os efeitos da flambagem local.

A formulação apresentada está baseada no critério da largura efetiva, sendo válida a equação de Winter para o estado limite último.

A largura efetiva da placa é dada por

$$b_e = \rho b \quad (V.1)$$

onde ρ é um coeficiente de redução dado por

$$\rho = 1,0 \quad \text{para } \lambda_{pd} \leq 0,673 \quad (\text{V.2a})$$

$$\rho = \left(1,358 - \frac{0,461}{\lambda_{pd}} \right) \frac{1}{\lambda_{pd}} \quad \text{para } 0,673 < \lambda_{pd} < \lambda_c \quad (\text{V.2b})$$

$$\rho = \left(0,41 + 0,59 \sqrt{\frac{f_y}{f_d}} - \frac{0,22}{\lambda_{pd}} \right) \frac{1}{\lambda_{pd}} \quad \text{para } \lambda_{pd} \geq \lambda_c \quad (\text{V.2c})$$

onde

$$\lambda_c = 0,256 + 0,328 \left(\frac{b}{t} \right) \sqrt{\frac{f_y}{E}} \quad (\text{V.3})$$

$$\lambda_{pd} = \frac{1,052}{\sqrt{k}} \frac{b_1}{t} \sqrt{\frac{f_d}{E}} \quad (\text{V.4})$$

e f_d é a tensão máxima de compressão no elemento considerado e o valor do coeficiente de flambagem $k = 4,0$.

Utilizando a relação dada pela equação (II.22), temos:

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_{cr}} = \lambda_{pd}^2 \quad \text{para } \lambda_{pd} \leq 0,673 \quad (\text{V.5a})$$

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_{cr}} = (1,358 \lambda_{pd} - 0,461) \quad \text{para } 0,673 < \lambda_{pd} < \lambda_c \quad (\text{V.5b})$$

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_{cr}} = (0,41 \lambda_{pd} + 0,59 \sqrt{\frac{f_y}{f_d}} \lambda_{pd} - 0,22) \quad \text{para } \lambda_{pd} \geq \lambda_c \quad (\text{V.5c})$$

Nas figuras (V.1) e (V.2) está representada a formulação descrita acima, para as equações (V.5) e (V.2) respectivamente.

Pode-se observar a bilinearidade da formulação de σ_m/σ_{cr} , e também que a equação de Winter para placas imperfeitas no estado limite último é respeitada, resultando em coincidência da formulação proposta com aquela de Winter para $\lambda_{pd} = \lambda_p$.

Comparações entre resultados experimentais e a formulação da AISI serão apresentadas no item V.4.

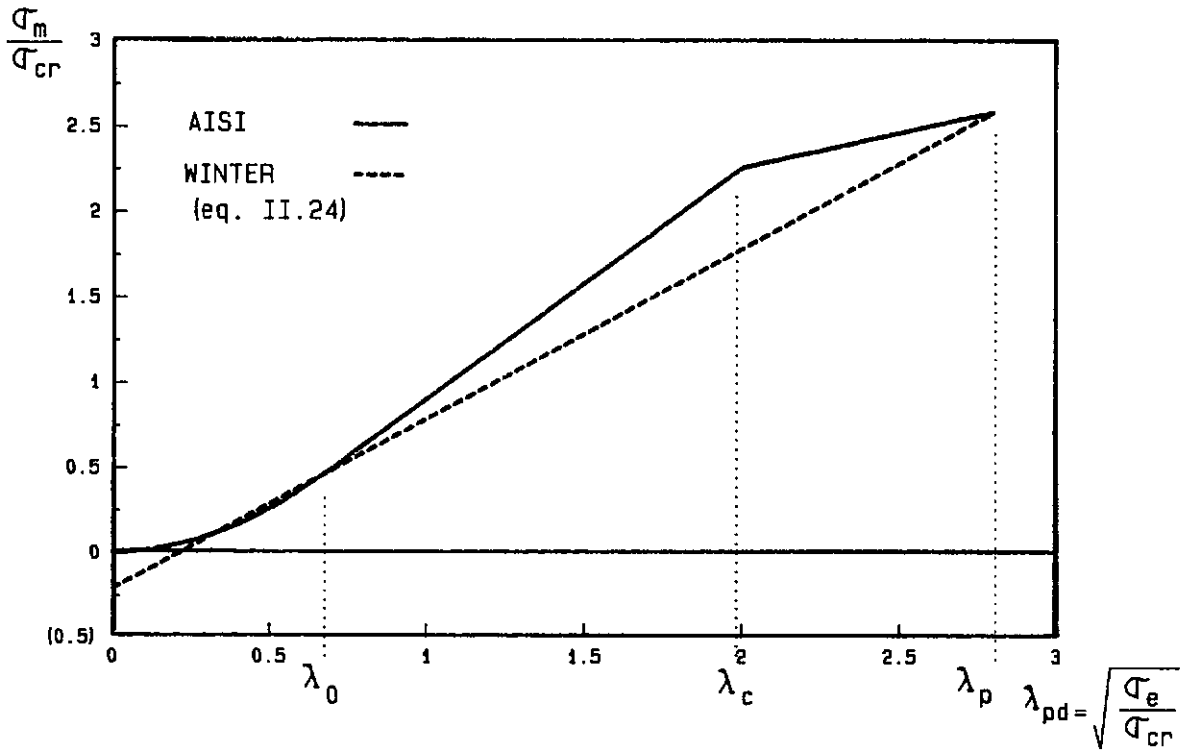


figura V.1 - Representação da formulação da AISI para a variação da tensão média em relação a esbeltez

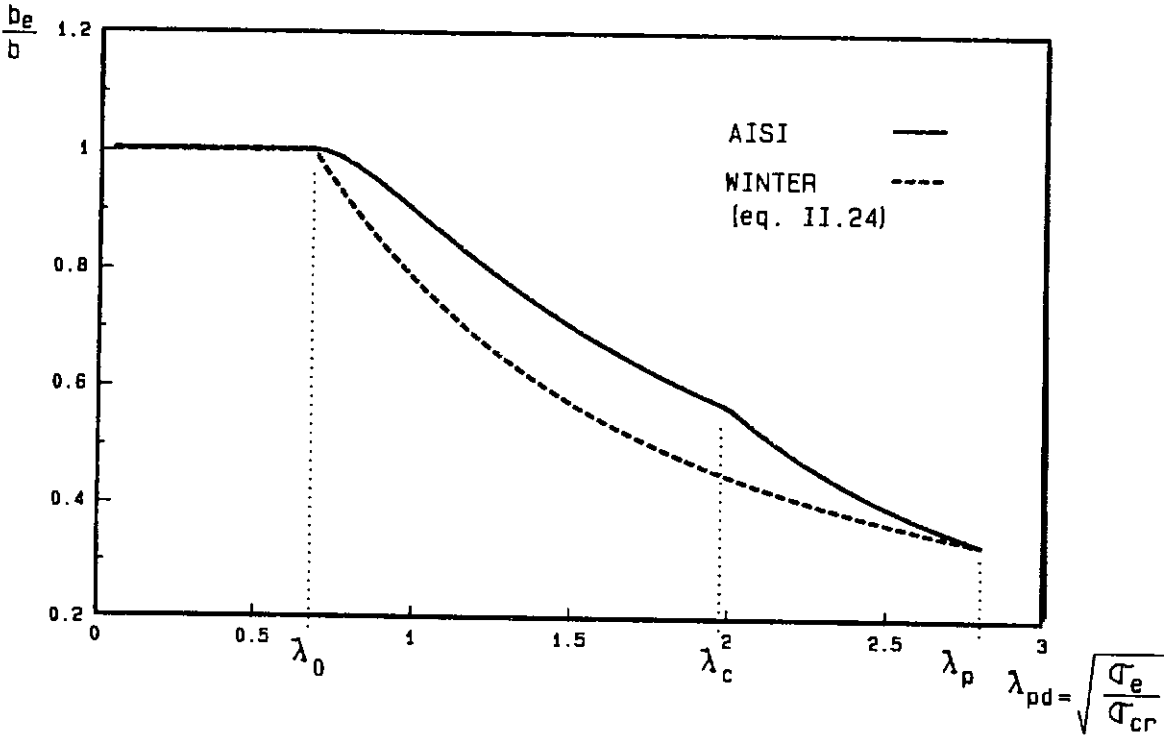


figura V.2 - Representação da formulação da AISI para a variação da largura efetiva em relação a esbeltez

V.2.2 - RECOMENDAÇÕES DA ECCS

As equações a seguir apresentadas estão nas recomendações do ECCS para perfis de chapa dobrada, com a aplicação do critério da largura efetiva para considerar os efeitos da flambagem local, bem como da equação de Winter para o estado limite último. As equações são aplicadas a paredes enrijecidas sob compressão centrada.

Para a largura efetiva tem-se a seguinte equação

$$b_e = \rho b \quad (V.6)$$

sendo

$$\rho = 1,0 \quad \text{para} \quad \lambda_{pd} \leq 0,673 \quad (V.7a)$$

$$\rho = \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_{pd}} \right) \frac{1}{\lambda_{pd}} + 0,18 \frac{\lambda_p - \lambda_{pd}}{\lambda_p - 0,6} , \quad \rho < 1,0$$

$$\text{para} \quad \lambda_{pd} > 0,673 \quad (V.7b)$$

com o valor de λ_p obtido através da equação de Winter.

Utilizando-se a relação dada pela equação (II.22), tem-se

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_{cr}} = \lambda_{pd}^2 \quad \text{para } \lambda_{pd} \leq 0,673 \quad (\text{V.8a})$$

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_{cr}} = \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_{pd}} \right) \lambda_{pd} + 0,18 \lambda_{pd}^2 \frac{\lambda_p - \lambda_{pd}}{\lambda_p - 0,6}$$

para $\lambda_{pd} > 0,673$ (V.8b)

Nas figuras (V.3) e (V.4) está representada a formulação proposta pelo ECCS para as equações (V.7) e (V.8), respectivamente.

Observa-se que na formulação dada pelas equações (V.7) e (V.8) a equação de Winter é respeitada para o estado limite último.

As comparações com os resultados experimentais deste trabalho serão apresentadas no item V.4.

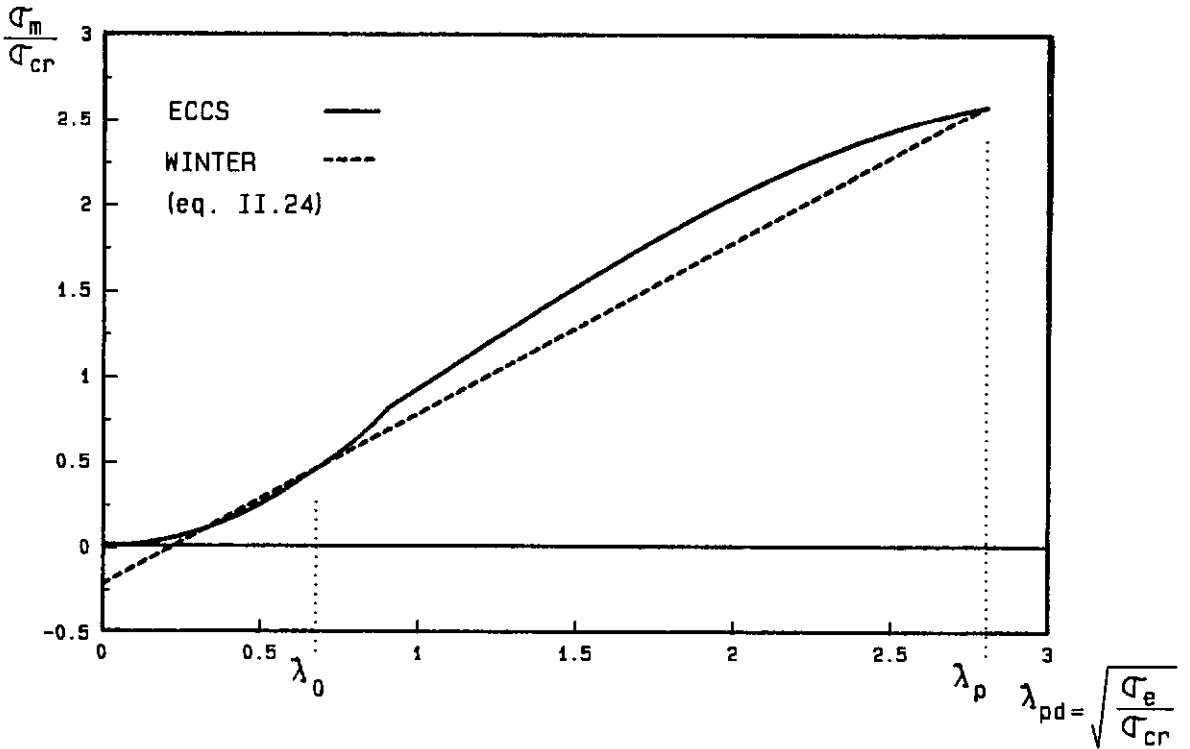


figura V.3 - Representação da formulação da ECCS para a variação da tensão média em relação a esbeltez

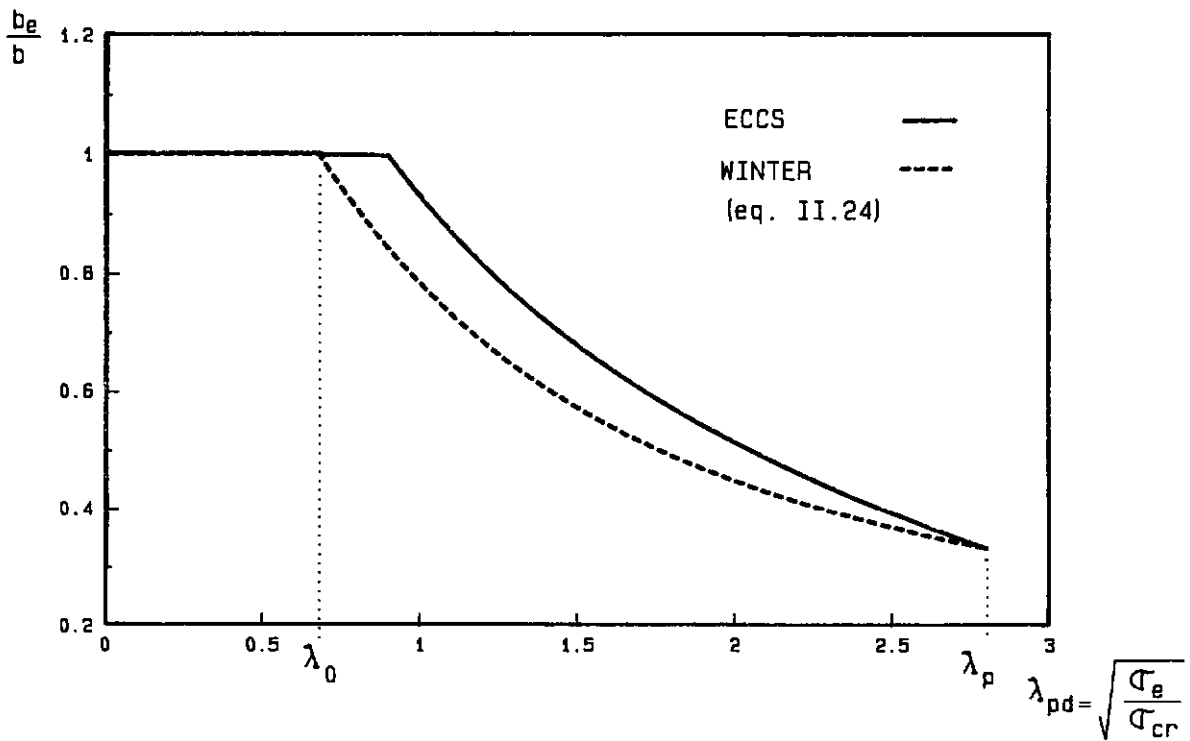


figura V.4 - Representação da formulação da ECCS para a variação da largura efetiva em relação a esbeltez

V.3 - PROPOSTA DE FORMULACAO PARA O COMPORTAMENTO PÓS-CRÍTICO

A partir dos resultados experimentais obtidos neste trabalho, apresentados no item IV.3, procurou-se ajustar uma formulação que reunisse fidelidade a estes resultados e simplicidade na aplicação, possibilitando a sua utilização tanto em normas técnicas quanto em aplicações de análise numérica.

Baseado na formulação proposta por Mulligan e Pekoz, optou-se por uma equação polinomial do 2º grau em λ_{pd} para representar o comportamento até a ruína das paredes esbeltas em estudo. Espera-se deste modo uma formulação suficientemente simples e que garanta uma boa correlação com os resultados experimentais. A equação é representada por

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_{cr}} = A + B \lambda_{pd} + C \lambda_{pd}^2 \quad (V.9)$$

As condições de contorno para a determinação das constantes são fornecidas pelas equações (II.29a,b,c). As constantes obtidas são

$$A = - \frac{1}{2} \lambda_0 B \quad (V.10a)$$

$$B = 2 \lambda_o (1 - C) \quad (V.10b)$$

$$C = \frac{\lambda_o^2 - 2 \lambda_o \lambda_p + \lambda_p - 0,22}{(\lambda_o - \lambda_p)^2} \quad (V.10c)$$

A formulação apresentada obedece a equação de Winter para o estado limite último, a qual já comprovou conduzir a bons resultados quando comparada a resultados experimentais.

Utilizando a relação dada pela equação (II.22) temos

$$b_e = \rho b \quad (V.11)$$

onde

$$\rho = 1,0 \quad \text{para} \quad \lambda_{pd} \leq 0,673 \quad (V.12a)$$

$$\rho = \frac{A}{\lambda_{pd}^2} + \frac{B}{\lambda_{pd}} + C \quad \text{para} \quad \lambda_{pd} > 0,673 \quad (V.12b)$$

Nas figuras (V.5) e (V.6) a seguir, estão representados os gráficos ilustrativos do desenvolvimento da equação apresentada em comparação com a equação de Winter.

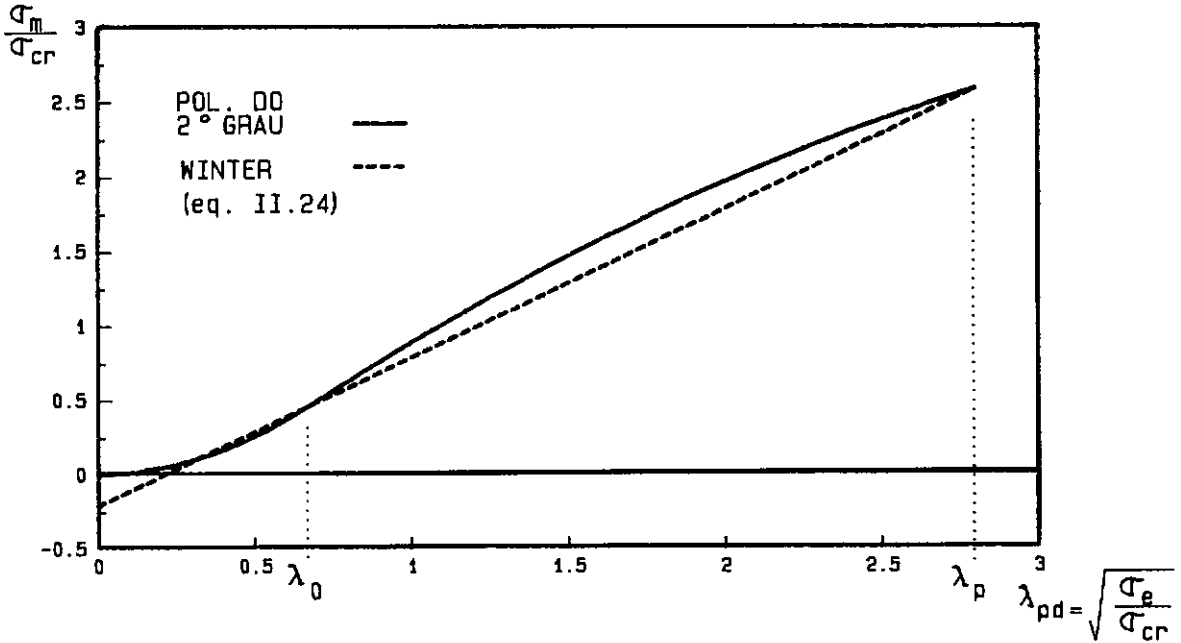


figura V.5 - Representação da proposta polinomial do 2º grau para a variação da tensão média em relação a esbeltez

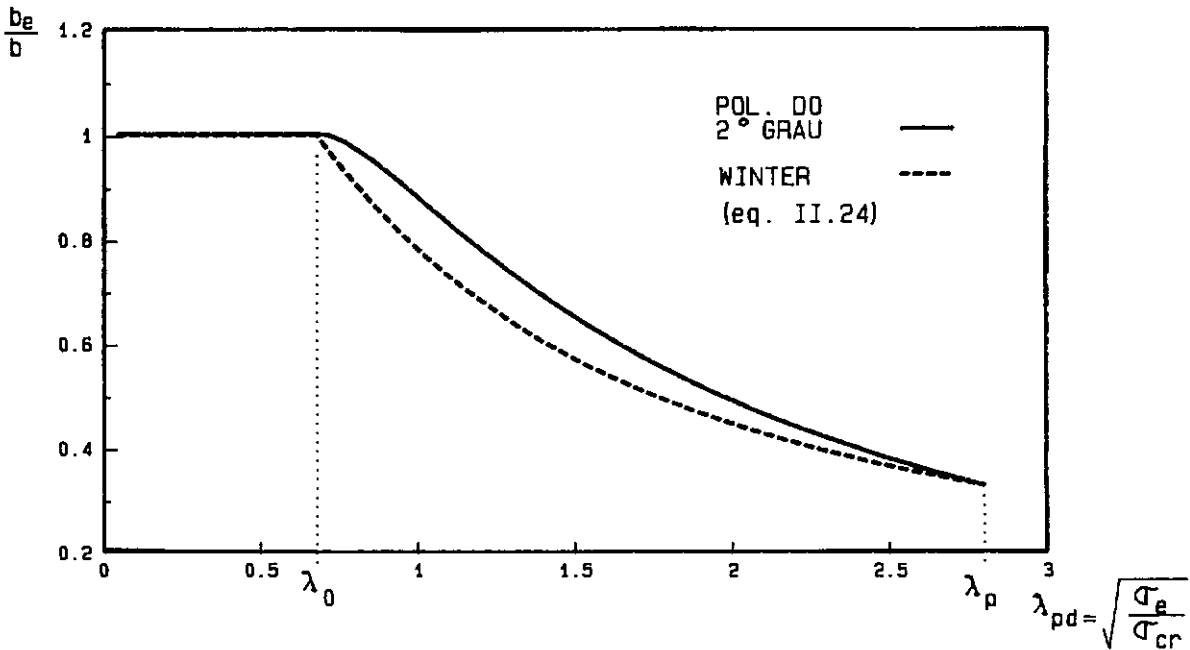


figura V.6 - Representação da proposta polinomial do 2º grau para a variação da largura efetiva em relação a esbeltez

Os conceitos envolvidos na obtenção da formulação proposta estão baseados no Método da Largura Efetiva, adotando-se duas hipóteses a serem consideradas: a primeira considera a parede em estudo como simplesmente apoiada nos seus bordos, como se estivesse isolada das paredes que constituem a seção transversal do perfil, adotando-se neste caso o coeficiente de flambagem local igual a 4,0 ; a segunda hipótese leva em conta a interação das paredes vizinhas no fenômeno da flambagem local, adotando-se neste caso a equação (II.10) para a determinação do valor do coeficiente de flambagem local k .

V.4 - COMPARAÇÃO COM OS RESULTADOS EXPERIMENTAIS

V.4.1 - COMPARAÇÃO COM FORMULAÇÕES DE TIPO POLINOMIAL

As formulações polinomiais do 2° e do 3° grau, apresentadas nos itens anteriores, foram confrontadas com os resultados experimentais obtidos conforme foi descrito no capítulo IV. Foram analisados os acréscimos de tensão (σ_m / σ_{cr}) e a redução da largura efetiva da placa em estudo (b_e / b), em relação a grandeza λ_{pd} que caracteriza a esbeltez da peça. Comparou-se ainda os efeitos da consideração da parede em estudo como placa isolada ou em interação com as paredes vizinhas, adotando-se o coeficiente de flambagem local k igual a 4,0 ou dado pela equação (II.10), respectivamente.

Os gráficos apresentados a seguir são referentes aos ensaios dos corpos de prova CP1-S1, CP2-S1 e CP3-S2 sujeitos a compressão centrada na placa mais esbelta, de largura b_1 .

CORPO DE PROVA CP1-S1

A partir dos gráficos das figuras (V.7) e (V.8), onde a tensão média, σ_m , foi calculada como apresentado no capítulo IV e σ_{cr} cujo cálculo é teórico e de acordo com a equação (II.13), e ainda λ_{pd} calculado pela equação (II.16), observa-se que as equações polinomiais do 2° e 3° graus apresentam boa correlação com os pontos experimentais, tanto considerando-se a placa isolada como em interação com as vizinhas.

As curvas teóricas apresentam-se em boa correlação com os resultados experimentais e vale ressaltar que o valor medido da tensão crítica diferiu de maneira importante do valor esperado. Esta diferença será comentada a seguir.

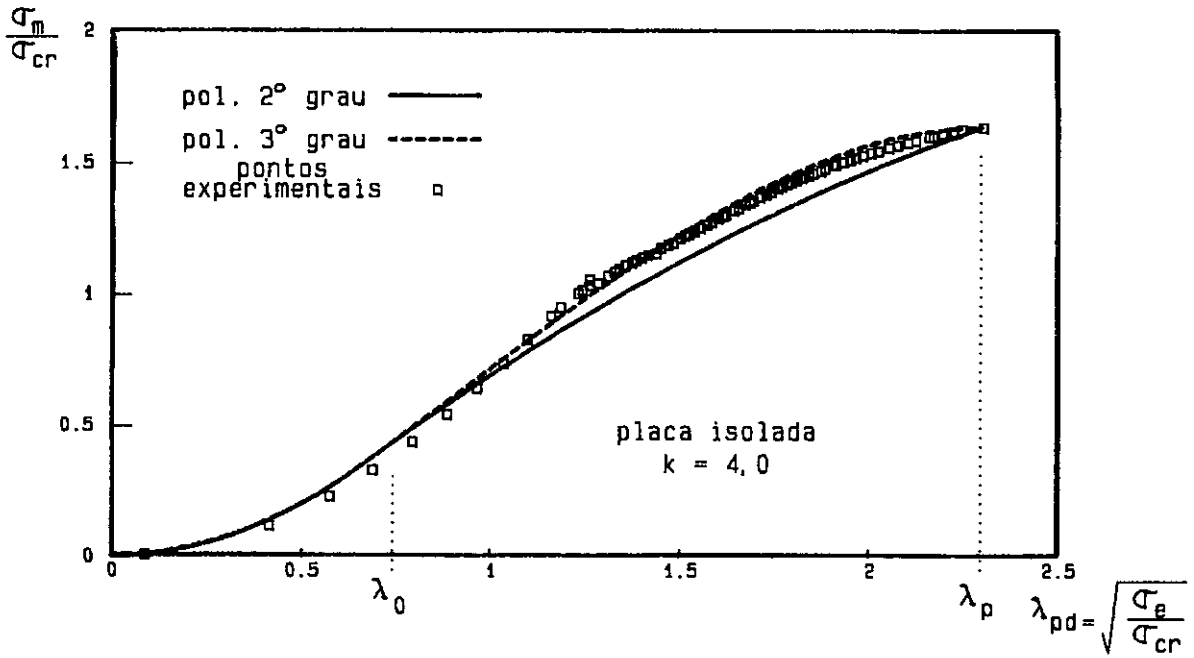


figura V.7 - Comparação das formulações polinomiais do 2º e do 3º graus com os resultados experimentais do ensaio CP1-S1 para placa isolada

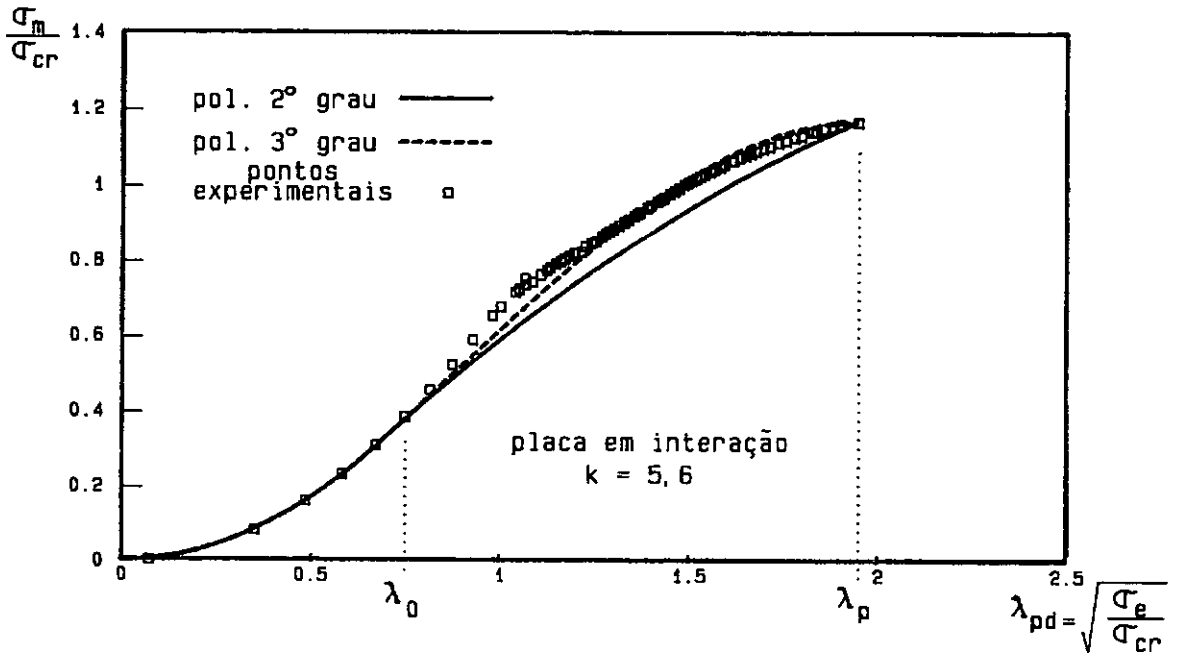


figura V.8 - Comparação das formulações polinomiais de 2º e do 3º graus com os resultados experimentais do ensaio CP1-S1 para placa em interação

Nas figuras (V.9) e (V.10) está indicada a evolução da largura efetiva em relação à largura original da placa. Observa-se que a consideração da interação entre as paredes, como mostrado na figura (V.10), apresenta melhores resultados do que quando se admite a parede como isolada, como indicado na figura (V.9). Este fato confirma a influência da interação existente entre as paredes que compõem a seção transversal do perfil, indicando que a consideração do coeficiente de flambagem através da equação (II.10) aprimora os resultados.

Através da figura (V.10) pode-se observar uma clara divergência entre a previsão teórica de início da flambagem local, indicada por $\lambda_0 = 0,673$, e o início da flambagem local detectado pelas medições experimentais, onde se observa que $\lambda_{0_{exp}} \approx 0,98$. Este resultado indica que houve influência desprezível das imperfeições em relação ao início da flambagem local. Neste caso, pode-se considerar que a curva formada pelos pontos experimentais indicados na figura (V.10) muito se aproxima da expressão de von Karman ($\sigma_m / \sigma_{cr} = 1 / \lambda_{pd}$), válida para placas perfeitas.

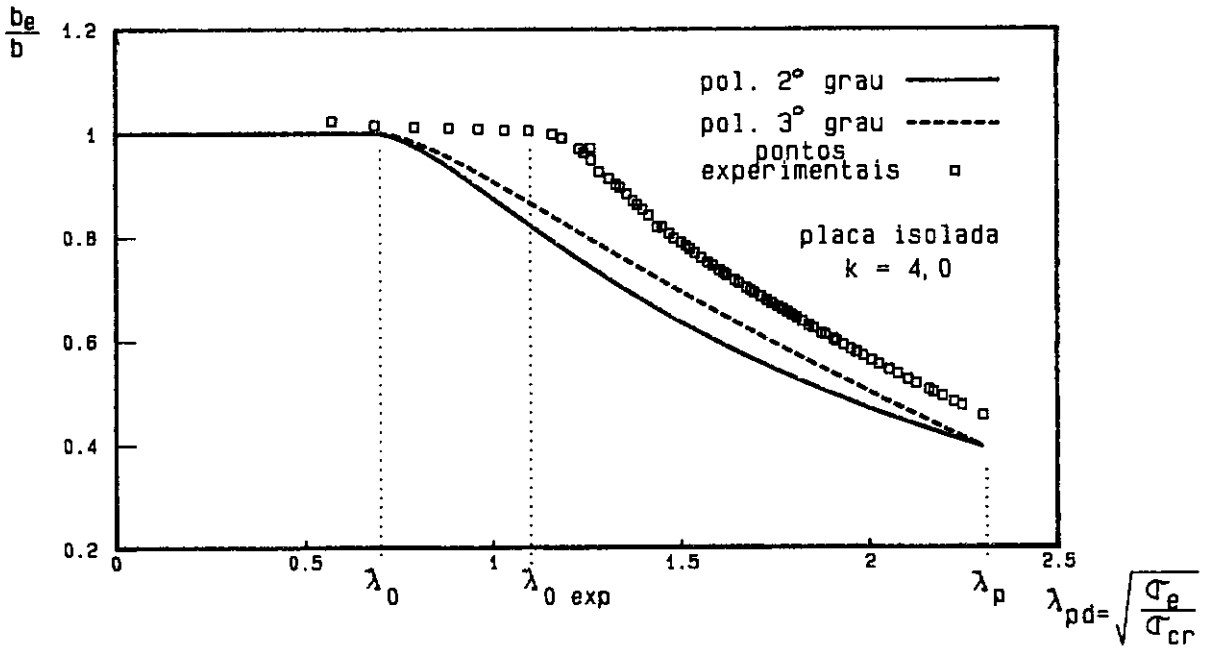


figura V.9 - Comparação das formulações polinomiais de 2° e do 3° graus com os resultados experimentais do ensaio CP1-S1 para placa isolada

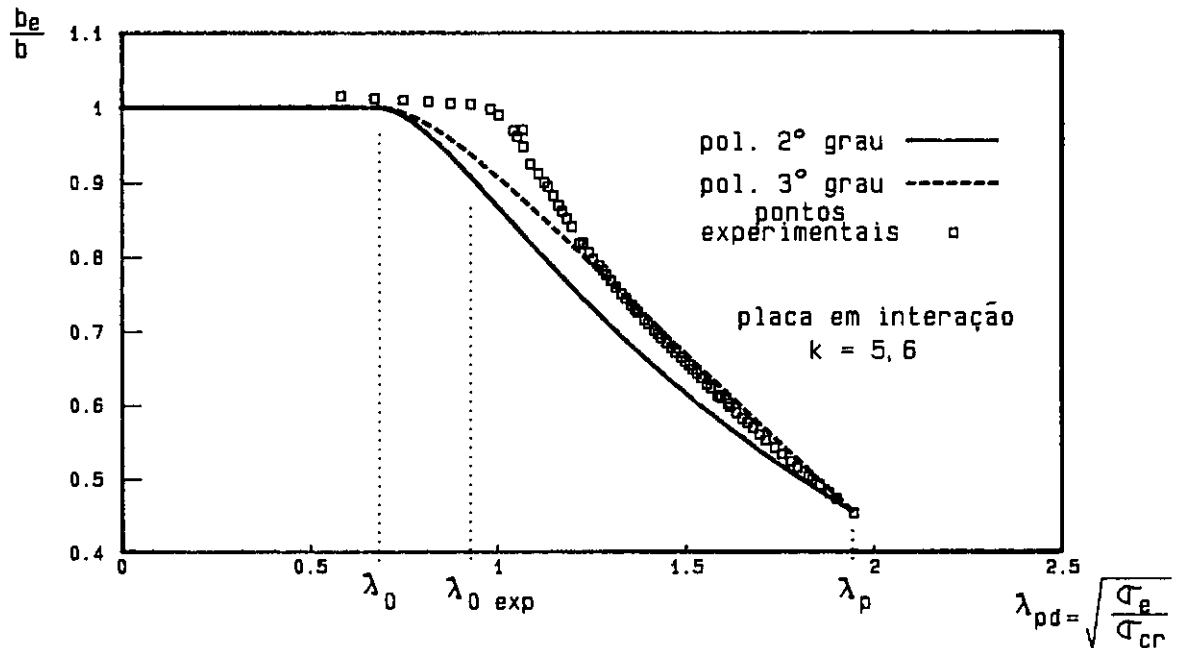


figura V.10 - Comparação das formulações polinomiais de 2° e do 3° graus com os resultados experimentais do ensaio CP1-S1 para placa em interação

As figuras (V.9) e (V.10) indicam igualmente que ambas as formulações polinomiais, do 2° e do 3° graus, aproximam-se de maneira razoável dos resultados experimentais. Observa-se também que, a menos do ponto de início da flambagem local, a expressão do 2° grau pode conduzir a uma melhor concordância com os resultados experimentais (isto pode ser aferido se levarmos à coincidência os pontos teórico e experimental de início de flambagem local, com λ_0 teórico igual a λ_0 experimental).

CORPO DE PROVA CP2-S1

A partir dos gráficos das figuras (V.11) e (V.12) observa-se a boa aproximação entre as equações polinomiais de 2° e 3° graus e os pontos experimentais, da mesma forma como foi observado no ensaio do corpo de prova CP1-S1, sendo também observada a divergência do valor teórico da tensão crítica com o valor experimental.

Nas figuras (V.13) e (V.14) observa-se que a consideração da influência existente da interação entre as paredes apresenta melhores resultados do que se considerarmos a placa isolada, sendo o valor de k calculado de acordo com a equação (II.10).

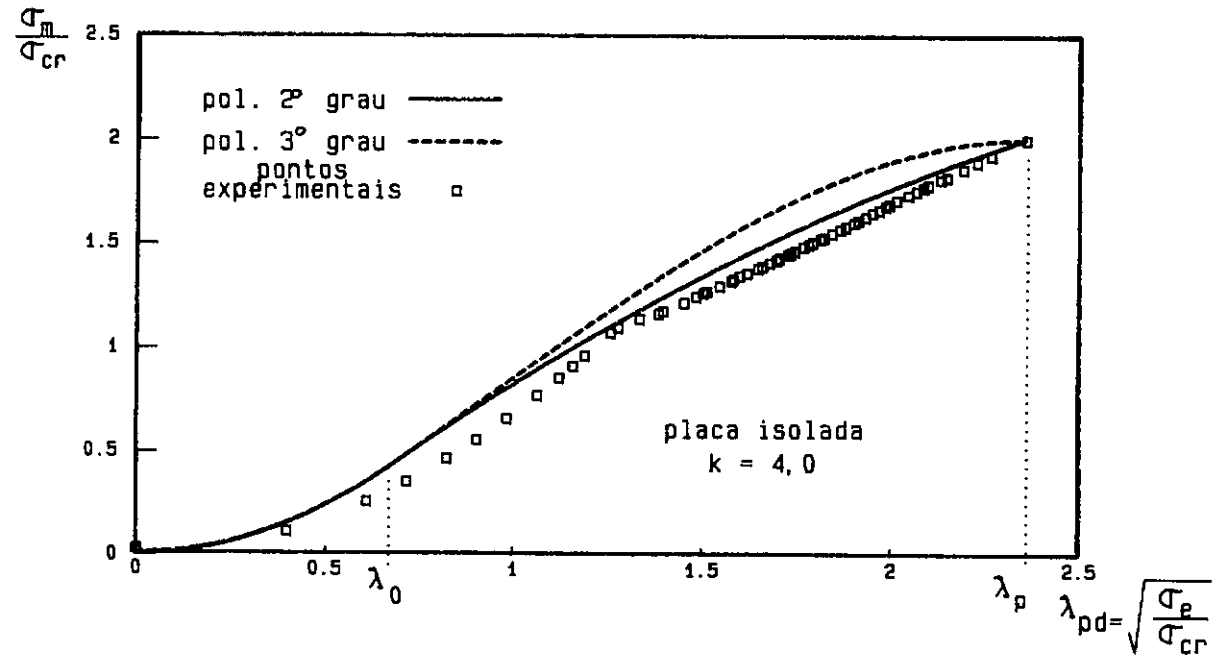


figura V.11 - Comparação das formulações polinomiais de 2º e do 3º graus com os resultados experimentais do ensaio CP2-S1 para placa isolada

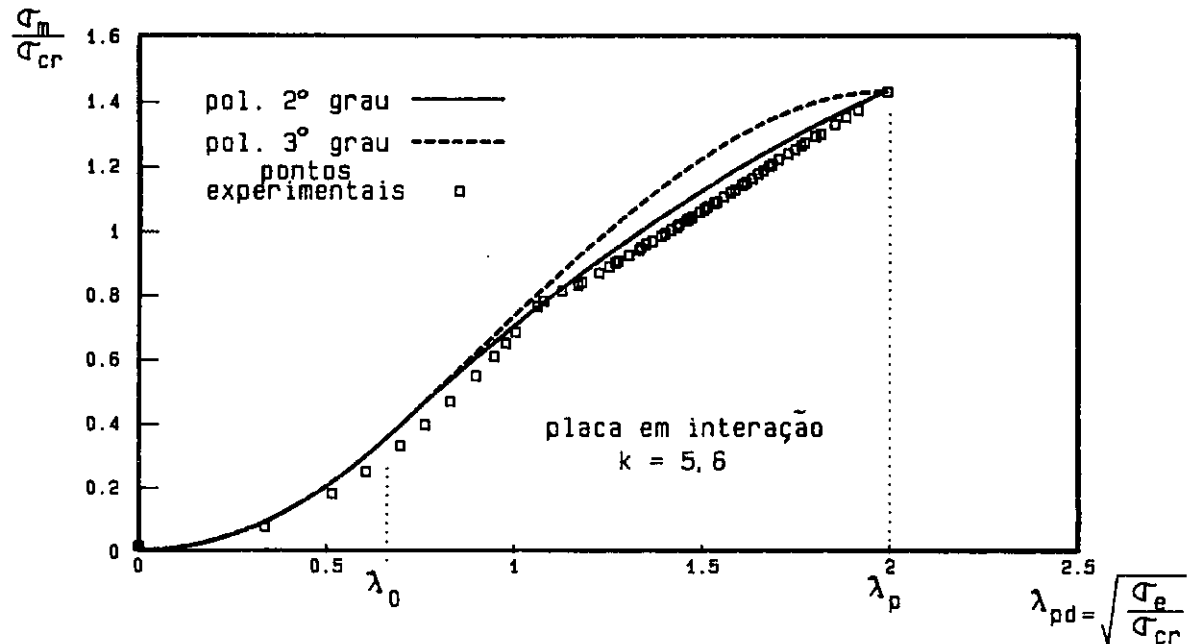


figura V.12 - Comparação das formulações polinomiais de 2º e do 3º graus com os resultados experimentais do ensaio CP2-S1 para placa em interação

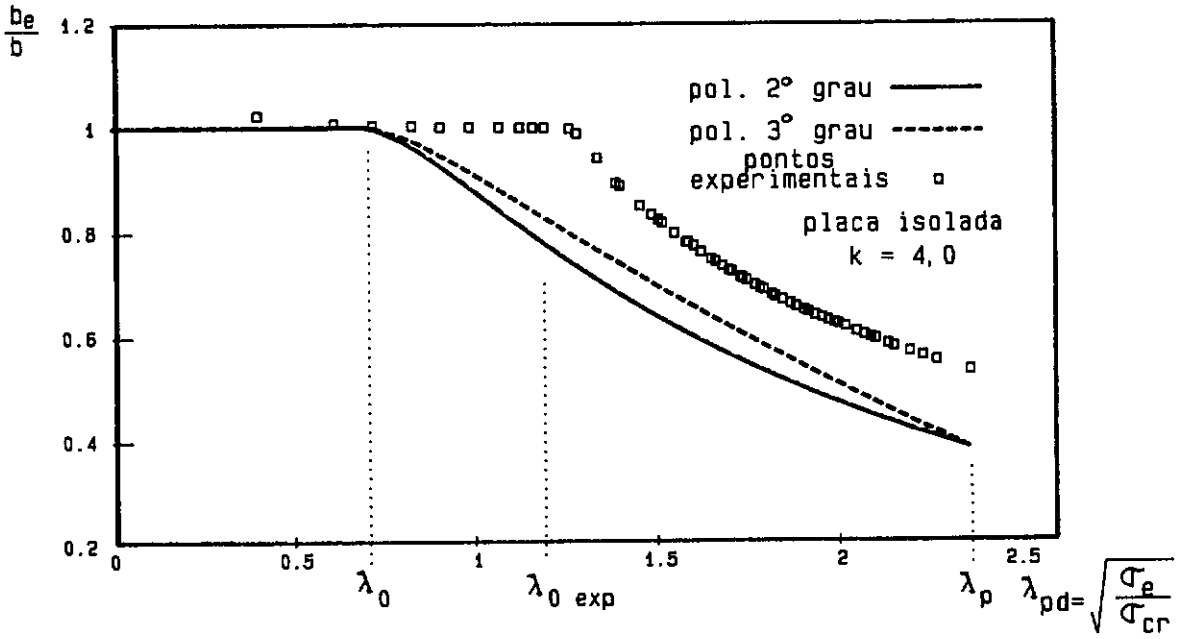


figura V.13 - Comparação das formulações polinomiais de 2º e do 3º graus com os resultados experimentais do ensaio CP2-S1 para placa isolada

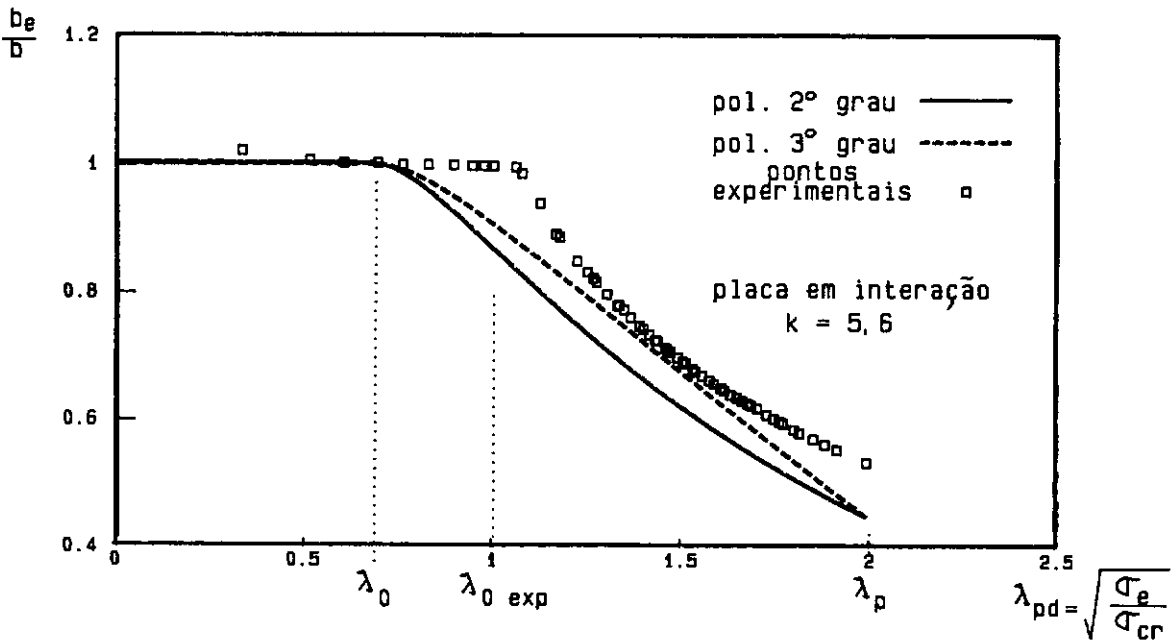


figura V.14 - Comparação das formulações polinomiais de 2º e do 3º graus com os resultados experimentais do ensaio CP2-S1 para placa em interação

Observa-se através da figura (V.14) a diferença entre a previsão teórica de início da flambagem local por $\lambda_0 = 0,673$ e o valor experimental de $\lambda_0 \approx 1,0$. Como a influência das imperfeições é praticamente desprezível para o início da flambagem local, a curva experimental indicada se aproxima da expressão de von Karman para placas perfeitas.

Mais uma vez observa-se que, a menos da diferença entre os valores das tensões críticas experimental e teórica, diferença esta que se revela pelo valor de λ_0 teórico inferior ao valor de λ_0 obtido experimentalmente, a formulação do 2º grau indica melhor correlação com os resultados experimentais.

CORPO DE PROVA CP3-S2

Neste caso, a baixa esbeltez da parede em estudo ($\lambda_p = 1,37$ considerando-se isolada ou $\lambda_p = 1,16$ considerando-se o efeito da interação) conduziu a uma correlação menos precisa entre os resultados experimentais e teóricos, como pode ser observado nas figuras (V.15) a (V.18). Pode-se observar no entanto, comparando-se por exemplo as figuras (V.18), (V.14) e (V.10), que o comportamento é análogo ao registrado para os corpos de prova CP1-S1 e CP2-S1, considerando-se os trechos dos gráficos onde $\lambda_{pd} < 1,2$. Mais uma vez, vemos confirmados os seguintes aspectos do problema:

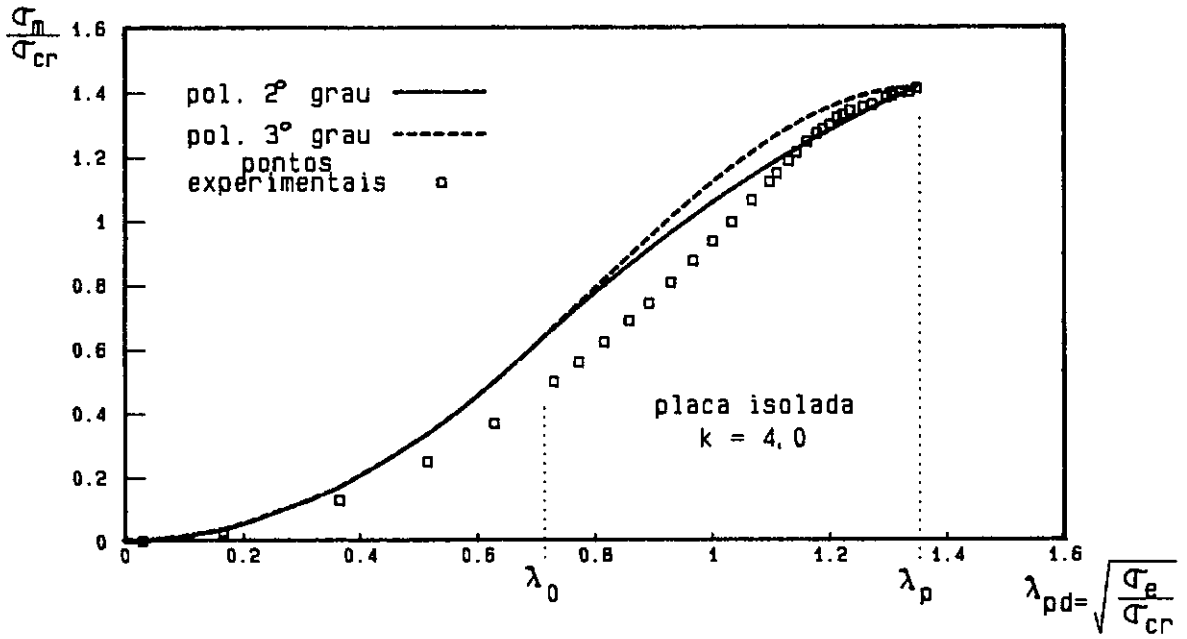


figura V.15 - Comparação das formulações polinomiais de 2° e do 3° graus com os resultados experimentais do ensaio CP3-S2 para placa isolada

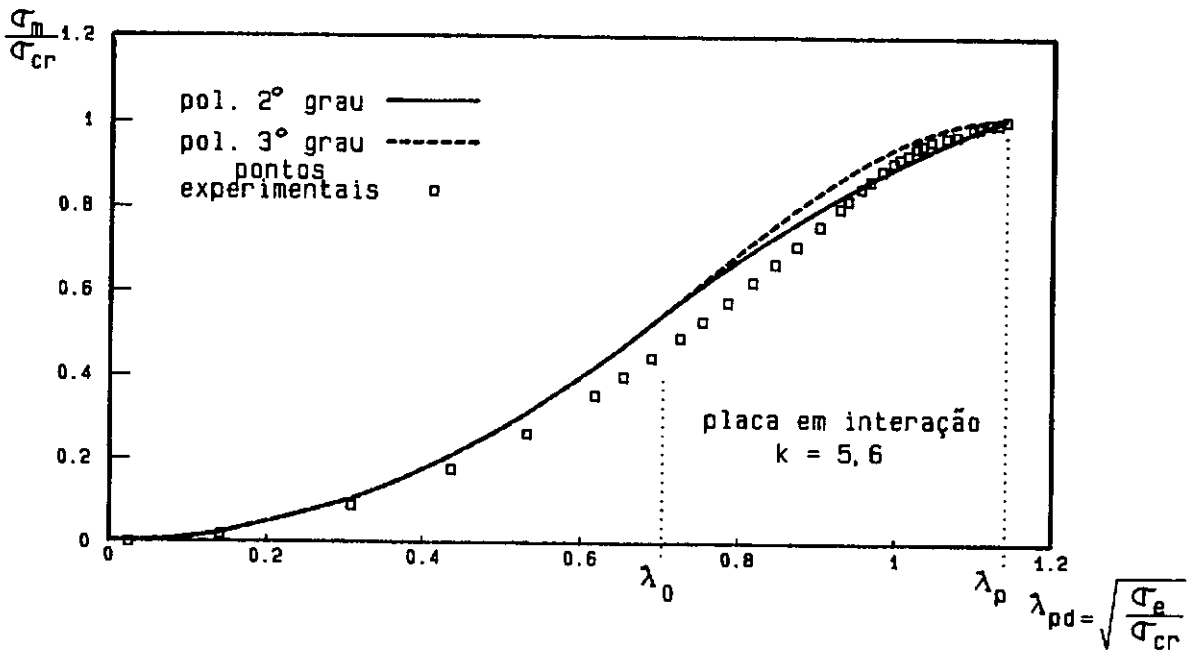


figura V.16 - Comparação das formulações polinomiais de 2° e do 3° graus com os resultados experimentais do ensaio CP3-S2 para placa em interação

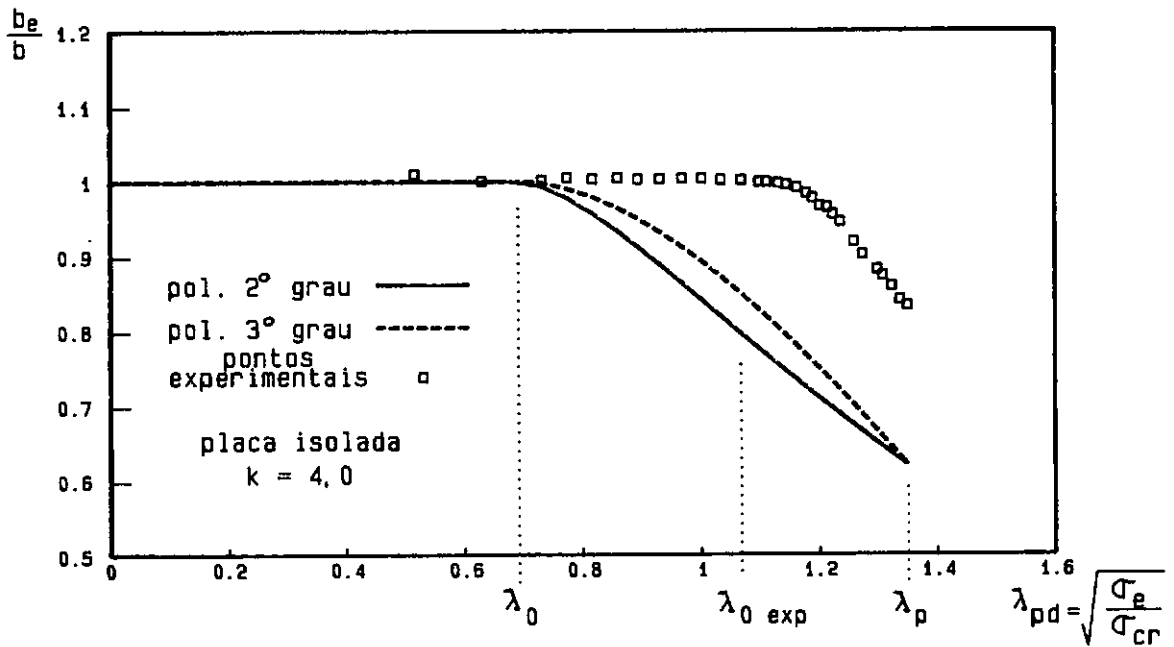


figura V.17 - Comparação das formulações polinomiais de 2° e do 3° graus com os resultados experimentais do ensaio CP3-S2 para placa isolada

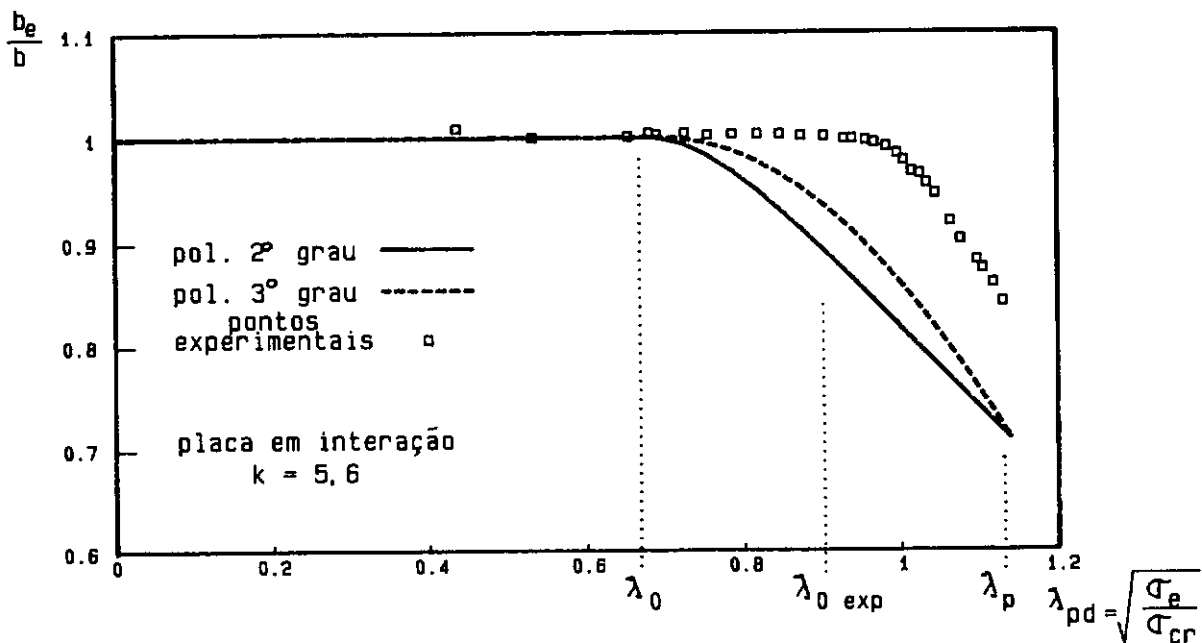


figura V.18 - Comparação das formulações polinomiais de 2° e do 3° graus com os resultados experimentais do ensaio CP3-S2 para placa em interação

a) o valor experimental da tensão crítica está muito próximo do valor teórico, quando consideramos a interação entre as paredes da seção (valor experimental de λ_0 próximo de 1 na figura (V.18));

b) a divergência entre os valores teóricos e experimentais da largura efetiva b_e é máxima na região em torno de $\lambda_{pd} = 1$;

c) a formulação com a consideração da interação entre as paredes se apresenta em melhor correlação com os resultados experimentais.

V.4.2 AVALIAÇÃO DE PRESCRIÇÕES DE NORMAS

Utilizando-se as formulações encontradas nas prescrições da AISI e do ECCS, já apresentadas neste capítulo, e a proposta polinomial desenvolvida, fez-se comparações com os resultados experimentais de cada ensaio realizado.

Para fins comparativos, como as formulações da AISI e ECCS baseiam-se no método das larguras efetivas sem consideração de interação entre as paredes do perfil,

confrontou-se os resultados das prescrições das normas e a proposta de polinômio do 2° grau para um coeficiente de flambagem $k = 4,0$, considerando a parede em estudo isolada das vizinhas e portanto sem analisar o efeito da interação entre elas.

CORPOS DE PROVA CP1-S1 E CP2-S1

As figuras (V.19), (V.20), (V.21) e (V.22) evidenciam as descontinuidades contidas nas prescrições da AISI e da ECCS, incompatíveis com os resultados experimentais obtidos. Fica igualmente claro que a proposta polinomial conduz a um comportamento mais flexível da parede comprimida, com uma redução da largura efetiva de maneira mais acentuada do que no caso das duas prescrições de normas. Fica ainda mais uma vez evidenciado que o resultado experimental indica um retardamento do início da flambagem local em relação às previsões teóricas.

Deve-se ainda ressaltar que os resultados obtidos através da expressão polinomial proposta, considerando-se os efeitos da interação entre as paredes, como já apresentado anteriormente, conduz a uma melhor correlação com os resultados experimentais.

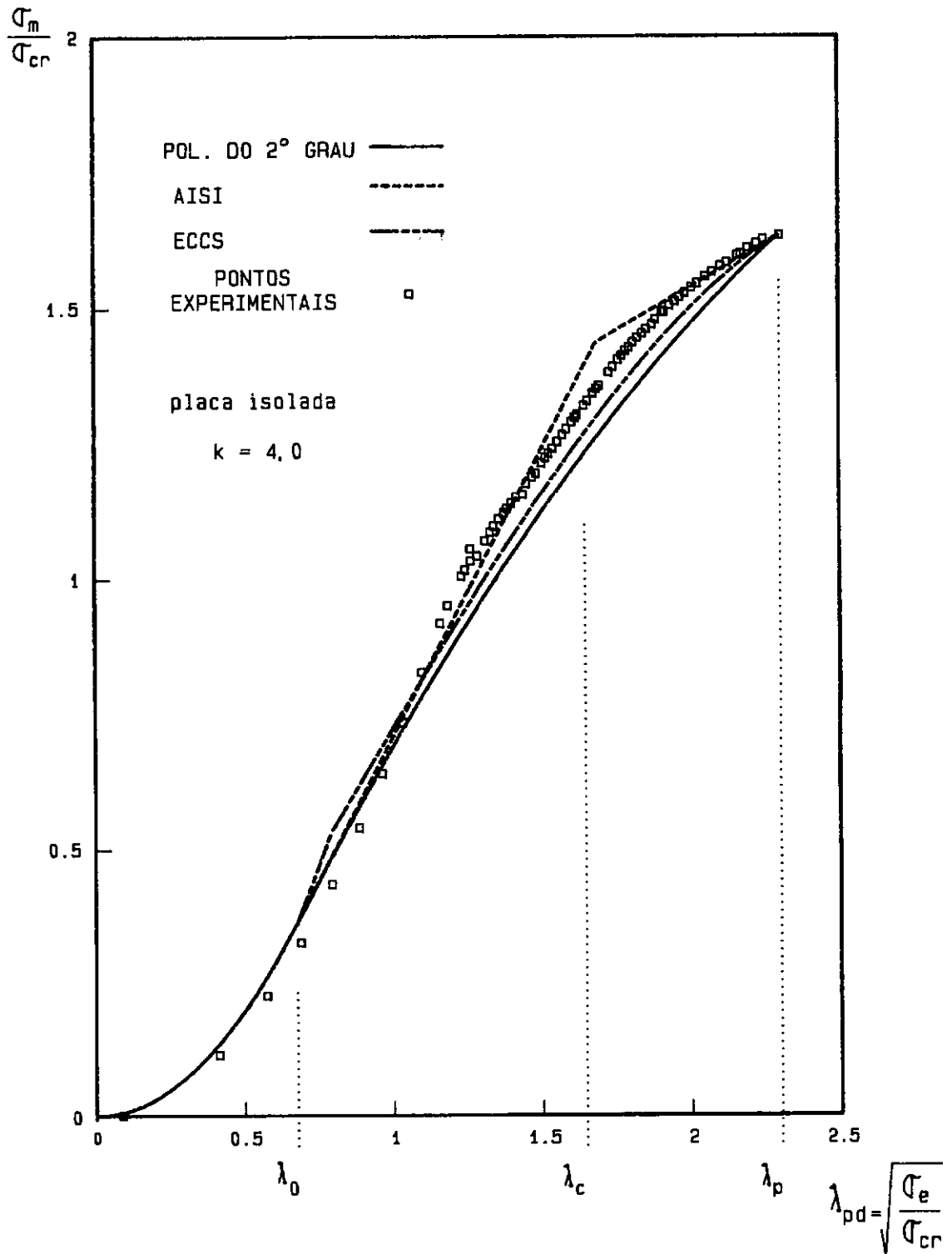


figura V.19 - Comparação das formulações da AISI, ECCS e proposta polinomial com os resultados experimentais do ensaio CP1-S1

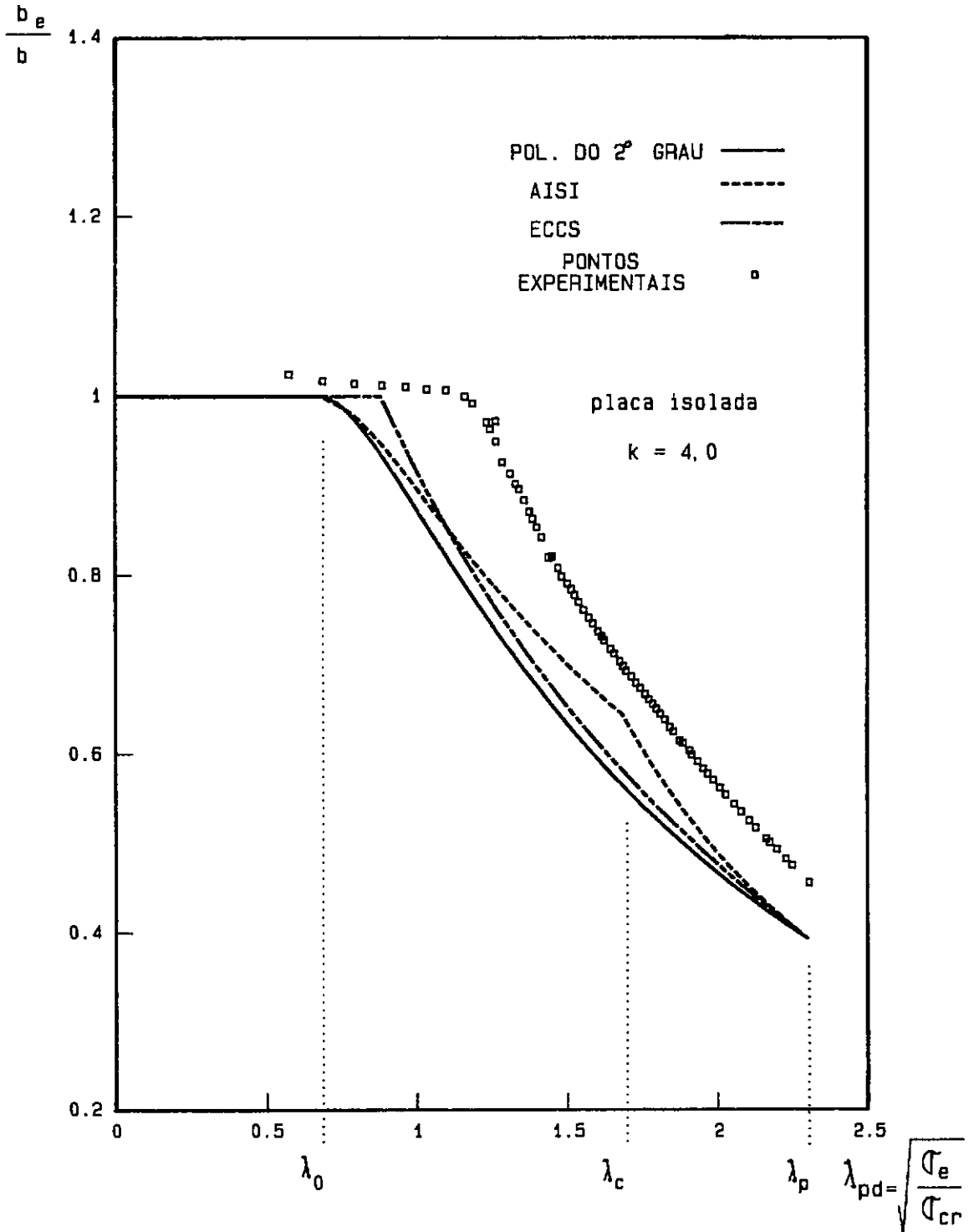


figura V.20 - Comparação das formulações da AISI, ECCS e proposta polinomial com os resultados experimentais do ensaio CP1-S1

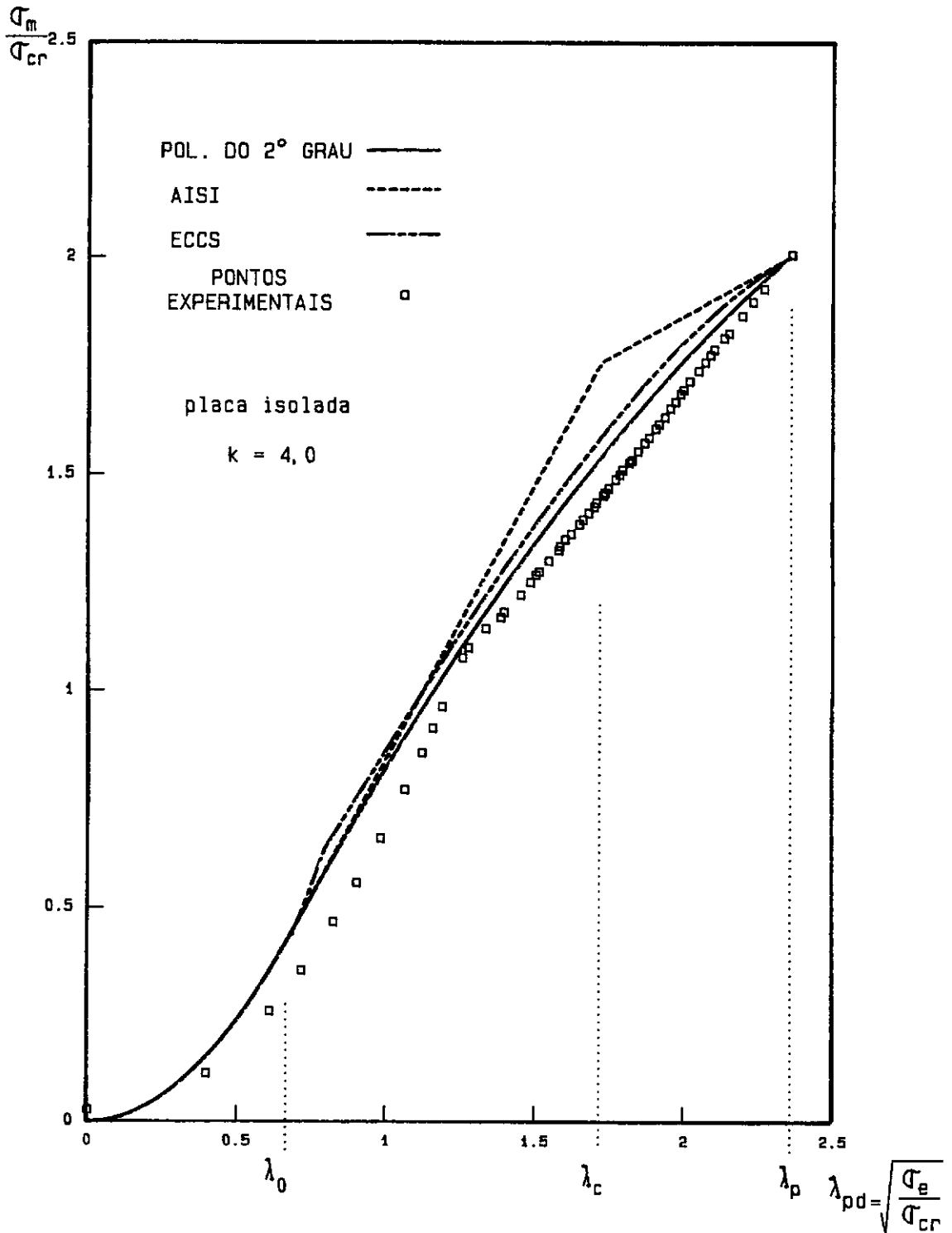


figura V.21 - Comparação das formulações da AISI, ECCS e proposta polinomial com os resultados experimentais do ensaio CP2-S1

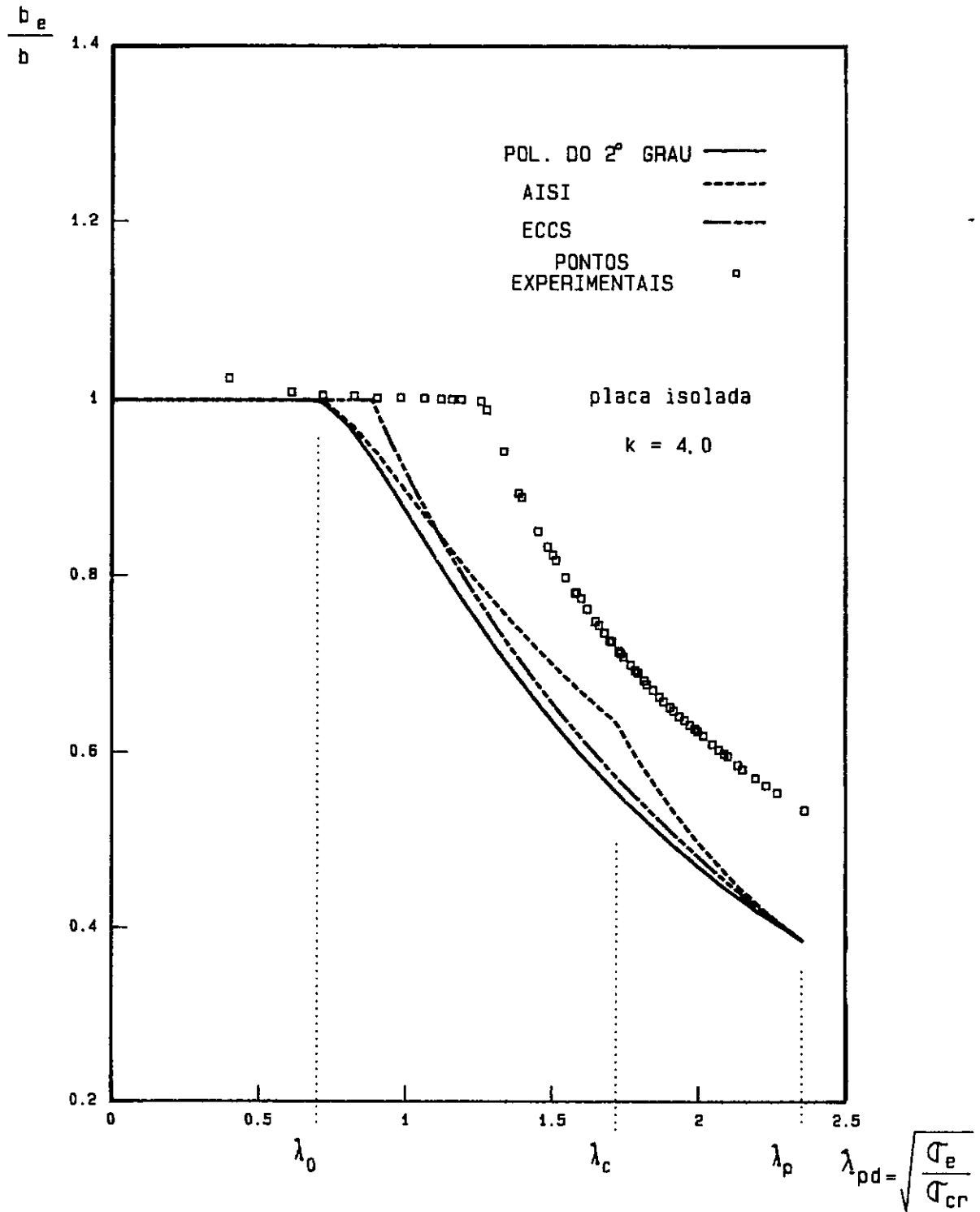


figura V.22 - Comparação das formulações da AISI, ECCS e proposta polinomial com os resultados experimentais do ensaio CP2-S1

CORPO DE PROVA CP3-S2

Os resultados deste ensaio, como já foi apresentado, não se prestam a uma boa observação do comportamento pós-crítico, devido a baixa esbeltez da parede em estudo. As figuras (V.23) e (V.24) indicam os resultados das comparações entre as diferentes formulações e os resultados experimentais.

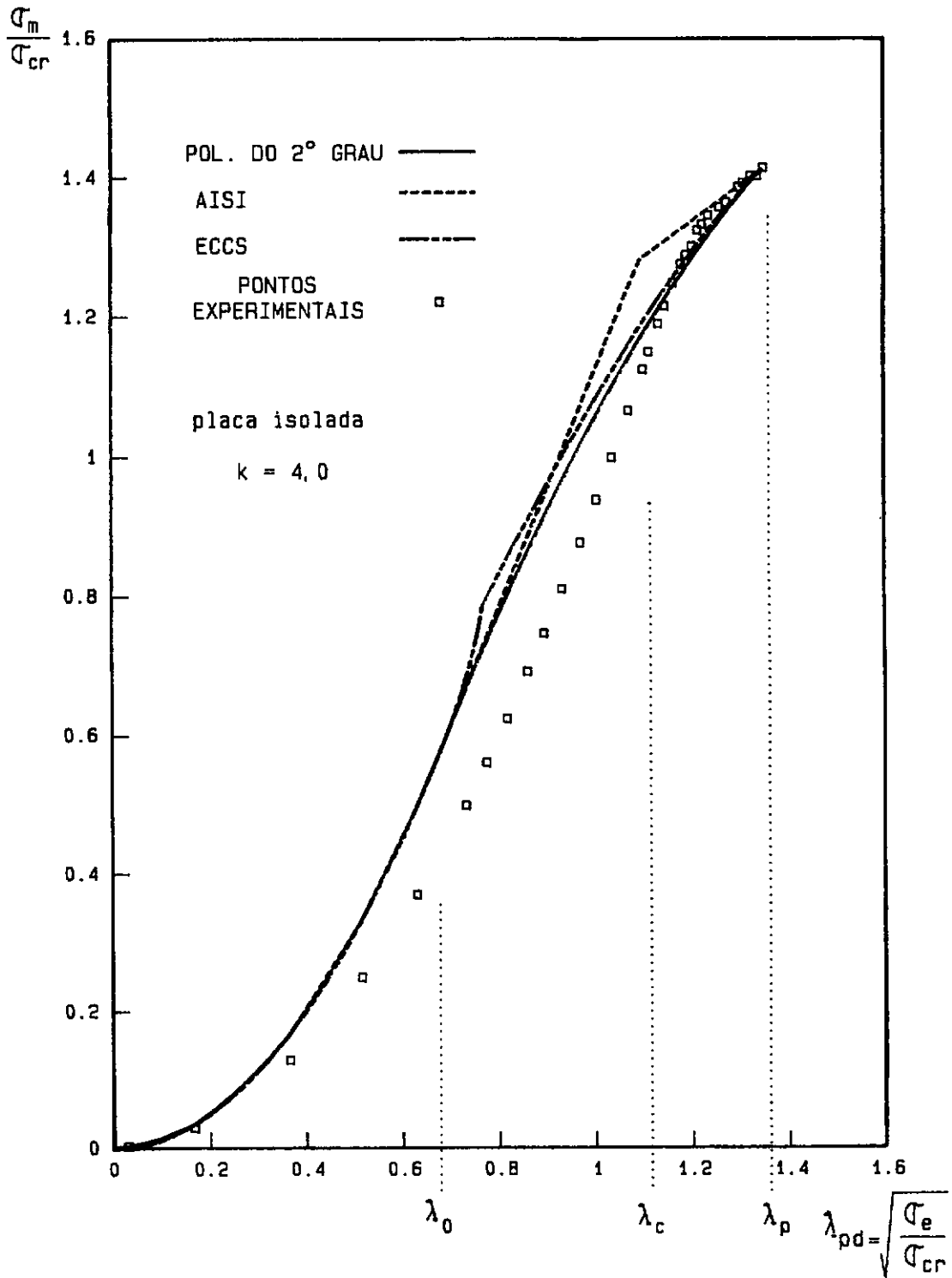


figura V.23 - Comparação das formulações da AISI, ECCS e proposta polinomial com os resultados experimentais do ensaio CP3-S2

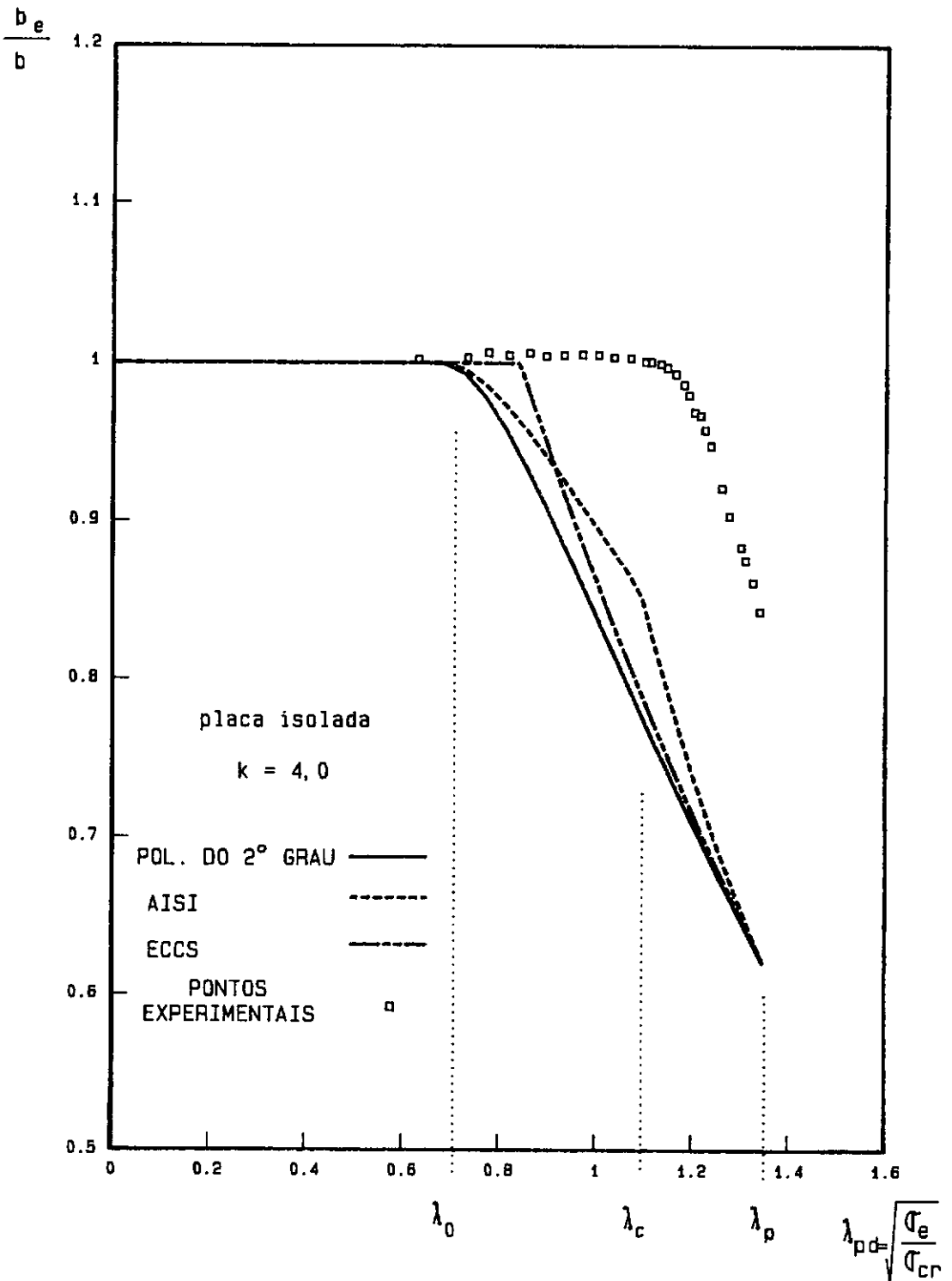


figura V.24 - Comparação das formulações da AISI, ECCS e proposta polinomial com os resultados experimentais do ensaio CP3-S2

V.5 - APLICAÇÃO DAS PROPOSTAS POLINOMIAIS EM ANÁLISE NUMÉRICA

O objetivo deste capítulo é analisar a aplicabilidade da equação polinomial do 2º grau proposta neste trabalho em uma análise numérica do comportamento estrutural de perfis de chapa dobrada.

O programa no qual a equação proposta foi implementada foi desenvolvido por Almeida [11] e analisa o comportamento estrutural através de um modelo não-linear geométrico em elementos finitos, levando em consideração a não-linearidade adicional devido ao efeito da flambagem local. Este programa utiliza originalmente para a parede mais larga a equação polinomial do 3º grau de Mulligan-Pekoz.

Os exemplos utilizados para as comparações são colunas e estruturas treliçadas.

COLUNAS

O comportamento de colunas tem sido analisado por vários autores através de modelos teóricos [4,8 e 9] e experimentais [4,8 e 16]. Portanto, os resultados são diversificados e tornam possível uma avaliação dos

resultados numéricos obtidos com a equação polinomial proposta tanto para cargas de colapso quanto para as respostas não-lineares carga x deslocamento.

Foram analisadas colunas com resultados experimentais de Thomasson e Rodrigues, para a coluna típica mostrada na figura (V.25). As características de algumas colunas ensaiadas pelos autores, bem como a carga última, P_u , obtida em cada ensaio estão listados na tabela (V.1).

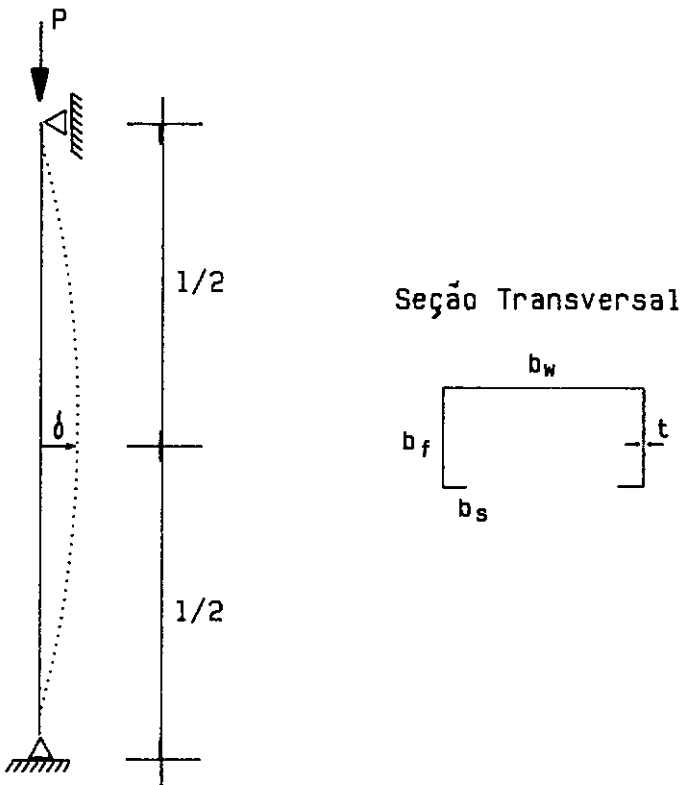


figura (V.25) - Coluna típica analisada

Identificação	f_y (MPa)	P_u (kN)	Dimensões (mm) (médias)	λ_p
Thomasson				
A71	391	16,0	$b_w = 299,5$	8,5
A74	395	16,2	$b_f = 100,4$	
A75	398	15,5	$b_s = 20,1$	
A76	288	14,0	$t = 0,64$	
f_y médio = 364			$l = 2690$	
A101	464	36,9	$b_w = 299,3$	6,6
A102	460	35,0	$b_f = 100,3$	
A103	460	37,1	$b_s = 19,8$	
A104	475	34,5	$t = 0,95$	
f_y médio = 464			$l = 2690$	
A151	382	76,6		4,0
A152	379	70,0	$b_w = 299,7$	
A153	395	71,3	$b_f = 100,1$	
A154	393	73,0	$b_s = 21,6$	
A155	380	57,0	$t = 1,41$	
A156	381	69,0	$l = 2690$	
f_y médio = 385				
Rodrigues			$b_w = 144,9$	1,24
C302D	298	98,0	$b_f = 60,1$	
C302P	307	93,4	$b_s = 20,5$	
f_y médio = 302			$t = 1,97$	
			$l = 2080$	

tabela V.1 - Propriedades das colunas ensaiadas por Thomasson [8] e Rodrigues [16]

Para a comparação utilizou-se o deslocamento transversal medido (δ) à meia altura da coluna e a carga correspondente P.

Para as colunas testadas, a carga é aplicada no centro de gravidade das seções extremas e a presença dos deslocamentos transversais reflete os efeitos de segunda ordem provocados, tanto pela mudança de posição do centro de gravidade devido ao fenômeno da flambagem local, quanto pelos efeitos das imperfeições geométricas.

As figuras (V.26) a (V.28) apresentam resultados experimentais obtidos por Thomasson. São colunas que possuem seções transversais de grande esbeltez, provocando acentuado comportamento pós-crítico. Os resultados teóricos obtidos com a equação polinomial do 2º grau e os resultados experimentais estão em boa correlação, e tanto melhor quanto maior a esbeltez λ_p da seção transversal.

A figura (V.29) mostra os resultados experimentais carga x deslocamento transversal obtidos por Rodrigues, para dois ensaios realizados. Nestas colunas, com esbeltez relativa da seção transversal $\lambda_p = 1,24$, o tratamento do comportamento pós-crítico das paredes apresenta aspecto análogo àquele indicado para o corpo de prova CP3-S2. Neste caso, como já foi observado nas figuras (V.18) e (V.24), pode-se esperar uma diferença entre a formulação teórica e o comportamento experimental mais importante do que no caso de elementos com seção transversal mais esbelta.

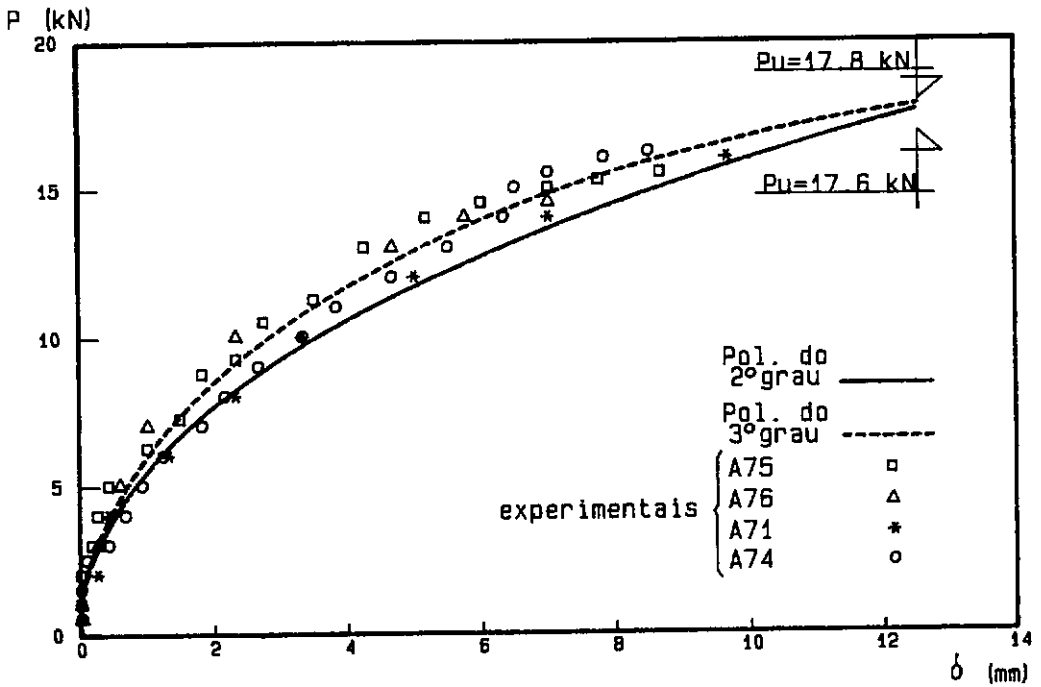


figura V.26 - Comparação entre os resultados teóricos e experimentais para colunas ensaiadas por Thomasson [8].
 Esbeltez da seção transversal $\lambda_n = 8,5$

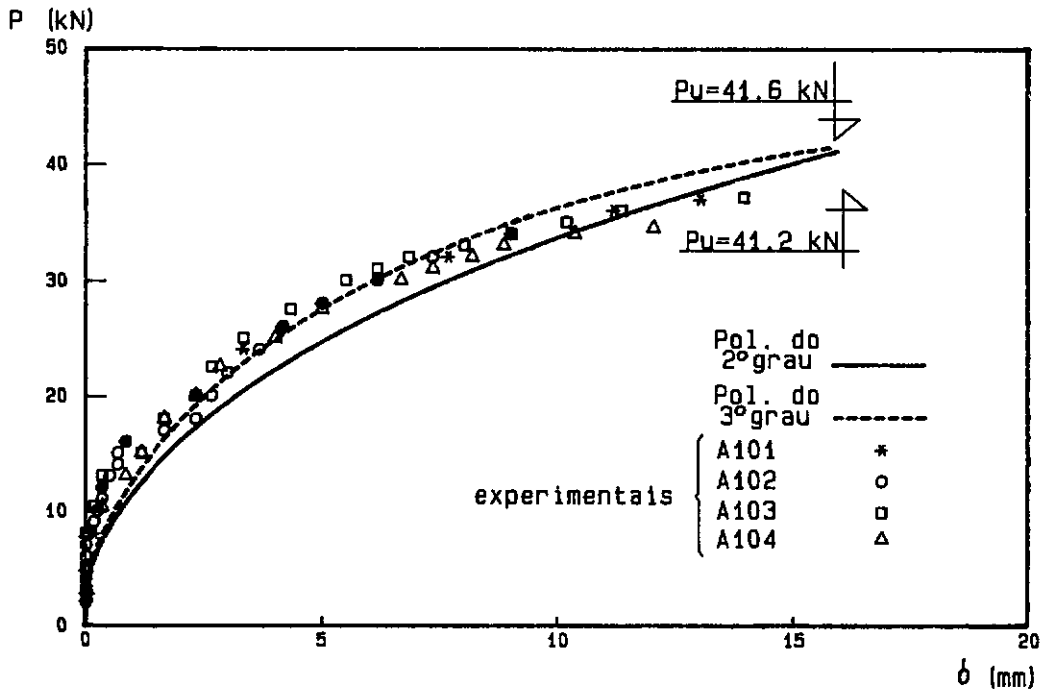


figura V.27 - Comparação entre os resultados teóricos e experimentais para colunas ensaiadas por Thomasson [8].
 Esbeltez da seção transversal $\lambda_p = 6,6$

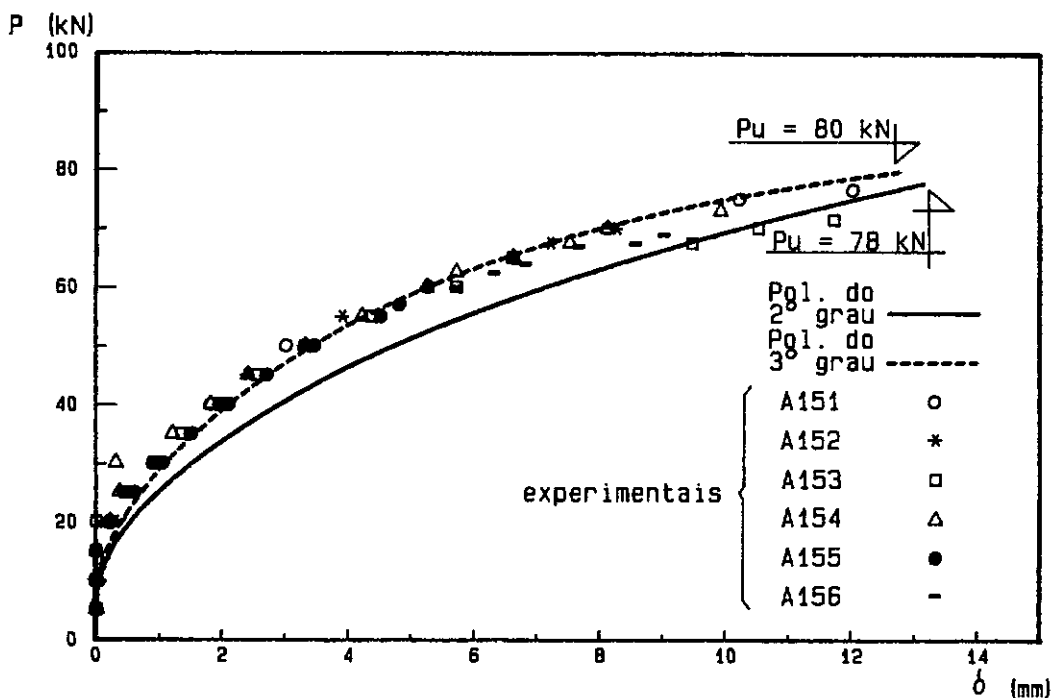


figura V.28 - Comparação entre os resultados teóricos e experimentais para colunas ensaiadas por Thomasson [8].

Esbeltez da seção transversal $\lambda_p = 4,0$

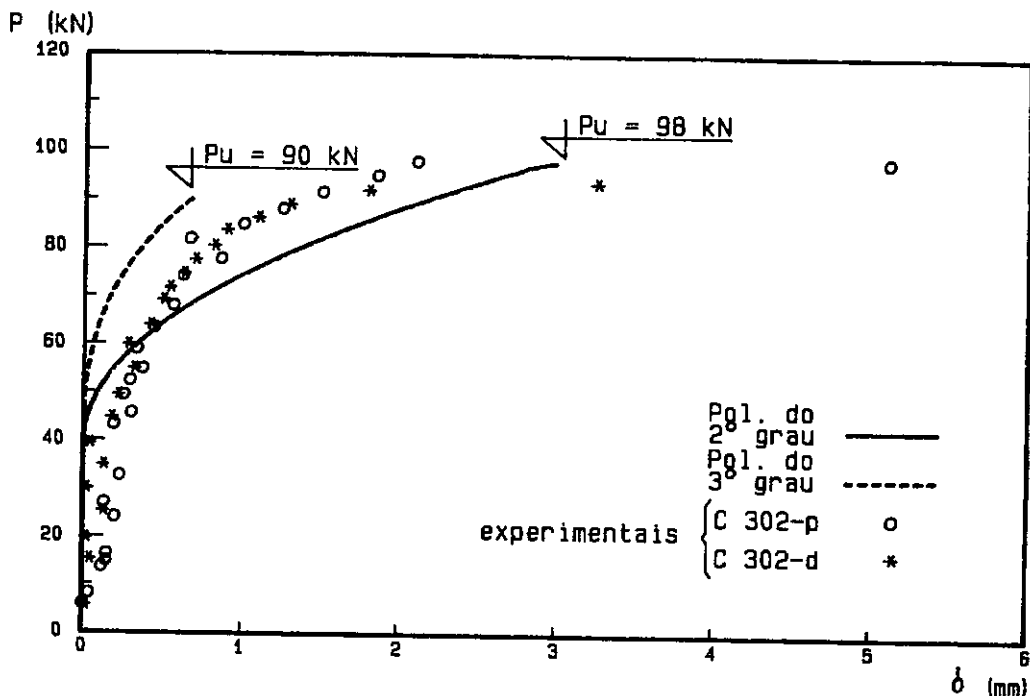


figura V.29 - Comparação entre os resultados teóricos e experimentais para as colunas ensaiadas por Rodrigues [16].

Esbeltez da seção transversal $\lambda_p = 1,24$

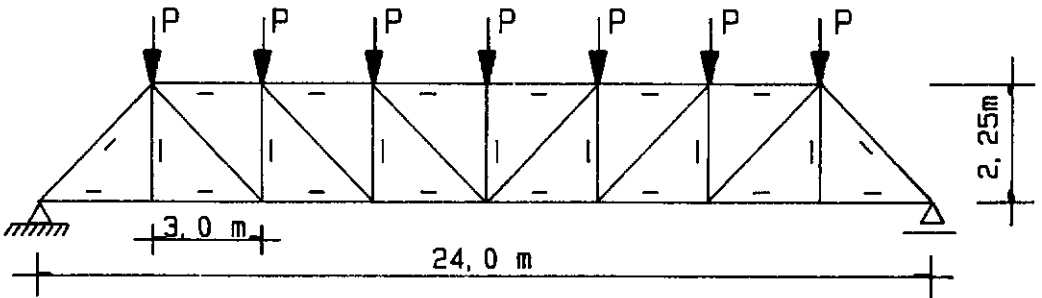
As comparações apresentadas para as colunas ensaiadas por Thomasson indicam que a formulação polinomial do 3º grau produz resultados ligeiramente melhores do que a equação polinomial do 2º grau proposta neste trabalho. Isto é observado nas figuras (V.26) a (V.28). Já na figura (V.29) observamos importante diferença entre as duas soluções teóricas. Pode-se considerar que esta diferença origina-se do fato, já comentado anteriormente, da formulação do 2º grau conduzir a um modelo mais flexível.

ESTRUTURA TRELIÇADA PLANA

Os exemplos aqui apresentados visam avaliar a influência da formulação proposta no comportamento de estruturas treliçadas que são comumente utilizadas com perfis de chapa dobrada. Para a análise comparativa não se dispõe de resultados experimentais, limitando-se a análise aos resultados do programa desenvolvido por Almeida. Deve-se salientar que a estrutura apresentada não se trata de uma treliça ideal e sim de uma estrutura com elementos de pórtico plano, desde que se admite que as ligações entre os elementos são realizadas por solda. Considera-se portanto os nós rígidos, assim como os efeitos de flexão induzidos nos membros que constituem a estrutura.

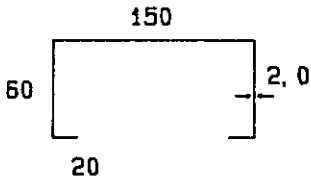
A figura (V.30) mostra a treliça PRATT com 24 metros de vão e 2,25 metros de altura, simplesmente apoiada nos extremos e com o deslocamento na direção "x" liberado em

um dos apoios. As seções transversais adotadas estão indicadas na figura (V.30). Nesta mesma figura estão representadas as dimensões da estrutura e as características mecânicas do material adotado. O carregamento aplicado está igualmente indicado. A orientação da seção transversal de cada elemento que compõe a treliça está representada na mesma figura através de um traço, indicando o lado para onde se volta a abertura da seção dos perfis C adotados.



Seções Transversais

Tipo 1 : diagonais e montantes verticais



$$f_y = 350 \text{ MPa}$$

$$E = 210.000 \text{ MPa}$$

Tipo 2 : banzos superior e inferior

$$\nu = 0,3$$

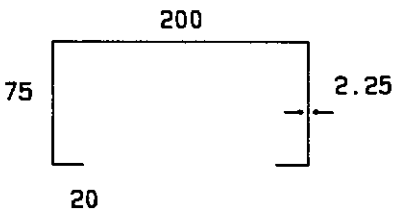


figura V.30 - Características da estrutura treliçada plana

A figura (V.31) mostra as respostas não-lineares da estrutura, para as duas formulações apresentadas, indicando os parâmetros de carga e os deslocamentos verticais δ , no meio do vão. Observa-se o comportamento semelhante utilizando as duas formulações apresentadas. Esta diferença pequena é de certa forma esperada desde que, como se pode constatar dos resultados obtidos, os efeitos da flambagem local atingem apenas os elementos centrais do banzo superior.

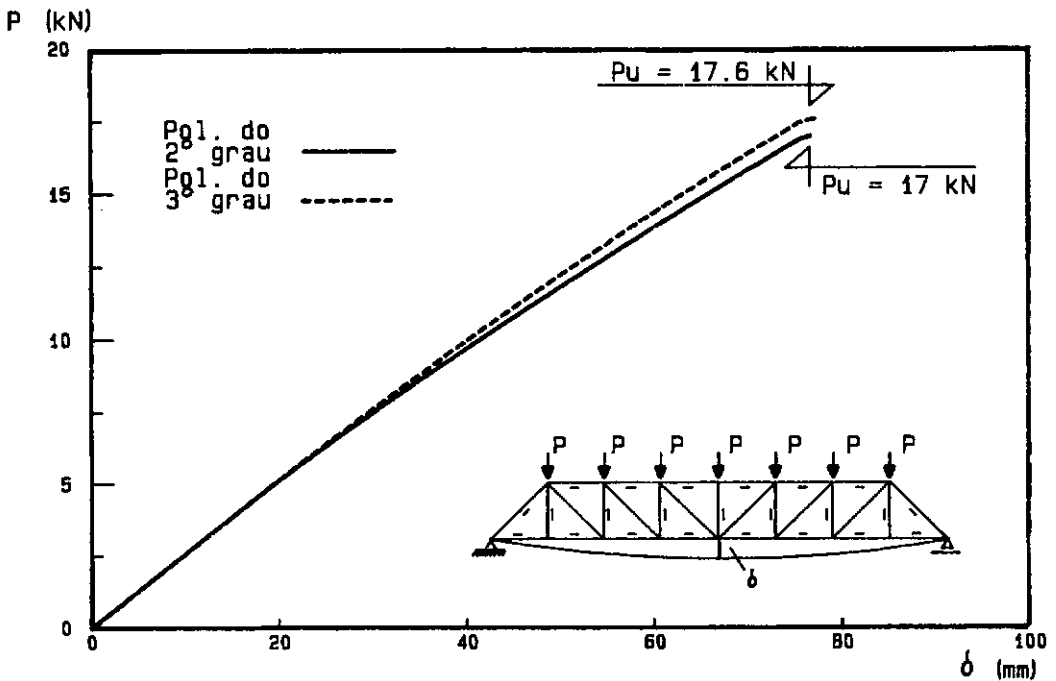


figura V.31 - Resposta carga x deslocamento vertical no meio do vão para a estrutura treliçada plana indicada na figura (V.30)

COLUNA TRELIÇADA

A figura (V.32) mostra a coluna treliçada com 8 metros de altura e 40 centímetros de largura, engastado na base. Todos os elementos possuem seção transversal de perfil C. Nesta figura estão apresentadas as dimensões da estrutura, as características geométricas dos perfis e as características do material adotado, além do carregamento aplicado à estrutura. Está representada na mesma figura a orientação da posição da seção através de um traço representando o lado para o qual está dirigida a abertura dos perfis C.

A figura (V.33) mostra as respostas da estrutura para as duas formulações apresentadas, indicando a resposta de carga x deslocamento horizontal, topo da estrutura.

Observa-se a semelhança no comportamento utilizando-se as duas formulações polinomiais apresentadas. Aqui, como no caso anterior da estrutura treliçada plana, a pequena diferença é consequência do fato de apenas algumas barras verticais comprimidas sofrerem efeitos de flambagem local.

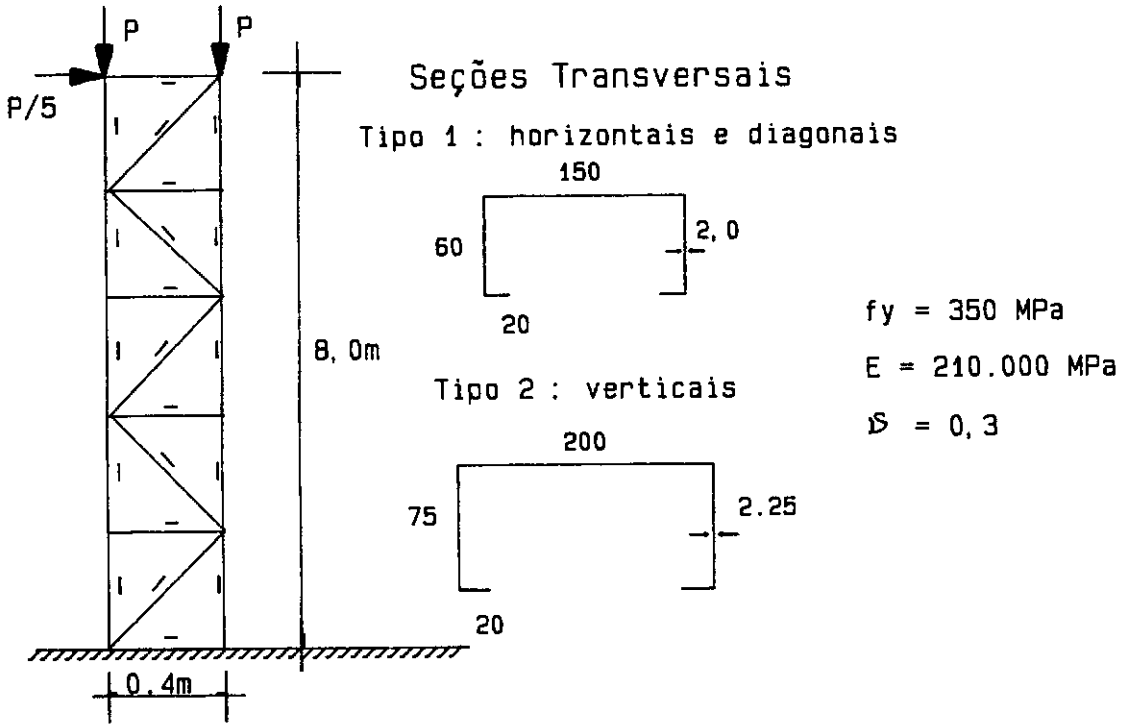


figura V.32 - Características da coluna treliçada

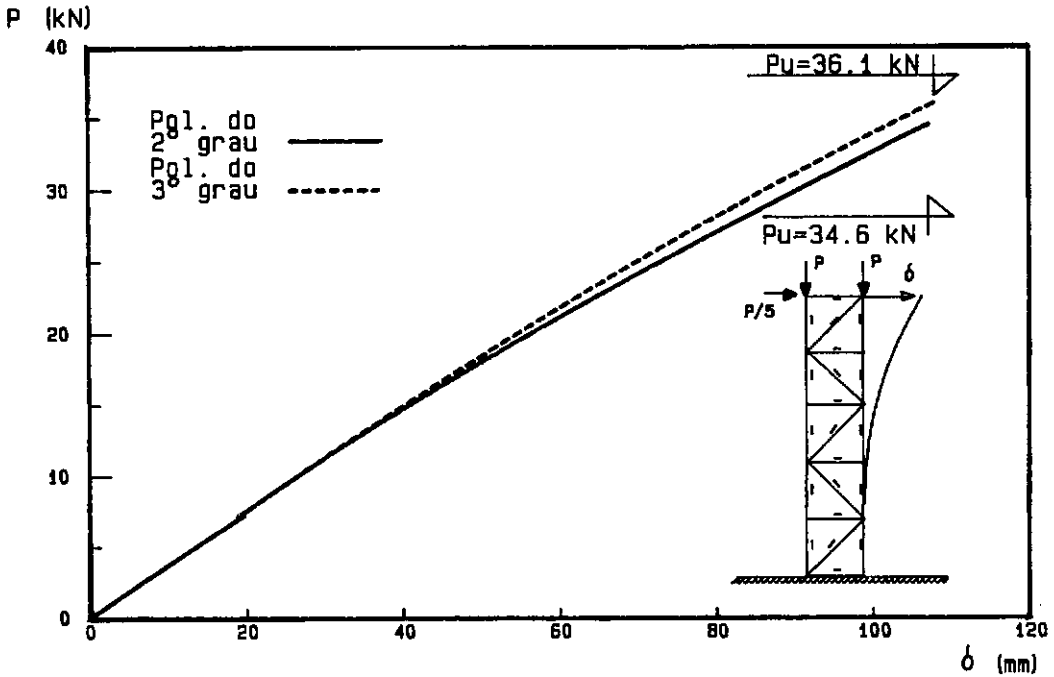


figura V.33 - Resposta carga x deslocamento vertical no topo da coluna treliçada indicada na figura (V.32)

V.6 - AVALIAÇÃO DAS CARGAS ÚLTIMAS

Cabe ainda uma avaliação dos valores calculados de carga última. A tabela (V.2) indica os valores calculados com o uso das duas formulações em estudo e os valores experimentais disponíveis.

Observa-se através desta tabela que as formulações polinomiais do 2° e 3° grau apresentam valores para carga última muito próximos entre si. Quando comparadas aos valores experimentais das colunas ensaiadas por Thomasson e Rodrigues, as cargas teóricas indicam em geral valores contra a segurança, com a relação $P_{ue} / P_{ut} < 1$.

Quanto à treliça Pratt e à coluna treliçada, cujos resultados experimentais não dispomos, observa-se pela tabela V.2 pouca diferença entre a carga última utilizando as duas formulações polinomiais.

Identificação	Tipo	P_u (kN)			P_{ue} / P_{ut}	
		1	2	3	4	5
A71	coluna	16,0	17,1	17,8	0,91	0,90
A74	"	16,2	17,6	17,8	0,92	0,91
A75	"	15,5	17,6	17,8	0,91	0,87
A76	"	14,5	17,6	17,8	0,91	0,81
A101	"	36,9	41,2	41,6	0,90	0,89
A102	"	35,0	41,2	41,6	0,85	0,84
A103	"	37,1	41,2	41,6	0,90	0,89
A104	"	34,5	41,2	41,6	0,84	0,83
A151	"	76,6	78,0	80,0	0,98	0,96
A152	"	70,0	78,0	80,0	0,90	0,88
A153	"	71,3	78,0	80,0	0,91	0,89
A154	"	73,0	78,0	80,0	0,94	0,91
A155	"	57,0	78,0	80,0	0,73	0,71
A156	"	69,0	78,0	80,0	0,88	0,86
C302D	coluna	98,0	90,0	98,0	1,09	1,00
C302P	"	93,4	90,0	98,0	1,04	0,95
Treliza Pratt		—	17,0	17,6	—	—
Coluna treliçada		—	34,6	36,1	—	—

1 - carga última experimental

2 - carga última teórica com uso do polinômio do 2° grau

3 - carga última teórica com uso do polinômio do 3° grau

4 - relação entre carga última experimental e teórica calculada com polinômio do 2° grau

5 - relação entre carga última experimental e teórica calculada com polinômio do 3° grau

tabela V.2 - comparação entre as cargas últimas experimentais e teóricas

CAPÍTULO VI

CONCLUSÕES E SUGESTÕES

Consideramos que a proposta inicial desta pesquisa foi alcançada de maneira satisfatória: analisar o comportamento pós-crítico das paredes esbeltas de perfis de chapa dobrada, sob o efeito da flambagem local causada pela compressão aplicada. A solução proposta e tratada no decorrer da pesquisa se aplica a toda e qualquer parede esbelta de perfis metálicos, quando submetidas à compressão uniforme, desde que a parede possua os dois bordos apoiados em paredes vizinhas (caso de paredes enrijecidas, sem bordos livres).

A pesquisa experimental não foi planejada para uma grande campanha de ensaios, com muitos testes. A finalidade foi realizar poucos ensaios, bem instrumentados e controlados, com alto grau de confiabilidade dos dados experimentais, já que o estudo limitou-se à análise do comportamento pós-crítico das paredes e não à avaliação das cargas últimas dos corpos de prova, valores estes sempre muito sujeitos a dispersões.

A metodologia empregada na realização dos ensaios resultou satisfatória, a menos da rótula superior da

máquina de ensaios a qual prejudicou a centragem dos corpos de prova. Isto no entanto não interferiu no acompanhamento do comportamento das paredes em estudo.

O sistema de aquisição e digitalização de sinais foi decisivo para os ensaios, viabilizando a realização dos mesmos com um refinamento bastante importante e permitindo uma análise posterior dos dados de medição. Isto demonstra a importância da utilização de métodos avançados de aquisição de dados em análise experimental de estruturas, permitindo uma adequada correlação entre resultados experimentais e teóricos.

A análise dos resultados permite concluir que a formulação polinomial proposta é mais adequada do que aquelas contidas em normas de projeto reconhecidas internacionalmente e melhor representa o comportamento das paredes esbeltas em estudo.

Nas comparações entre as proposições polinomiais do 2^o e 3^o grau, ambas indicam uma boa representação do comportamento destes perfis. É no entanto importante salientar que a consideração da interação entre as paredes que compõem a seção transversal do perfil introduz melhoria significativa na correlação entre os resultados experimentais e teóricos. Estes resultados são melhores do que aqueles obtidos com a consideração das paredes como placas isoladas. Esta conclusão é válida utilizando-se

quaisquer das equações polinomiais.

Através do ensaio do corpo de prova CP3-S2 observou-se que as formulações analisadas podem não representar com muita precisão paredes com pequena esbeltez, pois os valores da tensão crítica experimental, quando diferentes dos valores teóricos, tendem a afastar a previsão teórica de comportamento pós-crítico dos resultados experimentais.

Algumas sugestões podem ser formuladas para a complementação do estudo realizado, as quais são enumeradas a seguir:

- a) Na pesquisa realizada utilizou-se perfis de seção C podendo o estudo ser estendido a outras seções usuais na construção civil.
- b) A execução da treliça plana utilizada na comparação entre as formulações polinomiais o que permitiria uma calibração do modelo numérico e da formulação utilizada para o comportamento pós-crítico.
- c) A análise teórica e experimental do comportamento de perfis de paredes esbeltas sob carregamento excêntrico nas paredes, com gradiente de tensão normal, e a avaliação da viabilidade de sua representação pelo critério das larguras efetivas.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] von KARMAN, Th.; SCHELER, E. E. e DONNELL, L. H. "The Strenght of Thin Plates in Compression", Transactions A.S.M.E. - Applied Mechanics, APM-54-5, pp 53-57, 1932.
- [2] GERE, J.M. and TIMOSHENKO, S.P., "Theory of Elastic Stability". New York, Mc Graw-Hill, 1961.
- [3] ALLEN, H.G.; BULSON P., "Background to Buckling", Mc Graw-Hill, London, 1980.
- [4] BATISTA, E.M., "Etude de la Stabilité des Profils à Parois Mincees et Section Ouverte de Types U et C", Tese de Doutorado, Universidade de Liège, Janeiro 1988.
- [5] PRZEMIENIECKY, J.S., "Finite Elements Structural Analysis of Local Instability", A.I.A.A. Journal, vol.11, nº1, 1973.
- [6] GIONCU, V., "Structural Stability - Theory and Practice", Short Course, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, 1990

[7] WINTER, G., "Strenght of Thin-Walled Compression Flanges", Transactions of the American Society of Civil Engineer - A.S.C.E., vol.112, pp 527-555, 1947.

[8] THOMASSON, P., "Thin-Walled C-Shaped Panels in Axial Compression", Document D1., Swedish Conclil for Building Research, Stockholm, 1978.

[9] MULLIGAN, G.P. and PEKOZ, T., "Locally Buckled Thin-Walled Column", Journal of Structural Engineering, vol.110, n°11, pp 2635-2654, 1984.

[10] KARREN, K.W. e WINTER, G., "Effects of cold-Forming on Light-Gage Stell Members", Journal of Structural Division - ASCE Proceedings, vol.93,

[11] BATISTA, E.M. e RODRIGUES, F.C., "Tensões Residuais em perfis Metálicos de Chapa Dobrada", RBE - caderno de Estruturas, vol.7, n°1, pp. 5-23, 1990.

[12] NBR 6152/80. "Determinação das Propriedades Mecânicas a Tração de Materiais Metálicos - Método de ensaio", Rio de Janeiro, 1980.

[13] AISI, "Cold-Formed Stell Design Manual", New York, 1986.

[14] ECCS, "European Recommendations for the Design of Light Gauge Steel Members", Final Draft, 1986.

[15] ALMEIDA, S. B., "Instabilidade de Estruturas Metálicas Planas Compostas de Perfis de Chapa Dobrada", Tese de Mestrado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, 1989.

[16] RODRIGUES, F. C., "Comportamento Não-linear de Colunas Constituídas por Perfis Metálicos de Paredes Delgadas", Seminário de Doutorado, COPPE/UFRJ, 1989.