

ESTUDO DA RESISTÊNCIA DE COLUNAS CURTAS DE PERFIS TIPO RACK

Aécio Pereira Cardoso

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

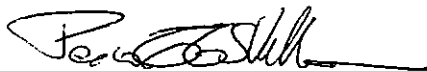
Aprovada por:



Prof. Eduardo de Miranda Batista (D.Sc)
(Presidente)



Prof.^a Michèle Schubert Pfeil (D.S.c)



Prof. Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco (D.S.c)

RIO DE JANEIRO - RJ - BRASIL
SETEMBRO, 1996

Resumo da Tese apresentada a COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

ESTUDO DA RESISTÊNCIA DE COLUNAS CURTAS DE PERFIS TIPO RACK

Aécio Pereira Cardoso
SETEMBRO, 1996

Orientador: Prof. Eduardo de Miranda Batista

Apresenta-se uma análise teórica e experimental do comportamento de colunas curtas formadas por perfis de chapas dobradas a frio, com seção tipo rack industrial, submetidas à compressão centrada. Utiliza-se um programa baseado no método das faixas finitas para a determinação da tensão crítica de flambagem local e uma formulação simplificada para a determinação da tensão crítica distorcional.

As cargas de colapso obtidas experimentalmente são comparadas com as cargas últimas teóricas de acordo com as prescrições de reconhecidas normas de projeto. Avalia-se o desempenho do “Método da Área Efetiva” e do “Método das Larguras Efetivas”. Propõe-se, com base nos resultados experimentais obtidos, um ajuste nas formulações correntes, para a determinação da resistência última de colunas curtas formadas de chapas dobradas a frio de paredes esbeltas.

Abstract of Thesis presented to COPPE/UFRJ as partial fulfillment of requirements for degree of Master of Science (M.Sc.).

STUDY OF ULTIMATE STRENGTH OF COLD-FORMED RACK STUB COLUMNS

Aécio Pereira Cardoso
SEPTEMBER, 1996

Thesis Supervisor: Eduardo de Miranda Batista
Department: Civil Engineering

A theoretical analysis and a experimental study of cold-formed rack stub columns is presented. The numerical results were obtained with the finite strip method that enabled the prediction of critical loads and buckling modes. For the case of distortional mode, a simplified procedure is adopted.

The experimental results of ultimate loads are compared with theoretical ones, presented in structural design codes. The “Effective Area Method” and the “Effective Width Method” are evaluated. Based on the experimental results a calibration of the theoretical design curves for ultimate strength of cold-formed stub columns is performed.

CARDOSO, AÉCIO PEREIRA

ESTUDO DA RESISTÊNCIA DE COLUNAS CURTAS DE PERFIS TIPO RACK
(Rio de Janeiro) 1996.

XXII, 103 p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ. M. Sc., Engenharia Civil, 1996)
Tese - Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE

1 Estudo da Resistência de Colunas Curtas de Perfis Tipo Rack.
I.- COPPE/UFRJ II.-Título (série)

Dedico este trabalho à mãe, minha esposa e minha filha

Hildete

Edialêda

Joanna Angélica

AGRADECIMENTOS

Não é fácil escrever um trabalho científico, mesmo tão modesto quanto este. Para isto foram necessários muito esforço, dedicação e sacrifícios. Foram muitos os que me ajudaram a concluí-lo, destacando-se a boa vontade do meu orientador, professor Eduardo de Miranda Batista, que aceitou a orientação desta tese. Também foi de fundamental importância a escolha de um tema que conciliando minhas tendências pessoais, fosse também de encontro aos seus interesses imediatos da linha de pesquisas da COPPE/UFRJ, na área de estruturas metálicas. De fundamental importância foi o suporte financeiro concedido pela CAPES através de bolsa de estudos, sem a qual, meus estudos de pós- graduação a nível de Mestrado seriam inviáveis.

De certo modo, algumas dificuldades encontradas no desenvolvimento desta pesquisa, podem ser justificadas através do pensamento de Sigmund Freud (1856-1939):

“Eu, de fato, não sou um homem da ciência. Não sou um pesquisador nem um pensador. Por temperamento não sou nada a não ser um conquistador ou um aventureiro - com toda a curiosidade e a tenacidade desse tipo de gente”.

Desejo agradecer aos professores: Ronaldo Carvalho Batista e Michèle S. Pfeil, pela paciência e ajuda que dispensaram durante o curso de Análise Estrutural e professor Roberto Oliveira, vulgarmente conhecido por “Robertinho”, um solitário homem da ciência de Lagrange, entre outras coisas, pelas “Parábolas e Catástrofes”, um assunto que pretendo conhecer um pouco mais, mesmo que não se chegue a lugar nenhum com essa intrincada teoria. Também quero externar aqui meu reconhecimento aos professores Ney Roytman e Carlos Magluta, cabendo ao último a responsabilidade financeira dos cafezinhos nos intervalos das aulas de Dinâmica Experimental.

Aos colegas de mestrado Marco Antônio S. Pinheiro (Pinheirinho) um micreiro respeitado, Túlio do Vale Moreira (O garotinho de Sete Lagoas), Plínio Fleury (na

época aluno de doutorado) e Walnório G. Ferreira, pela paciência com que sempre me deram sugestões e até mesmo lições práticas para superar dificuldades em FORTRAN, BASIC e outros aplicativos computacionais; José Mário Feitosa pelas boas palavras (e decisivas, diga-se de passagem) quando no primeiro trimestre do curso, tive que tomar a decisão de mudar de área acadêmica, saindo da área de concreto para ingressar na área de estruturas metálicas, cujo resultado se consubstancia na apresentação deste trabalho. Ao Marsílio A. S. Leitão, pelas prosas e as célebres “frases de efeito” que, às vezes, costumam ter certo fundo de verdade, bem como pela companhia e prosas durante as tradicionais “viagens” no “Expresso 911” rumo a Bonsucesso, com suas incertezas peculiares, em razão do itinerário e tendo ainda a pesar a hora da noite. Também sou grato a Elisabeth (Beth) da secretaria do PEC, que mesmo com sua peculiar irritabilidade, é indiscutivelmente, uma funcionária solícita, eficiente e prestativa, e quando está calma, é uma pessoa formidável. Ao Santiago do Laboratório de Estruturas pela ajuda durante a realização dos ensaios e ao Vladimir e auxiliares, do Laboratório de Mecânica, pela presteza com que procederam ao acabamento semi-final dos corpos de prova. Ao Jonny Fong, Orlando e Thelmo, do Laboratório de computação do PEC, pelo bom atendimento no decorrer do curso, cabendo ao último e ao “Dr. Norton”, o mérito de terem resgatado intácto, e em tempo hábil, o arquivo do capítulo 5 deste trabalho.

Sinto-me em eterna dívida para com todos aqueles com quem convivi ao longo de minha vida, tanto no período de minha formação acadêmica, quanto durante todos esses anos de exercício profissional, que com a força do exemplo e dos indissolúveis laços de amizade, do respeito humano e profissional, ensinaram-me uma postura séria diante de minha profissão. Ao professor Alberto Passos S. Thiago, ex-professor da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG), pelas primeiras lições de concreto armado, por sua sinceridade e senso de justiça. Ao Engenheiro José Bernardino Botelho, ex-professor na mesma Universidade, consultor na área de engenharia de estruturas (meu amigo particular), um profissional competente, que me ensinou a valorizar o meu trabalho e me deu a oportunidade de ingressar na área de grandes projetos Hidrelétricos e de Irrigação a nível internacional; com quem calculei meu primeiro prédio (com apenas três andares),- inesquecível !- ainda quando estudante

de engenharia. Ao Romário Avelar Marinho, engenheiro consultor e professor na Escola de Engenharia FUMEC, e funcionários daquela instituição, em Belo Horizonte, por ter colocado seus préstimos à minha disposição.

Um tributo ao professor Jaime Ferreira da Silva Junior (falecido em 1972), ex-professor catedrático na UFMG, por sua concisão conceitual e pela reconhecida qualidade de sua contribuição ao conhecimento técnico.

Finalmente agradeço a minha esposa,- minha companheira de longos anos-, pelo incentivo para que eu cursasse o mestrado e depois, para que eu terminasse esta pesquisa; pela amizade, pela postura que sempre assumiu em favor do exercício de minha profissão, para isto abdicando de horas de lazer, pelo carinho e compreensão, consolidada na presença de nossa filha Angélica.

Agradeço à minha mãe, pela luta incondicional, para que eu tivesse uma profissão digna.

Todo o esforço humano em busca do conhecimento é um desafio e ao mesmo tempo uma frustração: exige sacrifício, renúncia e a firme disposição de aceitar a contribuição, por vezes anônima, de uma legião de outras pessoas. E ao se alcançar os primeiros resultados, acaba-se descobrindo uma série infundável de intrincados problemas ainda insolúveis.

Por tudo que foi dito, fica claro a importância da colaboração de inúmeras pessoas e do esforço pessoal para alcançarmos êxito em nossas realizações. Entretanto,

4.7 - Previsão da Carga Última Teórica, N_{uth}	49
4.8 - Valores Experimentais da Carga Última, N_{uexp}	52
4.9 - Mecanismos de Colapso	53
CAPÍTULO 5 - ANÁLISE DOS RESULTADOS E CONCLUSÕES	60
5.1 - Introdução	60
5.2 - Resultados Estatísticos da Relação N_{uexp}/N_{uth}	60
5.3 - Proposta da Curva para Dimensionamento de Colunas	
Curtas Tipo Rack	62
5.4 - Conclusões	68

NOMENCLATURA

a - alma de perfis tipo C e rack

a - parâmetro para o cálculo de carga crítica de torção e flexo-torção

a' - parâmetro para o cálculo da carga crítica de flambagem por torção e flexo-torção

b' - parâmetro para o cálculo da carga crítica de flambagem por torção e flexo-torção

b - largura de uma placa isolada; largura de um corpo de prova ou largura de referência da placa de uma seção esbelta

b_1, b_2, b_3, b_4 - larguras totais de paredes do perfil rack

b_0 - largura da parte mais estreita de um corpo de prova para o ensaio de tração de chapas de aço.

b_e - largura efetiva de uma placa

$b_f = b_2 + b_4$ - dimensão horizontal do flange do perfil tipo rack e do perfil C

e - enrijecedor do flange de perfis tipo C e rack

f - flange de perfis C e rack

f_u - tensão de ruptura do aço

m - média aritmética

m_x - momento de flexão distribuído por unidade de comprimento, aplicado numa extremidade apoiada de uma placa

r - raio interno dos cantos arredondados de chapa para formação do perfil

r - raio de giração de seção

s - desvio padrão

t - espessura de uma placa ou uma parede de um perfil

u, v, w - deslocamentos lineares segundo as direções x, y e z respectivamente

x, y - eixos ortogonais no plano da seção transversal do flange com origem no ponto de interseção flange-alma.

x_1, y_1 - eixos ortogonais no plano da seção transversal, paralelos aos eixos x e y respectivamente e com origem no centro de gravidade da seção

x_2, y_2 - eixos principais de inércia da seção transversal

x_0, y_0 - distância do centro de cisalhamento ao centro de gravidade da seção transversal do flange

y_0 - parâmetro para o cálculo da carga crítica de torção e flexo-torção

A - área da seção transversal do perfil

A_e - área efetiva da seção transversal

A_c - área total dos cantos arredondados da seção transversal

$CP_1, CP_2, CP_3, CP_4, CP_5$ - identificação das séries dos corpos de prova

C_w - constante de empenamento da seção

$D = E t^3 / (12 - \nu^2)$ - rigidez à flexão de uma placa

E - módulo de elasticidade longitudinal do aço = 200000MPa

F_y - tensão de escoamento do aço

G - módulo de elasticidade transversal do aço

I_0 - momento de inércia polar da seção transversal do perfil em relação a seu centro de cisalhamento da seção

I_x, I_y - momentos de inércia da seção transversal em relação aos eixos x e y da seção

$I_{x_1 y_1}$ - produtos de inércia da seção transversal em relação ao sistema de eixos ortogonais, $x_1 y_1$

$I_{x_2 y_2}$ - produto de inércia da seção transversal em relação ao sistema de eixos principais, $x_2 y_2$

I_{wc} - parâmetro para o cálculo da carga crítica de flambagem distorcional

J - constante de torção da seção

K - coeficiente crítico de flambagem local

K_x, K_y, K_ϕ - rigidez lateral e rotacional da seção segundo as direção x, y, e z respectivamente

K_ϕ - constante de mola de placa

L - comprimento de coluna; comprimento de corpo de prova de chapa para ensaio de tração

L_c - dimensão auxiliar do corpo de prova de chapa para o ensaio de tração

L_0 - distância entre pontos de referência para medida de deformações específicas no ensaio de tração

L_1, L_2 - dimensões auxiliares de corpo de prova da chapa de aço para ensaio de tração

N - carga axial

$N = N_{uth}/N_y$ - carga última teórica reduzida

N_{uth} - carga última teórica

N_{uexp} - carga última experimental

N_ϕ - carga crítica de flambagem por torção para o centro de gravidade e de cisalhamento da seção coincidentes

N_E - carga crítica de flambagem de Euler

N_ϕ - carga crítica de flambagem por torção

N_{FT} - carga crítica de flambagem por flexo-torção

N_y - carga plástica da seção

P - valor de carga de compressão

P' - avaliação preliminar da carga crítica distorcional

P_{cr} - carga crítica de flambagem distorcional

Q - coeficiente de redução de área de um perfil de paredes esbeltas

Q_x, Q_y - reação uniformemente ditribuída ao longo do apoio elástico segundo a direção x e y

S_1, S_2, S_3, S_4, S_5 - seções típicas dos corpos de prova

X_{cg}, X_{cg} - coordenadas do centro de gravidade em relação à interseção flange-alma para o cálculo da carga crítica de flambagem distorcional

$\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ - parâmetros para o cálculo da carga crítica de flambagem distorcional de seções esbeltas tipo C e rack

$\beta_1, \beta_2, \beta_3, \beta_4$ - parâmetros para o cálculo da carga crítica de flambagem distorcional de seções esbeltas tipo C e rack

ε - deformação específica do aço

ε_r - deformação residual após a ruptura de corpo de prova de tração

$\lambda - l/r$ - índice de esbeltez de coluna

λ - comprimento de flambagem longitudinal associado ao modo crítico de flambagem de coluna

λ_1, λ_2 - comprimento crítico de flambagem distorcional relativo ao primeiro e segundo modos

λ_0 - valor de esbeltez reduzida no início do patamar de plastificação da curva de flambagem da placa

$\lambda_p - \sqrt{f_y/\sigma_K}$ - esbeltez relativa de uma placa isolada ou da seção transversal de um perfil

$\eta = (\pi/\lambda)^2$ - parâmetro para o cálculo da carga crítica de flambagem distorcional

ν - coeficiente de Poisson

σ_1 - tensão crítica de flambagem da alma

σ_{cr} - tensão crítica de flambagem local de placa ou perfil

σ_E - tensão crítica de flambagem de Euler

σ_{Ex} e σ_{Ey} - tensão crítica de flambagem de Euler para flexão segundo os eixos x e y respectivamente

σ_{dis} - tensão crítica de flambagem distorcional

σ_{dis1} - tensão crítica de flambagem distorcional relativa ao primeiro modo de flambagem

σ_{dis2} - tensão crítica de flambagem distorcional relativa ao segundo modo de flambagem

ϕ - ângulo de rotação de uma placa

SISTEMA DE UNIDADES

Foi utilizado o Sistema de unidades Internacional (S. I.), adotado pelo International Standards Organization (I. S. O.). As unidades de comprimento, de massa, de força e de tensões são as seguintes:

comprimento	m
massa	kg
força	N
tensões	MPa=N/mm ²

A velocidade de carregamento utilizada nos ensaios foi dada em tf/5s, em função do tipo de equipamento utilizado nesta pesquisa (prensa universal ASMLER), sendo as cargas últimas experimentais obtidas nesta última unidade de f

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

À medida que se procura utilizar, nas diversas áreas da engenharia, materiais mais resistentes, com o intuito de se obter estruturas mais leves, mais importante se torna o estudo da estabilidade estrutural. Os perfis de chapa dobrada normalmente muito leves, tem sido usados intensivamente na construção e enquadram-se no caso de elementos estruturais em geral esbeltos e portanto sensíveis a fenômenos de flambagem. O uso de perfis de chapa dobrada a frio teve início em 1850 [1] nos Estados Unidos e Inglaterra. Entretanto, somente a partir de 1940 passou a haver uma aplicação industrial deste tipo de produto. Contribuiu para isto a publicação das várias edições da norma do American Iron and Steel Institute. Essa norma teve como base um longo plano de trabalho de pesquisa desenvolvido por G. Winter e colaboradores, na Universidade de Cornell desde 1939. Como resultado dessas pesquisas, destaca-se a aplicação do Método das Larguras Efetivas, para a análise de placas comprimidas em regime pós-crítico, o qual tem sido aplicado com sucesso em vários estudos de perfis esbeltos.

Da Inglaterra tem-se uma contribuição notável, porém não tão extensa, no estudo desse tipo de perfil, tendo sido desenvolvidos projetos de pesquisa para perfis de chapa dobrada a frio em vários estabelecimentos, Universidades e centros de pesquisas, como na Universidade de Bristol, desde 1949.

O presente trabalho tem como objetivo principal, o estudo da carga de colapso de colunas curtas, formados por perfis de chapa dobrada a frio, com seção transversal esbelta tipo rack com larga aplicação em estantes para uso industrial compostas por colunas, vigas e diagonais, sendo estes componentes geralmente montadas com auxílio de parafusos. Para isto, foram realizados ensaios experimentais em laboratório para verificação do mecanismo da carga de colapso para 5 seções típicas. Para cada uma dessas seções, foi previsto o ensaio de 6 corpos de prova de iguais d

O desenvolvimento deste trabalho se dará do seguinte modo:

- No capítulo 2 apresenta-se o resultado de pesquisa bibliográfica através da qual pode-se aferir o estado da arte, no que diz respeito à estabilidade e o colapso de colunas tipo rack.
- No capítulo 3 descreve-se sucintamente os modos de instabilidade de perfis de seção esbelta formadas por chapa dobrada a frio, dando ênfase aos estudos dos modos local e distorcional. Apresenta-se a formulação simplificada de Lau e Hancock [8] cuja aplicação é indicada especificamente para o estudo da flambagem distorcional de perfis tipo rack industrial, sensíveis a este modo de flambagem. Faz-se a análise da flambagem local e distorcional para os perfis adotados na pesquisa experimental.
- No capítulo 4 determina-se a carga última teórica N_{uth} pelo Método das Larguras Efetivas (M.L.E.) preconizado na referência [14] e o Método das Áreas Efetivas (M.A.E.) conforme referência [26]. Apresenta-se os procedimentos de ensaios e os valores das cargas obtidas experimentalmente N_{uexp} nos ensaios de compressão centrada identificando-se ainda os modos de colapso observados durante a realização dos mesmos. Em função dos resultados obtidos apresenta-se uma proposta de curva para dimensionamento de colunas curtas, de seção esbelta tipo rack.
- No capítulo 5 faz-se a análise estatística dos resultados teóricos e experimentais obtidos no capítulo 4; apresenta-se as principais conclusões a que se chegou com a realização da pesquisa e finalmente apresenta-se sugestões para futuros trabalhos.

CAPÍTULO 2

POSIÇÃO ATUAL DO PROBLEMA

O presente estudo trata do comportamento de um tipo particular de perfil de chapa dobrada, denominado perfil tipo rack. Tais perfis são obtidos de perfis C, aos quais se adicionam um outro flange ao enrijecedor de bordo, conforme se vê na figura 2.1.

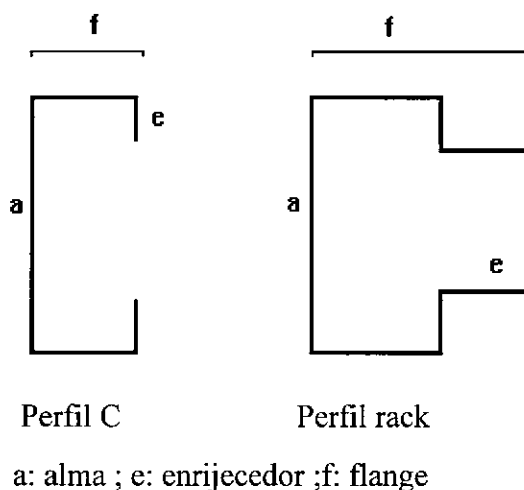


Figura-2.1- Seções tipo C e tipo rack

O acréscimo do segundo flange modifica o comportamento do perfil, podendo ser uma causa de instabilidade, quando sujeitos à compressão. No caso de perfis esbeltos, o modo de flambagem distorcional, conforme descrito no item 3.6 pode ocorrer para carga inferior à carga de flambagem local. Entretanto, o modo de flambagem distorcional ocorre para colunas com esbeltez variando de intermediária a grande, e por esta razão o colapso dos perfis curtos se dá em geral por flambagem local (caso de seções esbeltas) ou por plastificação completa das paredes de sua seção transversal (caso de seções compactas). Esse tipo de perfil tem sido estudado por Pekoz [2] na Universidade de Cornell e principalmente por Hancock e colaboradores, na Universidade de Sydney, Austrália cujos resultados estão incorporados à norma australiana, “Standards Association for Australian Steel Storage Racking” AS 4084, 1993 [3].

A seguir apresenta-se sucintamente os resultados de pesquisa bibliográfica, centrada nos autores acima citados, Hancock e Pekoz, através do qual podemos aferir o estado da arte quando se trata da estabilidade e de colapso de colunas tipo rack.

Partindo do método das faixas finitas conforme proposto por Przemieniecky [4] e Plank [5], Hancock [6, 7] estudou o caso de flambagem local, distorcional e à flexo-torção apresentando gráficos para projeto, tendo ainda realizado testes de laboratório para comparação e ajuste das propostas teóricas.

Um interessante trabalho sobre o modo de flambagem distorcional de perfis tipo rack foi publicado por Lau e Hancock em 1987 [8]. No item 3.6.2 do presente trabalho apresenta-se a formulação de Lau e Hancock, baseada na qual desenvolveu-se um programa para cálculo da carga crítica de flambagem distorcional de seções tipo rack.

Esta formulação permite uma análise simplificada do modo de distorção, embora os resultados obtidos se apresentam em alguns casos em desacordo com resultados originados de cálculo numérico mais refinado, como se verá mais adiante.

Em [9] são discutidos resultados de ensaios realizados em perfis de chapa dobradas a frio, de seção esbelta, para diversas geometrias de seção C e tipos de aço, num total de 68 ensaios, sob compressão centrada e extremidades engastadas. O comprimento das colunas variam de curto a longo, sendo que as colunas curtas atingiram o colapso por flambagem local, enquanto que as de comprimento intermediário apresentaram flambagem distorcional inelástica e, por fim, as colunas longas tiveram o colapso determinado por flambagem flexo-torcional elástica ou inelástica.

Foram propostas curvas para a determinação da carga de flambagem distorcional inelástica comparando-se os valores previstos pela formulação teórica com os experimentais.

Em [10] é estudada a flambagem distorcional de seções compostas por chapas dobradas a frio, utilizando aço de alta resistência, tais como as usadas em decks adotados como tapamento laterais e racks industriais, para os quais os enrijecedores intermediários e de extremidade não são eficientes para impedir o movimento lateral dos flanges.

Propõem-se curvas de projeto com base nos resultados de testes e se analisa a influência da flambagem local sobre a flambagem distorcional.

Em [11, 25] é analisado o problema da flambagem distorcional e local para seções tipo S, submetidas à compressão axial, e a influência da inclinação dos enrijecedores na resistência última desse perfis. A formulação teórica devida a esses autores, apresenta bons resultados. Para o caso particular de seções tipo rack, são apresentados gráficos para a determinação da carga distorcional. Contudo, não foi analisada a resistência pós-crítica da flambagem distorcional, nestes trabalhos.

Trabalhos anteriores devidos a Desmond, Pekoz e Winter [12, 13] apresentam proposta, para dimensionamento posteriormente incorporada ao AISI [14]. Nesse caso a flambagem distorcional é considerada através da redução do valor teórico do coeficiente de flambagem K, para placas enrijecidas, tomando-se um valor menor do que 4. Este valor reduzido de K, se aplicado na fórmula de Winter, que dá a largura efetiva de placas conduz à determinação da carga última teórica. Neste método, não se leva em conta o efeito da interação entre as paredes da seção.

Estudos de Kwon e Hancock [15] mostraram, no entanto, que o método preconizado pelo AISI é contra a segurança para seções em C compostas por aço de alta resistência ($f_y=550$ MPa). Sendo assim, Kwon e Hancock propuseram um método alternativo para a análise da flambagem distorcional de seções U, C e rack.

A proposta desses pesquisadores para a determinação da carga crítica de flambagem por distorção considera que o flange e o enrijecedor de bordo (figura 2.1), se comportam como uma coluna curta ligada elasticamente à alma do perfil, sendo que o efeito da alma sobre o conjunto flange-enrijecedor é considerado através de uma ligação elástica. A rigidez da ligação é determinada pelas condições de contorno e dimensões da alma. Esta proposta foi adotada pelo Eurocode 3, parte 1.3 [16]. Este método tem a vantagem de considerar a interação entre as placas componentes da seção transversal do perfil (flange-alma); entretanto, não considera a reserva pós-crítica na flambagem distorcional. Para uma análise detalhada deste método, recomenda-se a referência [17].

Serrette e Pekoz [18] apresentam um método para análise estrutural de seções tipo deck, o qual se baseia na tensão de flambagem elástica utilizando-se as fórmulas para a flexo-torção, admitindo que o conjunto flange-alma esteja elasticamente engastado ao flange tracionado e fazendo uso da curva de resistência de Johnston [20], do mesmo modo como fizeram Lau e Hancock [8] e Charnvarnchborikarn e Polyzois [19]. Este método não considera a resistência pós-crítica no modo distorcional, mas permite a consideração da interação entre os modos de flambagem local e distorcional.

Vários são os estudos encontrados na literatura para o caso de perfis tipo rack com paredes furadas. Trata-se de caso prático, pois as estruturas tipo rack industrial são em geral moduladas com perfis com furações padronizadas, a fim de facilitar vários tipos de montagem. É o caso da referência [23].

Verifica-se, fundamentalmente, que a carga última de colapso para seções com paredes perfurada ou não-perfurada, para o caso de flambagem distorcional, são muito próximas, desde que se considere para o cálculo das tensões a área líquida das respectivas seções transversais (área bruta reduzida das áreas dos furos).

Em [24] é estudado o modo de flambagem flexo-torcional para o caso de uma coluna integrante de um pórtico plano tipo rack. Trata-se de estrutura típica encontrada em aplicações industriais, composto por perfis de chapas dobradas e ligações parafusadas. Nesse caso, ao contrário dos estudos citados anteriormente para colunas isoladas, leva-se em conta os efeitos das ligações na estrutura contínua.

Em [25] Prola e Camotim estudam a influência de enrijecedores inclinados quanto ao modo de flambagem e resistência última, para seções tipo S submetidas à compressão centrada. Analisa-se os modos de flambagem local e distorcional, assim como a interação entre esses modos. Para o estudo da resistência última de colunas curtas, os autores adotaram o conceito de “Área Efetiva da Seção Transversal” proposto por Batista [26], o qual leva em consideração a interação entre as paredes que compõem a seção transversal do perfil. Os resultados obtidos são comparados com aqueles obtidos pelo critério de largura efetiva tradicionalmente utilizado nas normas, sem efeito de interação entre paredes do perfil.

Em [27] os autores estudam o desempenho de diversas normas para projeto de estruturas formadas por perfis de chapa dobrada a frio, tais como AISI, BS5950 (parte 5) e Eurocode, com relação a previsão de carga última de colunas curtas e longas, sujeitas a interação entre flambagem local e/ou flambagem global, para diversos tipos de seções, incluindo-se perfis tipo U, C, Cartola e rack. Comparam-se previsões da carga última teórica segundo essas normas com os resultados experimentais disponíveis na literatura, obtidos por diversos pesquisadores. Constatam que essas normas fornecem previsões da carga última teórica diferentes, apresentando previsões concordantes entre si somente para alguns casos isoladamente. A concordância entre as previsões de carga teórica última obtidas de acordo com as prescrições dessas normas é variável em função do tipo da seção considerada. Destacam ainda o fato de que as referidas normas não são suficientemente claras; em consequência disso, usuários diferentes podem interpretar as informações de modo diverso, levando a resultados que podem ser muito diferentes entre si; em razão disto apresentam recomendações e propõem modificações nas prescrições dessas normas.

Em [28] estuda-se a estabilidade de colunas, vigas e vigas-colunas de chapa dobrada a frio com seção transversal tipo rack, utilizando-se o método das faixas finitas. Analisa-se a influência de vários parâmetros na determinação das tensões críticas de flambagem local e global, bem como os modos de flambagem correspondentes, com especial atenção à combinação dos parâmetros que caracterizam uma mudança no modo de flambagem desses elementos.

Em [29] os autores apresentam uma justificativa experimental para a utilização de aços com baixa ductilidade em estruturas tipo rack industrial, contrariando recomendações de normas para fabricação de estruturas deste tipo, mas de acordo com a observação de estruturas fabricadas com aços de baixa ductilidade e em serviço durante anos, não se tendo observado nenhum problema no seu desempenho. Para isto, realizaram ensaios em tais estruturas, em escala natural, empregando tanto aço com ductilidade usual quanto aço com baixa ductilidade, separadamente, mas com valores da tensão de escoamento f_y o mais próximo possível. Os resultados obtidos mostram não haver restrições ao uso de aços com baixa ductilidade na fabricação de tais estruturas.

CAPÍTULO 3

ESTABILIDADE DE PERFIS DE SEÇÃO ABERTA

3.1- Introdução

De um modo geral, o colapso de colunas formadas por perfis de chapa dobrada e seção esbelta se origina de um dos seguintes modos de flambagem:

- a)-flambagem por flexão em relação a um dos eixos principais de inércia da seção transversal da coluna , denominada flambagem de Euler;
- b)-flambagem por torção;
- c)-flambagem local;
- d)-flambagem distorcional.

Frequentemente o mecanismo de colapso decorre de uma combinação entre dois ou mais desses modos, sendo possível que a instabilidade da coluna se desenvolva em regime puramente elástico, ou em regime elasto-plástico. Os dois primeiros modos de flambagem citados anteriormente, a) e b), constituem os casos fundamentais de flambagem global, e da associação entre eles resulta um outro modo de colapso denominado flambagem flexo-torcional.

Os modos relativos aos itens c) e d) são característicos de perfis com seção transversal esbelta, tais como os estudados no presente trabalho. Ambos podem ser classificados como flambagem local sendo no entanto a flambagem distorcional um caso particular da flambagem local. A interação entre modos de flambagem local e global, em certos casos, pode ser bastante desfavorável, reduzindo de forma considerável a resistência das barras comprimidas. Esse fenômeno é usualmente identificado como “erosão de resistência” na teoria da estabilidade.

A seguir descreve-se sucintamente os diversos modos de flambagem citados anteriormente. Considera-se com maior ênfase a flambagem distorcional, sendo esse

modo local apenas recentemente identificado e previsto explicitamente nos procedimentos de projeto e cálculo.

3.2 - Flambagem por flexão

Este modo de flambagem também denominado flambagem de Euler, se caracteriza pela instabilidade da coluna por flexão em relação ao eixo principal de menor momento de inércia, sendo a carga crítica dada por:

$$N_E = \pi^2 E I / L^2 \quad (3.1)$$

sendo E o módulo de elasticidade do material, I o momento de inércia mínimo da seção e L o comprimento da coluna, suposta sem restrições a rotação de flexão nas extremidades.

3.3- Flambagem por torção

Neste caso, ao atingir a carga de flambagem a seção da coluna gira em relação ao centro de torção (ou de cisalhamento). Esse modo de flambagem ocorre para os casos de carregamento de compressão com a resultante aplicada sobre o centro de torção da seção. A carga crítica de torção é dada pela equação (3.2).

$$N_\phi = A/I_0(GJ + 4 \pi^2 E C_w/L^2) \quad (3.2)$$

onde A é a área da seção transversal, I_0 é o momento polar de inércia da seção transversal da coluna em relação ao centro de cisalhamento; C_w é a constante de empenamento, G é o módulo de elasticidade transversal do material e J a constante de torção.

3.4 - Flambagem por flexo-torção

A flambagem por flexo-torção resulta da combinação de dois modos de flambagem fundamentais, a saber, a flambagem por flexão segundo o eixo de maior inércia e a flambagem por torção conforme indicado anteriormente no item 3.3. Timoshenko [21] e Vlasov [30] apresentaram para este problema estudos que se tornaram clássicos na literatura técnica internacional, sendo por esta razão tomados como referência sempre que se analisa problemas relacionados com a flexo-torção de seções abertas de paredes finas. Para a seção particular em estudo, isto é, seções monossimétricas, esses autores chegaram à seguinte expressão para a carga crítica de flexo-torção de colunas sujeitas a carga de compressão, considerando-se que o empenamento está impedido nas seções de extremidade da coluna:

$$N_{FT} = [-b' - \sqrt{b'^2 - (4 I_o N_{k\phi} N_{kx}) a}] / 2a \quad (3.3)$$

onde os diversos termos são dados por:

$$N_{k\phi} = A/I_o(G J + 4\pi^2 E C_w / L^2) \quad (3.4)$$

$$N_{kx} = \pi^2 E_x I_x / L_x^2 \quad (3.5)$$

$$a = I_o/A - 0,78 x_o^2 \quad (3.6)$$

$$b' = I_o/A (N_{kx} + N_{k\phi}) \quad (3.7)$$

I_x, I_y - momento principal de inércia da seção em relação ao eixo x e y, respectivamente;

L_x - comprimento de flambagem da coluna para flexão no plano de maior inércia;

L- comprimento de flambagem da coluna para torção;

N_{kx}, N_{ky} -carga crítica de Euler para flexão em relação aos planos de maior e menor inércia respectivamente;

$N_{k\phi}$ -carga crítica de torção pura, considerando-se que o centro de gravidade e o centro de torção coincidem;

x_o, y_o - coordenadas do centro de cisalhamento da seção em relação ao centro de gravidade.

3.5-Flambagem local

A chamada flambagem local de perfis está associada ao modo de flambagem de placas esbeltas. Seu estudo deve portanto considerar a coluna comprimida como uma associação de placas esbeltas, conectadas entre si pelas arestas comuns, nos cantos dobrados. No estudo deste fenômeno, são observadas e portanto adotadas as seguintes hipóteses [31]:

- a aresta comum a duas placas permanece reta após a flambagem local;
- nas vizinhanças das arestas os ângulos formados entre placas adjacentes permanecem invariáveis após a flambagem local;
- os comprimentos longitudinais de meias-ondas de flambagem, das diversas placas que compõem a seção e que ocorrem simultaneamente, são iguais.

Para o caso das seções tratadas neste trabalho, a flambagem local se dá conforme mostrado na figura 3.1 a seguir. Faz-se ainda a seguinte observação:

A flambagem local se caracteriza por deslocamentos fora do plano das placas que constituem as paredes da seção transversal da coluna, com uma consequente mudança na forma inicial da seção, bem como uma acentuada redistribuição de tensões normais longitudinais ao longo das placas que compõem a seção transversal.

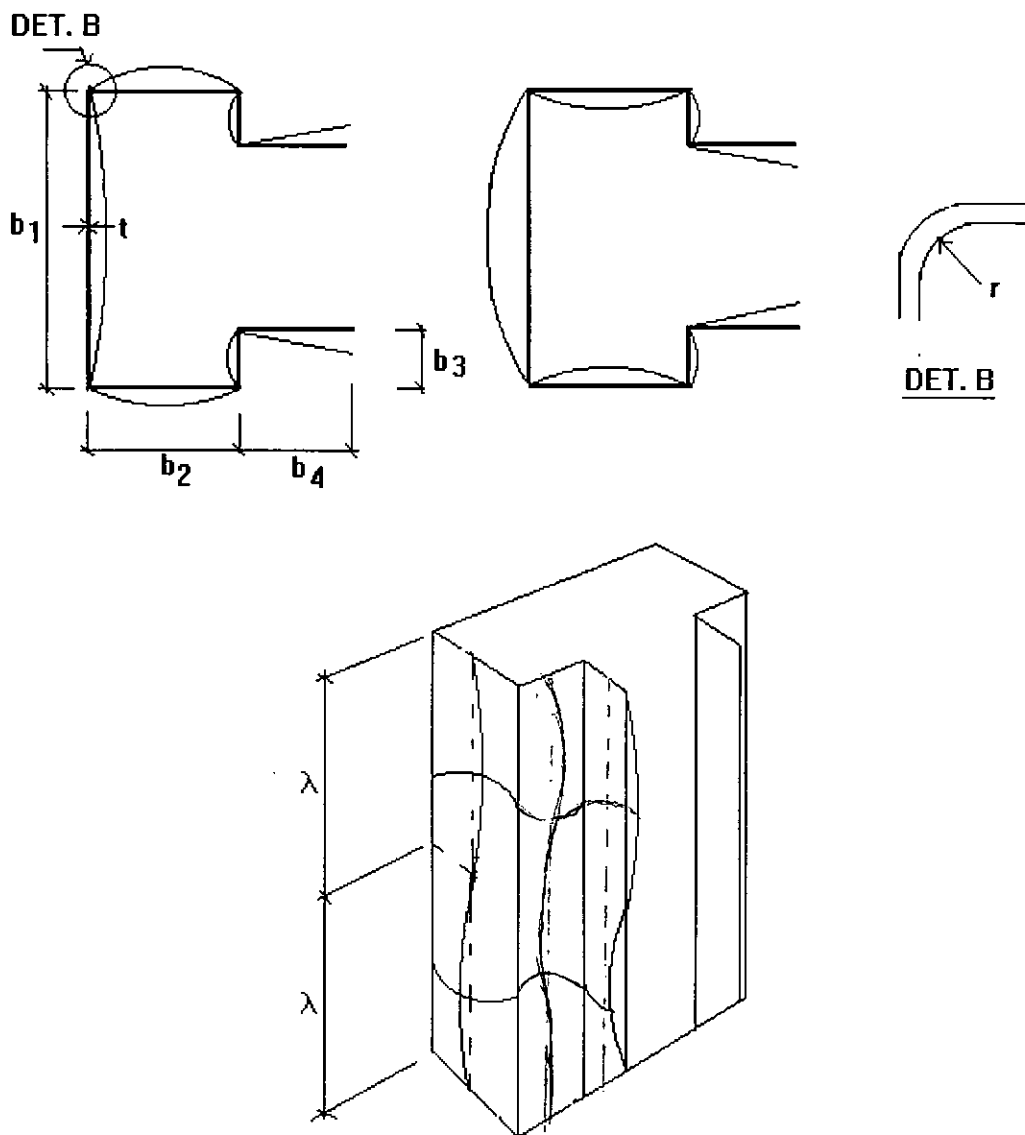


Figura 3.1 -Modos de flambagem local para seção tipo rack, onde λ representa o comprimento de meia onda do modo de flambagem

De acordo com a Teoria da Estabilidade Elástica, tanto a flambagem de Euler (flambagem global) quanto a flambagem local apresentam comportamento pós-crítico estável. No entanto, a não linearidade resultante da interação entre esses modos pode conduzir a um comportamento instável da coluna, com grande redução (ou erosão) da carga crítica de bifurcação. Segundo Gioncu [32, 33], a interação e consequente erosão

da carga crítica pode ser classificada como fraca, média ou forte, estando relacionada com a sensibilidade da estrutura às imperfeições, tanto geométricas quanto mecânicas (sendo essas últimas relacionadas com o material, como por exemplo, as tensões residuais devidas aos processos de fabricação dos perfis).

Para o tipo de seção analisada neste trabalho, no que se refere à avaliação da carga crítica e respectivo modo de flambagem local, utiliza-se um programa computacional, com base no método das faixas finitas apresentado por Przemieniecy [4] e desenvolvido por Batista [26], denominado INSLO.

O programa INSLO foi aplicado na avaliação das seções tipo rack definidas para a presente pesquisa experimental. No cálculo e análise da flambagem local de perfis, dois parâmetros resultam importantes: o valor da tensão crítica de flambagem local e o comprimento de meia onda longitudinal que representa a deformada associada ao modo de flambagem. A tensão crítica pode ser expressa de acordo com a equação seguinte, análoga à expressão típica de placas esbeltas:

$$\sigma_{cr} = K [\pi^2 E / (12(1-\nu^2))] (t/b)^2 \quad (3.8)$$

sendo ν o coeficiente de Poisson do material, t a espessura e b a largura de referência da seção do perfil (em geral adota-se $b=b_1$, largura da alma) e K o coeficiente da flambagem local do perfil, associado à geometria da seção transversal.

3.6-Flambagem Distorcional

3.6.1- Introdução

O modo de flambagem distorcional está representado na figura 3.2. Observa-se portanto que, nesse modo de flambagem, uma ou mais arestas do perfil de chapa dobrada não permanece alinhada com o eixo original da barra. O fato dessas arestas, que correspondem a cantos dobrados do perfil, se deformarem, resulta em um modo de flambagem distinto do modo clássico de flambagem local. Para o cálculo das

características desse modo de flambagem necessita-se de um programa para solução do problema de autovalores e consequente identificação da tensão crítica. Tal programa deve partir da concepção do programa INSLO, incluindo no entanto a possibilidade de deslocamentos lineares dos nós da seção transversal.

Para o caso específico do perfil estudado neste trabalho, considera-se dois modos de flambagem por distorção, conforme está apresentado na figura 3.2

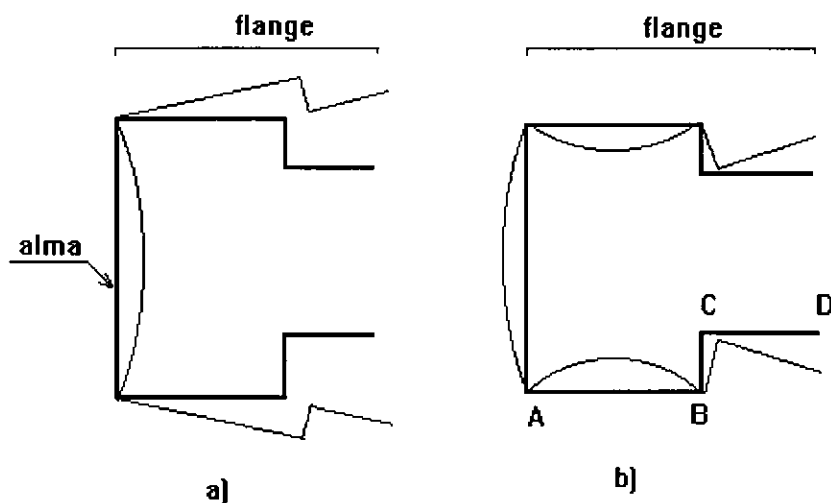


Figura3.2- Modos de flambagem distorcional a) - primeiro modo distorcional
b) - segundo modo distorcional.

Para o primeiro modo de flambagem distorcional, o conjunto ABCD gira em torno da aresta que passa por A, mantendo sua forma geométrica inalterada. A condição de compatibilidade de deslocamentos na aresta A implica numa restrição de tipo engastamento elástico em A, para o conjunto ABCD. A rigidez desse engastamento é dada pelas características da placa que forma a alma do perfil. Para o segundo modo de flambagem distorcional o trecho BCD gira em torno da aresta B, mantendo sua forma geométrica inalterada e, desta vez, apoiando-se elasticamente no eixo que passa por B. Nesse caso, a rigidez do engastamento elástico em B depende fundamentalmente das características da placa que forma o flange AB.

3.6.2- Formulação Analítica

3.6.2.1- Introdução

Para o cálculo das tensões críticas referentes ao modo de flambagem distorcional dos perfis rack em estudo, adota-se modelo apresentado por Lau e Hancock [8]. O modelo de cálculo baseia-se na hipótese do conjunto ABCD, referente ao primeiro modo conforme já apresentado na figura 3.2, ser levado à flambagem por flexo-torção. Essa hipótese apresenta-se coerente desde que, em primeiro lugar, se considere de forma conveniente a condição de contorno em A e, em segundo lugar, o comprimento do trecho ABCD, na direção do eixo do perfil, corresponda ao comprimento de onda associado ao modo distorcional. No segundo caso do modo distorcional, aplica-se o mesmo procedimento para o trecho BCD.

Visando tornar mais claro o entendimento de seus aspectos básicos e ao mesmo tempo dar o devido suporte matemático ao programa desenvolvido nesta tese, o qual está fundamentado na formulação simplificada de Lau e Hancock, serão examinados a seguir os aspectos considerados essenciais, destacando-se os seus pontos fundamentais, os quais, como foi dito, tem como ponto de partida a teoria da flexo-torção conforme apresentado em [21]. Lau e Hancock estudaram um perfil tipo C utilizando o método das faixas finitas, com flanges de bordo em duas situações distintas: na primeira os enrijecedores de bordo estão voltados para o interior do perfil, enquanto que na segunda situação, estão voltados para fora do perfil, como se vê na figura 3.4 a seguir.

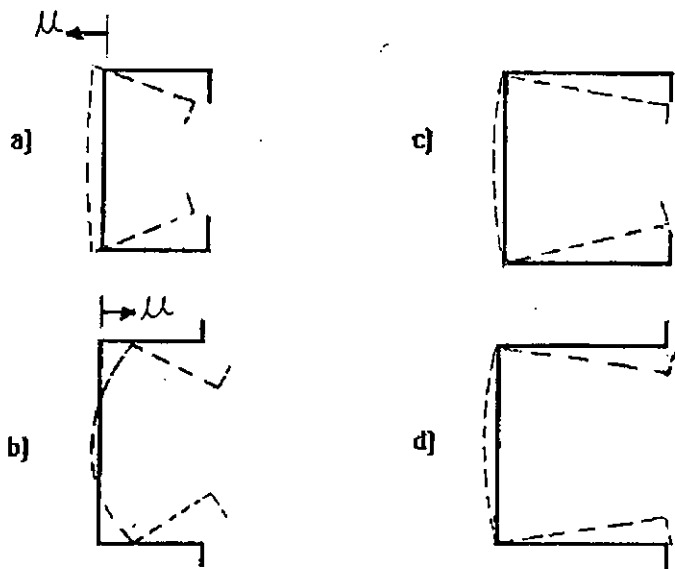


Figura 3.3 - Perfis C utilizados por Hancock para a formulação matemática simplificada

A observação desta figura permite concluir que a flambagem distorcional envolve:

- a)- rotação dos flanges em torno do eixo flange-alma;
- b)-deslocamento lateral (u) devido à flexão da coluna na direção do eixo de simetria da seção.

A grandeza tanto da rotação dos flanges quanto da flexão lateral da seção, depende da relação entre as larguras do flange e da alma, b_2/b_1 . Observa-se ainda que, quando esta relação é grande, a flambagem local se dá com o flange girando em torno da aresta determinada pela interceção flange-alma e com deslocamentos de flexão da seção na direção do eixo de simetria praticamente desprezíveis; conforme se indica nas figuras 3.3 c) e d), isto é, a referida aresta permanece praticamente indeslocável (e portanto praticamente retilínea ao longo do eixo da coluna). Para o caso em que a relação flange-alma for pequena, ocorrem deslocamentos do tipo indicado nas figuras 3.3 a) e b).

Analisando-se o comportamento dos perfis tratados neste exemplo, vê-se que os flanges apresentam basicamente duas possibilidades de movimento, a saber:

- a)- rotação em torno do eixo flange-alma;

b) - deslocamento linear na direção do eixo de simetria da seção.

Estas considerações conduziram ao modelo que será apresentado, a seguir. A figura 3.4 mostra uma seção transversal original tipo rack e o modelo adotado para a determinação de sua carga crítica de flambagem distorcional segundo o primeiro modo. Vê-se que a seção a ser analisada se resume ao estudo do flange, aqui considerado como o trecho ABCD.

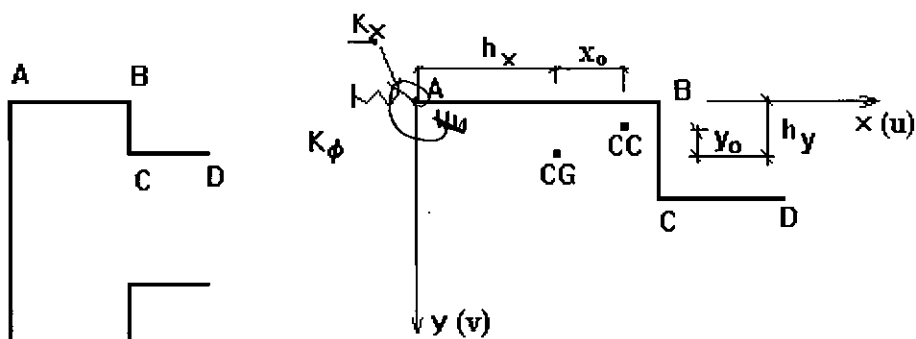


Figura 3.4 - Seção original e modelo adotado para estudo da flambagem distorcional referente ao flange ABCD.

A partir das equações de equilíbrio do problema nas direções x e y , bem como a consideração de equilíbrio de momentos em torno do centro de cisalhamento, e com a condição adicional do flange estar ligado elasticamente em A, chega-se ao sistema de equações diferenciais do problema cujos termos serão definidos adiante:

$$EI_y \frac{d^4 u}{dz^4} + EI_{xy} \frac{d^4 v}{dz^4} + P \left(\frac{d^2 u}{dz^2} + y_0 \frac{d^2 \phi}{dz^2} \right) + K_x [u + (y_0 - h_y) \phi] = 0 \quad (3.9)$$

$$EI_x \frac{d^4 v}{dz^4} + EI_{xy} \frac{d^4 u}{dz^4} + P \left(\frac{d^2 v}{dz^2} - x_0 \frac{d^2 \phi}{dz^2} \right) + Q_y = 0 \quad (3.10)$$

$$E C_w \frac{d^4 \phi}{dz^4} - (GJ - I_0 P/A) \frac{d^2 \phi}{dz^2} - P \left(x_0 \frac{d^2 v}{dz^2} - y_0 \frac{d^2 u}{dz^2} \right) + K_x [u + (y_0 - h_y) \phi] - Q_y (x_0 - h_x) + K_\phi \phi = 0 \quad (3.11)$$

A solução do problema de autovalor conduz à equação algébrica (3.12), a qual se origina anulando-se o determinante da matriz dos termos independentes do sistema representado pelas equações (3.9) a (3.11). Deve-se levar em conta ainda o fato de se

admitir a alma do perfil suficientemente rígida para impedir deslocamentos na direção y; o que implica ser nula a componente v dos deslocamentos da seção do flange, nesta direção, no ponto A..

Admite-se serem as componentes dos deslocamentos u e v segundo a direção z, de forma senoidal conforme consta da referência [21], onde u e v dizem respeito aos deslocamentos no plano da seção transversal da coluna enquanto z refere-se à direção longitudinal; e assume-se ainda para a componente do deslocamento na extremidade A um valor nulo conforme referido anteriormente. Com estas condições, anulando-se o determinante do sistema de equações constituído pelas equações (3.9), (3.10) e (3.11) dado anteriormente, obtêm-se as soluções não triviais para os deslocamentos, conforme indicado na equação (3.12), a qual permite o cálculo da carga crítica.

$$\begin{aligned} & [(\pi / \lambda)^2 EI_{xy} (x_0 - h_x) + (\lambda / \pi)^2 K_x (y_0 - h_y) - Py_0]^2 \\ & - [(\pi / \lambda)^2 EI_y + (\lambda / \pi)^2 K_x - P] \{(\pi / \lambda)^2 [EC_w + EI_x (x_0 - h_x)^2] + GJ \\ & - (I_0 / A - x_0^2 + h_x^2) P + (\lambda / \pi)^2 [K_x (y_0 - h_y)^2 + K_\phi]\} = 0 \end{aligned} \quad (3.12)$$

sendo:

A- área da seção transversal do flange;

x_0 e y_0 - coordenadas do centro de cisalhamento em relação ao centro de gravidade da seção do flange;

K_x - constante de rigidez da seção transversal do flange na direção x;

K_ϕ - constante de rigidez à rotação da seção transversal do flange em relação ao eixo z;

P- carga crítica de flambagem;

h_x , h_y - coordenadas do centro de gravidade da seção do flange em relação ao eixo de interseção da flange com o alma;

λ - comprimento de meia onda longitudinal da coluna;

ϕ - ângulo de rotação da seção transversal do flange em relação ao centro de cisalhamento;

Os demais termos foram definidos anteriormente. Nota-se por esta expressão a interdependência entre os valores de carga crítica e comprimento de flambagem λ , pois, a carga crítica é determinada em função do valor de λ . A solução do problema reside em

se determinar o valor mínimo de P , o qual corresponde à carga crítica procurada. Foi este o caminho adotado por Lau e Hancock, que analisaram seções constantes da figura 3.3 quanto à flambagem local e distorcional utilizando o Método dos Elementos de Faixa Finita, concluindo deste estudo que o valor do comprimento crítico de flambagem distorcional crítico λ_{cr} , pode ser calculado adotando-se o valor de K_x igual a zero na expressão (3.12).

3.6.2.2 - Considerações Relativas a determinação do coeficiente de rigidez K_ϕ

A obtenção de expressão para a determinação da rigidez K_ϕ deve-se a Lundquist, Stowell e Schuette [35], em 1943, para o caso de uma placa retangular simplesmente apoiada nos quatro lados, sujeita a tensões de compressão longitudinal e momentos distribuídos ao longo dos lados longitudinais (ver figura 3.5 adiante), sendo mais tarde modificada por Lau e Hancock [8].

A hipótese de que os lados são simplesmente apoiados, nem sempre se verifica, pois depende da geometria da seção transversal da coluna, e que no presente estudo, depende da rigidez à flexão das placas da alma e do flange da seção transversal do perfil. É o caso, por exemplo, de perfil com seção transversal constituída por placas com larguras b muito diferentes, pois, neste caso, a placa de menor largura tende a impedir a rotação relativa entre elas na aresta comum.

Para que os resultados obtidos sejam confiáveis, é necessário que se restrinja a uma certa faixa de valores, determinadas relações paramétricas da seção, como se verá adiante, quando será apresentado o campo de validade desta formulação.

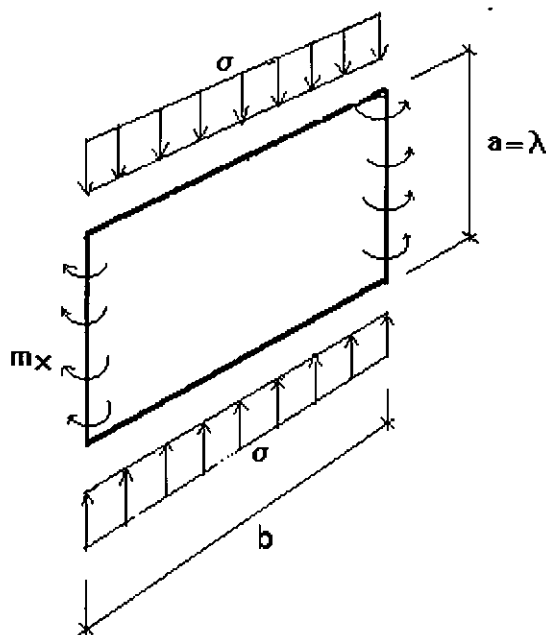


Figura 3.5- Rigidez a flexão de placas simplesmente apoiadas K_ϕ

Sendo o coeficiente de rigidez a rotação de placas retangulares simplesmente apoiadas K_ϕ , função da carga de compressão aplicada P e de seu comprimento de flambagem λ , os autores adotaram inicialmente a expressão simplificada, indicada a seguir para rigidez, devido a Bleich [22]:

$$K_\phi = 2 D / b_1 \quad (3.13)$$

onde D é a rigidez à flexão da placa da alma do perfil e b_1 sua largura, que será adotada para o cálculo da carga crítica de flambagem distorcional P .

A carga crítica de flambagem distorcional mínima pode ser determinada por:

$$P_{cr} = (\pi / \lambda)^2 EI_{wc} + G J + (\lambda / \pi)^2 K_\phi / ((I_x + I_y) / A + h_x^2 + h_y^2) \quad (3.14)$$

$$\text{sendo } I_{wc} = C_w + I_x(x_o - h_x)^2 + I_y(y_o - h_y)^2 - 2I_{xy}(x_o - h_x)(y_o - h_y) \quad (3.15)$$

A obtenção do valor de P_{cr} mínimo se faz pela extremização da equação (3.14) acima. Determina-se assim o valor da carga crítica P_{cr} e do comprimento de onda λ_{cr} associado ao modo de flambagem.

A adoção da expressão simplificada para K_ϕ (3.13), implica em desprezar-se a força de compressão na alma do perfil. Com estas hipóteses chega-se ao seguinte valor para o comprimento crítico de flambagem

$$\lambda_{cr} = \pi(E I_{wc}/K_\phi)^{0,25} = \pi(E I_{wc} b_1/2D)^{0,25} \quad (3.16)$$

Um erro na determinação do comprimento crítico de flambagem usando esta formulação de 20 %, implicou num erro no valor da tensão crítica de flambagem distorcional σ_{dis} de aproximadamente 7 % apenas segundo [8].

3.6.2.3.- Correção do Valor do Coeficiente de Rigidez K_ϕ

Com base no trabalho de Bleich [22], já anteriormente referido, que estudou a interação entre placas adjacentes, de seções tipo C, Z e I, e adotando-se a expressão simplificada de K_ϕ (3.13) multiplicada por um coeficiente de correção γ para levar em conta o efeito da compressão na alma (fato este desprezado até agora), faz-se uma correção nas fórmulas que fornecem a carga crítica, como se trata a seguir.

A expressão do coeficiente γ que leva em consideração este efeito é dado pela seguinte expressão:

$$\gamma = 1 - (P^2/A)/\sigma \quad (3.17)$$

sendo σ = tensão de flambagem local da placa da alma calculada pela expressão:

$$\sigma = (\pi^2 D/t b_1^2) [b_1/\lambda + \lambda/b_1]^2 \quad (3.18)$$

P'/A = tensão de flambagem distorcional obtida de (3.12) adotando-se $K_x = 0$ e $K_\phi = 0$;
 P' é uma avaliação preliminar da carga crítica de flambagem distorcional P .

O fator de redução γ , foi obtido supondo-se :

$K_\phi = 0$ se os valores das tensões de flambagem da alma e do flange são próximos;

$K_\phi = 2D/b_1$ se a tensão de flambagem da alma for muito maior do que a do flange.

σ e P' são calculados com o valor de λ_{cr} fornecido pela equação (3.16); além disto, faz-se um ajuste na expressão de K_ϕ obtido por Bleich na referência [22] a fim de calibrar os resultados obtidos com esta formulação, com os encontrados com a aplicação do Método dos Elementos de Faixas Finitas, o qual, inclui o efeito da força cortante e a distorção do flange nos resultados, sendo portanto, mais preciso. Com isto chega-se ao valor final de K_ϕ .

$$K_\phi = 2D/(b + 0,06\lambda)[1 - (P'/A)/\sigma] \quad (3.19)$$

onde o termo $0,06\lambda$ foi determinado através de estudos paramétricos, para o caso de seções com flanges contendo enrijecedores perpendiculares ao eixo do flange. A seguir será apresentado um resumo das expressões matemáticas, com o roteiro para a determinação da carga crítica de flambagem distorcional, e que foi adotado no programa computacional.

$$P_{cr} = E/2 \{(\alpha_1 + \alpha_2) \pm \sqrt{(\alpha_1 + \alpha_2)^2 - 4\alpha_3}\} \quad (3.20)$$

$$\alpha_1 = \eta/\beta_1 (\beta_2 + 0,039J\lambda^2) + K_\phi/\beta_1\eta E \quad (3.21)$$

$$\alpha_2 = \eta (I_y - 2y_0\beta_3/\beta_1) \quad (3.22)$$

$$\alpha_3 = \eta (\alpha_1 I_y - \eta\beta_3^2/\beta_1) \quad (3.23)$$

$$\beta_1 = h_x^2 + (I_x + I_y)/A \quad (3.24)$$

$$\beta_2 = C_w + I_x (x_0 - h_x)^2 \quad (3.25)$$

$$\beta_3 = I_{xy} (x_0 - h_x) \quad (3.26)$$

$$\beta_4 = \beta_2 + (y_0 - h_y) [I_y (y_0 - h_y) - 2\beta_3] \quad (3.27)$$

$$\lambda = 4,80 (\beta_4 b_1 / t^3)^{0,25} \quad (3.28)$$

$$\eta = (\pi / \lambda)^2 \quad (3.29)$$

$$K_\phi = Et^3 / (5,46 (b_1 + 0,06\lambda) \{1 - (1,11P' / EA t^2) (b_1^2 \lambda / (b_1^2 + \lambda^2))^2\}) \quad (3.30)$$

sendo que P' é obtido de (3.20) fazendo-se $K_\phi = 0$ obtendo-se para o parâmetro α_1 a expressão simplificada

$$\alpha_1 = \eta / \beta_1 (\beta_2 + 0,039J\lambda^2) \quad (3.31)$$

Para o valor de P_{cr} , toma-se a menor raiz positiva conforme (3.20). No caso particular de seções tipo C, a carga crítica P_{cr} pode ser calculada pela mesma formulação apresentada acima adotando-se no entanto simplificações devido a características particulares da seção transversal do perfil para a qual se tem $C_w = 0$ (constante de empenamento da seção do flange com enrijecedor de bordo). As demais simplificações são devidas a adoção de um novo sistema de eixos com origem no centro de gravidade da seção do flange do perfil cujas coordenadas são h_x e h_y enquanto que no caso anterior, a origem do sistema é tomada no ponto A, ponto de interseção do flange com a alma do perfil.

Da observação da figura 3.4 conclui-se que o perfil tipo C é obtido eliminando-se o trecho CD do flange superior e o trecho correspondente do flange inferior. Adotando-se a origem do sistema de coordenadas no centro de gravidade da seção do flange ABC conforme a figura citada, as equações (3.21) a (3.28) devem ser alteradas considerando-se que para o novo sistema de eixos são válidas as seguintes relações: $h_x = -h_x$; $y_0 = -h_y$; e $(x_0 - h_x) = bf$. A conveniente substituição dessas últimas relações no conjunto de equações (3.21) a (3.31) apresentadas anteriormente, conduzem às expressões auxiliares a serem utilizadas para o cálculo da carga crítica de flambagem de perfil tipo C:

$$\alpha_1 = \eta / \beta_1 (I_x b_f^2 + 0,039J\lambda^2) + K_\phi / \beta_1 \eta E \quad (3.32)$$

$$\alpha_2 = \eta (I_y + 2 y_0 b_f I_{xy} / \beta_1) \quad (3.33)$$

$$\alpha_3 = \eta (\alpha_1 I_y - \eta I_{xy}^2 b_f^2 / \beta_1) \quad (3.34)$$

$$\beta_1 = h_x^2 + (I_x + I_y) / A \quad (3.35)$$

$$\lambda_{cr} = 4,80 (I_x b_f^2 b_l/t^3)^{0,25} \quad (3.36)$$

A utilização das expressões (3.32) a (3.36) juntamente com a equação (3.20) seguindo-se o mesmo procedimento anteriormente apresentado para o cálculo da carga crítica de flambagem distorcional conduz ao cálculo de P_{cr} para o caso particular de perfil C. Segundo Lau e Hancock [8], a metodologia simplificada, proposta para o cálculo dos parâmetros da flambagem distorcional deve ser aplicada para as geometrias de seção transversal mostradas na figura 3.6. Para seções com geometria fora dessas faixas os resultados situam-se em geral contra a segurança.

Os resultados apresentados a seguir referem-se à análise dos perfis do tipo em estudo quanto à flambagem distorcional e foram obtidos com o emprego do programa computacional FLAMDIS, desenvolvido com base na formulação apresentada acima.

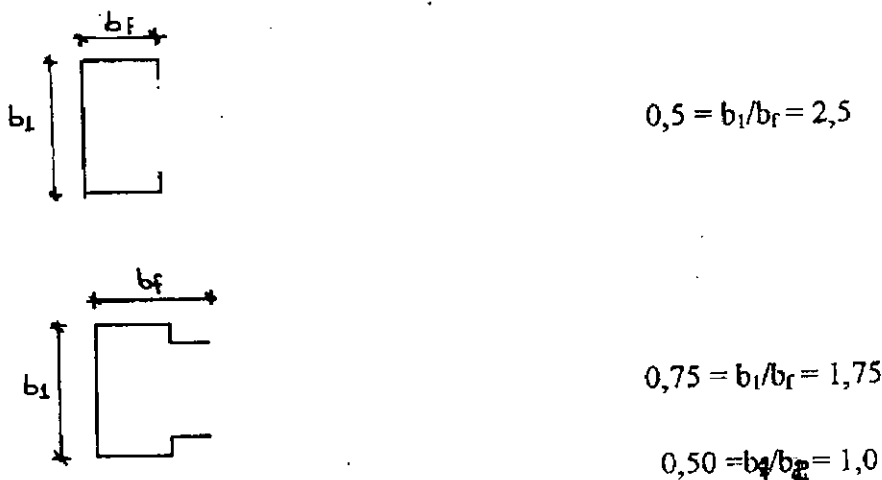


Figura 3.6- Faixa de validade da Formulação Simplificada de Lau e Hancock para seções tipo rack

3.6.2.4- Determinação da Carga Crítica de Flambagem Distorcional

Com o intuito de se compreender o comportamento do perfil tipo rack do ponto de vista dos modos de flambagem distorcional, objeto desta pesquisa, realizou-se um estudo cujos resultados serão apresentados seguir, conforme figuras 3.7 a 3.9.

Na figura 3.7 apresenta-se a variação da tensão crítica de flambagem distorcional de um dado perfil rack σ_{dis} , tomando como referência a tensão crítica de flambagem distorcional do perfil C em função da relação b_4/b_3 . Mostra-se como a tensão crítica de flambagem distorcional do perfil varia, para cada um dos modos de instabilidade distorcional considerado, à medida que o comprimento do segundo flange b_4 aumenta. Os resultados são válidos para uma seção com a seguinte geometria: $b_2/b_1 = 0,5$, $b_3/b_1 = 0,3$, $b_1/t = 100$, e $t = 1,0$.

Para $0,8 \leq b_4/b_3 \leq 0,9$ o perfil se instabiliza por flambagem distorcional no primeiro modo.

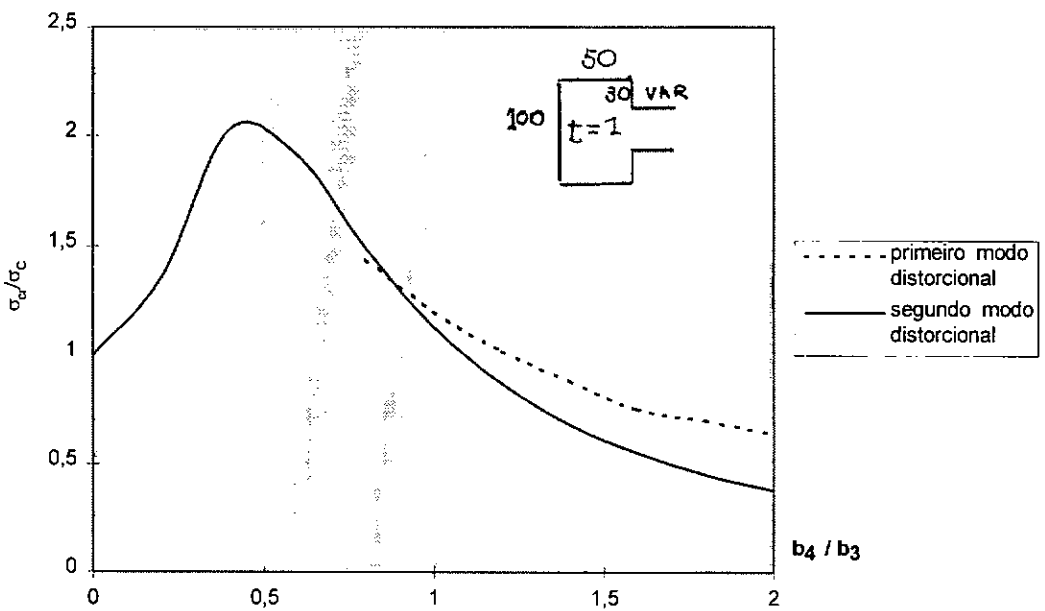


Figura 3.7 - Variação da relação entre a tensão crítica de flambagem distorcional do perfil tipo rack e do perfil C em função de b_4/b_3 .

Para $b_4/b_3 > 0,9$ a instabilização se dá de acordo com o segundo modo. No trecho $b_4/b_3 < 0,8$ não foi possível calcular a tensão crítica de flambagem distorcional para o primeiro modo, devido às restrições impostas pelo campo de validade da formulação matemática, na qual está fundamentado o programa computacional, conforme está indicado na figura 3.6. Por esta razão no trecho onde $b_4/b_3 < 0,8$, apresenta-se somente os resultados para o segundo modo.

Observa-se que para $b_4/b_3 = 0$ o perfil em estudo se transforma no perfil C tendo-se neste caso que as tensões críticas do perfil rack e do perfil C, são iguais σ_{dis}/σ_c . À medida que se acrescenta o segundo flange, a tensão crítica de flambagem distorcional vai aumentando até uma relação $\sigma_{dis}/\sigma_c = 2,03$ para $b_4/b_3 = 0,5$. A partir dessa geometria, para valores crescentes de b_4/b_3 , os valores de σ_{dis}/σ_c diminuem.

Este fato mostra que o perfil rack, com relação à inclusão da segunda parede b_4 se comporta de modo semelhante perfil C no que se refere à inclusão do enrijecedor de bordo b_3 , isto é, inicialmente a inclusão do enrijecedor de bordo b_3 no perfil C (ou parede b_4 no perfil rack)) aumenta as tensões críticas de flambagem distorcional, alcançando uma eficiência máxima e decrescendo a partir deste ponto.

Pode-se definir o perfil C como sendo um perfil U ao qual se acrescenta os enrijecedores de bordo (placa b_3). A inclusão do enrijecedor de bordo do perfil C, isto é, placa b_3 , só é favorável para os casos em que os valores do parâmetro b_3/b_1 estejam no intervalo entre 0,1 e 0,3. Para valores de b_3/b_1 superiores a 0,3, a resistência a flambagem da seção diminui, pois o enrijecedor de bordo b_3 precipita o processo de flambagem local. Já para o caso em que b_3/b_1 é inferior a 0,1 obtém-se o caso de flambagem distorcional da seção.

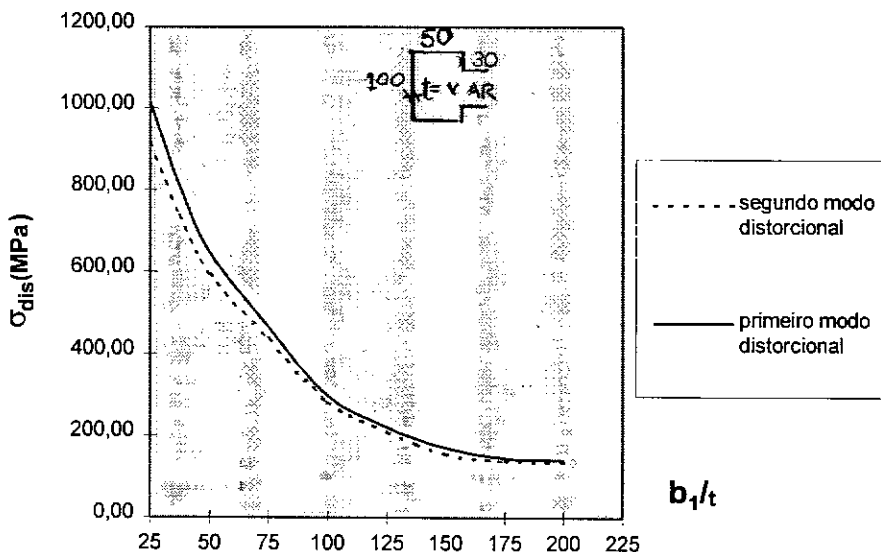


Figura 3.8-Variação da Tensão Crítica de Flambagem Distorcional com b_1/t .

Na figura 3.8 acima mostra-se a influência da variação da relação b_1/t na tensão crítica de flambagem distorcional. Nesse caso considere-se as demais relações geométricas da seção fixas ($b_2/b_1 = 0,5$, $b_3/b_1 = 0,3$, $b_4/b_1 = 0,3$). Observa-se que o perfil rack apresenta maior sensibilidade à instabilidade por flambagem distorcional no segundo modo, uma vez que no intervalo estudado, a curva que identifica este modo, apresenta valores de σ_{dis} inferior do que os obtidos para o primeiro modo. Inicialmente, a redução da tensão crítica distorcional é bem acentuada, atenuando à medida que b_1/t se aproxima de 200. Conclui-se que, de modo geral, a resistência do perfil é muito sensível ao aumento desta relação.

Analisa-se na figura 3.9 a seguir a influência da relação b_2/b_1 na estabilidade do perfil tipo rack com as seguintes características geométricas: $b_3/b_1 = 0,3$, $b_4/b_1 = 0,4$ e $b_1/t = 100$.

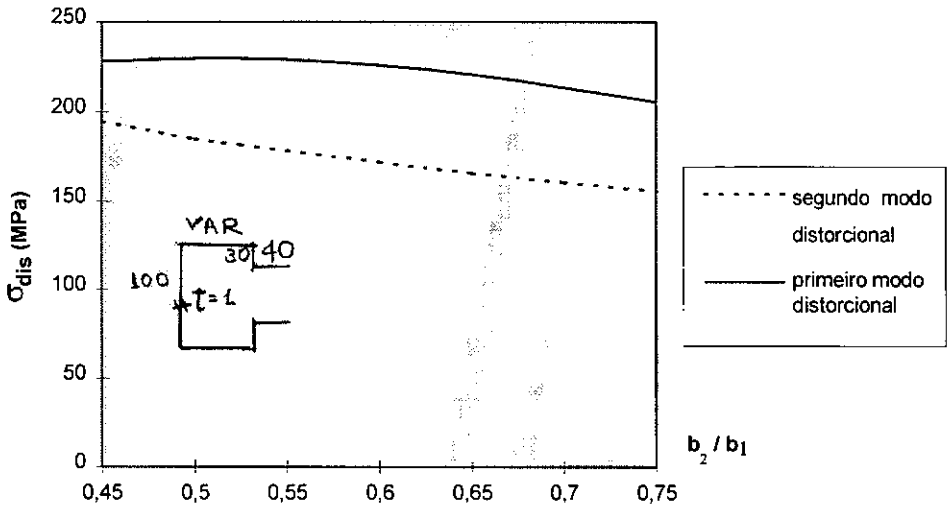


Figura 3.9-Variação da Tensão Crítica de Flambagem Distorcional com b_2/b_1 .

A relação b_2/b_1 , foi escolhida no intervalo 0,45 e 0,75 de modo a satisfazer as exigências para a validade da formulação de Lau e Hancock [8].

Nota-se que, para a faixa de valores adotados, não se observa queda de resistência acentuada do perfil, sendo que a situação mais desfavorável, ou seja, aquela para a qual

o perfil tem as menores resistência à flambagem distorcional, relaciona-se ao segundo modo, concluindo-se também que este modo é mais sensível à variação da relação b_2/b_1 , à medida que este parâmetro cresce. Isto pode ser entendido, observando-se que para o segundo modo, a seção resistente analisada é uma seção tipo L ligada elasticamente, neste caso, à placa b_2 . A um aumento da relação b_2/b_1 corresponde um aumento da largura da placa b_2 , que é a placa estabilizadora neste caso, tornando-a mais esbelta. Isto altera as condições de contorno da seção resistente (trecho BCD da figura 3.5); diminui a rigidez à flexão K_ϕ da placa b_2 e conseqüentemente a coluna se torna menos resistente aos esforços de compressão .

Com relação ao primeiro modo, a sua influência depende do comportamento do flange, que nesta situação, pode ser assimilado a uma seção tipo S para efeito da análise de sua resistência aos esforços de compressão, como se observa na figura 3.9 e das condições de contorno devidas à placa b_1 . Em tal situação a largura da placa b_1 permanece constante e por isto, as condições de contorno do flange (ABCD) permanecem inalteradas com a variação de b_2/b_1 fazendo com que a resistência da coluna quanto ao primeiro modo de flambagem distorcional seja menos sensível ao aumento de b_2/b_1 . Com base nos resultados obtidos até aqui, faz-se uma análise conjunta do comportamento do perfil diante das diversas possibilidades de instabilidade tratadas nesta parte do trabalho. Na figura 3.10 estão mostrados os valores das tensões críticas de flambagem local e distorcional (primeiro e segundo modos), representando-se em ordenadas a relação σ_{cr}/f_y e em abscissas, comprimentos de coluna L , para um perfil com as dimensões indicadas na figura.

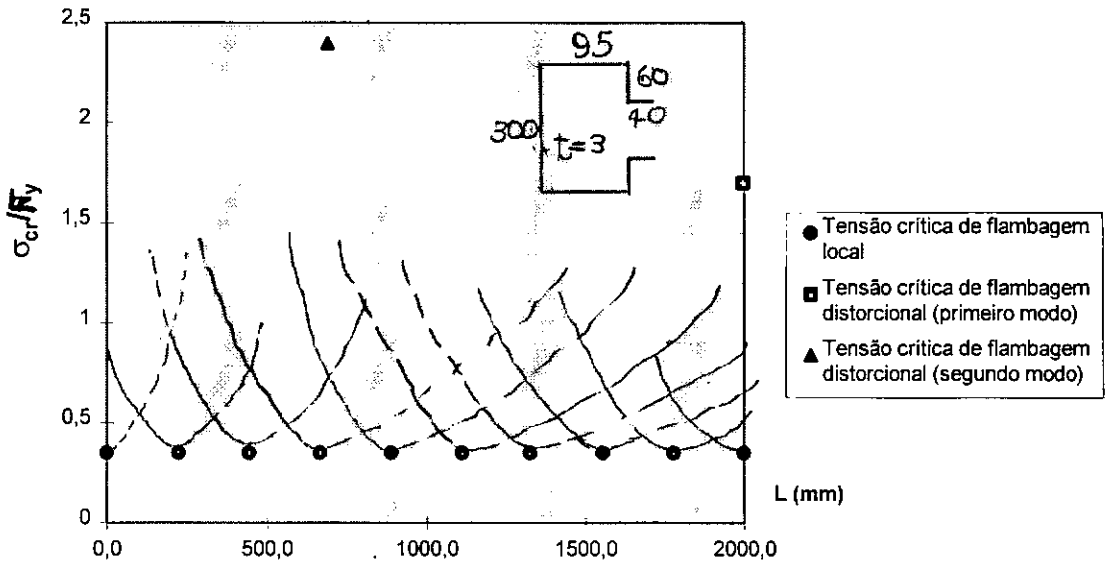


Figura 3.10-Curvas de Resistência a flambagem local

As conclusões são as seguintes:

- a) - a tensão de flambagem local tem um valor mínimo para $\sigma_{cr}/F_y = 0,35$
- b) - o modo de flambagem local ocorre para valores do comprimento de coluna menores do que para a flambagem distorcional, tanto para o primeiro modo, quanto para o segundo;
- c) - o valor da tensão crítica de flambagem local é bem menor do que o valor da tensão crítica de flambagem distorcional, sendo o seu o valor cerca de 20 % do valor desta última tensão, relativamente ao primeiro modo de flambagem é 14,5 % em relação ao segundo modo.

3.7- Análise da Flambagem Local e Distorcional dos Perfis Adotados na Presente Pesquisa Experimental

Conforme apresentado no capítulo 1 do presente trabalho, o objetivo básico dessa pesquisa é o estudo do colapso de colunas curtas sujeitas apenas ao modo de flambagem local, excluindo o modo de flambagem distorcional. Sendo assim, a definição da geometria das seções transversais a serem testadas foi precedida de avaliações desses dois modos de flambagem. Apresenta-se a seguir os resultados obtidos.

A tabela 3.1 apresenta a geometria das seções transversais adotadas para as colunas curtas a serem ensaiadas. A definição das dimensões está indicada na figura 3.11. Igualmente, apresenta-se nessa tabela os valores da tensão crítica de flambagem local σ_{cr} , o comprimento de meia onda longitudinal λ correspondente ao modo de flambagem local, assim como o comprimento L adotado. Como preconizado na literatura [26], $L=3\lambda$. Para o cálculo da tensão crítica de flambagem local σ_{cr} , utilizou-se o programa INSLO [26].

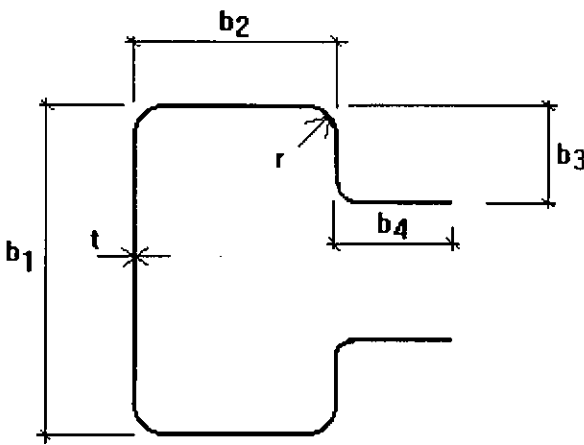


Figura 3.11- Indicação das dimensões geométricas da seção transversal tipo rack.

Tabela 3.1- Tensões críticas para flambagem local obtidas com o programa INSLO.

SEÇÃO	b_1	b_2	b_3	b_4	t	λ	L	σ_{cr}
	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	MPa
S_1	150	70	40	30	2,0	114,4	343	183
S_2	127	60	30	30	2,0	99,6	299	242
S_3	100	50	30	20	2,0	76,2	229	416
S_4	250	85	45	45	3,0	185,6	557	153
S_5	300	95	60	40	3,0	222,2	666	107

A tabela 3.2 a seguir apresenta os valores da tensão crítica e respectivos comprimentos de flambagem distorcional dos perfis a serem estudados. Com o objetivo de se utilizar a formulação de Hancock e Lau [8] para a determinação da tensão crítica de flambagem distorcional conforme apresentado no item 3.6, limitou-se os parâmetros b_1/b_f e b_4/b_2 ,

distorcional conforme apresentado no item 3.6, limitou-se os parâmetros b_1/b_f e b_4/b_2 , sendo $b_f = b_2 + b_4$, de tal modo a ficar dentro da faixa de validade prevista nos estudos de Hancock, prevalecendo para certas geometrias de seção transversal, as restrições devidas ao equipamento de fabricação utilizado.

Tabela 3.2-Valores das tensões críticas de Flambagem distorcional (1º e 2º modos) e comprimentos críticos de flambagem para as 5 seções estudadas neste trabalho.

SEÇÃO	LAU E HANCOCK [8]				PROLA [25]			
	1º MODO		2º MODO		1º MODO		2º MODO	
	σ_{dis1} (MPa)	λ_1 (mm)	σ_{dis2} (MPa)	λ_2 (mm)	σ_{dis1} (MPa)	λ_1 (mm)	σ_{dis2} (MPa)	λ_2 (mm)
S ₁	636	1243	707	484	255	1174	*	*
S ₂	554	970	555	417	324	901	*	*
S ₃	689	612	774	232	338	901	*	*
S ₄	471	1505	570	617	261	1377	*	*
S ₅	511	1996	727	696	226	1863	727	700

*- Valores não calculados

Tabela3.3 -Relações geométricas das seções Transversais dos Perfis estudados neste Trabalho

SEÇÃO	CP ₁	CP ₂	CP ₃	CP ₄	CP ₅
b_2/b_1	0,47	0,47	0,50	0,34	0,32
b_3/b_1	0,27	0,24	0,30	0,18	0,20
b_4/b_1	0,20	0,24	0,20	0,18	0,13
b_4/b_2	0,43	0,50	0,40	0,53	0,42
b_1/b_f	1,50	1,41	1,43	1,92	2,22

Na tabela 3.3 apresenta-se diversas relações geométricas para as seções em estudo. A relação b_3/b_1 foi escolhida, de modo a ficar limitada entre 0,1 e 0,3, conforme recomendado por Batista [26] e Luongo e colaboradores [34], considerando-se que nessa faixa o enrijecedor de bordo b_3

($b_3/b_1 = 0,3$, $b_4/b_1 = 0,4$ e $b_1/t = 100$). O valor da tensão crítica de flambagem local é dado pela equação (3.8).

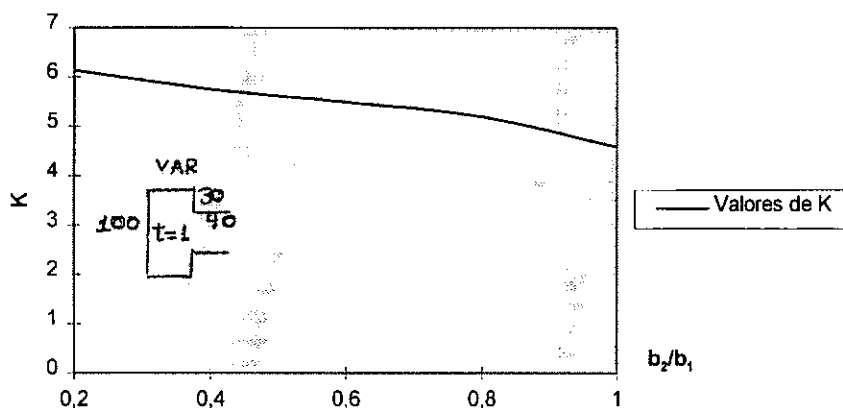


Figura 3.12 - Valores do coeficiente de flambagem local K para perfis tipo rack em função da relação b_2/b_1 , válido para $b_3/b_1 = 0,3$; $b_4/b_1 = 0,4$; $b_1/t = 100$.

Na figura 3.13 apresenta-se os resultados da análise da flambagem local σ_{cr} para perfis de seção rack, U, C, Z e Cartola, notando-se que o perfil rack apresenta valores do coeficiente flambagem local K superior a outros tipos de perfis, para as geometrias apresentadas.

Para valores de b_2/b_1 entre 0,4 e 0,8 é pequena a diferença entre os valores de K para o perfil rack e os perfis tipos C e Cartola, podendo-se determinar a tensão crítica para o perfil rack, utilizando-se a curva obtida para esses dois perfis, procedimento esse a favor da segurança sem grande erro.

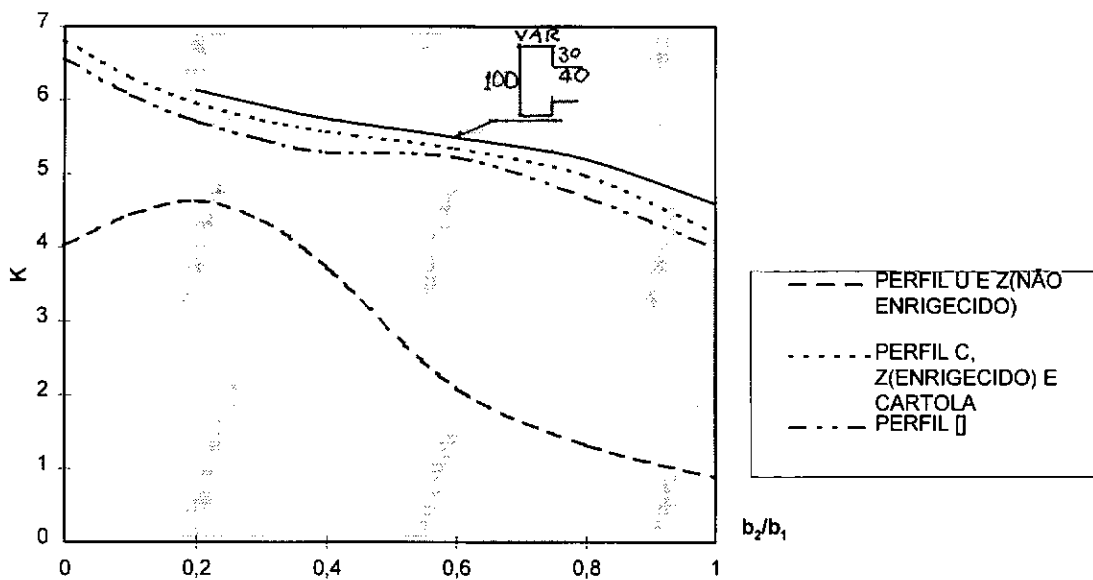


Figura 3.13 - Comportamento de perfis rack, U, C, Z e Cartola a flambagem local em função de b_2/b_1

CAPÍTULO 4

PESQUISA EXPERIMENTAL

4.1- Objetivo da Pesquisa Experimental

A presente pesquisa experimental tem como finalidade fornecer um conjunto de resultados que permitam calibrar e verificar proposições teóricas para a determinação da carga última de colunas curtas, formadas por perfis de chapa dobrada com seção transversal tipo rack, sensíveis ao modo de flambagem local.

4.2-Determinação das Seções Transversais dos Corpos de Prova

O ponto de partida para a escolha das seções transversais dos perfis, foi tomar como referência seções padronizadas tipo C, conforme definido na referência [36]. A partir daí, foram feitos ajustes na geometria com o objetivo de se obter seções para as quais a carga crítica de flambagem distorcional fosse maior do que a carga crítica de flambagem local. Desse modo passou-se à determinação do comprimento dos perfis, o qual deve ser igual a três vezes o comprimento devido à flambagem local. Esse critério para ensaio de colunas curtas é adotado por vários autores e objetiva o desenvolvimento de flambagem local, ao mesmo tempo que evita a ocorrência de flambagem global.

As chapas de aço foram adquiridas no comércio local, com espessuras de 2 e 3 mm. Inicialmente havia-se previsto três espessuras diferentes, incluindo-se ainda chapa com espessura de 2,25 mm, que por não ter sido encontrada no comércio local foi cancelada. Os perfis foram obtidos por dobramento a frio, trabalho realizado por um fabricante de estruturas metálicas local.

Os perfis foram fabricados em dobradeira, sendo que a ferramenta adotada conduziu a raios internos de dobramento inferiores à espessura das chapas. Avaliou-se que os raios de dobramento resultantes são da ordem de $0,5t$, sendo t as espessuras das chapas.

4.3- Dimensões dos Corpos de Prova

Para a determinação das dimensões nominais dos corpos de prova, foram medidas as dimensões das seções de extremidade dos corpos de prova. As dimensões foram medidas na seguinte seqüência, conforme mostrado na figura 4.1:

- a)- b_1 , (b_2 , b'_2), (b_3 , b'_3), (b_4 e b'_4);
- b)- t_1 , t_2 , t_3 , t_4 ;
- c)-comprimento L do corpo de prova

As medidas referentes aos itens a) e b) foram efetuadas com a utilização de um paquímetro, enquanto que os comprimentos (item c), foram obtidos com o auxílio de uma régua milimetrada

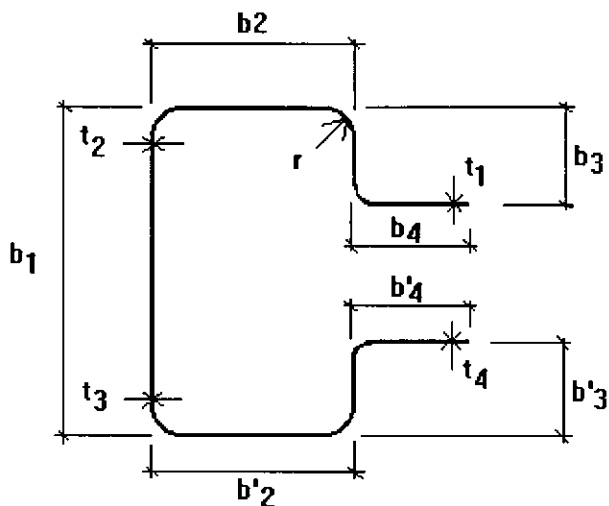


Figura 4.1-Dimensões medidas nas duas seções extremas dos corpos de prova

Tabela 4.4 -Valores medidos nas seções transversais extremas (Seção-1 e Seção-2) dos corpos de prova CP1.

Corpo	SEÇÃO-1				SEÇÃO-2				SEÇÃO-1		SEÇÃO-2		L mm
de Prova	b ₁ mm	b ₂ mm	b ₃ mm	b ₄ mm	b ₁ mm	b ₂ mm	b ₃ mm	b ₄ mm	t mm	t mm	t mm	t mm	
CP1-1	150,3	69,8	41,7	31,9	150,7	69,8	41,3	32,1	2,1	2,1	2,1	2,1	345
		69,7	41,4	32,3		70,1	41,2	31,6	2,1	2,1	2,1	2,1	
CP1-2	147,3	71,0	41,5	33,2	148,6	69,6	41,9	31,9	2,1	2,1	2,1	2,1	345
		70,2	41,2	32,0		71,1	42,5	31,5	2,1	2,1	2,0	2,0	
CP1-3	148,1	69,9	41,8	33,0	147,9	69,6	41,9	32,2	2,1	2,1	2,1	2,1	345
		70,6	42,4	31,6		70,7	41,9	31,6	2,1	2,1	2,1	2,1	
CP1-4	146,9	70,9	42,7	32,8	147,7	59,9	41,0	32,2	2,1	2,1	2,1	2,1	345
		70,9	40,8	31,4		72,7	41,7	31,0	2,1	2,1	2,1	2,1	
CP1-5	149,9	69,2	41,6	32,5	150,5	68,9	43,7	31,8	2,1	2,1	2,1	2,1	345
		70,5	41,8	30,5		70,0	41,4	31,8	2,1	2,1	2,1	2,1	
CP1-6	150,1	69,5	42,0	32,2	150,5	68,8	42,4	33,0	2,1	2,1	2,1	2,1	345
		69,8	41,1	31,8		69,5	41,9	31,8	2,1	2,1	2,1	2,1	

Tabela 4.5 -Valores medidos nas seções transversais extremas (Seção-1 e Seção-2)
dos corpos de prova CP2.

Corpo de Prova	SEÇÃO-1				SEÇÃO-2				SEÇÃO-1		SEÇÃO-2		L mm
	b ₁ mm	b ₂ mm	b ₃ mm	b ₄ mm	b ₁ mm	b ₂ mm	b ₃ mm	b ₄ mm	t mm	t mm	t mm	t mm	
CP2-1	126,8	60,0	32,2	31,8	126,0	58,9	31,6	31,5	2,1	2,1	2,1	2,1	299
		58,8	32,5	31,4		60,7	32,8	31,4	2,1	2,1	2,1	2,1	
CP2-2	124,4	59,9	33,2	32,3	124,7	59,7	31,7	32,3	2,1	2,1	2,1	2,1	300
		59,3	32,2	31,6		59,4	32,9	31,6	2,1	2,1	2,0	2,0	
CP2-3	126,3	60,3	31,8	31,6	124,7	59,6	31,5	31,7	2,1	2,1	2,1	2,1	301
		60,0	31,1	32,2		59,8	31,4	32,1	2,1	2,1	2,1	2,1	
CP2-4	126,9	60,4	31,9	32,4	126,4	60,2	31,0	32,3	2,1	2,1	2,1	2,1	299
		59,2	31,7	31,2		60,1	31,8	31,6	2,1	2,1	2,1	2,1	
CP2-5	126,5	59,9	31,7	32,1	125,6	60,4	32,5	31,7	2,1	2,1	2,1	2,1	298
		60,4	31,5	31,8		60,1	31,8	31,6	2,1	2,1	2,1	2,1	
CP2-6	126,8	60,1	31,3	32,4	127,7	59,2	30,6	32,5	2,1	2,1	2,1	2,1	299
		59,4	31,4	31,6		60,5	31,0	31,4	2,1	2,1	2,1	2,1	

Tabela 4.6 -Valores medidos nas seções transversais extremas (Seção-1 e Seção-2) dos corpos de prova CP3.

Corpo de Prova	SEÇÃO-1				SEÇÃO-2				SEÇÃO-1		SEÇÃO-2		L mm
	b ₁	b ₂	b ₃	b ₄	b ₁	b ₂	b ₃	b ₄	t	t	mm	mm	
	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm			
CP3-1	100,0	48,6	21,9	22,3	103,0	48,4	21,9	22,2	2,1	2,1	2,1	2,1	230
		50,0	22,8	21,1		50,1	22,6	21,3	2,1	2,1	2,1	2,1	
CP3-2	99,8	48,6	22,6	22,3	96,1	48,3	22,8	22,4	2,1	2,1	2,1	2,1	229
		49,8	21,4	21,1		50,1	2,2,2	21,2	2,1	2,1	2,1	2,1	
CP3-3	96,1	49,1	22,2	22,1	98,6	49,3	22,3	22,6	2,1	2,1	2,1	2,1	229
		49,3	22,4	22,4		49,6	49,6	21,9	2,1	2,1	2,1	2,1	
CP3-4	98,0	48,5	22,7	22,2	96,0	48,3	22,7	22,5	2,1	2,1	2,1	2,1	230
		50,1	22,5	21,2		50,2	22,4	21,1	2,1	2,1	2,1	2,1	
CP3-5	97,0	48,6	22,6	22,2	99,5	48,3	22,8	22,1	2,1	2,1	2,1	2,1	229
		49,8	22,6	21,0		50,1	22,9	21,3	2,1	2,1	2,1	2,1	
CP3-6	99,2	48,3	23,2	22,1	100,1	48,1	22,7	22,1	2,1	2,1	2,1	2,1	229
		50,2	22,5	21,6		49,8	22,4	21,0	2,1	2,1	2,0	2,1	
CP3-7	97,0	48,2	22,7	22,1	97,0	48,4	22,3	22,2	2,1	2,1	2,1	2,1	229
		49,8	22,6	21,4		49,9	22,9	21,2	2,1	2,1	2,1	2,1	

Tabela 4.7 -Valores medidos nas seções transversais extremas (Seção-1 e Seção-2)
dos corpos de prova CP4.

Corpo de Prova	SEÇÃO -1				SEÇÃO-2				SEÇÃO-1		SEÇÃO-2		L mm
	b ₁	b ₂	b ₃	b ₄	b ₁	b ₂	b ₃	b ₄	t	t	t	t	
	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	
CP4-1	249,1	82,9	48,9	46,9	248,4	83,2	48,3	46,8	3,1	2,9	3,1	2,1	556
		83,2	48,4	46,9		83,9	48,2	47,1	3,1	3,1	3,1	2,1	
CP4-2	248,3	82,9	47,4	47,4	248,2	84,1	47,5	47,8	2,9	3,1	3,0	3,0	558
		84,2	46,8	46,8		82,8	47,9	46,6	3,1	3,1	2,9	2,9	
CP4-3	249,3	83,6	48,0	47,5	248,9	82,7	48,5	46,9	3,1	3,1	3,1	3,1	558
		83,5	46,3	47,1		83,2	48,6	47,2	3,1	3,1	3,0	3,1	
CP4-4	247,8	84,3	48,8	47,2	247,9	83,1	47,1	47,7	3,1	3,1	3,1	3,1	557
		84,1	47,2	46,9		84,4	48,4	46,9	3,0	3,1	3,1	3,1	
CP4-5	249,5	83,3	48,9	47,1	249,3	82,5	48,5	47,6	3,1	3,1	3,1	3,1	557
		83,1	48,5	46,5		83,3	48,4	46,9	3,0	3,1	3,1	3,1	
CP4-6	248,4	83,6	48,5	47,5	248,7	83,2	47,9	47,6	3,1	3,1	3,1	3,1	557
		83,8	48,6	46,6		83,6	47,8	46,6	2,9	3,1	3,1	3,1	

Tabela 4.8 -Valores medidos nas seções transversais extremas (Seção-1 e Seção-2) dos corpos de prova CP5.

Corpo de Prova	SEÇÃO -1				SEÇÃO-2				SEÇÃO-1		SEÇÃO-2		L mm
	b ₁ mm	b ₂ mm	b ₃ mm	b ₄ mm	b ₁ mm	b ₂ mm	b ₃ mm	b ₄ mm	t mm	t mm	t mm	t mm	
CP5-1	301,0	93,7	63,1	42,0	299,0	92,5	63,1	42,2	3,0	3,0	3,2	3,1	665
		93,1	63,5	41,7			94,1	64,0	41,4	2,8	3,0	3,1	
CP5-2	297	94,8	63,6	42,7	301,0	92,5	63,6	42,5	3,1	3,1	3,0	3,1	665
		92,6	62,7	41,6			93,8	62,9	42,5	3,1	3,1	3,0	
CP5-3	301,0	93,6	63,8	41,9	299,0	92,6	63,4	42,1	3,1	2,9	3,1	3,1	666
		91,9	62,8	41,6			93,6	62,3	42,1	3,0	3,1	3,1	
CP5-4	300,0	94,1	63,8	42,5	299,0	92,8	63,1	42,3	3,1	3,1	3,1	3,1	666
		93,1	62,2	42,0			93,8	61,8	42,1	3,0	3,1	3,1	
CP5-5	299,0	94,0	63,2	42,6	300,0	92,9	63,8	42,4	3,0	3,1	2,9	3,1	664
		93,4	62,9	41,2			93,6	61,8	41,7	2,9	3,0	3,1	
CP5-6	299,0	92,6	62,6	42,9	306,0	93,4	63,6	42,7	3,1	3,1	3,1	3,1	664
		92,4	63,8	41,5			92,7	61,8	42,4	3,1	3,0	3,1	

Baseado nos valores medidos indicados nas tabelas anteriores, determinou-se os valores médios, que permitiram definir as seções transversais de cálculo, para os vários corpos de prova, como se mostra na tabela 4.9 a seguir.

Conforme comentado anteriormente, considera-se os raios internos de dobramento iguais a 0,5t, para todas as seções transversais dos corpos de prova.

Tabela 4.9-Valores médios das dimensões dos Corpos de Prova

Corpo de Prova	b ₁ mm	b ₂ mm	b ₃ mm	b ₄ mm	t mm	L mm
CP1-1	151	70	41	32	2,1	345
CP1-2	148	71	42	32	2,1	345
CP1-3	148	70	42	32	2,1	345
CP1-4	147	71	42	32	2,1	345
CP1-5	150	70	42	32	2,1	345
CP1-6	150	69	42	32	2,1	345
CP2-1	126	60	32	32	2,1	299
CP2-2	125	60	33	32	2,1	300
CP2-3	126	60	32	32	2,1	301
CP2-4	127	60	32	32	2,1	299
CP2-5	127	60	32	32	2,1	298
CP2-6	127	60	31	32	2,1	299
CP3-1	107	49	22	22	2,1	230
CP3-2	98	49	22	22	2,1	229
CP3-3	97	49	22	22	2,1	229
CP3-4	100	49	23	22	2,1	230
CP3-5	98	49	23	22	2,1	229
CP3-6	100	49	23	22	2,1	229
CP3-7	97	49	23	22	2,1	229
CP4-1	249	83	49	47	3,1	556
CP4-2	248	84	48	47	3,1	558
CP4-3	249	83	48	47	3,1	558
CP4-4	248	84	48	47	3,1	557
CP4-5	249	83	49	47	3,1	557
CP4-6	249	84	48	47	3,1	557
CP5-1	300	93	63	42	3,0	665
CP5-2	300	93	63	42	3,1	665
CP5-3	300	93	63	42	3,1	666
CP5-4	300	94	63	42	3,1	666
CP5-5	300	94	63	42	3,0	664
CP5-6	300	93	63	42	3,1	664

4.4- Determinação das Características Mecânicas do Aço

Para a qualificação do aço foram confeccionados dez corpos de prova, sendo ensaiados somente oito (quatro para chapa com espessura igual a 2mm e quatro para chapa com espessura igual 3 mm). A geometria dos corpos de prova foi determinada de acordo com o Método Brasileiro MB-4/1977-“Determinação das Propriedades Mecânicas à Tração de Materiais Metálicos” [37].

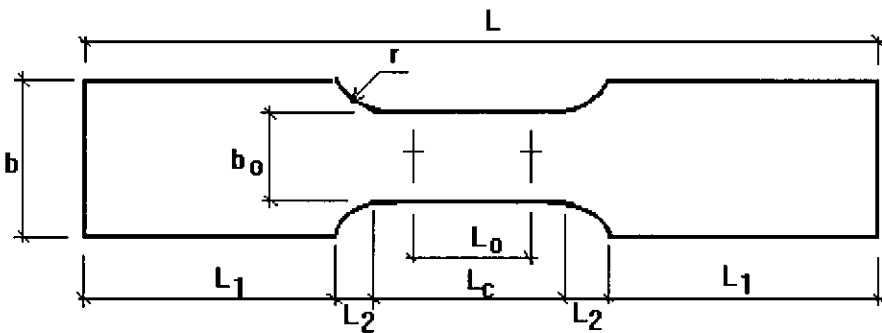


Figura 4.2 Geometria dos corpos de prova para o ensaio de tração

Tabela 4.10-Dimensões adotadas para os corpos de prova

Espessura de chapa t (mm)	L mm	L ₁ mm	L ₂ mm	L _c mm	L ₀ mm	b mm	b ₀ mm	r mm
2	165	50	15	35	25	20	10	25
3	195	50	20	55	38	30	15	30

Na figura 4.2 apresenta-se a geometria dos corpos de prova, enquanto a tabela 4.10 apresenta as dimensões adotadas. Na tabela 4.11 estão mostrados os resultados obtidos através de medição direta com paquímetro de duas dimensões básicas, para o cálculo das características mecânicas do aço que são a espessura t e a largura b₀, sendo esta última medida em três pontos distintos.

Tabela 4.11- Dimensões medidas nos corpos de prova para ensaio de tração das chapas.

C. PROVA	t = 2,0 mm			t = 3,0 mm		
	b ₀₁	b ₀₂	b ₀₃	b ₀₁	b ₀₂	b ₀₃
CP1	10,0	10,0	10,0	15,0	15,0	15,0
CP2	9,9	9,9	10,0	15,1	15,1	15,1
CP3	9,6	9,7	9,7	15,1	15,1	15,1
CP4	10,0	10,0	10,0	15,2	15,2	15,2

Os ensaios de tração foram realizados em máquina de ensaios de materiais, marca INSTRON, com velocidade de carregamento controlada e aquisição direta de dados de força aplicada e deformação específica. O sinal da carga foi originado da célula de carga da máquina e as deformações de um extensômetro elétrico tipo “clip gage” com base de medida de 50mm, marca MTS, fixado diretamente sobre o corpo de prova. Os sinais foram digitalizados em um sistema de aquisição de dados HP, e transferidos para um micro computador e posteriormente tratados por meio de uma planilha de cálculo eletrônico. Os gráficos dos resultados tensão x deformações encontram-se no apêndice A. A tabela 4.12 a seguir indica os valores medidos.

Tabela 4.12- Resultados obtidos dos ensaios de tração de corpos de prova, de acordo com as dimensões medidas das seções transversais.

C. PROVA	t mm	f _y MPa	f _u MPa	f _y /f _u	ε _r %
CP1	2	329	417	0,79	28
CP2	2	319	410	0,78	26
CP3	2	323	409	0,79	26
CP4	2	327	402	0,81	24
CP5	3	307	408	0,75	26
CP6	3	311	409	0,76	25
CP7	3	301	402	0,75	26
CP8	3	303	400	0,76	28

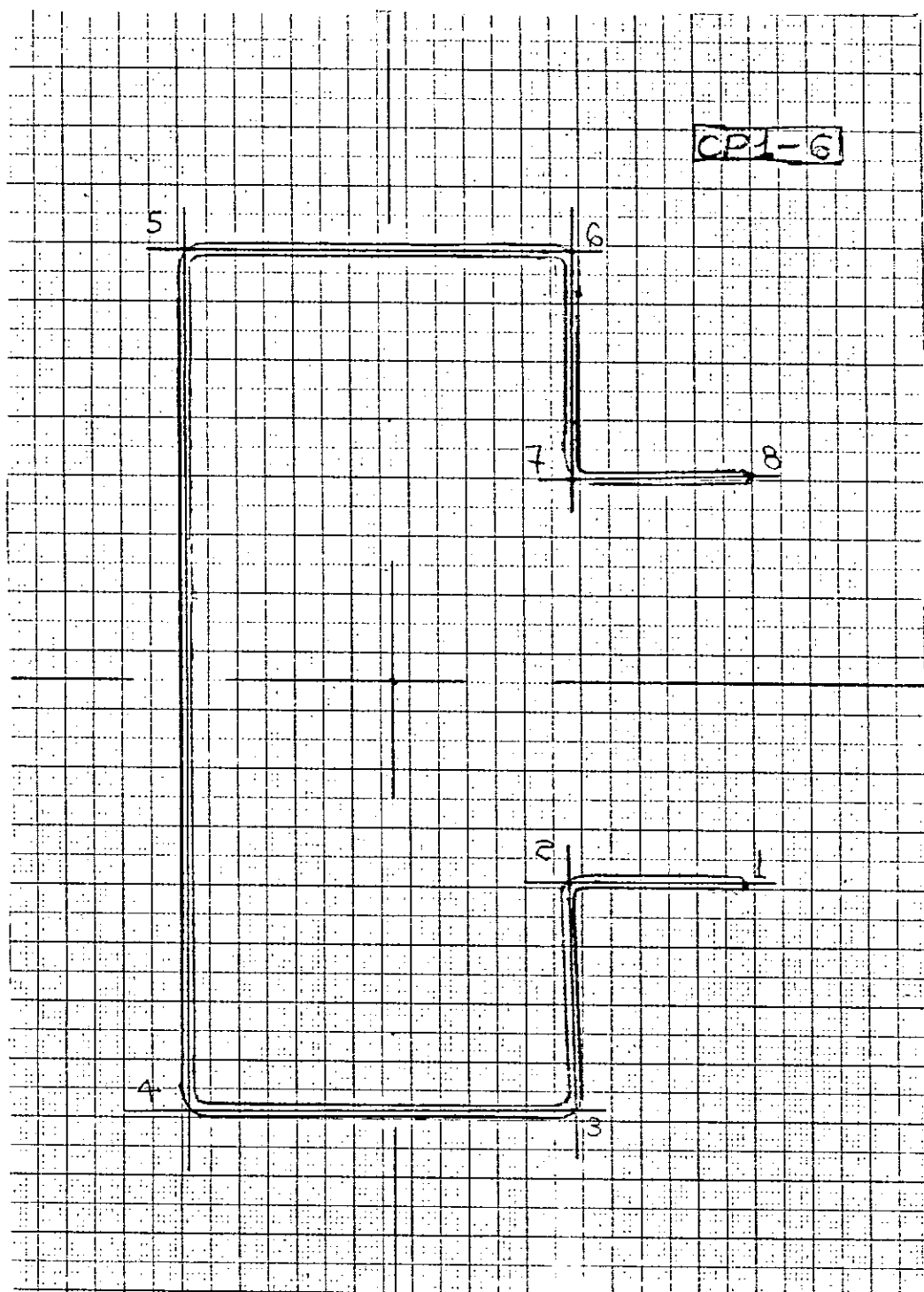
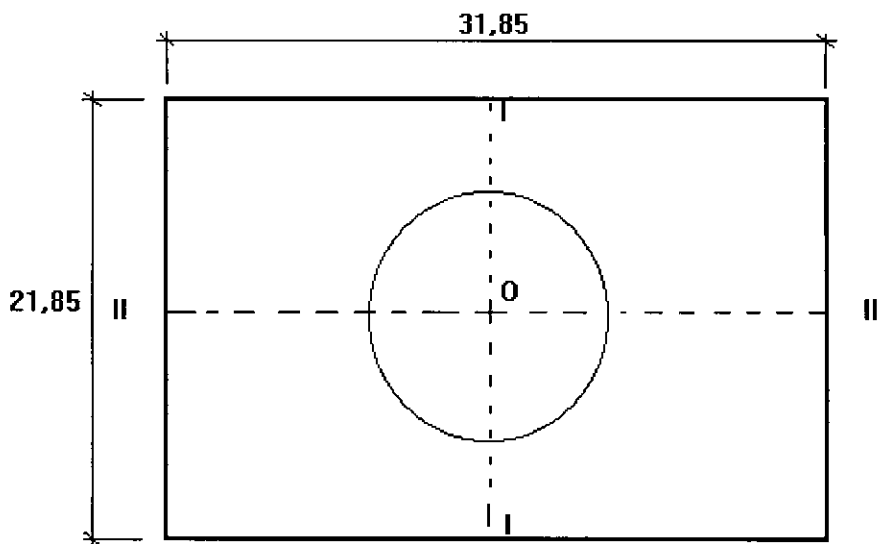
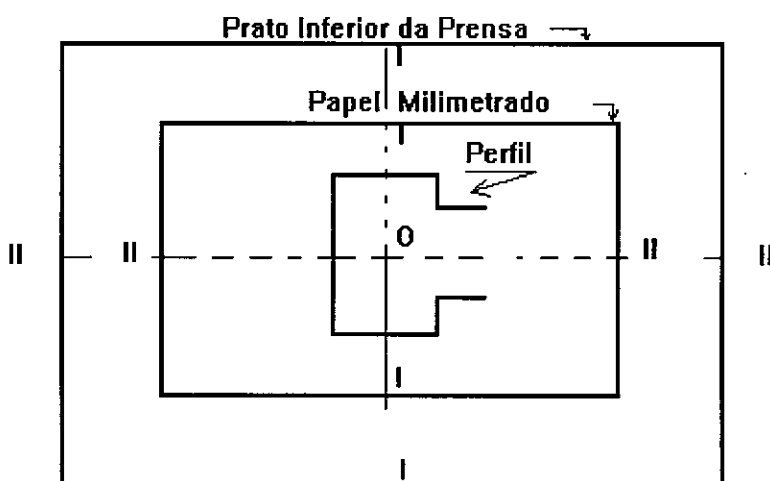


Figura 4.3 - Exemplo de decalque da Seção-1 do corpo de prova CPI-6 utilizado para centragem no prato inferior da prensa.



a)



b)

Figura 4.4- Ilustração do procedimento utilizado para a centragem dos dos corpos de prova na prensa; a) Esquema do prato inferior da prensa;

b) posicionamento do decalque para centragem dos corpos de prova.

4.5 - Preparo dos Corpos de Prova

Ensaio realizados por Batista [26] mostraram que as condições de acabamento das seções transversais de extremidade dos corpos de prova de colunas curtas, exercem um papel importante sobre o valor da carga de colapso, podendo causar tanto uma maior dispersão dos resultados, como também uma certa redução de seu valor. Para eliminar

este fator desfavorável, após a fabricação dos perfis, foi necessário melhorar as condições de acabamento das seções de extremidade de todos os perfis. Isto foi feito através de usinagem por meio de uma mandriladeira. O acabamento consistiu em diversos passes nas extremidades do perfil, de tal modo que a seção transversal ficasse plana e ortogonal ao eixo longitudinal do perfil.

4.6-Execução dos Ensaios

Os ensaios do presente trabalho foram realizados no Laboratório de Estruturas da COPPE, Universidade Federal do Rio de Janeiro, utilizando-se uma prensa universal AMSLER, com capacidade para 100 tf (9820 kN). Os ensaios foram realizados com carga centrada.

O ensaio de colunas curtas tem como finalidade, determinar a carga de colapso, para o caso de carregamento de compressão centrada. Para garantir esta condição, adotou-se o procedimento que a seguir será descrito, denominado em [38] de “centragem geométrica”. O prato inferior da prensa é bloqueado quanto aos movimentos de rotação, tendo como única possibilidade de movimento a translação no sentido vertical. O prato superior da máquina de ensaios possui uma rótula esférica, permitindo pequenas rotações. As escalas de forças utilizadas foram as seguintes, conforme indicado na tabela 4.1:

Tabela 4.1- Escala de forças utilizadas nos ensaios

Corpo de Prova	Escala de Forças
CP1-1 a CP1-6	50tf
CP2-1 a CP2-6	50tf
CP3-1 a CP3-7	50tf
CP4-1	50tf
CP4-2 a CP4-6	100tf
CP5-1 a CP5-6	100 tf

A velocidade máxima de carregamento inicialmente prevista era de 4 MPa/s. A tabela 4.2 mostra as velocidades previstas para cada tipo de perfil em tf/5s. O valor finalmente adotado para todos os ensaios foi de 1,5 tf/5s.

Tabela 4.2-Velocidade máxima de carregamento prevista

C.PROVA	CP1	CP2	CP3	CP4	CP5
Velocidade (tf/5s)	1,9	1,4	1,0	3,5	4,1

A centragem dos corpos de prova conta com as seguintes etapas, e seguiu procedimento anteriormente adotado por Sarmanho [39].

- a)-decalcar a seção-1 do perfil em papel milimetrado;
- b)-calcular o centro de gravidade da seção-1 do perfil ;
- c)-marcar o centro de gravidade do perfil no decalque;
- d)-desenhar um sistema de eixos ortogonais com origem no C.G do perfil (I-O-II) conforme mostrado na Fig 4.4;
- f)-fixar o papel milimetrado no prato inferior da prensa, de modo que os eixos I-O-II desta, e I-O-II do perfil (seção-1) coincidam;
- g)-colocar o corpo de prova sobre o papel milimetrado, de modo que a seção-1 coincida exatamente com o decalque correspondente à mesma.

Após a centragem do corpo de prova na prensa de acordo com este procedimento, o passo seguinte foi o carregamento do corpo de prova até atingir sua carga de colapso. A tabela 4.3 apresenta os resultados calculados da posição do centro de gravidade para os vários corpos de prova, segundo suas dimensões nominais e segundo as dimensões medidas das seções transversais. As coordenadas X_{cg} e Y_{cg} estão referidas aos eixos vertical e horizontal que passam pelo ponto de interseção das placas da alma b_1 e do flange inferior b_2 (ponto 4 mostrado na figura 4.3 no item anterior).

Tabela 4.3-Coordenadas do centro de gravidade dos corpos de prova, X_{cg} e Y_{cg} , de acordo com as dimensões nominais e medidas, das seções transversais.

C. de Prova	Coordenadas Reais do CG		Coordenadas Previstas do CG	
	X_{cg} mm	Y_{cg} mm	X_{cg} mm	Y_{cg} mm
CP1-1	36,5	74,9	34,7	73,9
CP1-2	37,1	72,2	34,7	73,9
CP1-3	36,6	74,4	34,7	73,9
CP1-4	37,1	73,9	34,7	73,9
CP1-5	36,6	75,2	34,7	73,9
CP1-6	36,6	73,6	34,7	73,9
CP2-1	32,2	63,2	30,5	62,5
CP2-2	32,6	62,8	30,5	62,5
CP2-3	32,3	63,5	30,5	62,5
CP2-4	32,4	63,7	30,5	62,5
CP2-5	32,5	63,1	30,5	62,5
CP2-6	32,5	63,3	30,5	62,5
CP3-1	24,8	50,2	23,2	49,0
CP3-2	24,9	50,3	23,2	49,0
CP3-3	24,9	49,7	23,2	49,0
CP3-4	24,9	50,3	23,2	49,0
CP3-5	25,0	49,9	23,2	49,0
CP3-6	25,0	49,5	23,2	49,0
CP3-7	24,9	50,3	23,2	49,0
CP4-1	40,7	125,9	38,9	123,5
CP4-2	41,3	124,6	38,9	123,5
CP4-3	40,8	124,9	38,9	123,5
CP4-4	41,5	124,1	38,9	123,5
CP4-5	40,7	125,9	38,9	123,5
CP4-6	41,1	125,0	38,9	123,5
CP5-1	41,9	150,1	41,0	148,5
CP5-2	42,8	148,9	41,0	148,5
CP5-3	42,6	149,9	41,0	148,5
CP5-4	43,2	149,5	41,0	148,5
CP5-5	43,6	149,9	41,0	148,5
CP5-6	42,7	150,0	41,0	148,5

O procedimento adotado para o carregamento dos corpos de prova: uma vez centrado o corpo de prova na prensa, procedeu-se à aproximação do prato superior da prensa,

lentamente, até que se observou estar este completamente apoiado sobre a seção-2 (seção superior do perfil). A partir deste momento, inicia-se o carregamento de acordo com a velocidade de carregamento prevista (1,5 tf/5s); quando se observou a aproximação do colapso, caracterizado pela diminuição da velocidade do ponteiro do dinamômetro da máquina, reduziu-se o fluxo de óleo, de modo que a passagem pela carga máxima(carga de colapso) fosse bem suave. Os valores de carga foram medidos com o auxílio do dinamômetro da prensa, através de leitura visual. A sensibilidade de leitura para as escalas de 100 e 50tf é de 100 kgf e 50 kgf respectivamente.

Durante a execução do carregamento, procedeu-se a uma observação visual, com a finalidade de se detectar a presença de deformações que indicassem a ocorrência de flambagem local ou de flambagem distorcional. Após atingir a carga de colapso, manteve-se o carregamento com o objetivo de acentuar o mecanismo de colapso. A seguir, procedeu-se à inspeção visual do mecanismo de colapso conforme será mostrado adiante nas figuras 4.5 a), b) e c) e fotos nas figuras 4.6 a 4.9, buscando-se caracterizar o tipo de colapso (flambagem local ou distorcional caso ocorresse), sua geometria bem como sua posição em relação à Seção-2 (superior).

Não se observou a ocorrência, em nenhum corpo de prova, de flambagem distorcional, o que está de acordo com a previsão teórica, uma vez que as seções foram determinadas de tal modo que a carga crítica de flambagem distorcional fosse sempre maior do que a carga crítica de flambagem local.

4.7 - Previsão da Carga Última Teórica N_{uth}

A determinação da carga última teórica dos perfis foi feita utilizando-se os Método das Larguras Efetivas (M.L.E.) e o Método das Áreas Efetivas (M.A.E.). O primeiro corresponde à metodologia prescrita na norma do AISI [14] e o segundo segue proposta de Batista [26].

O cálculo da carga última segundo o método das larguras efetivas (M.L.E.) segue a seguinte sequência:

-calcula-se as larguras dos trechos planos das paredes b'_i , descontados os cantos arredondados;

-calcula-se os índices de esbeltez relativos das placas

$$\lambda_{pi} = (1,052/\sqrt{K}) (b_i/t) \sqrt{F_y/E} \quad (4.1)$$

sendo K o coeficiente de flambagem local de placa (K=4,0 ou 0,43)

-calcula-se a largura efetiva das placas

$$b_{ei} = 1/\lambda_{pi}(1-0,218/\lambda_{pi}) b'_i \quad (4.2)$$

-calcula-se a área efetiva da seção transversal:

$$A_e = t \sum b_{ei} + A_c \quad (4.3)$$

onde A_c é a área total dos cantos arredondados;

-calcula-se a carga última teórica

$$N_{u_{th}} = A_e F_y = Q A F_y \quad (4.4)$$

onde Q é o coeficiente de redução de resistência, $Q = A_e/A$, e A é a área da seção transversal completa.

A determinação da carga crítica segundo o Método da Área Efetiva segue a seguinte sequência:

-calcula-se a tensão crítica de flambagem local da seção transversal completa, σ_{cr} através da expressão

$$\sigma_{cr} = K \pi^2 E / 12 (1-\nu^2) (t/b)^2$$

sendo K é o coeficiente de flambagem local da seção transversal completa obtido da figura 3.12 em função de b_2/b_1

-calcula-se a esbelteza relativa da seção transversal

$$\lambda_p = \sqrt{F_y/\sigma_{cr}} = (1,05/\sqrt{K}) (b_1/t) \sqrt{F_y/E} \quad (4.5)$$

sendo K o coeficiente de flambagem local definido na alínea anterior

-calcula-se o coeficiente de redução da resistência, Q

$$Q = 1/\lambda_p (1 - 0,22/\lambda_p) \quad (4.6)$$

$$\text{-calcula-se a carga última teórica } N_{uth} = Q A F_y \quad (4.7)$$

Os valores da carga última teórica obtidas estão indicadas na tabela 4.12 a seguir.

Tabela 4.12- Carga última teórica N_{uth} para as colunas curtas testadas.

M.L.E.- Método das Larguras Efetivas [14];

M.A.E.- Método das Áreas Efetivas [26]

Corpo de Prova	Carga Última Teórica N_{uth}		
	M.L.E.	M.A.E.	$r=t/2$
	kN	kN	mm
CP1	236,47	178,76	1,05
CP2	207,23	168,97	1,05
CP3			

4.8- Valores Experimentais de Carga Última, N_{uexp}

A tabela 4.13 a seguir apresenta os valores experimentais de carga última, obtidos durante os ensaios de compressão dos corpos de prova de colunas curtas.

Tabela 4.13 - Valores de carga última experimental N_{uexp} , teórica N_{uth} e de carga plástica

da seção N_y .

*- resultado perdido.

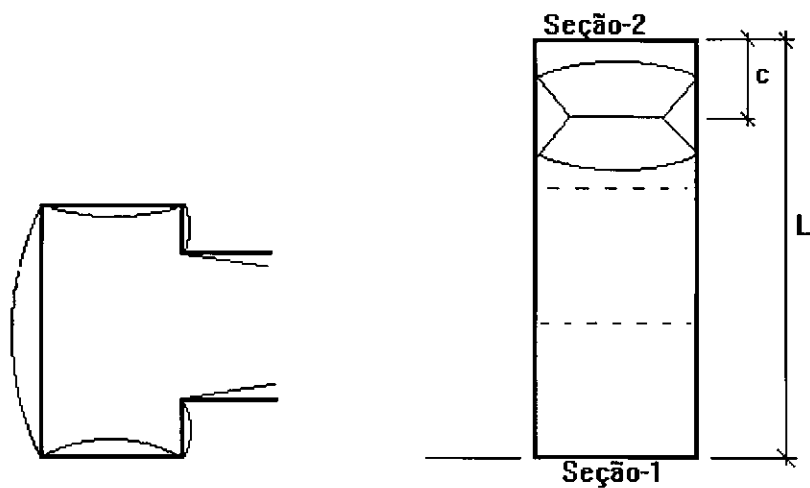
C. PROVA	N_{uexp} kN	$N_{uth}(kN)$	$N_{uth}(kN)$	$N_y=A.F_y$ kN
		M.L.E.	M.A.E.	
CP1-1	205,2	236,47	178,76	284,88
CP1-2	211,1	236,47	178,76	284,88
CP1-3	207,2	236,47	178,76	284,88
CP1-4	209,2	236,47	178,76	284,88
CP1-5	196,4	236,47	178,76	284,88
CP1-6	*	236,47	178,76	284,88
CP2-1	199,3	207,23	168,97	241,88
CP2-2	207,2	207,23	168,97	241,88
CP2-3	201,3	207,23	168,97	241,88
CP2-4	198,4	207,23	168,97	241,88
CP2-5	212,1	207,23	168,97	241,88
CP2-6	201,3	207,23	168,97	241,88
CP3-1	195,4	166,82	155,54	182,50
CP3-2	195,4	166,82	155,54	182,50
CP3-3	192,5	166,82	155,54	182,50
CP3-4	198,4	166,82	155,54	182,5
CP3-5	197,4	166,82	155,54	182,50
CP3-6	196,4	166,82	155,54	182,50
CP3-7	198,4	166,82	155,54	182,50
CP4-1	415,4	431,12	330,12	551,52
CP4-2	406,5	431,12	330,12	551,52
CP4-3	392,8	431,12	330,12	551,52
CP4-4	399,7	431,12	330,12	551,52
CP4-5	390,8	431,12	330,12	551,52
CP4-6	404,6	431,12	330,12	551,52
CP5-1	458,6	478,35	326,16	636,89
CP5-2	443,9	478,35	326,16	636,89
CP5-3	417,4	478,35	326,16	636,89
CP5-4	445,8	478,35	326,16	636,89
CP5-5	458,6	478,35	326,16	636,89
CP5-6	439,0	478,35	326,16	636,89

4.9- Mecanismos de Colapso

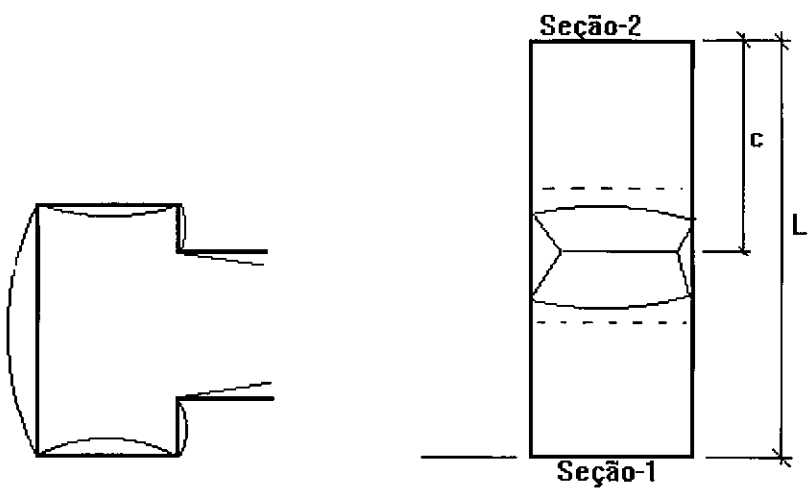
Com o objetivo de classificar os mecanismos de colapso dos corpos de prova ensaiados, procedeu-se a observações visuais e medidas com régua milimetrada determinando-se, para cada corpo de prova, a relação c/L onde c é a distância da seção de extremidade superior do corpo de prova, Seção-2, até a seção transversal do corpo de prova onde se verifica a ocorrência de deslocamentos máximos da placa da alma devido à flambagem local. Os resultados estão mostrados na tabela 4.14 e na figura 4.5.

Tabela 4.14-Classificação dos mecanismos

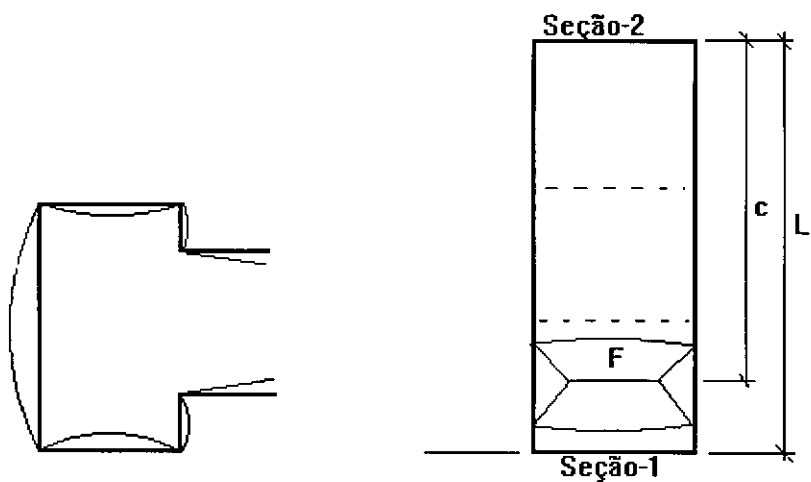
Tipo de Mecanismo	Corpo de Prova	c/L
I	CP1-2	0,20
I	CP2-4	0,15
I	CP3-6	0,20
I	CP5-3	0,11
II	CP1-5	0,54
II	CP5-6	0,56
III	CP2-1	0,84
III	CP4-5	0,83
IV	CP3-1	0,33
IV	CP3-2	0,31
V	CP1-3	0,49
V	CP1-4	0,52
V	CP1-6	0,49
V	CP2-2	0,50
V	CP2-5	0,47
V	CP3-7	0,55
V	CP2-6	0,54
V	CP4-2	0,47
V	CP4-3	0,50
V	CP4-4	0,45
V	CP4-6	0,47
V	CP5-2	0,57
V	CP5-4	0,56
V	CP5-5	0,50
VI	CP1-1	0,77
VI	CP3-3	0,63
VI	CP3-5	0,66
VI	CP4-1	0,62
VI	CP5-1	0,81
VII	CP3-4	0,24
		0,37



MECANISMO TIPO-I

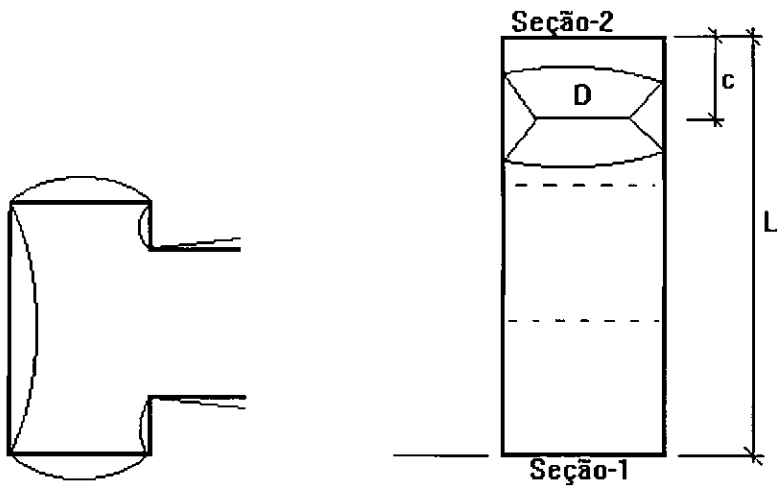


MECANISMO TIPO- II

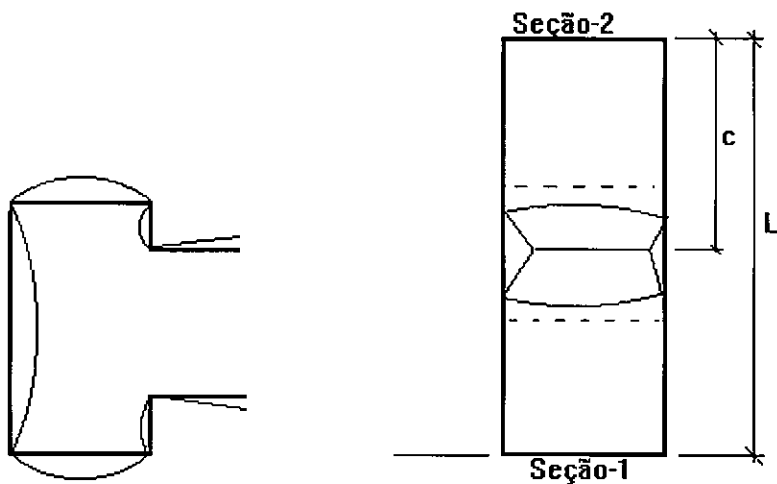


MECANISMO TIPO- III

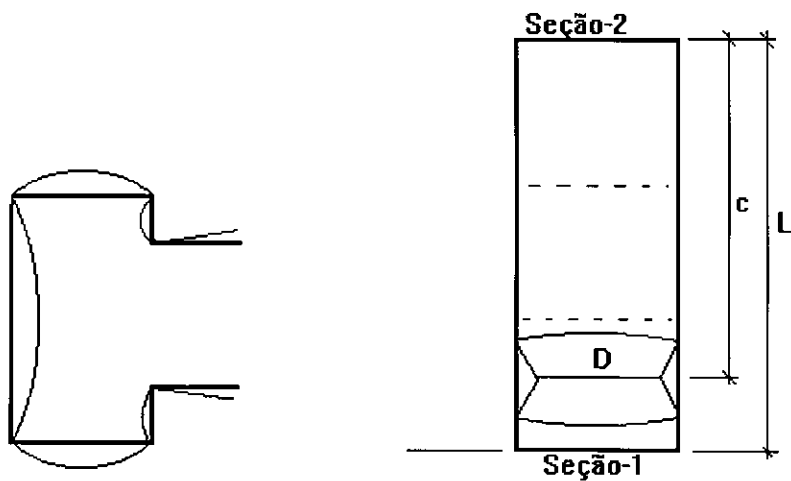
Figura 4.5-Tipos de Mecanismos



MECANISMO TIPO- IV



MECANISMO TIPO- V



MECANISMO TIPO-VI

Figura 4.5- Tipos de Mecanismos (cont.)

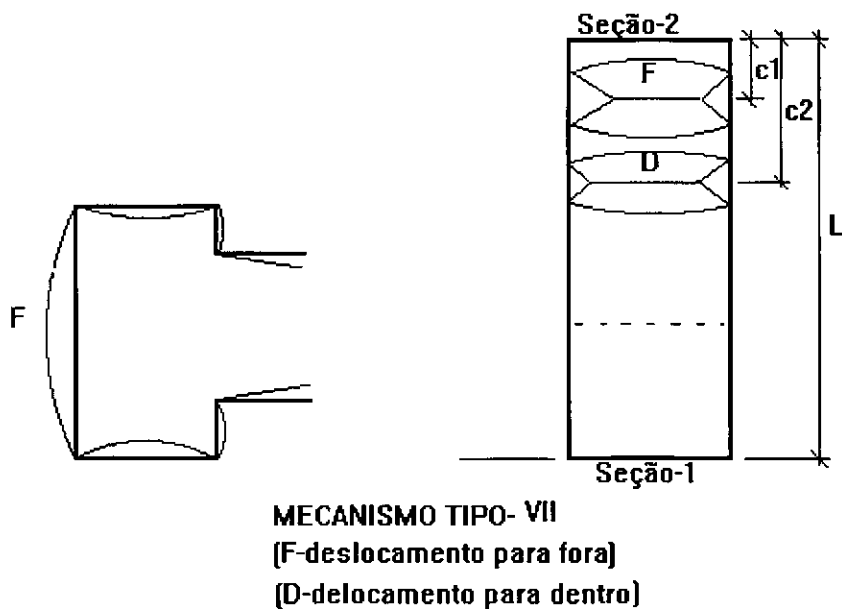


Figura-4.5 Tipos de Mecanismos (cont.)

Apresenta-se a seguir, nas figuras 4.6 a 4.9, fotos de alguns desses corpos de prova, tomados como ilustração desses mecanismos.

Na figura 4.6 estão mostrados os corpos de prova CP1-2 e CP1-5 da série CP1, cujos mecanismos são do tipo I e II respectivamente, de acordo com a tabela 4.14. Na figura 4.7 mostra-se uma outra vista do corpo de prova CP1-2 ao lado dos corpos de prova CP2-5 e CP3-7, sendo o mecanismo de colapso para os dois últimos do tipo V e II, respectivamente. Na figura 4.8 a) e b) mostra-se os corpos de prova CP3-7 e CP3-6, sendo que o último apresenta mecanismo do tipo I, destacando-se na figura 4.8 b) a acentuada deformação dos enrijecedores (placa b_4) para ambos os corpos de prova. Na figura 4.9 mostra-se os CP5-4 e CP5-6 ambos compon

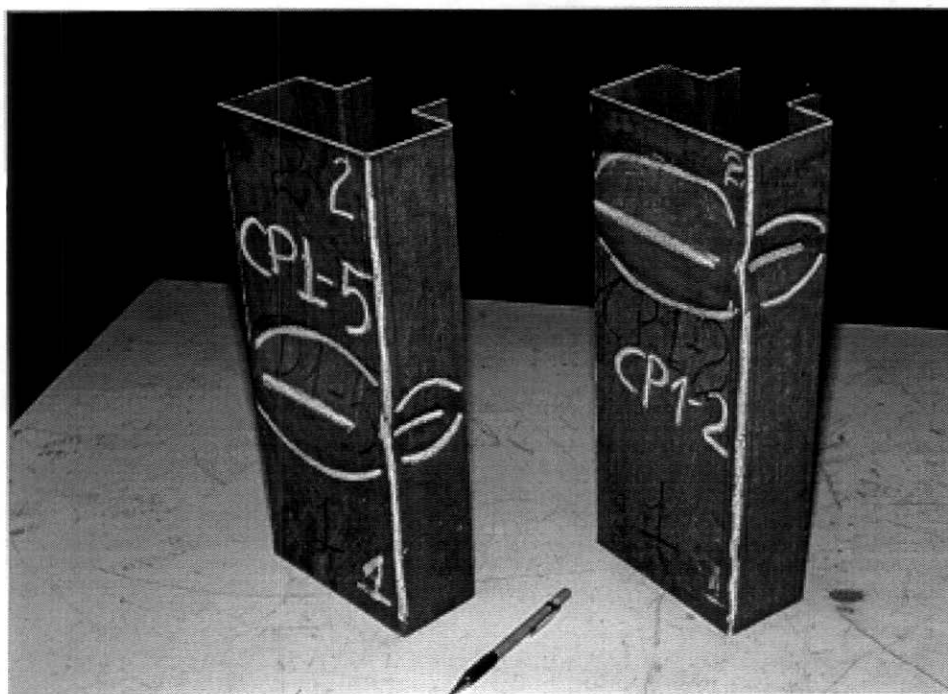


Figura 4.6- Modos de colapso identificados nos ensaios de compressão centrada de colunas curtas de seção esbelta tipo rack. CP1-2 e CP1-5, (Série CP1)

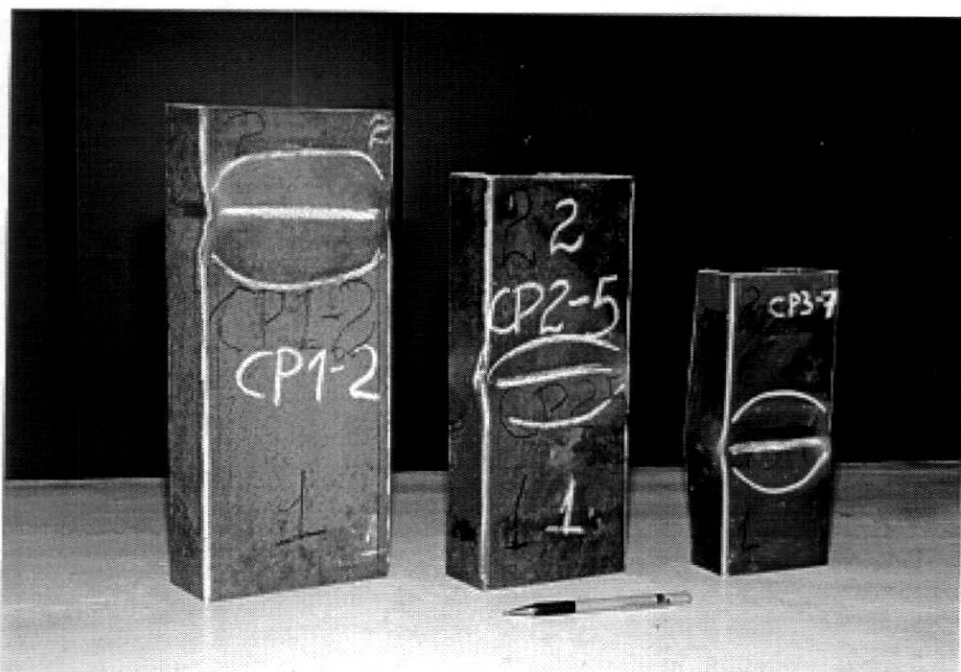


Figura 4.7 - Modos de colapso identificados nos ensaios de compressão centrada de colunas curtas, de s

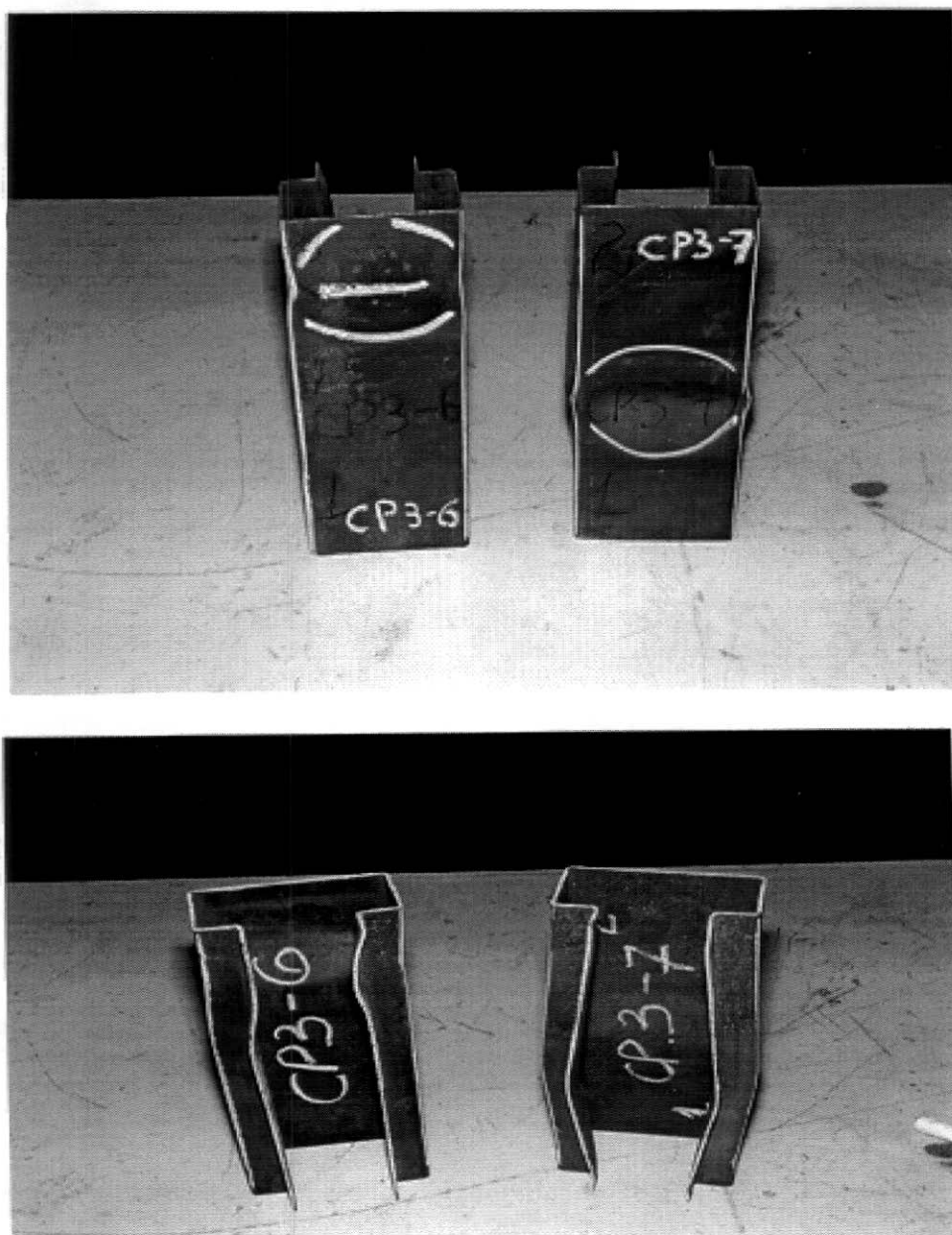


FIGURA 4.8 - Modos de flambagem identificados nos ensaios de compressão centrada de colunas curtas de seção esbelta tipo rack. CP3-6 e CP3-7 (Série CP3)
a) Vista frontal mostrando o mecanismo da alma;



Figura 4.9- Modos de colapso identificados nos ensaios de compressão centrada de colunas curtas de seção esbelta tipo rack. CP5-4 e CP5-6 (Série CP5)

CAPÍTULO 5

ANÁLISE DOS RESULTADOS E CONCLUSÕES

5.1-Introdução

Neste capítulo apresenta-se a análise estatística dos resultados experimentais obtidos nos ensaios de colunas curtas com seção transversal tipo rack, conforme visto no item 4.8. Isto é feito através do estudo estatístico da relação entre a carga última experimental N_{uexp} e a carga última teórica N_{uth} , (N_{uexp}/N_{uth}), sendo os valores de N_{uth} calculados utilizando-se a formulação original de Winter (Método das Larguras Efetivas) conforme apresentado na tabela 5.1, e o Método das Áreas Efetivas de acordo com a referência [26] na tabela 5.2. A seguir apresenta-se na tabela 5.3 um ajuste dos resultados encontrados para a relação N_{uexp}/N_{uth} , obtida em função da análise dos dados constantes na tabela 5.2. Finalmente são apresentadas as conclusões desta pesquisa.

5.2- Resultados Estatísticos da Relação N_{uexp}/N_{uth}

Na tabela 5.1 estão mostrados os resultados da análise estatística da relação N_{uexp}/N_{uth} onde os valores da carga N_{uth} foram obtidos do item 4.7, utilizando-se a formulação original de Winter. Uma análise dos dados contidos na coluna N_{uexp}/N_{uth} mostram que esta relação é inferior à unidade para os corpos de prova das séries CP1, CP4 e CP5, indicando estar contra a segurança. Para a série CP2, dos seis corpos de prova ensaiados, quatro apresentaram valores ligeiramente inferiores a unidade enquanto que os outros dois apresentaram valores em torno da unidade. A série CP3 apresentou todos os valores desta relação superiores a unidade.

A referida tabela apresenta ainda os valores estatísticos que caracterizam o comportamento do conjunto de corpos de prova ensaiados (N) que são a média m , o desvio padrão s , e o valor característico ($m-1,64s$) conforme referência [40], iguais a 0,99, 0,11 e 0,80 respectivamente. O valor característico está definido em função de um

quantil de 5 %, correspondendo portanto a uma garantia de 95 % de resultados a favor da segurança.

Na tabela 5.2 estão mostrados os resultados da análise estatística, com procedimento análogo ao do caso anterior, diferindo apenas pelo fato de que os valores das cargas últimas teóricas N_{uth} foram calculados com base na proposta apresentada e discutida na referência [26] sendo igualmente determinado no item 4.7. O exame dos dados contidos na última coluna que dá a relação N_{uexp}/N_{uth} , mostra que os corpos de prova de todas as séries (CP1 a CP5), apresentaram valores para esta relação superior a unidade. A média obtida para o conjunto dos 30 corpos de prova ensaiados, o desvio padrão e o valor característico ($m-1,64s$) são iguais a 1,24, 0,07 e 1,13 respectivamente.

Da análise dos dados da tabela 5.2, a qual foi obtida calculando-se os valores das cargas últimas teóricas segundo o Método das Áreas Efetivas, observa-se que o valor característico da relação N_{uexp}/N_{uth} , ($m-1,64s$) conforme preconizado na referência [40], é superior a 1,0. Em função disto apresenta-se adiante na tabela 5.3, um ajuste dos resultados incluídos na tabela 5.2 com base no mesmo método adotado nesta tabela com objetivo de se obter um valor característico para a a relação N_{uexp}/N_{uth} mais próximo de 1,0.

A tabela 5.3 apresenta os mesmos dados básicos, como os que são apresentados para o caso anterior, com a diferença que neste caso a carga última teórica N_{uth} foi calculada adotando-se o coeficiente de imperfeição da fórmula de Winter igual a 0,14 e não 0,22, constituindo assim uma proposta de curva de dimensionamento para o cálculo da carga última teórica de colunas curtas com seção tipo rack. O valor característico 0,14 foi calibrado de modo a se garantir, para o conjunto de resultados experimentais, um valor característico muito próximo à unidade.

Análise dos dados constantes na referida tabela mostra que os resultados estatísticos da média, do desvio padrão e do valor característico obtidos para a relação N_{uexp}/N_{uth} são iguais a 1,15, 0,08 e 1,02 respectivamente. Da observação desta tabela, constata-se que todos os corpos de prova ensaiados, identificados pelas séries CP1, CP2, CP3, CP4 e

CP5, apresentaram valores da relação N_{uexp}/N_{uth} superiores à unidade, notando-se ainda que o valor característico desta relação (m-1,64s) é aproximadamente igual a 1,0. Nas figuras 5.1, 5.2 e 5.3 estão mostrados os resultados da análise estatística da relação N_{uexp}/N_{uth} segundo apresentado nas Tabelas 5.1, 5.2 e 5.3, respectivamente.

5.3- Proposta da Curva para Dimensionamento de Colunas Curtas Tipo Rack.

A figura 5.4 mostra a curva de flambagem $N-\lambda_p$ para dimensionamento de colunas curtas objeto deste estudo, cuja expressão analítica é dada pelas seguintes expressões:

$$\text{para } \lambda \leq 0,832 \quad N=1 \quad (5.1)$$

$$\lambda_p > 0,832 \quad N=1/\lambda_p(1-0,14/\lambda_p) \quad (5.2)$$

$$\lambda_p = 1,052/\sqrt{K} (b_1/t) \sqrt{F_y/E} \quad (5.2a)$$

onde K é o coeficiente de flambagem local da seção transversal completa, conforme apresentado na figura 3.12, respeitadas as dimensões da seção transversal para as quais aqueles resultados são válidos, e $N = N_{uth}/N_y$.

Tabela 5.1 - Análise estatística da relação N_{uexp}/N_{uth} com carga última teórica calculada segundo o Método das Larguras Efetivas de Winter

C.PROVA	λ_p	Nuth	Nuexp	Ny	Nuth/Ny	Nuexp/Ny	Nuexp/Nut
CP1-1	1,33	236,47	205,20	284,88	0,83	0,72	0,87
CP1-2	1,33	236,47	211,10	284,88	0,83	0,74	0,89
CP1-3	1,33	236,47	207,20	284,88	0,83	0,73	0,88
CP1-4	1,33	236,47	209,20	284,88	0,83	0,73	0,88
CP1-5	1,33	236,47	196,40	284,88	0,83	0,69	0,83
CP2-1	1,16	207,23	199,30	241,88	0,86	0,82	0,96
CP2-2	1,16	207,23	207,20	241,88	0,86	0,86	1,00
CP2-3	1,16	207,23	201,30	241,88	0,86	0,83	0,97
CP2-4	1,16	207,23	198,40	241,88	0,86	0,82	0,96
CP2-5	1,16	207,23	212,10	241,88	0,86	0,88	1,02
CP2-6	1,16	207,23	201,30	241,88	0,86	0,83	0,97
CP3-1	0,88	166,28	195,40	182,50	0,91	1,07	1,18
CP3-2	0,88	166,28	195,40	182,50	0,91	1,07	1,18
CP3-3	0,88	166,28	192,50	182,50	0,91	1,05	1,16
CP3-4	0,88	166,28	198,40	182,50	0,91	1,09	1,19
CP3-5	0,88	166,28	197,40	182,50	0,91	1,08	1,19
CP3-6	0,88	166,28	196,40	182,50	0,91	1,08	1,18
CP3-7	0,88	166,28	198,40	182,50	0,91	1,09	1,19
CP4-1	1,41	431,12	415,40	551,52	0,78	0,75	0,96
CP4-2	1,41	431,12	406,50	551,52	0,78	0,74	0,94
CP4-3	1,41	431,12	392,80	551,52	0,78	0,71	0,91
CP4-4	1,41	431,12	399,70	551,52	0,78	0,72	0,93
CP4-5	1,41	431,12	390,80	551,52	0,78	0,71	0,91
CP4-6	1,41	431,12	404,60	551,52	0,78	0,73	0,94
CP5-1	1,70	478,35	458,60	636,89	0,75	0,72	0,96
CP5-2	1,70	478,35	443,90	636,89	0,75	0,70	0,93
CP5-3	1,70	478,35	417,40	636,89	0,75	0,66	0,87
CP5-4	1,70	478,35	445,80	636,89	0,75	0,70	0,93
CP5-5	1,70	478,35	458,60	636,89	0,75	0,72	0,96
CP5-6	1,70	478,35	439,00	636,89	0,75	0,69	0,92
						m=	0,99
						s=	0,11
						s/m=	0,11
						m-1,64s	0,80

Tabela 5.3-Ajuste da curva de dimensionamento para colunas curtas, perfil tipo rack, em função dos resultados experimentais.

C. PROVA	λ_p	Nuth	Nuexp	Ny=Afy	Nuth/Ny	Nuexp/Ny	Nuexp/Nu
CP1-1	1,33	191,65	205,20	284,88	0,67	0,72	1,07
CP1-2	1,33	191,65	211,10	284,88	0,67	0,74	1,10
CP1-3	1,33	191,65	207,20	284,88	0,67	0,73	1,08
CP1-4	1,33	191,65	209,20	284,88	0,67	0,73	1,09
CP1-5	1,33	191,65	196,40	284,88	0,67	0,69	1,02
CP2-1	1,16	183,35	199,30	241,88	0,76	0,82	1,09
CP2-2	1,16	183,35	207,20	241,88	0,76	0,86	1,13
CP2-3	1,16	183,35	201,30	241,88	0,76	0,83	1,10
CP2-4	1,16	183,35	198,40	241,88	0,76	0,82	1,08
CP2-5	1,16	183,35	212,10	241,88	0,76	0,88	1,16
CP2-6	1,16	183,35	201,30	241,88	0,76	0,83	1,10
CP3-1	0,88	174,39	195,40	182,50	0,96	1,07	1,12
CP3-2	0,88	174,39	195,40	182,50	0,96	1,07	1,12
CP3-3	0,88	174,39	192,50	182,50	0,96	1,05	1,10
CP3-4	0,88	174,39	198,40	182,50	0,96	1,09	1,14
CP3-5	0,88	174,39	197,40	182,50	0,96	1,08	1,13
CP3-6	0,88	174,39	196,40	182,50	0,96	1,08	1,13
CP3-7	0,88	174,39	198,40	182,50	0,96	1,09	1,14
CP4-1	1,41	352,31	415,40	551,52	0,64	0,75	1,18
CP4-2	1,41	352,31	406,50	551,52	0,64	0,74	1,15
CP4-3	1,41	352,31	392,80	551,52	0,64	0,71	1,11
CP4-4	1,41	352,31	399,70	551,52	0,64	0,72	1,13
CP4-5	1,41	352,31	390,80	551,52	0,64	0,71	1,11
CP4-6	1,41	352,31	404,60	551,52	0,64	0,73	1,15
CP5-1	1,70	343,79	458,60	636,89	0,54	0,72	1,33
CP5-2	1,70	343,79	443,90	636,89	0,54	0,70	1,29
CP5-3	1,70	343,79	417,40	636,89	0,54	0,66	1,21
CP5-4	1,70	343,79	445,80	636,89	0,54	0,70	1,30
CP5-5	1,70	343,79	458,60	636,89	0,54	0,72	1,33
CP5-6	1,70	343,79	439,00	636,89	0,54	0,69	1,28
	$Q=1/\lambda_p(1-0,14/\lambda_p)$					m=	1,15
						s=	0,08
						s/m=	0,07
						m-1,64s=	1,02

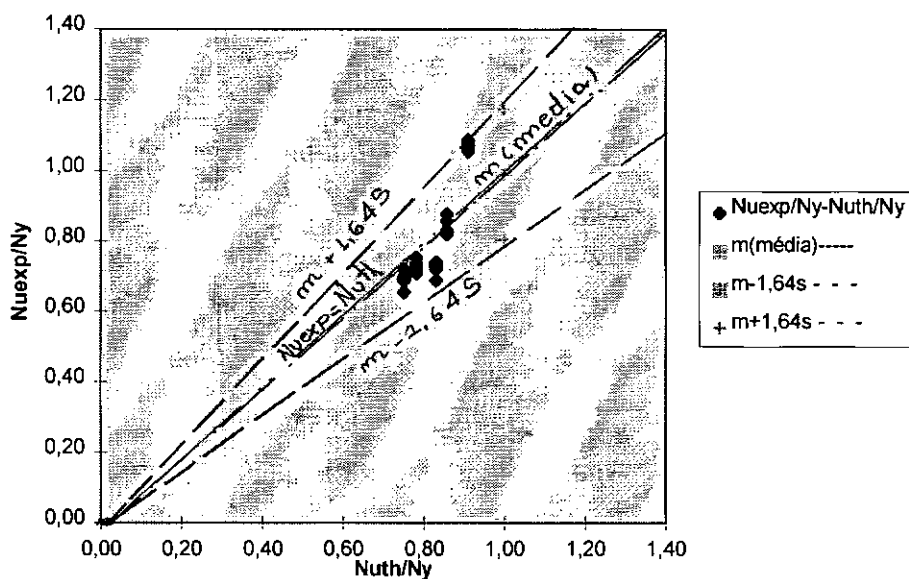


Figura 5.1- Comparação entre resultados experimentais e teóricos.

Resistência Teórica N_{uth} segundo a formulação original de Winter
(Método as Larguras Efetivas).

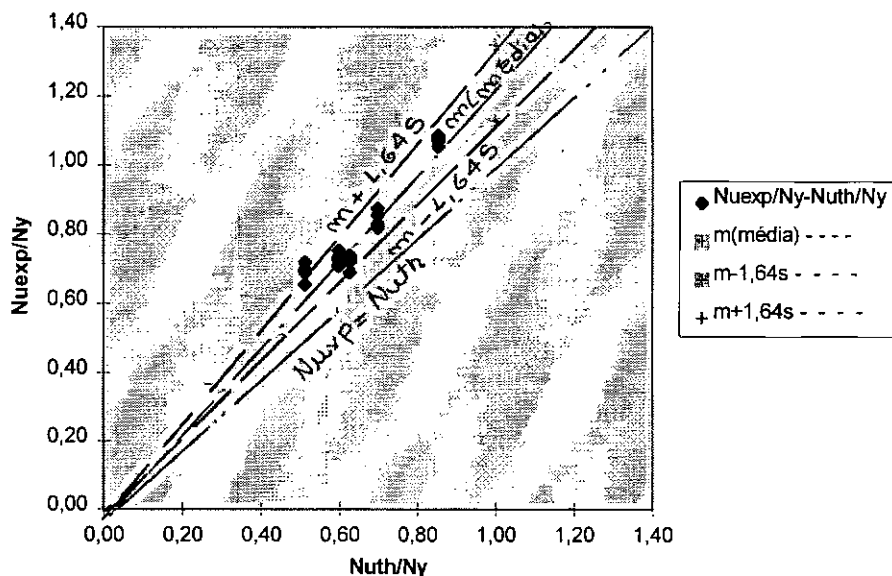


Figura 5.2- - Comparação entre resultados experimentais e teóricos.

Resistência Teórica N_{uth} segundo o Método das Áreas Efetivas [26].

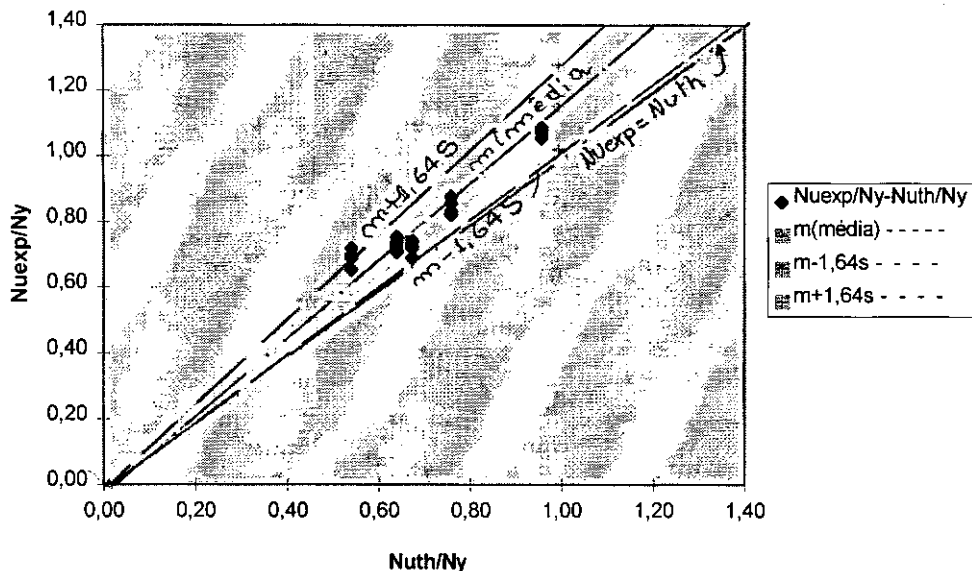


Figura 5.3- Comparação dos resultados experimentais e teóricos.

Resistência N_{uth} segundo as equações 5.1 e 5.2.

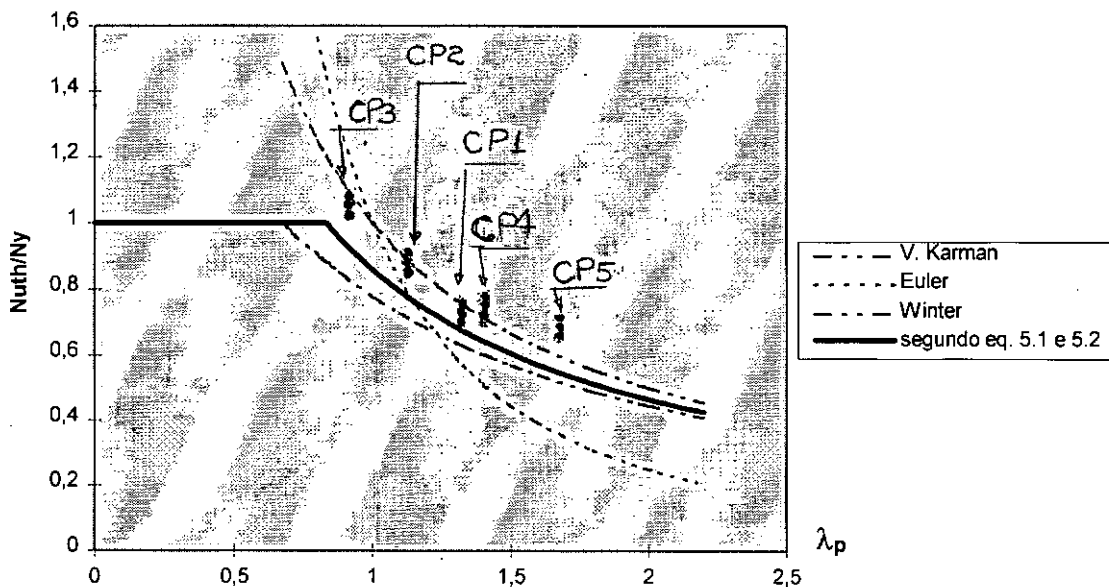


Figura 5.4- Comparação entre os resultados experimentais e a curva de dimensionamento proposta neste trabalho.

5.4- Conclusões

Analisou-se neste trabalho o comportamento de colunas curtas com seção transversal esbelta tipo rack, submetidas a carga de compressão centrada. A campanha experimental envolveu o ensaio de 30 corpos de prova em laboratório.

Em função dos dados apresentados e analisados ao longo deste trabalho, tanto teóricos quanto experimentais, apresenta-se a seguir as principais conclusões a que se chegou com o desenvolvimento desta pesquisa, destacando-se como sendo de extrema importância para a apresentação deste item as informações obtidas nos itens 3.6 e 3.7 relativos à flambagem distorcional e itens 4.7 e 4.8 que dizem respeito à previsão de cargas últimas teóricas N_{uth} e cargas últimas experimentais N_{uexp} , e finalmente os dados contidos nos itens 5.2 e 5.3, que tratam da análise estatística dos resultados teóricos e experimentais obtidos para o conjunto dos ensaios de laboratório realizados.

A partir dos resultados obtidos destaca-se os seguintes pontos:

1-Analisou-se a aplicação de dois métodos de previsão de cargas últimas teóricas N_{uth} , quais sejam, o tradicional Método das Larguras Efetivas devido a Winter, preconizado pelo AISI [14] e o Método das Áreas Efetivas proposto na referência [26]. Os resultados obtidos através do Método das Larguras Efetivas (Fig. 5.1) apresentaram valor característico de 0,80 enquanto para os resultados obtidos através do Método das Áreas Efetivas obteve-se um valor característico igual a 1,13. Verifica-se portanto que o segundo método tende a aprimorar os resultados teóricos, conduzindo a resultados a favor da segurança. O cálculo baseado nas prescrições da norma AISI conduziu a resultados contra a segurança se considerar-se os valores característicos. Para os valores médios as prescrições do AISI resultaram de acordo com os resultados experimentais.

2 - A curva de dimensionamento proposta nesta pesquisa, apresentou todos os resultados da relação N_{uexp}/N_{uth} superiores a unidade, tendo sido calibrada a partir da equação de Winter, de modo a se obter um valor característico próximo à unidade. Verificou-se portanto que a adoção do Método das Áreas Efetivas, combinado com um coeficiente de imperfeição igual a 0,14 para a curva de Winter, conduziu à curva de dimensionamento proposta nas equações 5.1 e 5.2. Tais resultados foram verificados para o conjunto de resultados experimentais obtidos, restando ainda novas verificações a serem desenvolvidas incorporando-se resultados experimentais de outros autores.

3- A determinação teórica das cargas críticas de flambagem distorcional para os perfis estudados neste trabalho, com a utilização da formulação de Lau e Hancock [8] em geral não apresentou boa concordância com resultados computacionais obtidos através da referência [28]. Essas divergências de resultados teóricos se deve às simplificações adotadas no método de Lau e Hancock, quando comparado com os valores obtidos através de cálculo computacional pelo método dos elementos de faixas finitas.

A continuidade da presente pesquisa deve ocorrer levando-se em consideração outros conjuntos de resultados experimentais para colunas curtas; a existência de furos nas paredes dos perfis; o estudo de colunas de esbeltez média, de modo a verificar a presença do modo distorcional; a influência das imperfeições geométricas e mecânicas (como por exemplo as tensões residuais), e a influência da aplicação de carga excêntrica na resistência desse tipo de coluna.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] - You, W.W, **Cold Formed Steel Structures**, McGraw Hill Book, Co.,1973.
- [2] - Pekoz, T., “Design of Cold-Formed Steel Racks”, *Thin Walled Structures* Edit. by J. Rhodes e A. C. Walker, 1979.
- [3] - AS 4084, “Standards Association for Australian Steel Storage Racking”, 1993.
- [4] - Przemieniecky, J. S., “Finite Element Structural Analysis of Local Instability”, *Journal of American Institute of Aeronautics and Astronautics*, Vol. 11, N^o1, 1973.
- [5] - Plank, R. J., Wittrich, W. H., “Buckling Under Combined Loading of Thin Flat -Walled Structures by a Complex Finite Strip Method”, *International Journal for Numerical Method in Engineering*, Vol. 8, N^o 2, 1974, pp 323-339.
- [6] - Key, P. W., Hancock, G. J., “Nonlinear Analysis of Cold-Formed Sections Using the Finite Strip Method”, *Ninth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures*, St. Louis, Missouri, U.S.A., November, 8-9, 1988.
- [7] - Lau, S. C.W., Hancock, G.J., “Buckling of Flat-Walled Structures by a Spline Strip Method”, *Thin-Walled Structures*, Vol. 4, N^o 4, 1986, pp 269-294.
- [8] - Lau, S. C. W., Hancock, G. J., “Distortional Buckling Formulas for Channel Columns”, *Journal of Structural Engineering*, ASCE Vol. 113, N^o 5, May, 1987, pp 1063-1078
- [9] - Lau, S. C. W., Hancock, G. J., “Distortional Buckling Tests of Cold-Formed Channel Sections”, *Ninth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures*, St. Louis, Missouri, U.S.A., November, 8-9, 1988, pp 45-73.

- [10] - Hancock, G. J., Kwon, Y. B., Bernard, E. S., “ Strength Design Curves for Thin-Walled Structures Undergoing Distortional Buckling”, Proceedings, International Workshop on Cold-Formed Steel Structures, Sydney, Australia, 15-17, February, 1993, pp 15-17.
- [11] - Polyzois, D., Sudharmal, “Cold-Formed Steel Z- Sections, under Axial Load”, Ninth International Specialty Conference on Cold- Formed Steel Structures, St. Louis, Missouri, U.S.A., November, 8-9, 1988, pp 115-127.
- [12] - Desmond, T.P., Pekoz, T., Winter, G., “Intermediate Stiffeners for Thin-Walled Members”, Journal of the Structural Division, ASCE, Vol. 107, N^o ST4, April, 1981, pp 627-648.
- [13] - Desmond. T.P., Pekoz, T., Winter, G., “Edge Stiffeners for Thin-Walled Members” Journal of the Structural Division, ASCE, Vol. 107, N^o ST2, February, 1981, pp 329-353.
- [14] - AISI- “Specification for the Design of Cold - Formed Steel Structural Members”, American and Iron Steel Institute Washington DC, January, 1991.
- [15] - Kwon, Y. B., Hancock, G. J., “Design of Channel against Distortional Buckling”, Eleventh International Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Missouri, U.S.A., November, 1992, pp 323-352.
- [16] - Eurocode 3, Cold -Formed Thin-Walled Gauge Members and Sheeting, CENT 250 SC3-PT IA, 1992.
- [17] - Buhagiar, D., Chapman, J. C., Dowling, P. J.,- “Design of C - Sections, Against Deformational Lip Buckling”, Eleventh International Specialty Conference on Cold-Formed steel Structures”, St. Louis, Missouri, U.S.A., 1992, pp 75-94.

- [18] - Serrette, R., Pekoz. T., "Local and Distortional Buckling of Thin-Walled Beams", Eleventh International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Missouri, U.S.A., 1992., pp 63-74.
- [19] - Charnvarnichborikarn, P., Polyzois, D., "Distortional Buckling of Cold-Formed Steel Z - Sections Columns", Eleventh International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Missouri, U.S.A, 1992, pp 353-358.
- [20] - Johnston, B.G., **Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures**, 3rd Ed., John Wiley, New York, 1976.
- [21] - Timoshenko, P. S., Gere, J. M., **Theory of Elastic Stability**, McGraw-Hill New York, 1961.
- [22] - Bleich, F., **Buckling Strength of Metal Structures**, McGraw-Hill New York, 1952.
- [23] - Hancock, G. J., "Distortional Buckling of Steel Storage Rack Columns", *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 111, N^o 12, 1985, pp 2770-2783.
- [24] - Hancock, G. J., Roos, O., "Flexural-Torsional Buckling Storage Rack Columns", Eighth International Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Missouri, U.S.A., November, 11-12, 1986, pp 329-350.
- [25] - Prola, L. C., Camotim, D., "Estabilidade Local e Global de Seções- S, de Chapa Dobrada a Frio", *Anais do IV ENMC*, Lisboa, Portugal., 1995, pp 95-108.
- [26] - Batista, E. M., "Etude de la stabilité des profils à parois minces et sections ouvert de types U et C", Thèse de doctorat, Université de Liège, Faculté des Science Apliqueé, Collection des Publications N^o 119, Belgique, 1989.

- [27] - Chou, S. M., Seah, L. K., Rhodes, J., "The Accuracy of Some Codes of Practice in Predicting the Load Capacity of Cold-Formed Columns", *J. Constuct. Steel Res.*, Elsevier Science Ltd, Vol. 37, N^o 2, 1996, pp 137-172.
- [28] - Camotim, D., Prola, L. C., "On The Stability of Cold- Formed Steel Structural Elements with Rack Sections", *Structural Stability Research Council- SSRC, 5th International Colloquium on Structural Stability, Proceedings "Stability Problems in Designing, Construction and Rehabilitation of Metal Structures"*, Rio de Janeiro, Brasil, August, 5-7, 1996, pp 21-32.
- [29] - Davis, J. M., Cowen, J. S., "Pallet Racking Using Cold-Reduction Steel", *Twelfth International Specialty Conference on Cold- Formed Steel Structures*", St. Louis, Missouri, U.S.A, October, 18-19, 1994, pp 641- 655.
- [30] - Vlasov., V. Z., *Thin Walled Elastic Beams*, 2nd Ed., Israel Programa for Scientific Translations, Jerusalém, Israel, 1961.
- [31] - Bulson, P. S., Allen, H.T.G., *Background to Buckling*, McGraw- Hill, Book Co., Limited (UK), 1980.
- [32] - Gioncu, V., "Structural Stability", *Building Research Institute, Timisoara, Lectures Notes*, Rio de Janeiro, Brazil, 1990.
- [33] - Gioncu, V., Balut, N., Dubina, D., Moldovan, A., Pacoste, C., "Coupled Instabilities in Monosymmetrical Steel Compression Members ", *J. Construction Steel Research*, Elsevier Science Publishers Ltd, England, N^o 21, 1992, pp 71-95.
- [34] - Pignataro, M., Luongo, A., "Simultaneous Buckling Modes and Imperfection Sensitivity of Channels In Compression", *Proceedings of the Euromech. 200*, Edit. by J. SZABÓ, Hungary, October, 5-7, 1985, pp 233-252.

- [35] - Lundquist, E. E., Stowell, E. Z., Schuette, E. H., “Principles of Moment Distribution Applied to Stability of Structures Composed of Bars and Plates”, NACA Wartime, Report L 326.
- [36]- NBR 6355 - “Perfis Estruturais de Aço Dobrado a Frio. Padronização”, Associação Brasileira de Normas Técnicas, ABNT.
- [37] - Método Brasileiro- MB4 - “Determinação das Propriedades Mecânicas à Tração de Materiais Metálicos”, Associação Brasileira de Normas Técnicas, ABNT, 1977
- [38] - Weng, C. C., Pekoz, T., - “Compression Test of Cold-Formed Steel Columns”, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 11, N^o 5, May, 1990, pp 1230-1246
- [39] - Sarmanho, A. M. C., “Estudo do Comportamento Pós-Crítico de Paredes Esbeltas de Perfis Metálicos”, Tese de MSc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, 1991.
- [40] - NBR 8681 “Ações e Segurança nas Estruturas”, Associação Brasileira de Normas Técnicas, ABNT, 1984.
- [41] -Murray, N.W., “Introduction to the Theory of Thin-Walled Structures”, Oxf

APÊNDICE A

A.1- Programa Computacional

A.1.1- Características Principais do Programa

Para a determinação da tensão crítica de flambagem distorcional, desenvolveu-se um programa para computador, denominado FLAMDIS, cuja formulação matemática foi apresentada no item 3.6. Basicamente o programa é composto de duas partes principais, sendo que na primeira são determinadas as características geométricas, mecânicas e torcionais e na segunda, é determinada a tensão crítica de flambagem distorcional, bem como o comprimento de meia-onda correspondente.

No desenvolvimento da primeira parte, isto é, na determinação das características geométricas, mecânicas e torcionais, tomou-se como referência as prescrições indicadas na referência [44], enquanto que para a segunda parte, seguiu-se a referência [8].

A.1.1.1- Determinação das Características Geométricas, Mecânicas e Torcionais das Seções.

Segundo o desenvolvimento apresentado na referência [46], deve-se proceder do seguinte modo:

a)- elege-se um sistema de referência ortogonal, cartesiano, arbitrário (no caso, tomou-se como origem do sistema o ponto de interseção entre o flange e a alma do perfil, em acordo com a formulação de Timoshenko, [21], por ser este ponto considerado imóvel), calculando-se todas as características em relação a este sistema de eixos OXY(sistema-1);

b) -determina-se todas as características do item anterior, desta vez em relação a um segundo sistema de eixos paralelos ao primeiro, com origem no centro de gravidade $O_1X_1Y_1$ (sistema-2);

c)- Determina-se a direção dos eixos principais de inércia e calcula-se finalmente as características da seção em relação a um terceiro sistema de eixos, obtido do anterior girando-o de um ângulo α ;

A seguir, descreve-se os símbolos utilizados no programa.

A-área da seção transversal;

XCG, YCG-coordenadas do centro de gravidade

α - direção dos eixos principais de inércia;

XCC, YCC - coordenadas do centro de cisalhamento em relação aos eixos originais (sistema -1);

$I_{X_1}, I_{Y_1}, I_{X_2}, I_{Y_2}$ - momentos de inércia da seção em relação aos sistemas de eixos 1 e 2;

I_{XY_1}, I_{XY_2} - produto de inércia da seção em relação aos sistemas de eixos 1 e 2;

IW_1, IW_2 - constante de empenamento da seção em relação ao sistema de eixos 1 e 2 respectivamente;

X0, Y0 - coordenadas do centro de cisalhamento em relação ao sistema-1;

JT - constante de torção de seção.

A.1.1.2 - Determinação da Carga Crítica de flambagem Distorcional

A.1.1.2.1-Avaliação Preliminar P'

Para uma avaliação preliminar da carga distorcional, deve-se calcular os parâmetros auxiliares $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3, \beta_1, \beta_2, \beta_3, \beta_4, \lambda$ e η de modo a permitir uma avaliação preliminar de P_{cr} .

De posse deste valor, recalculam-se estes parâmetros conforme referência [8], obtendo-se o valor da carga crítica de flambagem distorcional.

A.1.2- Utilização do Programa

Para a utilização do programa, deve-se entrar com as seguintes informações:

- 1-nome do programa FLAMDIS.BAS;
- 2- módulo de elasticidade do material;
- 3-tipo de seção de acordo as opções que o programa apresenta;
- 4-nº de nós , N;
- 5-coordenadas dos nós, X_i , Y_i ;
- 6-espessura de cada trecho.

A.1.2.1- Impressão dos Resultados

Após a entrada de dados, o programa imprime as seguintes respostas:

- a)- área da seção
- b) - coordenadas do centro de gravidade;
- c) - direção dos eixos principais
- d) - coordenadas do centro de cisalhamento em relação aos eixos originais (X_{cg} , Y_{cg});
- e) - coordenadas dos nós em relação aos eixos originais;
- f) -área da seção transversal, A;
- g) -momentos de inércia da seção em relação ao sistema-1, (I_{X_1} , I_{Y_1});
- h) -momentos de inércia em relação ao eixos principais;
- i) -coordenadas do centro de cisalhamento em relação ao sistema-2, X_0 , Y_0 ;
- j) -constante de torção JT;
- k) -carga crítica de flambagem distorcional P_{cr} ;
- l) -tensão crítica de flambagem distorcional.

A.1.2.2- Teste do Programa

O programa foi testado, inicialmente, tomando-se como referência um perfil C em [8], observando-se uma boa concordância entre os resultados encontrados com o programa e os valores apresentados na citada referência.

A seguir, fez-se uma outra avaliação, tomando-se desta vez, uma seção, tipo rack, referente ao corpo de prova CP1, efetuando-se os cálculos manualmente, com auxílio de uma mini-calculadora, mostrando haver uma boa concordância entre os valores encontrados pelos dois processos, além de ter sido demonstrado o bom desempenho do programa para outros casos verificados, com

Tabela A3.1-Comparação do resultado de cálculos numéricos efetuados com auxílio do Programa computacional FLAMDIS e cálculo manual tomando-se como referência o exemplo apresentado por Lau-Hancock na ref.[8].

CÁLCULO DE	FLAMDIS.BAS	EXEMPLO LAU-HANCOCK	%
BETA1	1232,261	1234,0	0,4
ALFA1	0,14857	0,15	0,95
ALFA2	1,1194627	1,19	0,39
ALFA3	0,1323419	0,13	1,80
LAMBDA	471,4066	473,0	0,34
ALFA11A	0,1485769	0,15	0,95
ALFA11B	8,126988 E-02	-	-
ALFA33	0,2277838	0,23	0,96
ETA	4,41 E -05	4,41 E-05	0,70
PELINHA1	21412,06	21100,00	1,48
KAPA1	889,5547	892,0	0,27
GAMA1	0,8511165	-	-
K1	5,417069 E-04	-	-
K2	274,8415	-	-
K3	0,1488835	-	-
PCRIT	36712,34	37300,00	1,58
σ_{crit}	376,54	383,00	1,69
IX1	1395,43	1410,00	1,03
IY1	26442,31	26447,00	0,02
IXY1	3245,19	3245,0	0,006
X_0	19,23	19,20	0,008
Y_0	-1,73	-1,70	1,76
X_{cg}	30,77	30,80	0,10
Y_{cg}	1,73	1,70	1,76
JT	73,13	73,10	0,04
A	97,50	97,50	0,0

Tabela .A3.2-Comparação do resultado de cálculos numéricos efetuados com o auxílio do programa computacional FLAMDIS e cálculo manual, tomando-se como referência o corpo de prova CP1 utilizado nesta pesquisa.

Cálculos	Programa FLAMDIS.bas	Manual
KAPA	2751,094	2752,4867.0
ALFA1	1,302317	1,298135
ALFA2	1,514	1,507
ALFA3	1,5381	1,5257
BETA1	3725,17	3731,29
BETA2	586508400,0	586946415,0
BETA3	-6 875920,00	-6 891046,37
BETA4	383800400,00	386727320,90
ALFA1A	1,782	1,844
ALFA2A	1,514	1,507
ALFA3A	2,3815	2,4817
LAMBDA	1132,025	1134,177
ETA	7,7018 E-06	7,6725 E-06
TETA	3128,059	3126,210
PELINHA	148273,7	147531,05
K1	3,158576 E-04	3,144887 E-04
K2	381,5354	380,1415
K3	0,12051	0,11955
GAMA11	0,879489	0,880449

'CALCULO DA CARGA DE FLAMBAGEM DE SECOES TRANSVERSAIS COM
 PAREDES ESBELTAS
 'E FORMADAS POR TRECHOS RETILINEOS

'CALCULO DE CARACTERISTICAS GEOMETRICAS DA SECAO

CLEAR

```

INPUT "TITULO"; TIT$
INPUT " ENTRE COM O ARQUIVO DE DADOS ", ARQT$
ARQT$ = ARQT$
INPUT "ENTRE COM O ARQUIVO DE SAIDA ", ARQS$
ARQS$ = ARQS$
TIT$ = TIT$
OPEN ARQT$ FOR INPUT AS #1
OPEN ARQS$ FOR OUTPUT AS #2
WRITE #2, TIT$
WRITE #2, " NUMERO DE TRECHOS"
INPUT #1, N
WRITE #2, N
DIM X(N + 1), Y(N + 1), W(N + 1), LT(N)
WRITE #2, "PONTO", " X", "Y"
FOR I = 1 TO N + 1
  WRITE #2, "PONTO", I
  INPUT #1, X(I), Y(I)
  W(I) = W(I - 1) - X(I) * Y(I - 1) + X(I - 1) * Y(I)
  WRITE #2, I, X(I), Y(I)
NEXT I
WRITE #2, "MODULO DE ELASTICIDADE"
INPUT #1, E
WRITE #2, "E=", E
WRITE #2, " ALTURA DA ALMA"
INPUT #1, BW
WRITE #2, "BW=", BW

'DEFINICAO DAS ESPESSURAS E COMPRIMENTOS DOS TRECHOS
WRITE #2, "ESPESSURAS DOS TRECHOS"
WRITE #2, "TRECHO", "t"
FOR I = 1 TO N
  WRITE #2, "TRECHO", I
  INPUT #1, T(I)
  WRITE #2, I, T(I)
  LT(I) = SQR((X(I) - X(I + 1)) ^ 2 + (Y(I) - Y(I + 1)) ^ 2)
  JT = JT + LT(I) * T(I) ^ 3 / 3
NEXT I
WRITE #2, " ESCOLHA O TIPO DE SECAO"
INPUT #1, Y

WRITE #2, " Y=", Y

```

'CALCULO DAS CARACTERISTICAS EM RELACAO AO REFERENCIAL ORIGINAL

FOR I = 1 TO N

```

A = A + LT(I) * T(I)
SX = SX + (Y(I) + Y(I + 1)) * LT(I) * T(I) / 2
SY = SY + (X(I) + X(I + 1)) * LT(I) * T(I) / 2
SW = SW + (W(I) + W(I + 1)) * LT(I) * T(I) / 2
IXY = IXY + (X(I) * (2 * Y(I) + Y(I + 1)) + X(I + 1) * (Y(I) + 2 * Y(I + 1))) * LT(I) * T(I)
/ 6
SWX = SWX + (Y(I) * (2 * W(I) + W(I + 1)) + Y(I + 1) * (W(I) + 2 * W(I + 1))) * LT(I) *
T(I) / 6
SWY = SWY + (X(I) * (2 * W(I) + W(I + 1)) + X(I + 1) * (W(I) + 2 * W(I + 1))) * LT(I) *
T(I) / 6
IX = IX + (Y(I) ^ 2 + Y(I) * Y(I + 1) + Y(I + 1) ^ 2) * LT(I) * T(I) / 3
IY = IY + (X(I) ^ 2 + X(I) * X(I + 1) + X(I + 1) ^ 2) * LT(I) * T(I) / 3
IW = IW + (W(I) ^ 2 + W(I) * W(I + 1) + W(I + 1) ^ 2) * LT(I) * T(I) / 3
NEXT I

```

'POSICAO DO CENTRO DE GRAVIDADE E DO CENTRO DE CONTAGEM.

```

XCG = SY / A
YCG = SX / A
WO = SW / A

```

'TRANSFORMACAO DAS COORDENADAS PARA EIXOS COM ORIGEM NO CENTRO DE GRAVIDADE

```

FOR I = 1 TO N + 1
  X1(I) = X(I) - XCG
  Y1(I) = Y(I) - YCG
  W1(I) = W(I) - WO
NEXT I

```

'TRANSFORMACAO DAS CARACTERISTICAS PARA EIXOS COM ORIGEM NO CENTRO DE GRAVIDADE

```

IXY1 = IXY - SX * SY / A
SWX1 = SWX - SW * SX / A
SWY1 = SWY - SW * SY / A
IX1 = IX - SX ^ 2 / A
IY1 = IY - SY ^ 2 / A
IW1 = IW - SW ^ 2 / A

```

'DIRECAO DOS EIXOS PRINCIPAIS

```

IF IX1 = IY1 THEN GOTO 10 ELSE GOTO 20
10 ALFA = 3.1416 / 4
GOTO 30
20 ALFA = (ATN(-2 * IXY1 / (IX1 - IY1))) / 2

```

'COORDENADAS DO CENTRO DE CISLHAMENTO EM RELACAO AO CG.

```

30 XCC = (SWX1 * IY1 - SWY1 * IXY1) / (IX1 * IY1 - IXY1 ^ 2)
YCC = (SWX1 * IXY1 - SWY1 * IX1) / (IX1 * IY1 - IXY1 ^ 2)
X0 = XCC - XCG
Y0 = YCC - YCG

```

'TRANSFORMACAO DAS COORDENADAS PARA OS EIXOS PRINCIPAIS.

```
FOR I = 1 TO N + 1
```

```
  AUX = -X1(I)
```

```
  W2(I) = W1(I) + YCC * X1(I) - XCC * Y1(I)
```

```
  X2(I) = X1(I) * COS(ALFA) + Y1(I) * SIN(ALFA)
```

```
  Y2(I) = AUX * SIN(ALFA) + Y1(I) * COS(ALFA)
```

```
NEXT I
```

```
'MOMENTOS DE INERCIA EM RELACAO AOS EIXOS PRINCIPAIS
```

```
AUX = IX1
```

```
IX2 = IX1 * COS(ALFA) ^ 2 + IY1 * SIN(ALFA) ^ 2 - 2 * IXY1 * SIN(ALFA) *  
COS(ALFA)
```

```
IY2 = AUX * SIN(ALFA) ^ 2 + IY1 * COS(ALFA) ^ 2 + 2 * IXY1 * SIN(ALFA) *  
COS(ALFA)
```

```
IW2 = IW1 + SWY1 * YCC - SWX1 * XCC
```

```
'COORDENADAS DO CENTRO DE CISALHAMENTO EM RELACAO A EIXOS  
PRICIPAIS
```

```
  AUX = -X0
```

```
  X01 = X0 * COS(ALFA) + Y0 * SIN(ALFA)
```

```
  Y01 = AUX * SIN(ALFA) + Y0 * COS(ALFA)
```

```
' CALCULO DA CARGA CRITICA POR DISTORCAO
```

```
'DEFINICAO DO TIPO DE SECAO
```

```
  IF Y = 1 GOTO 1000
```

```
  IF Y = 2 GOTO 200
```

```
200  BF = X(2) - X(1)
```

```
  GOTO 2000
```

```
'DETERMINACAO DA CARGA CRITICA DE FLAMBAGEM P/ SECOES DOS TIPOS 1
```

```
1000  BETA1 = (XCG ^ 2) + (IX1 + IY1) / A
```

```
  BETA2 = IW1 + IX1 * ((X0 - XCG) ^ 2)
```

```
  BETA3 = IXY1 * (X0 - XCG)
```

```
  BETA4 = BETA2 + (Y0 - YCG) * (IY1 * (Y0 - YCG) - 2 * BETA3)
```

```
  LAMBDA = 4.8 * ((BETA4 * BW) / (T(1) ^ 3)) ^ .25
```

```
  ETA = (3.1416 / LAMBDA) ^ 2
```

```
  ALFA1 = (ETA / BETA1) * (BETA2 + .039 * JT * (LAMBDA ^ 2))
```

```
  ALFA2 = ETA * (IY1 - (2 * Y0 * (BETA3) / BETA1))
```

```
  ALFA3 = ETA * (ALFA1 * IY1 - (ETA / BETA1) * (BETA3 ^ 2))
```

```
  DELTA = ALFA1 + ALFA2
```

```
  DELTA50 = DELTA ^ 2
```

```
  DELTA60 = 4 * ALFA3
```

```
  DELTA70 = DELTA50 - DELTA60
```

```
  IF DELTA70 >= 0 THEN GOTO 1200 ELSE GOTO 4000
```

```
1200  EPSILON = SQR(DELTA70)
```

```
'PRIMEIRA AVALIACAO DA CARGA DE FLAMBAGEM P'1.
```

PELINHA1 = (E / 2) * (DELTA - EPSILON)

CALCULO DO VALOR DA CARGA DE FLAMBAGEM PCRTI1.

TETA = (E * (T(1) ^ 3)) / (5.46 * (BW + .06 * LAMBDA))

K1 = (1.11 * PELINHA1) / (E * A * (T(1) ^ 2))

K2 = (((BW ^ 2) * LAMBDA) / ((BW ^ 2) + (LAMBDA ^ 2))) ^ 2

K3 = K1 * K2

GAMA11 = 1 - K3

KAPA = TETA * GAMA11

ALFA11 = (ETA / BETA1) * (BETA2 + .039 * JT * (LAMBDA ^ 2))

ALFA12 = KAPA / (BETA1 * ETA * E)

ALFA1A = ALFA11 + ALFA12

ALFA2A = ETA * (IY1 - 2 * Y0 * (BETA3 / BETA1))

ALFA3A = ETA * (ALFA1A * IY1 - (ETA / BETA1) * (BETA3 ^ 2))

DELTA1 = ALFA1A + ALFA2A

DELTA10 = DELTA1 ^ 2

DELTA20 = 4 * ALFA3A

DELTA30 = DELTA10 - DELTA20

IF DELTA30 >= 0 THEN GOTO 1250 ELSE GOTO 4000

1250 EPSILON = SQR(DELTA30)

PCRTI1 = E / 2 * (DELTA1 - EPSILON)

SIGMA1 = PCRTI1 / A

GOTO 7000

'DETERMINACAO DA CARGA CRITICA DE FLAMBAGEM P/ SECOES DOS TIPOS 2

2000 BETA1 = XCG ^ 2 + (IX1 + IY1) / A

LAMBDA = 4.8 * ((IX1 * (BF ^ 2) * BW) / (T(1) ^ 3)) ^ .25

ETA = (3.1416 / LAMBDA) ^ 2

ALFA1 = (ETA / BETA1) * (IX1 * (BF ^ 2) + .039 * JT * (LAMBDA ^ 2))

ALFA2 = ETA * (IY1 + (2 / BETA1) * YCG * BF * IXY1)

ALFA3 = ETA * (ALFA1 * IY1 - (ETA / BETA1) * (IXY1 ^ 2) * (BF ^ 2))

DELTA = ALFA1 + ALFA2

DELTA50 = DELTA ^ 2

DELTA60 = 4 * ALFA3

DELTA70 = DELTA50 - DELTA60

IF DELTA70 >= 0 THEN GOTO 2200 ELSE GOTO 4000

2200 EPSILON = SQR(DELTA70)

PELINHA1 = E / 2 * (DELTA - EPSILON)

TETA = (E * (T(1) ^ 3)) / (5.46 * (BW + .06 * LAMBDA))

K1 = (1.11 * PELINHA1) / (E * A * (T(1) ^ 2))

K2 = (((BW ^ 2) * LAMBDA) / ((BW ^ 2) + (LAMBDA ^ 2))) ^ 2

K3 = K1 * K2

GAMA1 = 1 - K3

KAPA1 = GAMA1 * TETA

ALFA11A = (ETA / BETA1) * (IX1 * (BF ^ 2) + .039 * JT * (LAMBDA ^ 2))

ALFA11B = KAPA1 / (BETA1 * ETA * E)

ALFA11 = ALFA11A + ALFA11B

ALFA33 = ETA * (ALFA11 * IY1 - (ETA / BETA1) * (IXY1 ^ 2) * (BF ^ 2))

DELTA = ALFA11 + ALFA2

DELTA80 = DELTA ^ 2

DELTA90 = 4 * ALFA33

DELTA95 = DELTA80 - DELTA90

```
IF DELTA95 >= 0 THEN GOTO 2500 ELSE GOTO 4000
2500 EPSILON = SQR(DELTA95)
```

```
PCRT2 = (E / 2) * (DELTA - EPSILON)
SIGMA2 = PCRT2 / A
GOTO 7000
```

```
4000 WRITE #2, "O VALOR ENCONTRADO PARA P' E IMAGINARIO-FIM DO
PROBLEMA"
```

```
5000 WRITE #2, " O VALOR ENCONTRADO PARA A CARGA DE FLAMBAGEM E"
WRITE #2, " UM NUMERO IMAGINARIO."
7000
```

```
'RESULTADOS
```

```
WRITE #2, "RESULTADOS"
```

```
WRITE #2, "TIPO=", TIPO
```

```
WRITE #2, " POSICAO DO CENTRO DE GRAVIDADE EM RELACAO AOS EIXOS
ORIGINAIS"
```

```
WRITE #2, " XCG = ", XCG
```

```
WRITE #2, " YCG = ", YCG
```

```
WRITE #2, " DIRECAO DOS EIXOS PRINCIPAIS"
```

```
WRITE #2, "ALFA = ", ALFA
```

```
WRITE #2, " POSICAO DO CENTRO DE CISALHAMENTO EM RELACAO AOS EIXOS
ORIGINAIS"
```

```
WRITE #2, " XCC = ", XCC
```

```
WRITE #2, " YCC = ", YCC
```

```
WRITE #2, " COORDENADS EM RELACAO AOS EIXOS PRINCIPAIS"
```

```
WRITE #2, " PONTO "; " X"; " Y"; " W"
```

```
FOR I = 1 TO N + 1
```

```
WRITE #2, I, X2(I), Y2(I), W2(I)
```

```
NEXT I
```

```
WRITE #2, " AREA DA SECAO TRANSVERSAL DE CALCULO "
```

```
WRITE #2, " A=", A
```

```
WRITE #2, " MOMENTOS DE INERCIA DA SECAO DE CALCULO EM RELACAO AO
CG.(//EIXOS O.)"
```

```
WRITE #2, " IX1=", IX1
```

```
WRITE #2, " IY1=", IY1
```

```
WRITE #2, " PRODUTO DE INERCIA DA SECAO DE CALCULO EM RELACO AO
CG.(//EIXOS O.)"
```

```
WRITE #2, " IXY1=", IXY1
```

```
WRITE #2, "CARACTERISTICAS DA SECCAO DE CALCULO EM RELACAO AOS
EIXOS PRINCIPAIS"
```

```
WRITE #2, " MOMENTO DE INERCIA EM RELACAO AO EIXO-X"
```

```
WRITE #2, " IX2 = ", IX2
```

```
WRITE #2, " MOMENTO DE INERCIA EM RELACAO AO EIXO-Y"
```

```
WRITE #2, " IY2 = ", IY2
```

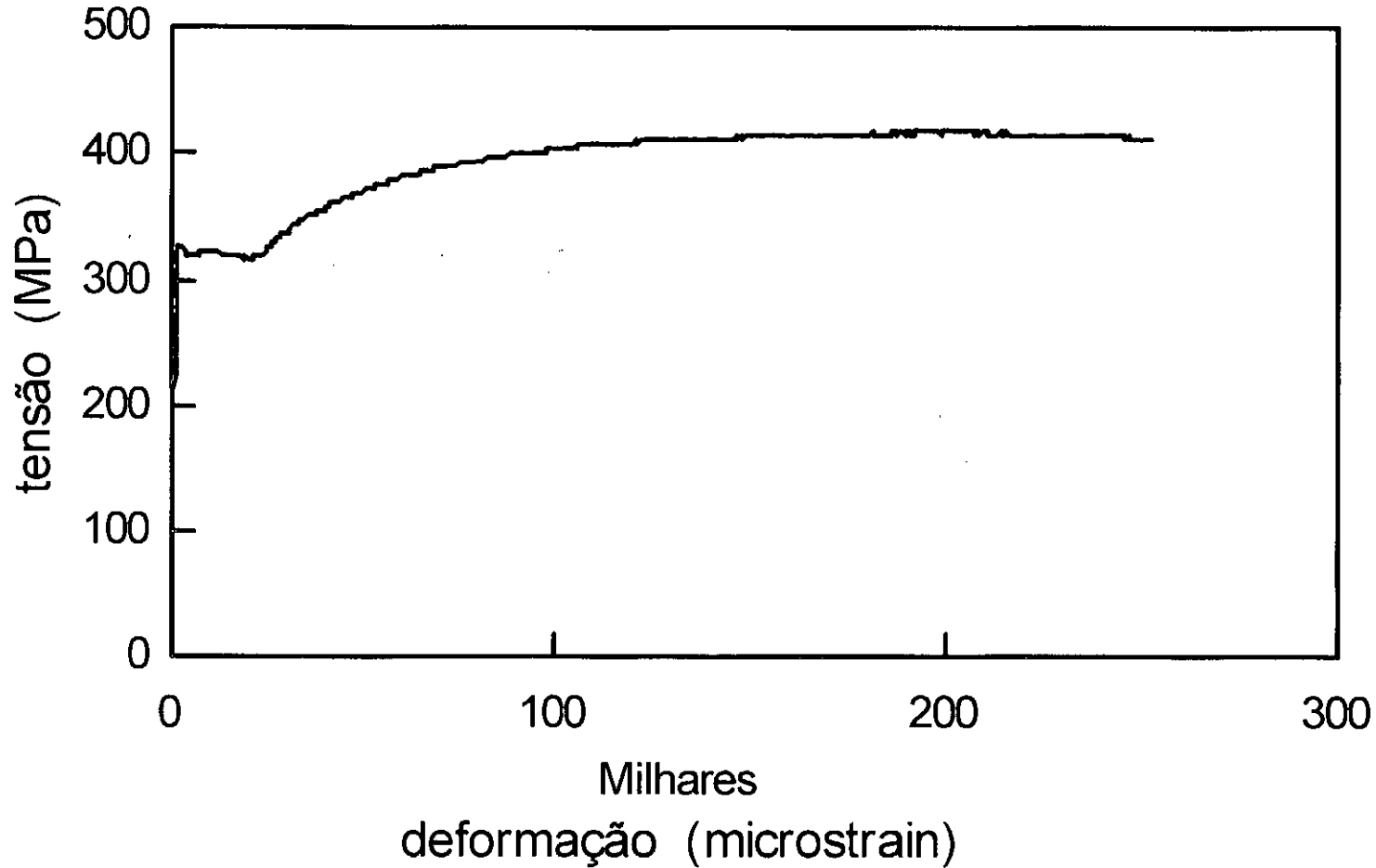
```
WRITE #2, " CONSTANTE DE EMPENAMENTO "
```

```
WRITE #2, " EM RELACAO AOS EIXOS NO CG.-(EIXOS // ORIGINAIS)"
```

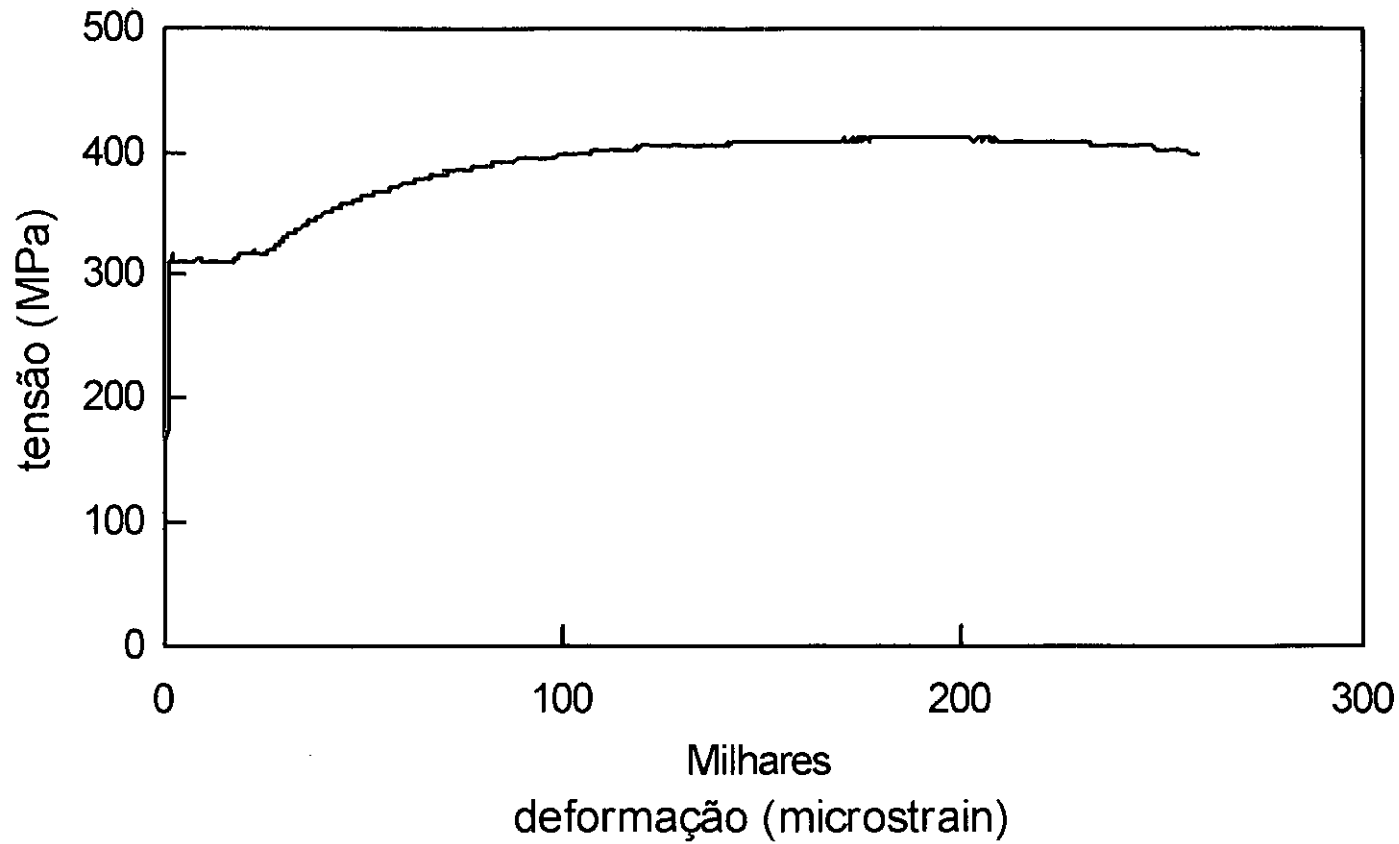
```
WRITE #2, " IW1 = ", IW1
```

```
WRITE #2, " EM RELACAO AOS EIXOS PRINCIPAIS"  
WRITE #2, " IW2 = ", IW2  
WRITE #2, " C. DE CISALHAMENTO DA SECAO DE CALCULO EM RELACAO AO  
CG.(EIXOS//O.)"  
WRITE #2, " X0 = ", X0  
WRITE #2, " Y0 = ", Y0  
WRITE #2, " CONSTANTE DE TORCAO DA SECAO DE CALCULO"  
WRITE #2, " JT =", JT  
WRITE #2, " BF= ", BF  
WRITE #2, " BW=", BW  
WRITE #2, " VALORES INICIAIS PARA O CALCULO DE P'1."  
WRITE #2, " LAMBDA=", LAMBDA  
WRITE #2, " CARGA CRITICA PARA SECAO TIPO 1 "  
WRITE #2, " PCRIT1=", PCRIT1  
WRITE #2, " SIGMA1=", SIGMA1  
  
WRITE #2, " CARGA CRITICA PARA SECAO TIPO 2 "  
  
WRITE #2, " PCRIT2=", PCRIT2  
WRITE #2, " SIGMA2=", SIGMA2  
  
END  
  
SUB C  
END SUB
```

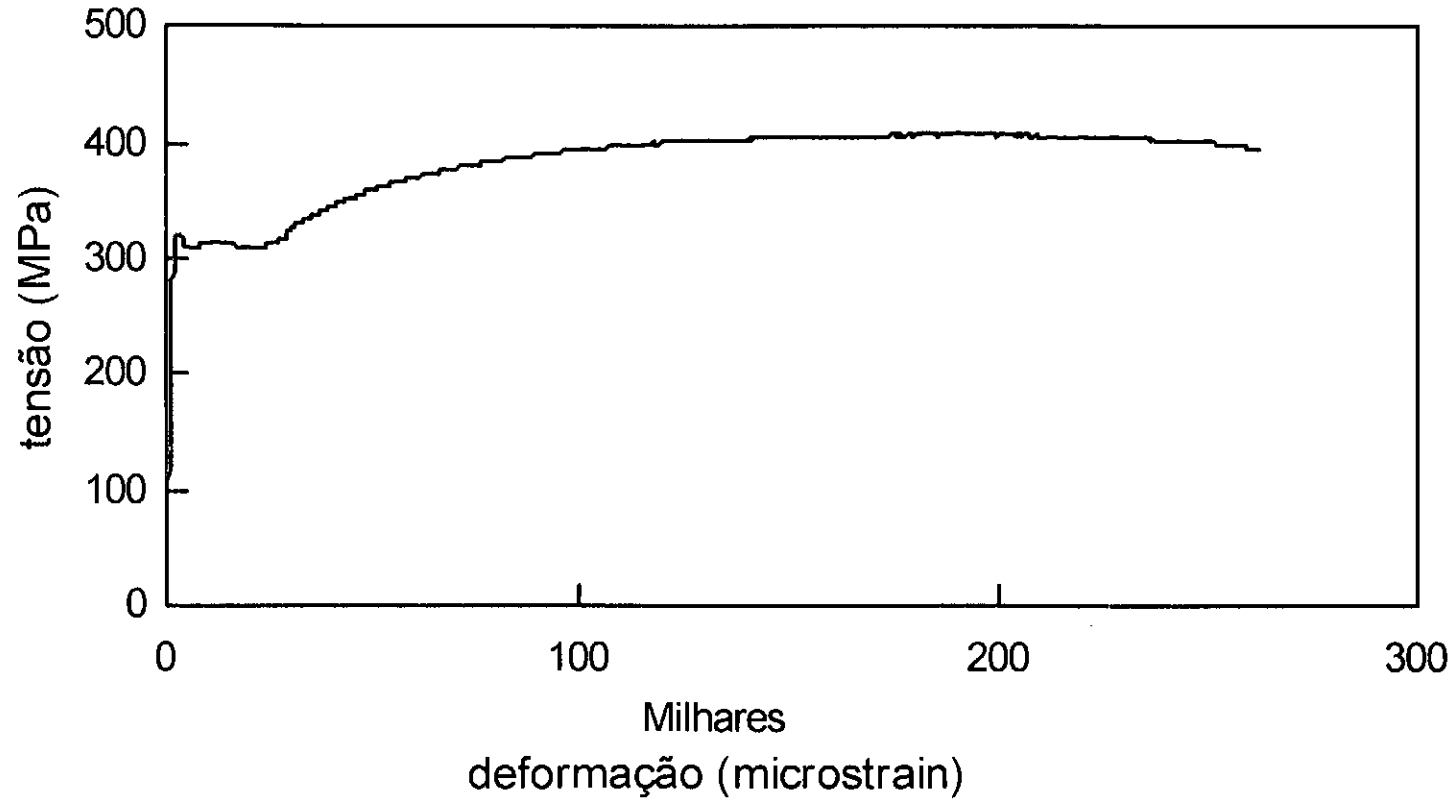
Ensaio CP tração (Aécio)
CP1 t=2,0 mm



Ensaio CP tração (Aécio)
CP2 t=2,0 mm

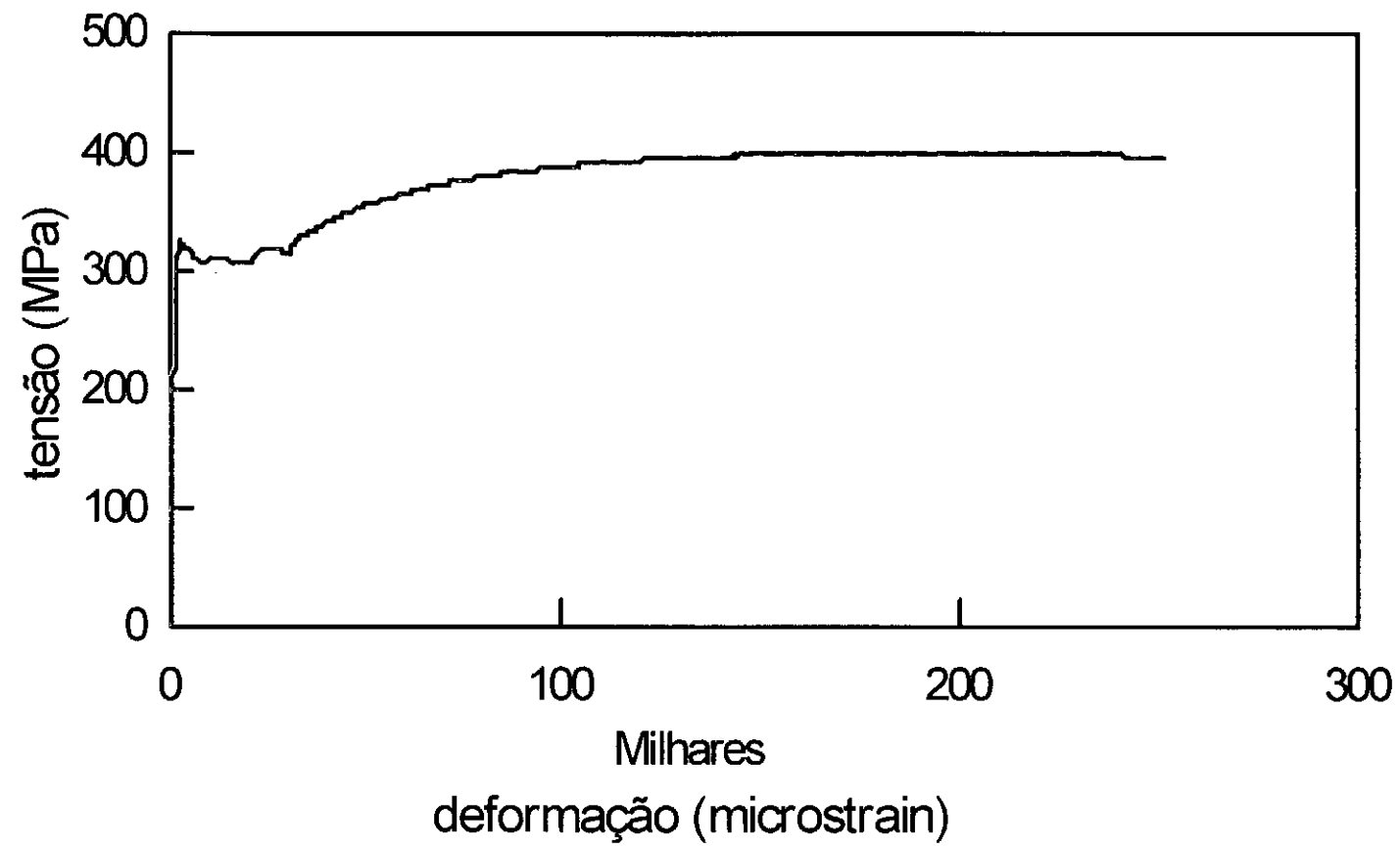


Ensaio de tração
CP3 t=2,0 mm



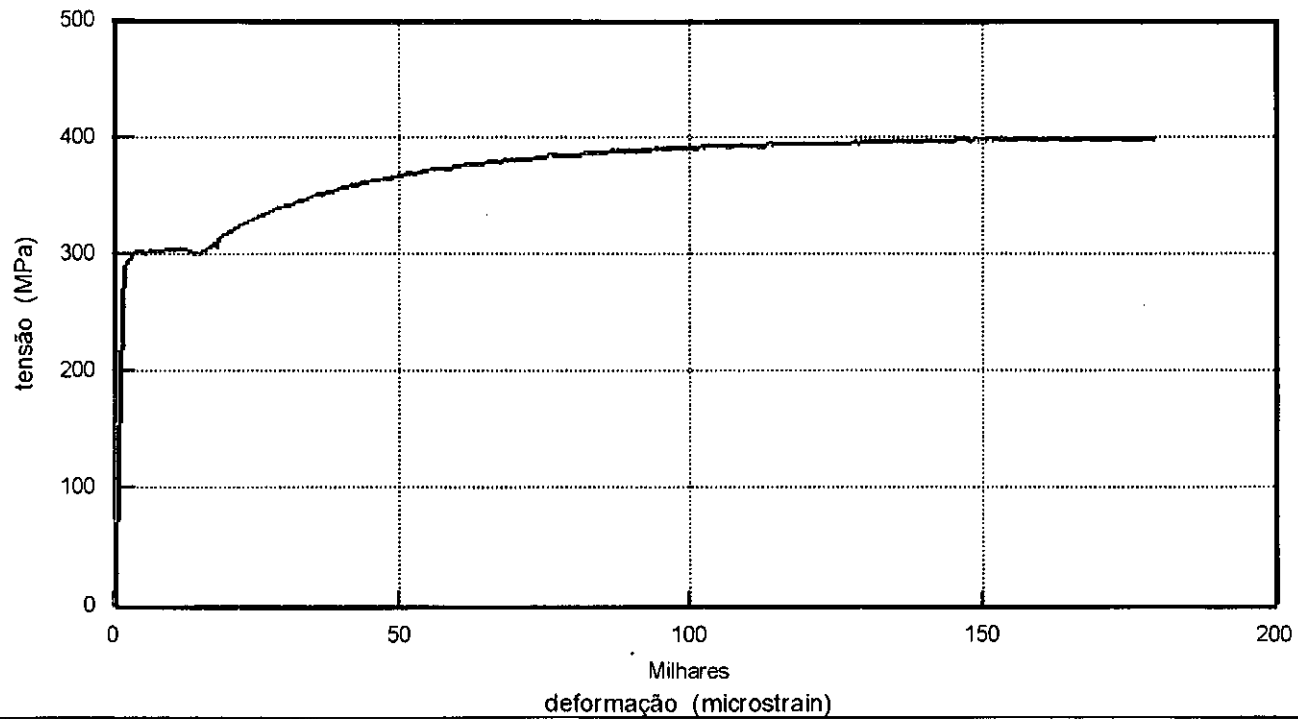
Ensaio de tração

CP4 t=2,0 mm

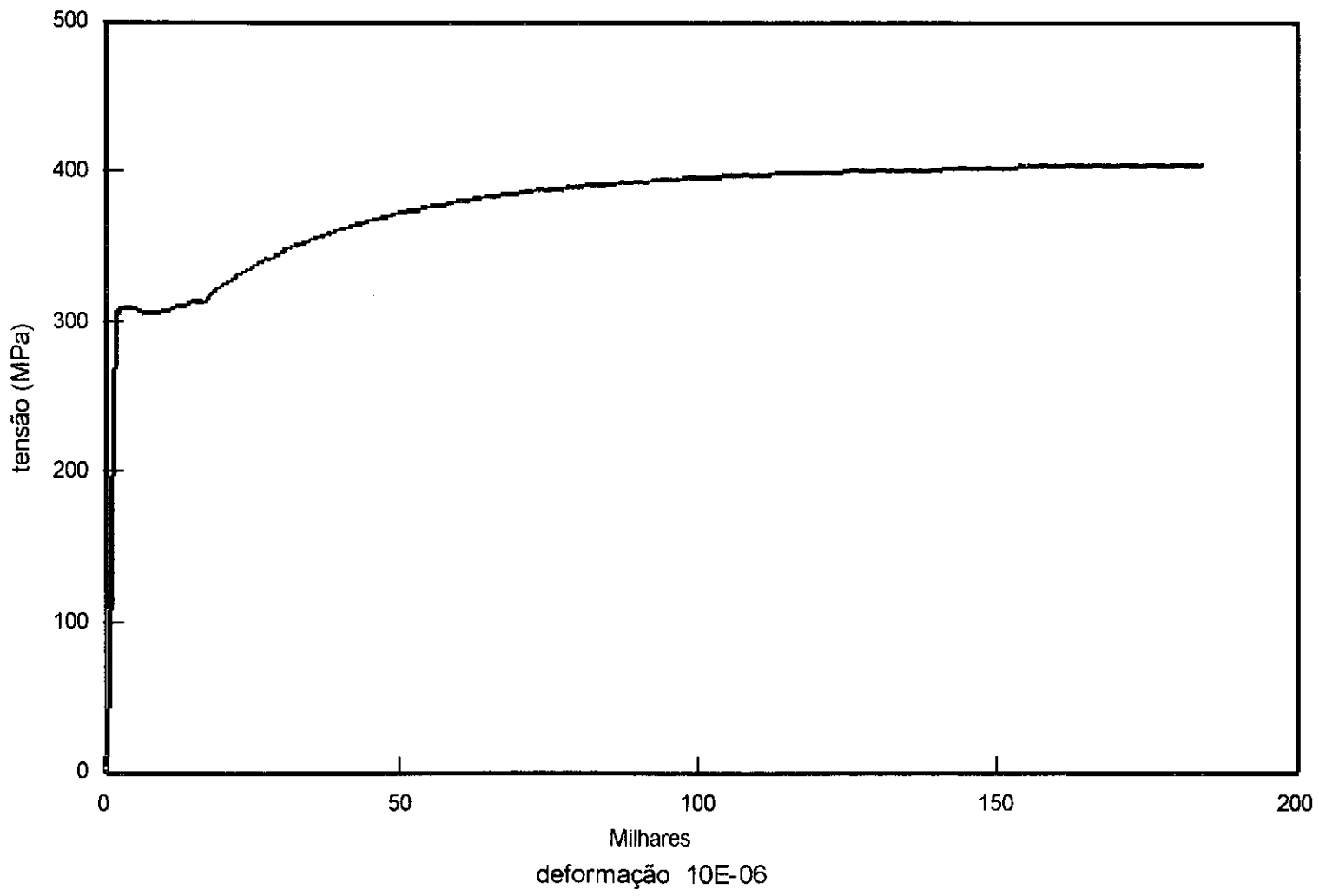


Ensaio CP tração

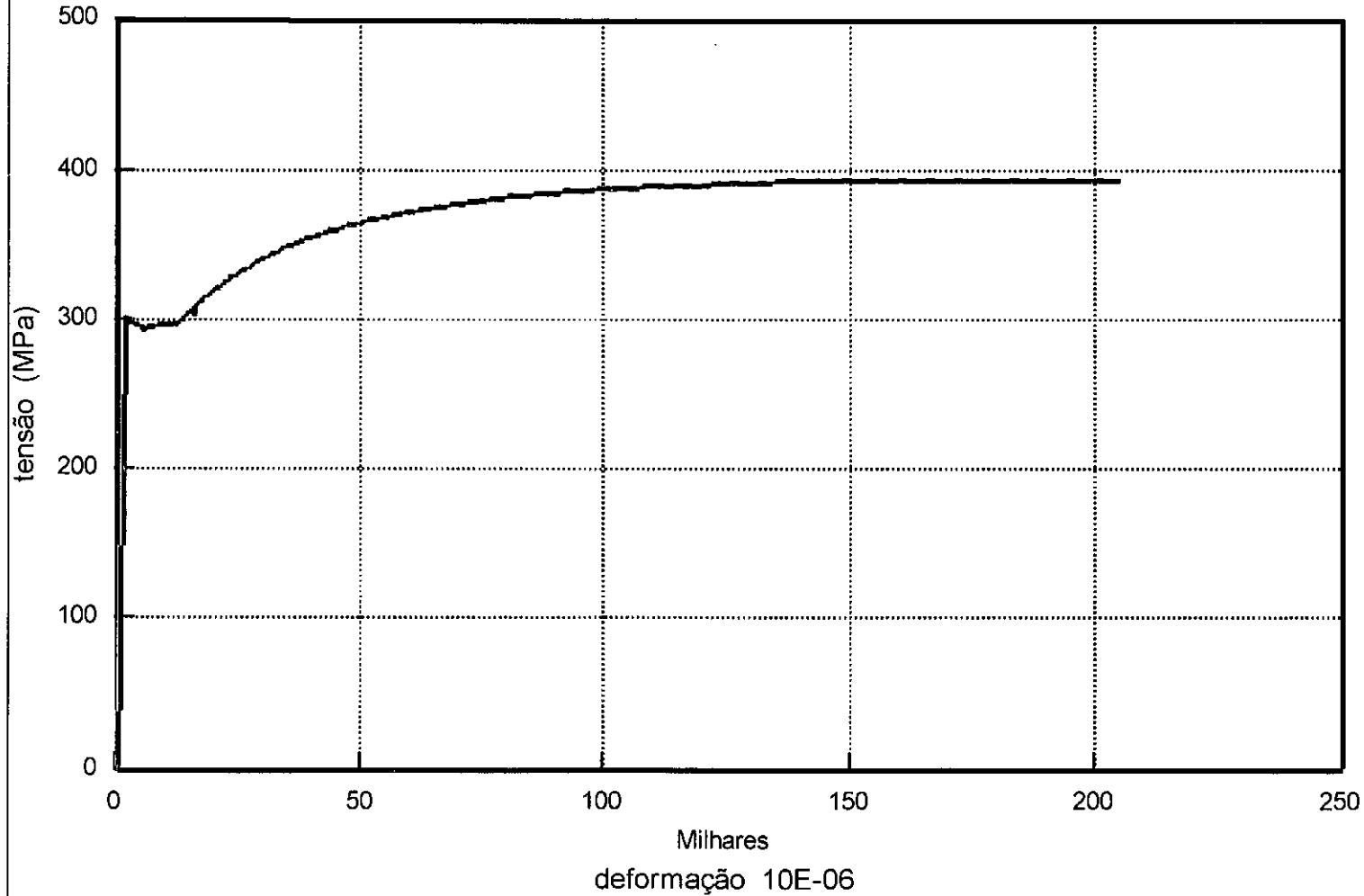
CP1 t = 3,0 mm



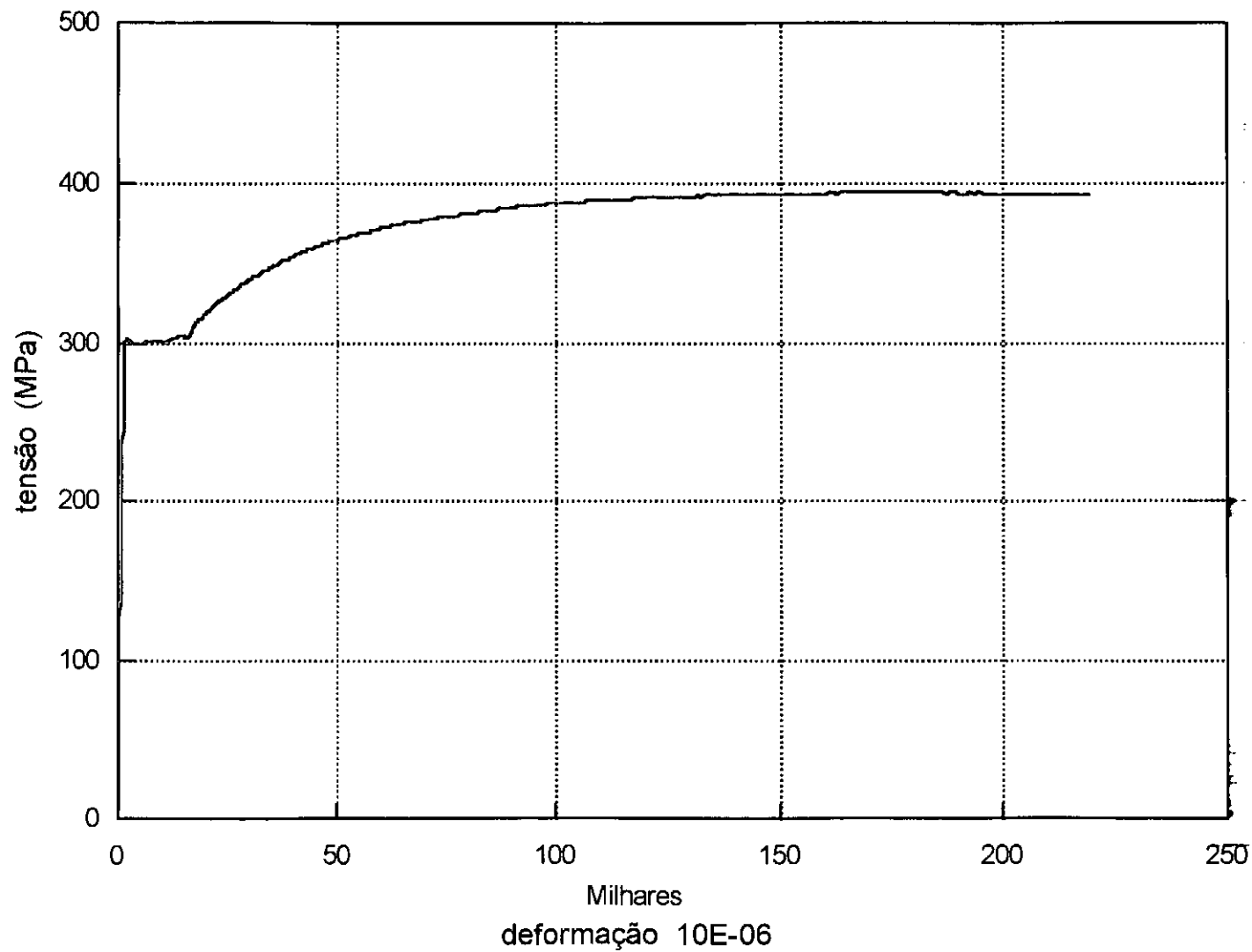
Ensaio de tração
CP2 t = 3,0 mm



Ensaio de CP de tração
CP3 t = 3,0 mm



Ensaio de CP de tração
CP4 t = 3,0 mm



A3 - Cálculo da Carga Última Teórica N_{uth} dos corpos de Prova CP1,CP2,CP3,CP4 e CP5

A3.1 - Cálculo de N_{uth} Segundo o Método das Larguras Efetivas (M.L.E.) (formulação original de Winter)

1) Corpo de prova CP1

$$t = 2,1 \text{ mm}$$

$$r = 0,5t \text{ (raio de dobramento interno da chapa)}$$

$$F_y = 325 \text{ MPa}$$

$$E = 200000 \text{ MPa}$$

a) Cálculo da largura de cálculo

$$b'_1 = b_1 - 3t = 150,0 - 3 * 2,1 = 143,7 \text{ mm}$$

$$b'_2 = b_2 - 3t = 70,0 - 3 * 2,1 = 63,7 \text{ mm}$$

$$b'_3 = b_3 - 3t = 40,0 - 3 * 2,1 = 33,7 \text{ mm}$$

$$b'_4 = b_4 - 1,5t = 40,0 - 1,5 * 2,1 = 26,85 \text{ mm}$$

b) Cálculo das larguras efetivas das placas

$$\lambda_{p1} = (1,05/\sqrt{K}) (b/t) \sqrt{F_y/E} \quad \text{eq.(4.1)}$$

$$b_1: \lambda_{p1} = (1,05/\sqrt{4}) (143,7 / 2,1) \sqrt{325/200000} = 1,448 > 0,67 \text{ (placa esbelta)}$$

$$b_2: \lambda_{p2} = (1,05/\sqrt{4}) (63,7 / 2,1) \sqrt{325/200000} = 0,64 < 0,67 \text{ (placa compacta)}$$

$$b_3: \lambda_{p3} = (1,05/\sqrt{4}) (33,7 / 2,1) \sqrt{325/200000} = 0,34 < 0,67 \text{ (placa compacta)}$$

$$b_4: \lambda_{p4} = (1,05/\sqrt{4}) (26,85 / 2,1) \sqrt{325/200000} = 0,825 > 0,67 \text{ (placa esbelta)}$$

$$b_{ef3} = 1/1,448 (1 - 0,22/1,448) 143,7 = 84,16 \text{ mm}$$

$$b_{ef4} = 1/0,825 (1 - 0,22/0,825) 26,85 = 23,87 \text{ mm}$$

c) Cálculo da área efetiva da seção transversal

$$A_e = 3 \pi (2,1)^2 + 84,16 * 2,1 + 2 (63,7 + 33,7 + 23,87) * 2,1$$

$$A_e = 41,57 + 176,736 + 509,334 = 727,63 \text{ mm}^2$$

d) Carga última teórica N_{uth}

$$N_{uth} = 727,63 * 325 = \underline{236,5 \text{ kN}}$$

2)Corpo de prova CP2

$$t = 2,1 \text{ mm}$$

$$r = 0,5t$$

$$F_y = 325 \text{ MPa}$$

a) Determinação das larguras de cálculo

$$b'_1 = b_1 - 3t = 127,0 - 3 * 2,1 = 120,7 \text{ mm}$$

$$b'_2 = b_2 - 3t = 60,0 - 3 * 2,1 = 53,7 \text{ mm}$$

$$b'_3 = b_3 - 3t = 30,0 - 3 * 2,1 = 23,7 \text{ mm}$$

$$b'_4 = b_4 - 3t = 30,0 - 1,5 * 2,1 = 26,85 \text{ mm}$$

b) Cálculo das larguras efetivas das placas

$$\lambda_{p1} = (1,05/\sqrt{4}) (120,7 / 2,1) \sqrt{325/200000} = 1,216 > 0,67 \text{ (placa esbelta)}$$

$$\lambda_{p2} = (1,05/\sqrt{4}) (53,7 / 2,1) \sqrt{325/200000} = 0,531 < 0,67 \text{ (placa compacta)}$$

$$\lambda_{p3} = (1,05/\sqrt{4}) (23,7 / 2,1) \sqrt{325/200000} = 0,239 < 0,67 \text{ (placa compacta)}$$

$$\lambda_{p4} = (1,05/\sqrt{4}) (26,85 / 2,1) \sqrt{325/200000} = 0,825 > 0,67 \text{ (placa esbelta)}$$

$$b_{ef1} = 1/1,216 (1 - 0,22/1,216) 120,7 = 81,30 \text{ mm}$$

$$b_{ef4} = 1/0,825 (1 - 0,22/0,825) 26,85 = 23,87 \text{ mm}$$

c) Cálculo da área efetiva da seção transversal

$$A_e = 3 \pi (2,1)^2 + 81,30 * 2,1 + 2 (53,7 + 23,7 + 23,87) * 2,1$$

$$A_e = 41,57 + 170,73 + 425,334 = 637,62 \text{ mm}^2$$

d) Carga última teórica N_{uth}

$$N_{uth} = 637,62 * 325 = \underline{207,62 \text{ kN}}$$

3) Corpo de prova CP3

$$t = 2,1 \text{ mm}$$

$$r = 0,5t$$

$$F_y = 325 \text{ MPa}$$

a) Determinação das larguras de cálculo das placas

$$b'_1 = b_1 - 3t = 100,0 - 3 * 2,1 = 93,7 \text{ mm}$$

$$b'_2 = b_2 - 3t = 50,0 - 3 * 2,1 = 43,7 \text{ mm}$$

$$b'_3 = b_3 - 3t = 20,0 - 3 * 2,1 = 13,7 \text{ mm}$$

$$b'_4 = b_4 - 3t = 20,0 - 1,5 * 2,1 = 16,85 \text{ mm}$$

b) Cálculo das Larguras efetiva das placas

$$\lambda_{p1} = (1,05/\sqrt{4}) (93,7 / 2,1) \sqrt{325/200000} = 0,994 > 0,67 \text{ (placa esbelta)}$$

$$\lambda_{p2} = (1,05/\sqrt{4}) (43,7 / 2,1) \sqrt{325/200000} = 0,44 < 0,67 \text{ (placa compacta)}$$

$$\lambda_{p3} = (1,05/\sqrt{4}) (13,7 / 2,1) \sqrt{325/200000} = 0,133 < 0,67 \text{ (placa compacta)}$$

$$\lambda_{p4} = (1,05/\sqrt{4}) (16,85 / 2,1) \sqrt{325/200000} = 0,518 < 0,67 \text{ (placa esbelta)}$$

$$b_{efl} = 1/0,994 (1 - 0,22/0,994) 93,7 = 76,13 \text{ mm}$$

c) Cálculo da área efetiva dea seção transversal

$$A_e = 3\pi (2,1)^2 + 76,13 * 2,1 + 2 (43,7 + 13,7 + 16,85) * 2,1$$

$$A_e = 41,57 + 159,87 + 311,85 = 513,28 \text{ mm}^2$$

d) Carga última teórica N_{uth}

$$N_{uth} = 513,28 * 325 = \underline{166,8 \text{ kN}}$$

4)Corpo de prova CP4

$$t = 3,1\text{mm}$$

$$r = 0,5t$$

$$F_y = 306\text{ MPa}$$

a) Determinação das larguras de cálculo

$$b'_1 = b_1 - 3t = 250,0 - 3 * 3,1 = 240,7\text{ mm}$$

$$b'_2 = b_2 - 3t = 85,0 - 3 * 3,1 = 75,7\text{ mm}$$

$$b'_3 = b_3 - 3t = 45,0 - 3 * 3,1 = 35,7\text{ mm}$$

$$b'_4 = b_4 - 3t = 45,0 - 1,5 * 3,1 = 40,35\text{ mm}$$

b)Cálculo das larguras efetivas das placas

$$\lambda_{p1} = (1,05/\sqrt{4}) (240,7 / 2,1) \sqrt{306/200000} = 1,594 > 0,67 \text{ (placa esbelta)}$$

$$\lambda_{p2} = (1,05/\sqrt{4}) (75,7 / 3,1) \sqrt{306/200000} = 0,501 < 0,67 \text{ (placa compacta)}$$

$$\lambda_{p3} = (1,05/\sqrt{4}) (35,7 / 3,1) \sqrt{306/200000} = 0,236 < 0,67 \text{ (placa compacta)}$$

$$\lambda_{p4} = (1,05/\sqrt{4}) (40,35 / 3,1) \sqrt{306/200000} = 0,815 > 0,67 \text{ (placa esbelta)}$$

$$b_{ef1} = 1/1,594 (1 - 0,22/1,594) 240,7 = 130,16\text{ mm}$$

$$b_{ef4} = 1/0,815 (1 - 0,22/0,815) 40,35 = 36,15\text{ mm}$$

c) Cálculo da área efetiva dea seção transversal

$$A_e = 3 \pi (3,1)^2 + 130,16 * 3,1 + 2 (75,7 + 35,7 + 36,15) * 3,1$$

$$A_e = 90,57 + 403,496 + 914,81 = 1408,88 \text{ mm}^2$$

d) Carga última teórica N_{uth}

$$N_{uth} = 1408,88 * 306 = \underline{431,1 \text{ kN}}$$

5)Corpo de prova CP5

$$t = 3,1 \text{ mm}$$

$$r = 0,5t$$

$$F_y = 306 \text{ MPa}$$

a) Determinação das larguras de cálculo das placas

$$b'_1 = b_1 - 3t = 300,0 - 3 * 3,1 = 290,7 \text{ mm}$$

$$b'_2 = b_2 - 3t = 95,0 - 3 * 3,1 = 85,7 \text{ mm}$$

$$b'_3 = b_3 - 3t = 60,0 - 3 * 3,1 = 50,7 \text{ mm}$$

$$b'_4 = b_4 - 3t = 40,0 - 1,5 * 3,1 = 35,35 \text{ mm}$$

b)Cálculo das Larguras efetivas das placas

$$\lambda_{pl} = (1,05/\sqrt{K}) (b/t) \sqrt{F_y/E}$$

$$\lambda_{pl} = (1,05/\sqrt{4}) (290,7/3,1) \sqrt{306/200000} = 1,925 > 0,67 \text{ (placa esbelta)}$$

$$\lambda_{p2} = (1,05/\sqrt{4}) (85,7 / 3,1) \sqrt{306/200000} = 0,568 < 0,67 \text{ (placa compacta)}$$

$$\lambda_{p3} = (1,05/\sqrt{4}) (50,7 / 3,1) \sqrt{306/200000} = 0,336 < 0,67 \text{ (placa compacta)}$$

$$\lambda_{p4} = (1,05/\sqrt{4}) (35,35 / 2,1) \sqrt{306/200000} = 0,714 > 0,67 \text{ (placa esbelta)}$$

$$b_{ef1} = 1/1,925 (1 - 0,22/1,925) 290,7 = 133,75 \text{ mm}$$

$$b_{ef4} = 1/0,714 (1 - 0,22/0,714) 35,35 = 34,25 \text{ mm}$$

c) Cálculo da área efetiva da seção transversal

$$A_e = 3 \pi (3,1)^2 + 133,75 * 3,1 + 2 (85,7 + 50,7 + 34,25) * 3,1$$

$$A_e = 90,57 + 414,63 + 1058,03 = 1563,23 \text{ mm}^2$$

d) Carga última teórica N_{uth}

$$N_{uth} = 1563,23 * 306 = \underline{478,3 \text{ kN}}$$

A3.2 - Cálculo da Carga Última Teórica N_{uth} segundo o Método das Áreas Efetivas (M.A.E.)

Os valores das tensões críticas de flambagem local encontram-se na Tabela 3.2.

a) Cálculo da esbeltez relativa dos perfis λ_p

$$\lambda_p = \sqrt{F_y/\sigma_{cr}} \quad \text{eq.(4.5)}$$

$$\text{-CP1 } -\lambda_p = \sqrt{325/183} = 1,33$$

$$\text{-CP2} - \lambda_p = \sqrt{325/242} = 1,16$$

$$\text{-CP3} - \lambda_p = \sqrt{325/416} = 0,88$$

$$\text{-CP4} - \lambda_p = \sqrt{306/153} = 1,41$$

$$\text{-CP5} - \lambda_p = \sqrt{306/107} = 1,70$$

b) - Coeficiente $Q = N_{uth}/N_y$

$$Q = 1/\lambda_p (1 - 0,22/\lambda_p) \quad \text{eq.(4.6)}$$

$$\text{CP1} - \lambda_p = 1/1,33 (1 - 0,22/1,33) = 0,62751$$

$$\text{CP2} - \lambda_p = 1/1,16 (1 - 0,22/1,16) = 0,69857$$

$$\text{CP3} - \lambda_p = 1/0,88 (1 - 0,22/0,88) = 0,85227$$

$$\text{CP4} - \lambda_p = 1/1,41 (1 - 0,22/1,41) = 0,59856$$

$$\text{CP5} - \lambda_p = 1/1,70 (1 - 0,22/1,70) = 0,51211$$

c) Cálculo da Área da Seção Transversal dos perfis

$$\text{CP1} - A = [147,9 + 2 (67,9 + 37,9 + 28,95)] * 2,1 = 876,54 \text{ mm}^2$$

$$\text{CP2} - A = [124,9 + 2 (57,9 + 27,9 + 28,95)] * 2,1 = 744,24 \text{ mm}^2$$

$$\text{CP3} - A = [97,9 + 2 (47,9 + 17,9 + 18,95)] * 2,1 = 561,54 \text{ mm}^2$$

$$\text{CP4} - A = [246,9 + 2 (81,9 + 41,9 + 43,45 + 38,45)] * 3,1 = 1802,34 \text{ mm}^2$$

$$\text{CP5- } A = [296,9 + 2(91,9 + 56,9 + 38,45)] * 3,1 = 2081,34 \text{ mm}^2$$

d) Cálculo da Carga Última Teórica N_{uth}

$$\text{CP1 - } N_{\text{uth}} = 0,62751 * 876,54 * 325 = \underline{178,76 \text{ kN}}$$

$$\text{CP2 - } N_{\text{uth}} = 0,69857 * 744,24 * 325 = \underline{168,97 \text{ kN}}$$

$$\text{CP3 - } N_{\text{uth}} = 0,85227 * 561,54 * 325 = \underline{155,54 \text{ kN}}$$

$$\text{CP4 - } N_{\text{uth}} = 0,59856 * 1802,34 * 306 = \underline{330,12 \text{ kN}}$$

$$\text{CP5 - } N_{\text{uth}} = 0,51211 * 2081,34 * 306 = \underline{326,16 \text{ kN}}$$