

UNIVERSIDADE FEDERAL DE OURO PRETO  
ESCOLA DE MINAS  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL  
CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL  
PROGRAMA DE MESTRADO EM CONSTRUÇÃO METÁLICA

**UM ESTUDO TEÓRICO-EXPERIMENTAL DE VIGAS METÁLICAS DE  
SEÇÃO TRANSVERSAL EM "S"**

pela

Eng.<sup>a</sup> Civil Andréa Zadra Armond

Orientada por

Prof. Dr. Antônio Maria Claret de Gouvêia

e por

Prof. Dr. Francisco Carlos Rodrigues

Ouro Preto, janeiro de 1996

ARMOND, ANDRÉA ZADRA

Um Estudo Teórico-Experimental de Vigas Metálicas de Seção Transversal em "S" [Ouro Preto } 1996, x, 92p. 29,7cm  
Escola de Minas/UFOP, M.Sc., Engenharia Civil, 1996).

Dissertação - Universidade Federal de Ouro Preto, Escola de Minas.

1. Estabilidade Estrutural
2. Estrutura Metálica
3. Perfis de Chapa Dobrada

I. Escola de Minas/UFOP

II. Título (série)

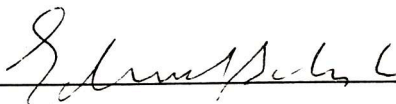
# UM ESTUDO TEÓRICO-EXPERIMENTAL DE VIGAS METÁLICAS DE SEÇÃO TRANSVERSAL EM "S"

DISSERTAÇÃO APRESENTADA AO CORPO DOCENTE DO PROGRAMA DE  
MESTRADO EM CONSTRUÇÃO METÁLICA DO CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM  
ENGENHARIA CIVIL DO DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL DA ESCOLA DE  
MINAS DA UFOP COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS À OBTENÇÃO  
DO TÍTULO DE MESTRE EM CIÊNCIAS DE ENGENHARIA CIVIL

Aprovada por:



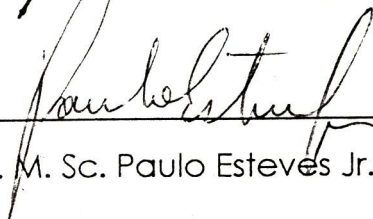
Prof. Dr. Antonio Maria Claret de Gouvêia, EM/UFOP  
Presidente



Prof. Dr. Eduardo de Miranda Batista, COPPE/UF RJ



Prof. Dr. Francisco Carlos Rodrigues, EM/UFOP



Eng. M. Sc. Paulo Esteves Jr., CSN

Ouro Preto, MG - Brasil

Janeiro de 1996

Ao Alê

## **AGRADECIMENTOS**

Aos professores Francisco Carlos Rodrigues e Antônio Maria Claret de Gouvêia, pela valiosa orientação na realização deste trabalho.

Ao Alessandro, pelo amor, incentivo e paciência a mim dedicados. durante a realização deste trabalho.

A meus pais e irmãos, pelo apoio e incentivo.

Aos professores do Programa de Engenharia Civil da UFOP, pelos ensinamentos transmitidos.

Aos funcionários do Laboratório de Estruturas da UFOP, pela dedicação durante a montagem para execução dos ensaios.

A CSN, pelo fornecimento dos perfis.

A USIMINAS, pelo apoio dado ao Mestrado.

Ao Rodrigo, da REM, pela digitação deste trabalho.

RESUMO DA DISSERTAÇÃO APRESENTADA AO CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL DO DECIVEM/UFOR COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE.

**UM ESTUDO TEÓRICO-EXPERIMENTAL DE VIGAS METÁLICAS DE SEÇÃO TRANSVERSAL EM "S"**

ANDRÉA ZADRA ARMOND

JANEIRO DE 1996

Orientadores: Antônio Maria Claret de Gouvêia

Francisco Carlos Rodrigues

Neste trabalho são apresentadas as análises teóricas e experimentais elaboradas para se conhecer o comportamento e a resistência de vigas de seção transversal em "S", fabricadas com chapas finas de aço dobradas a frio. Essas vigas destinam-se principalmente à construção de habitações populares.

As análises teóricas foram conduzidas no regime elástico linear sob a ação de cargas estáticas, sendo utilizados para isto um modelo para análise de estruturas prismáticas laminares, o Método dos Elementos Finitos e formulações determinadas a partir da Teoria Clássica de Vigas.

Os resultados experimentais foram, então, comparados com as previsões obtidas com os três métodos teóricos e com as prescrições de norma técnica referentes à resistência do elemento estrutural.

A comparação entre os resultados teóricos e os experimentais tem por objetivo principal indicar os métodos mais adequados para análise de tensões e deformações dos perfis "S" quando solicitados como vigas.

## ÍNDICE

Capítulo 1	1
Introdução	1
1.1 Apresentação	1
1.2 Objetivo	2
1.3 Metodologia	2
1.4 Perfis Leves	2
1.5 Normas Técnicas	5
1.6 Considerações de Projeto	5
1.6.1 Flambagem	6
1.6.2 Rigidez à Torção	6
1.6.3 Efeitos da Conformação a Frio	7
1.6.4 Ligações	7
1.7 Aplicação dos Perfis "5"	7
1.8 Nomenclatura	8
Capítulo II	9
Análises Teóricas e Prescrições de Norma	9
2.1 Introdução	9
2.2 Teoria Clássica de Vigas	9
2.3 Método dos Elementos Finitos	10
2.3.1 Introdução	10
2.3.2 Aplicação do Método dos Elementos Finitos aos Perfis "5"	11
2.3.3 Caracterização dos Elementos Shell	13
2.4 Modelo para Análise Elástica de Estruturas Prismáticas Laminares	15
2.5 Prescrições de Norma Técnica	16
Capítulo III	18
Programa Experimental	18
3.1 Nomenclatura dos Perfis Ensaçados	18



3.2 Propriedades Geométricas e Físicas	20
3.2.1 Propriedades Geométricas	20
3.3 Propriedades dos Aços	23
3.4 Sistemas de Ensaio	24
3.4.1 Esquema de Carregamento	24
3.4.2 Aplicação de Cargas e Sistema de Apoios	25
3.4.3 Instrumentação Utilizada	27
3.4.4 Aquisição e Tratamento de Dados	31
Capítulo IV	33
Resultados Teóricos-Experimentais	33
4.1 Introdução	33
4.2 Comparação Conceitual dos Métodos Analíticos	34
4.3 Análise do Modelo M2AZ	36
4.4 Análise do Modelo M19AC	40
4.5 Análise do Modelo M20AC	43
4.6 Análise do Modelo M17AC	46
4.7 Análise do Modelo M1AZ	48
Capítulo V	51
Análise do Comportamento Experimental	51
5.1 Perfil M21AC	51
5.2 Perfil M4AZ	54
5.2.1 Ensaio na Posição Vertical	54
5.2.2 Ensaio na Posição Horizontal	56
5.3 Perfil M20AC	57
5.4 Perfil M17AC	61
5.5 Perfil M1AZ	64
5.6 Perfil M19AC	68

5.7 Perfil M2AZ	71
5.8 Comparação das Prescrições de Norma Técnica e os Resultados Experimentais	74
Capítulo VI	77
Conclusões e Sugestões	77
Capítulo VII	79
Referências Bibliográficas	79

# **CAPÍTULO 1**

## **INTRODUÇÃO**

### **1.1 APRESENTAÇÃO**

Descrevem-se, neste trabalho, as análises teóricas e experimentais conduzidas para se conhecer o comportamento estrutural de vigas de seção transversal em "S", confeccionadas com chapas finas de aço. Essas vigas são objeto de uma solicitação de patente de propriedade da Companhia Siderúrgica Nacional (CSN) e destinam-se à construção de estruturas leves.

As análises são conduzidas no regime elástico linear sob a ação de cargas estáticas. Entretanto, as vigas ensaiadas são levadas à ruptura, sendo feita uma descrição do estado-limite verificado.

Nos itens seguintes, descrevem-se os objetivos do trabalho desenvolvido, a metodologia empregada e discutem-se sucintamente alguns aspectos que são importantes no projeto de estruturas de perfis leves e que, por isso, são relevantes nas análises conduzidas.

No Capítulo II, os métodos analíticos empregados no cálculo de tensões e deformações das vigas em "S" e as prescrições normativas aplicáveis são descritos. No Capítulo III descreve-se o programa experimental desenvolvido. Nos Capítulos IV e V são apresentados estudos comparativos de resultados experimentais e analíticos. As conclusões deste trabalho e as sugestões para futuros projetos de pesquisa são apresentadas no Capítulo VI.

## **1.2 OBJETIVO**

O presente trabalho tem por objetivo verificar experimentalmente o comportamento estrutural de vigas leves de seção transversal em "S". A comparação entre resultados experimentais e analíticos visa indicar os métodos mais adequados para análise de tensões e deformações nesse tipo de perfil quando solicitado como viga.

## **1.3 METODOLOGIA**

Foi elaborado um programa experimental envolvendo o ensaio de vigas biapoiadas sob cargas concentradas aplicadas nos terços do vão. Foram realizadas medições de tensões e de deslocamentos nas seções de maior solicitação do perfil durante os diversos estágios do carregamento imposto. Em seguida, as vigas foram levadas à situação de colapso e, posteriormente, foram feitos relatos qualitativos.

Os resultados experimentais foram, então, comparados com as previsões analíticas obtidas por um programa de análise elástica de estruturas prismáticas lineares, pelo Método dos Elementos Finitos e pela Teoria Clássica de Viga. As prescrições de norma técnica referentes à resistência do elemento estrutural também foram utilizadas para a verificação dos resultados experimentais.

## **1.4 PERFIS LEVES**

As estruturas de aço na construção civil, podem ser classificadas quanto ao tipo das perfis utilizados em duas categorias: a estrutura pesada, construída

com perfis laminados a quente ou com perfis soldados, e a estrutura leve, construída com perfis conformados a frio a partir de chapas finas.

A produção de uma chapa de aço inicia-se com uma placa grossa, com espessura de 100mm a 225mm, que é passada através de uma série de laminadores a quente até atingir espessuras variando entre 1 2,5mm e 25mm. Quando são necessárias chapas mais finas, com espessuras que variam entre 0,4mm e 4,75mm, as chapas são laminadas a frio. A laminação a frio pode ser combinada com operações para tratamento térmico, visando adequar as propriedades mecânicas do material.

As chapas produzidas a quente ou a frio, em geral, devem estar em conformidade com especificações da American Society for Testing and Materials (ASTM). As chapas finas podem ser fornecidas na forma em que são produzidas após a laminação a frio ou podem ser galvanizadas para adquirir resistência à corrosão.

Os perfis leves podem ser classificados, de forma genérica, como barras estruturais: os painéis são destinados a formas, pisos, telhados e paredes. São conformados à temperatura ambiente, a partir de chapas finas de aço, por dois processos distintos denominados perfilagem e dobragem.

No processo denominado perfilagem, a chapa é alimentada continuamente através de um sistema de rolos ajustados para produzir a seção transversal final desejada. Trata-se de um processo bastante preciso e aplicável nos casos em que se necessita de grande produção.

O processo de dobragem, empregado na fabricação de perfis, consiste na utilização de moldes e de dispositivos para aplicação de uma força capaz de conformar a chapa original. Esse processo é aplicável nos casos em que

se necessita de pequena produção ou, ainda, nas situações em que a geometria da seção transversal é inadequada para o emprego da perfilagem.

O processo de conformação a frio aumenta a tensão limite de escoamento e o limite de resistência à tração, ao mesmo tempo que diminui a ductilidade do aço empregado na fabricação do perfil. Essas alterações de propriedades físicas dependem muito do grau de trabalho a que são submetidas as diversas partes do perfil para formar a geometria da seção transversal e também da diferença entre a tensão limite de escoamento e o limite de resistência à tração na chapa original. É razoável, portanto, esperar que a distribuição das propriedades mecânicas do material seja distinta para cada tipo de seção transversal de perfis conformados a frio.

Outro efeito oriundo da dobragem a frio é o acréscimo do nível das tensões residuais nas paredes do perfil. A distribuição e a intensidade dessas tensões também dependem do processo de conformação adotado. De acordo com pesquisas realizadas por Rodrigues (1993), foi verificado que o acréscimo de tensões residuais é bastante baixo, especialmente no que conceme àquelas de origem extensorial. Admite-se no entanto que na região dos cantos dobrados ocorram níveis de tensões residuais mais elevados.

A maior vantagem dos perfis leves conformados a frio é a variedade de formas de seção transversal que se pode produzir, visando atender adequadamente os requisitos de projeto. Esses perfis combinam leveza e alta resistência, qualidade de fabricação e detalhamento preciso, facilidade de manuseio e transporte. Para cargas leves! comuns em construções de até dok andares, a economicidade dos perfis leves em relação aos perfis pesados é grande.

Os painéis conformados a frio não só resistem a cargas normais a seu plano como também atuam como diafragmas para resistir a cargas situadas em seu próprio plano. A sua utilização como forma para lajes de concreto armado, podendo também participar como armadura positiva, é cada vez maior nas edificações, como é o caso dos steel-decks".

Nas construções pesadas, os perfis conformados a frio são ainda utilizados em estruturas secundárias, como as de piso e de telhado.

## **1.5 NORMAS TÉCNICAS**

Nos Estados Unidos, o projeto de estruturas de aço conformado a frio é regulamentado pelas especificações do American Iron and Steel Institute (AISI). A primeira edição da norma "Specification for the design of cold formed steel structural members" foi publicada em 1946, sendo sua última edição de 1991, esta com base nos princípios dos estados-limite.

No Canadá, existe a norma "The design of cold formed steel structural members", cuja primeira versão foi publicada em 1963. Atualmente, essa norma é baseada nos princípios de estados-limite de projeto e sua última versão data de 1989.

Na ausência de norma brasileira atualizada e válida para aplicação específica às estruturas de perfis leves, este trabalho empregou a última versão da norma AISI.

## **1.6 CONSIDERAÇÕES GERAIS DO PROJETO**

### **1.6.1 FLAMBAGEM**

Talvez o aspecto mais importante do projeto de estruturas de perfis leves seja a atenção que se deve dar à estabilidade. Nas estruturas convencionais, usando perfis pesados, laminados a quente ou soldados, em geral, a flambagem local é impedida com seções suficientemente compactas ou empregando enrijecedores, quando necessário. Entretanto, nas estruturas leves, os perfis têm elementos cuja razão largura/espessura é usualmente grande. Esses elementos podem apresentar flambagem localizada, mesmo para tensões muito abaixo do limite de escoamento do material, quando sujeitos a compressão axial, compressão na flexão e cisalhamento.

Geralmente a flambagem local de perfis leves não significa necessariamente a perda total da capacidade de suportar o carregamento. Ao contrário, os elementos estruturais apresentam capacidade de carga pós-crítica que pode ser, muitas vezes, superior à carga de flambagem local. Por razões econômicas, no projeto de estruturas de perfis leves necessita-se levar em consideração esse fato, exigindo, porém, análise estrutural mais sofisticada.

### **1.61 RIGIDEZ À TORÇÃO**

A rigidez à torção de seções abertas é proporcional ao cubo da espessura do material. Esse fato explica a pequena rigidez à torção dos perfis leves. Esses perfis, em geral, não têm seções transversais duplamente simétricas, resultando em um centro de cisalhamento não coincidente com centróide da seção. Desse modo, os perfis leves são comumente solicitados à flexão e à torção. Logo, a flambagem por flexão ou flexo-torção na compressão, ou



a flambagem lateral com torção no caso de vigas devem ser consideradas no projeto de estruturas de perfis leves.

### **1.6.3 EFEITOS DA CONFORMAÇÃO A FRIO**

A conformação a frio, como mencionado, produz um aumento da tensão-limite de escoamento e do limite de resistência à tração do aço, além de provocar o acréscimo do nível das tensões residuais do aço. Essas alterações associadas às propriedades físicas do material podem ser consideradas de acordo com algumas normas de projeto, tal como o AISI (1991).

### **1.6.4 LIGAÇÕES**

O projeto das ligações de perfis leves é mais complexo que o de perfis pesados porque os fenômenos localizados podem ocorrer com maior frequência. Nesse caso, a espessura da chapa de aço é uma variável importante. Os métodos de conexão são diversos, incluindo o uso de parafusos, rebites e soldas.

As ligações de perfis leves devem necessariamente considerar a possibilidade de corrosão do material, acelerada pelas altas tensões introduzidas.

## **1.7 APLICAÇÃO DOS PERFIS "S"**

Os perfis "S" podem ser aplicados como vigas e como colunas na estruturação de construções leves. Neste trabalho, somente o comportamento de vigas biapoladas está sendo examinado.

A comercialização dos perfis "S" é feita segundo dimensões-padrão da seção transversal ( um manual de sua aplicação para implementar o consumo está sendo elaborado). Entretanto, ele pode ser conformado com dimensões diferentes das padronizadas e, nesse caso, o engenheiro de estruturas deverá efetuar as análises pertinentes para verificar o atendimento de critérios de resistência e deformação.

## **1.8 NOMENCLATURA**

Neste trabalho, empregou-se a expressão viga "S" para designar a viga biapolada construída a partir de um perfil leve de seção transversal em "S". Ocasionalmente, na análise experimental, utilizou-se também a expressão "modelo" e "perfil" para se referir à mesma viga "S".

## **CAPÍTULO II**

### **ANÁLISES TEÓRICAS E PRESCRIÇÕES DE NORMA**

#### **2.1 INTRODUÇÃO**

As análises teóricas foram conduzidas com o objetivo de verificar a aplicabilidade de diferentes métodos no dimensionamento de vigas "S". A análise mais simples foi naturalmente aquela feita com a Teoria Clássica de Vigas e a mais sofisticada foi feita com o emprego do Método de Elementos Finitos. Utilizou-se também um modelo para análise de estruturas prismáticas laminares, porque o método utilizado alia simplicidade na discretização do modelo e leva em consideração o comportamento de placa e de chapa dos elementos.

Em seguida, fez-se um resumo dos métodos analíticos empregados, com ênfase para as hipóteses básicas adotadas em cada um. Como esses métodos são extensivamente abordados na literatura técnica, o que aqui se apresenta destina-se apenas a orientar futuras consultas dos interessados.

#### **2.2 TEORIA CLÁSSICA DE VIGAS**

O comportamento de barras sujeitas a cargas normais a seu eixo de flexão, cujas forças resultantes passem pela linha do centro de cisalhamento ou centro de torção, é tal que apenas tensões normais de flexão ocorrem. Heins (1975) apresenta de forma detalhada a Teoria Clássica de Vigas. através da qual podem-se calcular as tensões normais na flexão assimétrica.

A Teoria Clássica de Vigas assume as seguintes hipóteses:

- 1.<sup>a</sup>) a Lei de Hooke é válida, ou seja, as tensões são proporcionais às deformações;
- 2.<sup>a</sup>) o Princípio da Superposição dos Efeitos é válido;
- 3.<sup>a</sup>) é válida a hipótese de Navier, isto é, as seções planas permanecem planas.

Desta forma, no presente trabalho, o emprego desta teoria está limitado ao cálculo elástico-linear.

## **2.3 MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS**

### **2.3.1 INTRODUÇÃO**

O objetivo deste item é delinear superficialmente o Método dos Elementos Finitos utilizado na análise automática dos perfis "S", apenas com a intenção de fornecer elementos básicos para compreensão efetiva das comparações realizadas no Capítulo IV. Esse método possui, na realidade, desenvolvimento matemático laborioso, que não será aqui apresentado.

O Método dos Elementos Finitos foi utilizado na análise dos perfis "S" através de um elemento aplicado a cascas poliédricas, denominado SHELL, implementado na biblioteca de elementos do SAP90 (Wilson *et al.*, 1992).

Na análise de estruturas, o Método dos Elementos Finitos pode ser visto como uma técnica numérica que permite a solução de problemas de mecânica do contínuo através da discretização do todo em um conjunto finito de elementos interconectados nos seus nós. Os elementos são estudados escolhendo-se funções de deslocamentos ou funções de tensões, que se

supõe adequadas para descrever o seu comportamento estrutural individual.

Para assegurar que a montagem dos elementos reconstitua tanto quanto possível o contínuo original, uma série de condições de contorno interelementos em deslocamentos ou em tensões é imposta às funções anteriormente assumidas.

O Método dos Elementos Finitos, em sua formulação matemática rigorosa, naturalmente envolve questões que fogem ao domínio deste trabalho. Há uma extensa literatura sobre o assunto e boa parte dela é citada no conhecido livro de Zienkiewicz (1989).

### **2.3.2 APLICAÇÃO DO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS AOS PERFIS "S"**

A abordagem do problema das cascas poliédricas pelo Método dos Elementos Finitos é a mais geral possível. Com efeito, não há restrições quanto aos carregamentos ou quanto às condições de contorno a serem adotadas: o tamanho, a espessura e as propriedades físicas de cada elemento podem variar ao longo da estrutura. Assim é possível adotar malhas de tamanhos diferentes com a intenção de particularizar o estudo de determinada faixa da estrutura.

Nas pesquisas de elementos finitos para a aplicação específica em cascas poliédricas, verificou-se que algumas características permanecem comuns e são previamente assumidas. Por exemplo:

a) cada elemento finito é de espessura uniforme, feito com um material elástico, homogêneo e isotrópico, sendo a relação entre ações e deslocamentos linear, isto é, o princípio da superposição é aplicável:

b) as tensões no plano de cada elemento são determinadas através dos deslocamentos correspondentes com uso das equações da teoria da elasticidade para o estado plano de tensões;

c) os momentos fletores e de torção em cada elemento são determinados através dos deslocamentos normais ao plano de cada elemento, com uso da teoria das placas delgadas.

As hipóteses b e c correspondem a uma abordagem geralmente adotada nos diferentes métodos de análise das cascas poliédricas: o comportamento das diversas paredes da estrutura ou de seus elementos é dividido em dois estádios superpostos, quais sejam: o comportamento como chapa e o comportamento como placa.

Para o estado plano de tensões, uma solução exata, segundo a teoria da elasticidade, deve satisfazer às equações de equilíbrio, às relações tensão-deformação, às condições de compatibilidade e às condições de contorno em forças e em deslocamentos.

Para a solicitação da estrutura como placa, uma solução exata deve satisfazer às equações da clássica teoria das placas delgadas, ou seja, condições de equilíbrio, relações deslocamento-curvatura, relações momento-curvatura e condições de contorno em forças, momentos e deslocamentos.

A estrutura obtida através da interconexão nodal de um número finito de elementos, só reconstitui aproximadamente a estrutura original, porquanto,

em cada caso, as equações anteriormente referidas são satisfeitos apenas nos pontos nodais dos elementos e não ao longo de suas interfaces.

Os elementos finitos podem ser classificados em três tipos, segundo as condições que satisfazem, entre aquelas enunciadas nos dois estádios de solicitação anteriores, quais sejam: modelos em deslocamentos, modelos em tensões e modelos mistos.

### **2.3.3 CARACTERIZAÇÃO DOS ELEMENTOS SHELL**

A obtenção dos elementos para a análise de cascas poliédricas é viabilizada principalmente pela hipótese de independência das solicitações do elemento por forças situadas em seu próprio plano, gerando um estado plano de tensões, e por forças normais ao seu plano, gerando uma solicitação típica de placas delgadas. Resulta dessa hipótese que um elemento destinado à análise de cascas poliédricas pode ser obtido pelo acoplamento da matriz de rigidez de um elemento para estado plano de tensões à matriz de rigidez de um elemento para placas delgadas em flexão.

O elemento de membrana tem as seguintes incógnitas nodais:  $UX(FX)$ ,  $UY(FY)$ ,  $UZ(FZ)$ ,  $RX(MX)$ ,  $RY(MY)$  e  $RZ(MZ)$ , cujo significado consta da Figura 2.1. O elemento de placa é um modelo em deslocamentos e possui quatro pontos nodais com as incógnitas  $UX(FX)$  e  $UY(FY)$ . Os deslocamentos assumidos em seu plano variam de acordo com polinômios incompletos do segundo grau, sendo a variação sobre os lados linear. Já o elemento casca possui quatro pontos nodais com as incógnitas  $UZ(FZ)$ ,  $RX(MX)$  e  $RY(MY)$ . O campo de deslocamentos assumidos para as deflexões  $UZ(FZ)$  é baseado em um polinômio incompleto de quarta ordem. Trata-se de um elemento não

conforme, isto é, não se verifica a compatibilidade entre deslocamentos normais aos lados de elemento.

Na análise da viga "S", foram utilizados 1440 elementos com um total de 1573 nós. Os elementos têm as seguintes dimensões em mm: 22,5x25 nas mesas superior, média e inferior e nas almas superior e inferior; 12x25 em ambos os enrijecedores de borda. A Figura 2.2 apresenta esquematicamente a discretização do perfil "S" em elementos finitos.

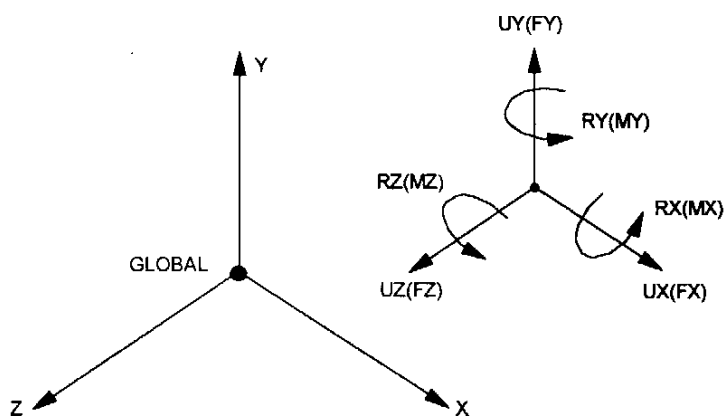


Figura 2.1 - Deslocamentos e reações positivos do nó do elemento de membrana.

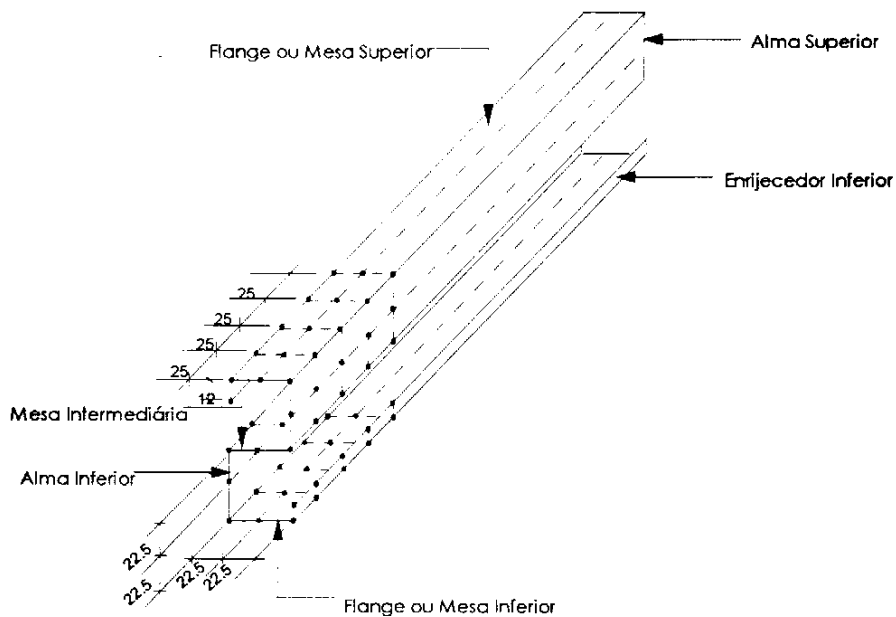




Figura 2.2 - Discretização do perfil "S" em elementos finitos.

## **2.4 MODELO PARA ANÁLISE ELÁSTICA DE ESTRUTURAS PRISMÁTICAS LAMINARES**

O modelo para análise elástica de estruturas prismáticas laminares (MAEEPL) é conceitualmente bem apresentado por Castrillon (1970), que conceitua uma estrutura laminar como uma casca prismática, formada por uma série de placas planas e delgadas, ligadas rigidamente em suas bordas comuns, constituindo, assim, uma estrutura espacial resistente. Tal estrutura geralmente contém diafragmas integrais em seus extremos. Sua construção é particularmente apropriada para vencer grandes vãos com seções transversais consideravelmente esbeltas, tirando proveito do comportamento das cascas delgadas.

Por propiciar rápida convergência e fácil entrada de dados em programas de cálculos eletrônicos, o MAEEPL é apropriado para a análise do comportamento de estruturas prismáticas, tais como as estruturas formadas por placas esbeltas ou cascas.

O programa utilizado para a análise aqui apresentada foi implementado por Castrillón (1970) a partir de uma formulação em deslocamentos, levando-se em conta as seguintes hipóteses básicas:

- 1) o princípio da superposição dos efeitos é aplicável, isto é, a relação entre tensões e deformações é linear, as deformações são pequenas e há estabilidade de forma;
- 2) a estrutura é monolítica;

- 3) os diafragmas das seções extremas são infinitamente rígidos paralelamente a seu plano e perfeitamente flexíveis no sentido normal;
- 4) cada elemento é retangular e de espessura uniforme, sendo que as placas que apresentam mudança brusca de seção são tratadas como

tendo juntas livres, com alguns graus de liberdade em cada ponto de variação brusca;

- 5) a estrutura é carregada apenas em suas arestas longitudinais. Quando o carregamento dá-se na superfície dos elementos, o mesmo pode ser introduzido através de ações de engastamento perfeito aplicadas em sentido contrário nas juntas das placas.

## **2.5 PRESCRIÇÕES DE NORMA TÉCNICA**

Nesta pesquisa foram consideradas algumas prescrições do "LRFD Cold-Formed Steel Design Manual" (AISI, 1991), aplicáveis aos perfis aqui analisados quando solicitados como viga. Foi escolhida esta norma por ser a mais difundida internacionalmente e por estar fundamentada no Método dos Estados-Limite.

As especificações consideradas são aquelas relacionadas com a resistência à flexão pura. Foram determinadas as resistências das seções com base no início de escoamento da seção efetiva (Procedimento I do item C 3.1.1 da norma).

A resistência à flambagem lateral não foi calculada (item C 3.1.2 da norma) pelos motivos que se seguem:

1) como se pode depreender da Figura 3.4 e da Foto 3.1, o sistema de aplicação de carga confere ao perfil um travamento lateral, que não pode ser considerado através das prescrições;

2) mesmo que fosse conferido travamento pontual ao perfil - caracterizando três segmentos destravados, ou que o sistema de carregamento não oferecesse qualquer contraventamento ao perfil, o item C 3.1.2 não se aplicaria. Explicitamente, as prescrições são para perfis I, Z, C e outras seções monossimétricas.

## CAPÍTULO III

### PROGRAMA EXPERIMENTAL

#### 3.1 NOMENCLATURA DOS PERFIS ENSAIADOS

Foram ensaiados perfis fabricados com chapa fina de aço-carbono zincado, neste trabalho referido apenas como aço zincado, ou de aço-carbono, este sem tratamento superficial. A forma de "S" da seção transversal foi obtida por dobragem a frio em dobradeira tipo prensa. Para caracterização e conseqüente classificação dos perfis foram utilizados os seguintes parâmetros: tipo de aço, espessura média da chapa, presença ou não de enrijecedores de concreto, utilização ou não de parafusos nestes últimos (Figura 3.1).

Os perfis com espessura nominal de chapa de 1,65 mm foram fabricados com chapas de aço-carbono sem tratamento superficial. Os perfis com espessura nominal de 0,85 mm foram fabricados com chapa zincada. Todos os perfis têm um comprimento nominal de 3000 mm. A Tabela 3.1 apresenta a classificação dos perfis ensaiados como vigas.

Tabela 3.1 - Classificação dos modelos de perfis "S" ensaiados como vigas

GRUPO	PERFIL	AÇO/ ACABAMENTO	ESPESSURA MÉDIA(mm)	ENRIJE- CEDORES	PARAFUSOS	POSIÇÃO DA SEÇÃO
I	M20AC	Aço-carbono	1,57	NÃO	NÃO	VERTICAL
	M21AC	Aço-carbono	1,67	NÃO	NÃO	VERTICAL
	M4AZ	Aço zincado	0,85	NÃO	NÃO	VERTICAL E HORIZONTAL
II	M17AC	Aço-carbono	1,70	SIM	NÃO	VERTICAL
	M1AZ	Aço zincado	0,85	SIM	NÃO	VERTICAL
III	M19AC	Aço-carbono	1,68	SIM	SIM	VERTICAL
	M2AZ	Aço zincado	0,85	SIM	SIM	VERTICAL

A espessura média é a média das espessuras medidas nas seções transversais situadas nas extremidades e no centro do perfil.

Os enrijecedores de concreto utilizados são dispositivos construtivos que visam manter a forma da seção transversal, hipótese admitida em todas as simulações teóricas. Eles foram concretados nas extremidades (seções dos apoios) e nos terços dos perfis (pontos de aplicação das cargas concentradas), constituindo assim blocos (diafragmas) com 100 mm de comprimento. As outras dimensões são aproximadamente as da seção transversal. A Figura 3.1 apresenta esquematicamente as localizações dos enrijecedores nos perfis.

As prováveis resistências do concreto são 11,7 MPa, 17,2 MPa e 25,4MPa, respectivamente aos 3 dias, aos 7 dias e aos 28 dias. Para a mistura foi adotado o traço em volume de 1: 2 : 3 (traço em peso correspondente a 1 : 2,17 : 2,94), sendo o consumo de materiais por m<sup>3</sup> de concreto o seguinte: cimento-243 l ou 344 kg; areia- 486 l; brita-1: 728 l; água- 210 l (fator água cimento: 0,61).

Os parafusos com diâmetro de 1/4" foram instalados aos pares na direção longitudinal do perfil, em cada enrijecedor, estando a cabeça e a porca de cada parafuso apertadas contra os flanges superior e inferior da seção. Nas extremidades dos parafusos foram utilizadas arruelas apropriadas. A Figura 3.1 apresenta esquematicamente a localização dos pares de parafusos.

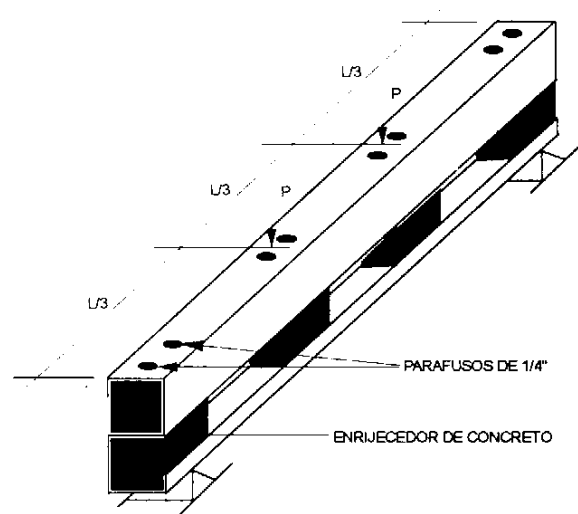


Figura 3.1 - Localização dos enrijecedores construídos com concreto.

A posição da seção considerada como VERTICAL corresponde à letra "S" ou ao símbolo "S", dependendo da posição do observador.

### 3.2. PROPRIEDADES GEOMETRICAS E FÍSICAS

#### 3.2.1 PROPRIEDADES GEOMÉTRICAS

Foram medidas com paquímetro e com micrômetro as dimensões das seções transversais dos perfis, a saber: larguras das mesas, alturas das almas, comprimentos dos enrijecedores de borda e a espessura da chapa. Os comprimentos dos perfis foram medidos com trena, com precisão de 0,5 mm. As medições foram realizadas nas extremidades e na seção central de cada perfil.

Na Figura 3.2 estão indicadas as dimensões medidas nas seções transversais dos perfis. A Tabela 3.2 apresenta os valores destas medições, incluindo o comprimento de cada perfil.

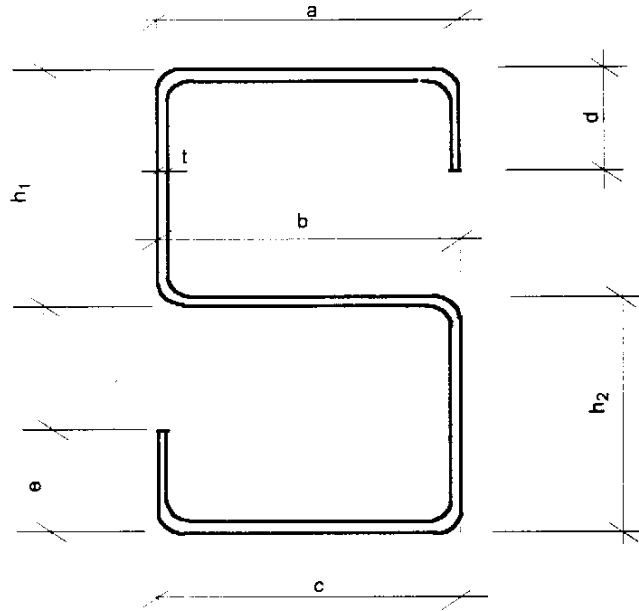


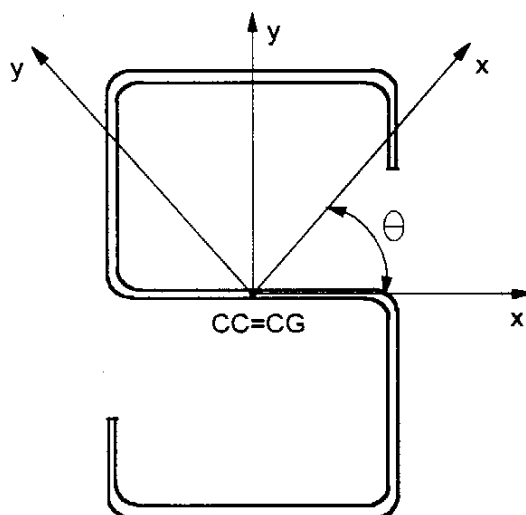
Figura 3.2 - Dimensões medidas na seção transversal.

Tabela 3.2 – Dimensões dos perfis (em mm)

PERFIS	SEÇÃO	t	a	b	c	d	e	h1	H2	L
M1AZ	X=0	0,85	45,40	48,35	45,30	11,5	11,85	45,4	45,6	3100
	X=L/2	0,85	45,10	----	45,35	12,1	12,2	45,1	44,3	
	X=L	0,85	44,80	51,80	44,85	11,6	11,85	44,7	44,85	
M2AZ	X=0	0,85	46,15	45,20	46,15	11,65	11,6	46,1	46,1	3100
	X=L/2	0,85	45,60	----	45,70	12,1	12,4	45,8	45,9	
	X=L	0,85	46,35	45,55	46,20	11,85	11,85	46,4	46	
M4AZ	X=0	0,85	46,20	45,50	46,00	11,65	11,6	46,3	46,05	3110
	X=L/2	0,85	45,75	----	45,25	12,15	12,3	45,8	45,7	
	X=L	0,85	46,15	45,95	45,95	11,85	11,95	46,1	46	
M19AC	X=0	1,65	45,40	43,70	45,20	11,9	11,85	45,3	45,2	3030
	X=L/2	1,70	45,20	----	45,50	11,35	12,6	45,6	45,55	
	X=L	1,60	45,60	43,35	45,40	12,1	11,8	45,5	45,55	
M20AC	X=0	1,60	45,10	44,75	45,30	11,4	11,9	45,2	45,2	3030
	X=L/2	1,55	44,50	----	44,75	12,2	12	46,85	45,9	
	X=L	1,55	45,55	44,00	45,55	11,9	11,8	45,55	45,4	

M21AC	X=0	1,65	45,30	44,70	45,40	11,65	11,8	45,4	45,35	3050
	X=L/2	1,70	45,40	----	45,10	11,8	11,3	46	46,3	
	X=L	1,65	45,55	44,80	45,55	11,9	12,05	46	45,45	

A Tabela 3.3, referida à Figura 3.3, apresenta algumas das propriedades geométricas de maior interesse dos perfis ensaiados, necessárias às análises dos efeitos de flexo-torção e instabilidade.



CC: Centro de cisalhamento

CG: Centro de gravidade

$x_1y_1$ : Eixos centrais não principais de inércia

X,Y: Eixos principais de inércia

Figura 3.3- Convenção de eixos para a seção transversal

Para os cálculos das propriedades geométricas foram utilizadas as dimensões nominais dos perfis.



Tabela 3.3 - Propriedades dos perfis

<b>PROPRIEDADES GEOMÉTRICAS</b>	<b>PERFIL AZ t=0,85 mm</b>	<b>PERFIL AC t=1,65 mm</b>
A: Área da seção transversal (mm <sup>2</sup> )	211,65	410,85
I <sub>x</sub> : Momento principal de inércia (mm <sup>4</sup> )	238770,11	463494,91
I <sub>y</sub> : Momento principal de inércia (mm <sup>4</sup> )	64704,19	123602,25
θ: ângulo do sistema principal com o sistema auxiliar (eixos centrais)	6°54'26''	6°54'26''
I <sub>t</sub> : Momento de inércia à torção (mm <sup>4</sup> )	50,97	372,85
C <sub>w</sub> : Momento de inércia setorial (constante de empenamento) (mm <sup>6</sup> )	248665146,63	482702931,69

### 3.3 PROPRIEDADES DOS AÇOS

Todos os perfis ensaiados no programa experimental desta pesquisa foram fabricados a partir da dobragem a frio de chapa fina de aço fabricada pela CSN.

Duas séries de três corpos de prova (uma para cada tipo de aço) foram submetidas à tração para a determinação de:  $f_y$ , limite de escoamento;  $f_u$ , limite de resistência à tração;  $\Delta L$ , alongamento residual após ruptura.

Os ensaios de tração foram realizados no Laboratório de Ensaio de Materiais da CSN, tendo sido utilizada a máquina Instron para aplicação das cargas. As dimensões dos corpos de prova e o procedimento dos ensaios seguiram os preceitos da NBR 6673 (ABNT, 1981), sendo as informações mais importantes apresentadas a seguir:

1) dimensões dos corpos de prova:

largura: 12,51 mm

espessuras das chapas:

AÇO	e1 (mm)	e2 (mm)	e3 (mm)
AC	1,54	1,54	1,54
AZ	0,802	0,789	0,802

2) velocidades de ensaio

até atingir  $f_y$ :  $v_1=0,2$  cm/min

após  $f_y$ :  $v_2=1,0$  cm/min

3) base de medida:  $L_0=50$ mm

Os valores médios obtidos para as propriedades mecânicas dos aços são apresentados na Tabela 3.4.

Tabela 3.4- Propriedades mecânicas dos aços (valores médios)

AÇO	$f_y$ (Mpa)	$f_u$ (Mpa)	$\Delta L$ (%)
Aço-carbono (AC)	302	391,6	34,2
Aço zincado (AZ)	624	689,6	9,0

### 3.4 SISTEMAS DE ENSAIO

#### 3.4.1 ESQUEMA DE CARREGAMENTO

Os perfis são ensaiados utilizando-se o esquema de carregamento

apresentado na Figura 3.4. As vigas, todas biapoiadas, são submetidas a flexão simples através de cargas concentradas aplicadas a um terço e a dois terços do vão.

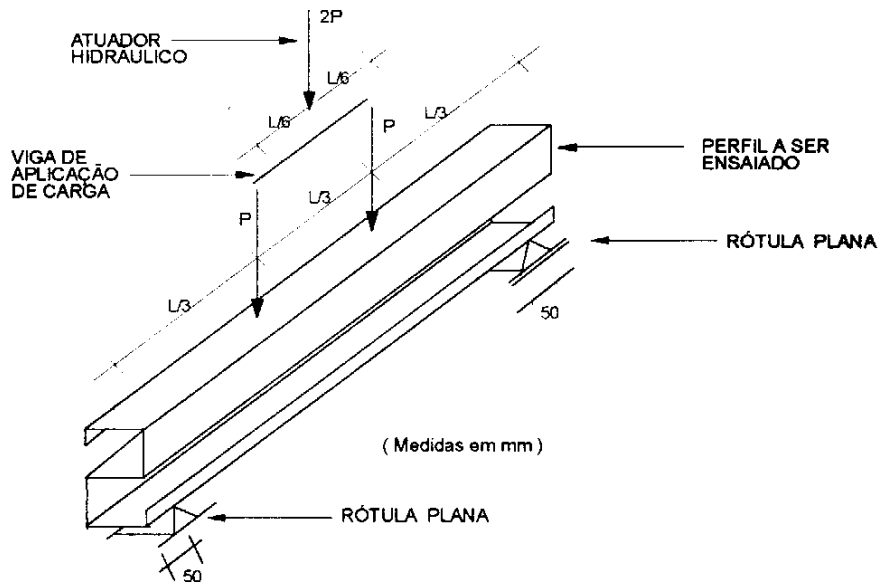


Figura 3.4- Esquema de carregamento.

### 3.4.2 APLICAÇÃO DE CARGAS E SISTEMA DE APOIOS

Como parte do sistema de carga e apoios, são utilizadas rótulas planas iguais para os apoios das vigas e para os pontos de aplicação das cargas concentradas. A Foto 3.1 apresenta uma vista geral do ensaio do perfil M4AZ, podendo-se observar os aparelhos de apoios da viga, os pontos de aplicação de carga e o conjunto formado pelo atuador hidráulico, viga de carga e quadro de reação.

O peso de 195 N do conjunto formado pela viga de aplicação de carga e as rótulas nos pontos de aplicação desta é considerado como acréscimo do

carregamento imposto através do atuador hidráulico Enerpac, com capacidade de 10 tf.

Os ensaios foram realizados por controle de carga, sendo impostos ao perfil incrementos sucessivos de carga da ordem de 1/10 da carga última prevista.

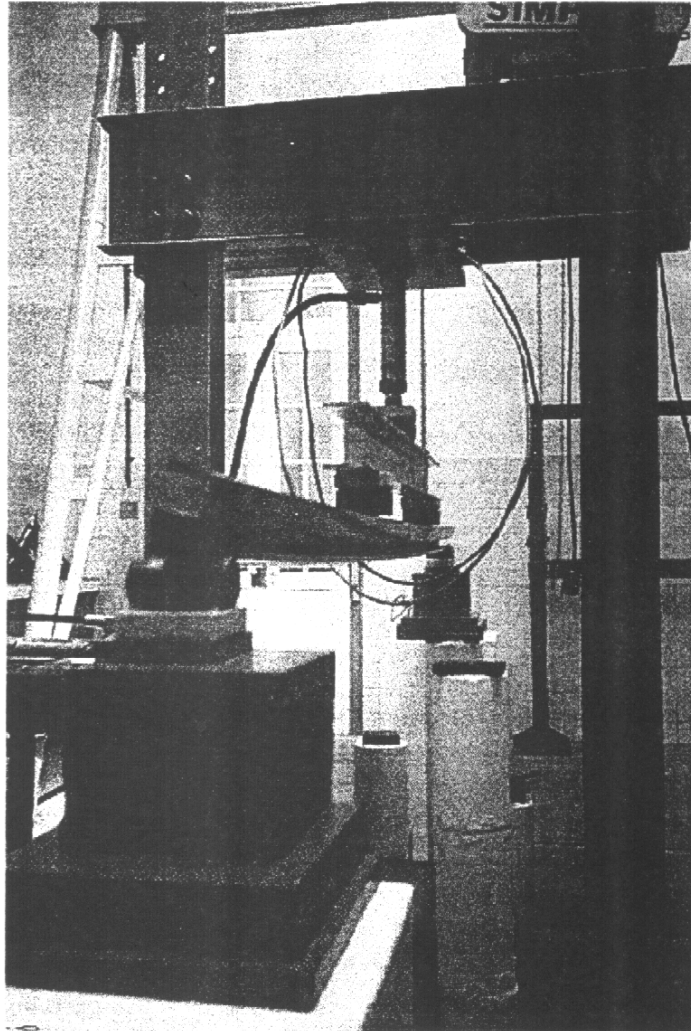


Foto 3.1 - Sistema de aplicação de carga e apoios

### 3.4.3 INSTRUMENTAÇÃO UTILIZADA

O valor do carregamento imposto é medido com precisão através de transdutor de pressão da Sodemex de capacidade de 20 MPa, adaptado à bomba do atuador hidráulico.

A determinação das tensões de maior interesse é feita através de deformações específicas medidas em pontos previamente escolhidos da seção transversal, tendo sido para isso cotados extensômetros elétricos de resistência (EER) uniaxiais e rosetas retangulares formadas por EER, dispostos a 0°, 45° e 90°, todos fabricados pela Kyowa.

Os EER uniaxiais e as rosetas têm as seguintes características:

a) EER:

Tipo: KFC - 5 - C1 -11 (autocompensador de temperatura)

Base: 5mm

Gage factor:  $2,15 \pm 1\%$

Resistência:  $119,8 \pm 0,2$  ohms

b) Rosetas:

Tipo: KFC - 5 - D17-11 (autocompensador de temperatura)

Base: 5mm

Gage factor:  $2,10 \pm 1\%$

Resistência:  $120 \pm 0,6$  ohms

Todas as ligações dos EER são feitas utilizando 1/4'' de ponte com três fios, de modo a minimizar o efeito da variação da temperatura nos fios condutores.

As Figuras 3.5 e 3.6 apresentam esquematicamente as posições nos perfis onde são colados os EER uniaxiais e as rosetas retangulares. A nomenclatura utilizada para designar as rosetas e os extensômetros simples tem a forma N-XX-YY, em que N=R designa roseta e N=E designa extensômetro simples; XX indica a seção em que o dispositivo é instalado ( $L/2$ ,  $L/3$  ou  $2L/3$ ) e YY indica a face do perfil (superior- S e inferior- I).

No perfil M17AC as rosetas foram instaladas na linha média da face inferior (mesa inferior) das seções situadas em  $z=L/3$ ,  $z=L/2$  e  $z=2/3 L$ , e na linha média da face superior (mesa superior) da seção situada em  $z=L/2$ , sendo L o comprimento do perfil.

Nos perfis M1AZ, M2AZ, M19AC e M20AC as rosetas foram instaladas nas linhas médias das faces laterais (almas superior e inferior) da seção  $z= L/6$  das peças. Nas linhas médias das mesas superior e inferior da seção  $z=L/2$  foram instalados EER simples.

Os perfis M4AZ e M21AC não foram instrumentados com extensômetros elétricos simples ou rosetas. Esses perfis foram utilizados para pré-ensaio, principalmente para avaliar o comportamento pós-crítico das vigas.

A instrumentação utilizada para a medida de deslocamentos consiste de transdutores diferenciais lineares (LVDT's)" da Sensotec (campo de medida =  $\pm 25,4$  mm) e defletômetros mecânicos Mitutoyo (precisão = 0,005 mm; campo de medida = 10 mm). Os deslocamentos horizontais e verticais foram medidos nas posições apresentadas nas Figuras 3.5 e 3.6.

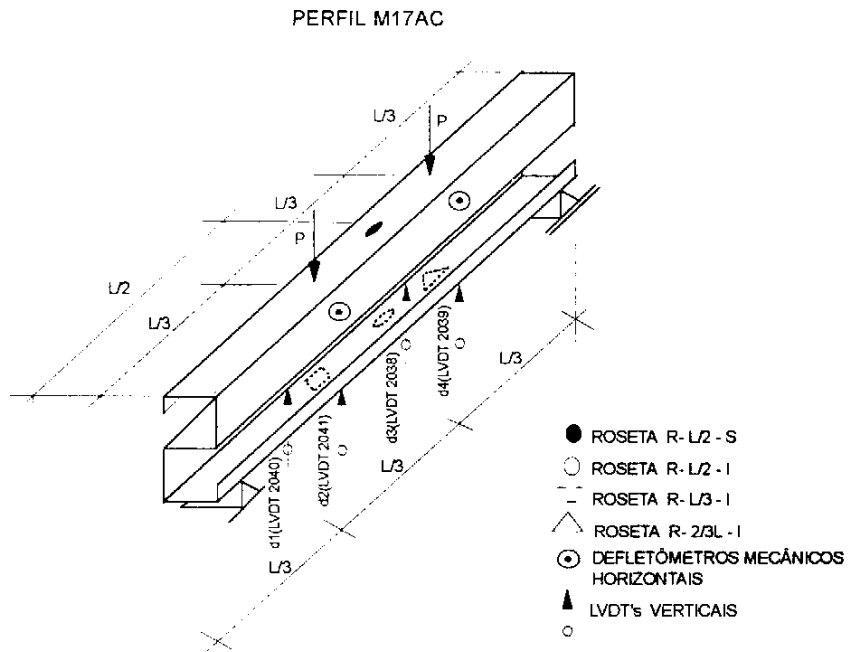


Figura 3.5 – Posições dos sensores instalados para medida de deformações específicas e deslocamentos.

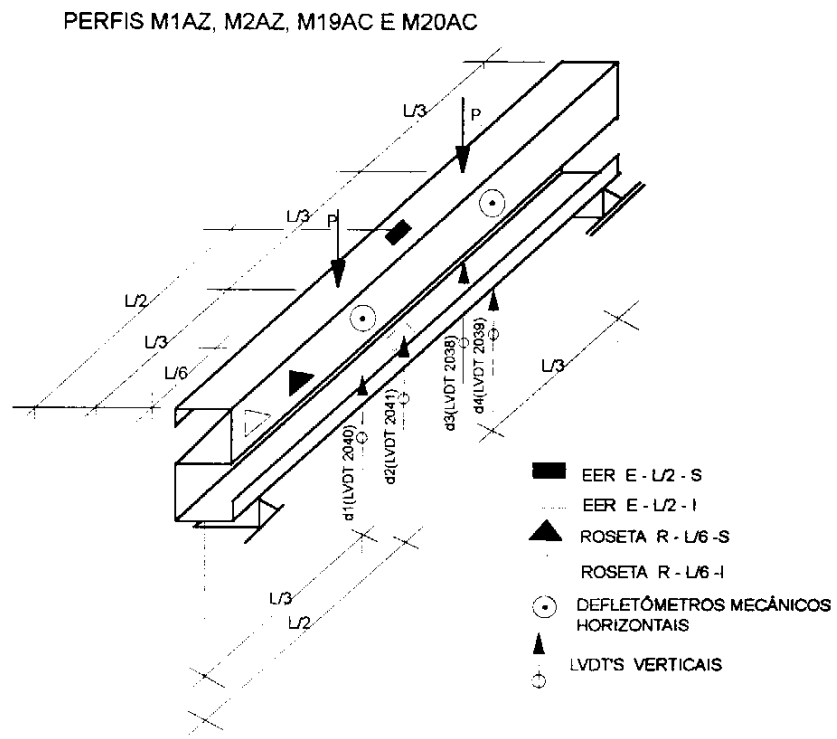


Figura 3.6 – Posições dos sensores instalados para medida de deformações específicas e deslocamentos.

Os defletômetros medem deslocamentos laterais nas seções  $z=1/3 L$  e  $z=2/3 L$  em todos os perfis. Os LVDT's medem deslocamentos verticais nas seções  $z=L/3 L$ ,  $z=L/2$  e  $z=2/3 L$  da maioria dos perfis. No perfil M17AC foram instalados dois LVDT's, opostos entre si, na seção  $z=1/3 L$  e dois na seção  $z=2/3 L$ , estando posicionados nas proximidades das dobras de união da mesa inferior com a alma inferior e daquela com o enrijecedor. Nos perfis M1AZ, M2AZ, M19AC e M20AC foram instalados LVDT's na linha média da mesa inferior, nas seções  $z=L/3$  e  $z=L/2$ ; na seção  $z=2/3 L$  foram instalados dois LVDT's opostos entre si, sendo um nas proximidades da dobra de união da alma e da mesa inferiores e o outro nas proximidades da dobra de união da mesa e do enrijecedor inferiores.

A Tabela 3.5 apresenta o resumo da instrumentação utilizada em cada perfil ensaiado. A instrumentação é considerada como COMPLETA quando são utilizados LVDT's e defletômetros mecânicos para a medida de deslocamentos lineares: EER e rosetas para medida das deformações específicas e transdutor de pressão no atuador hidráulico para a determinação das cargas aplicadas. A instrumentação é considerada PARCIAL quando apenas o transdutor de pressão é utilizado na medição da carga.

Tabela 3.5 – Resumo da instrumentação utilizada

GRUPO	PERFIL	INSTRUMENTAÇÃO
I	M20AC	COMPLETA
	M21AC	PARCIAL
	M4AZ	PARCIAL
II	M17AC	COMPLETA
	M1AZ	COMPLETA
III	M19AC	COMPLETA
	M2AZ	COMPLETA



A Foto 3.2 apresenta o conjunto dos sensores para a medida de deformações específicas e deslocamentos instalados no perfil M19AC.

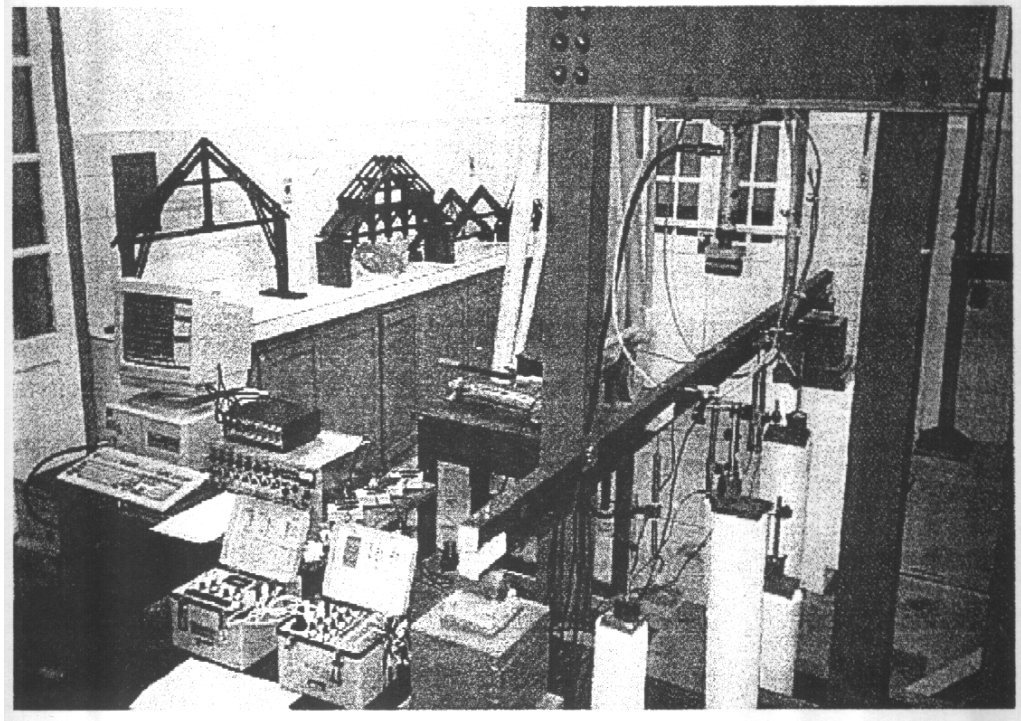


Foto 3.2 - Conjunto de sensores instalados no perfil M19AC para medida de deformações e deslocamentos.

#### **3.4.4 AQUISIÇÃO E TRATAMENTO DE DADOS**

O sistema completo para aquisição e tratamento de dados é apresentado na Foto 3.2. Para a aquisição de dados de deformação foram utilizados o indicador de deformações e a caixa comutadora da Micro Measurements.

A aquisição dos dados do carregamento aplicado e dos deslocamentos verticais é efetuada via sistema eletrônico, de maneira automatizada, através da digitalização de sinais analógicos diretamente por um

microcomputador equipado com uma placa CAD 10-26, da Lynx Eletrônica, e o software correspondente que permite a aquisição e o tratamento dos sinais obtidos durante o ensaio ou logo após terem sido arquivados. O sistema assim constituído permite visualizar os resultados das medições no monitor do computador, ou através de saída gráfica em impressora ou plotter, imediatamente após a realização das leituras. A Figura 3.7 apresenta o esquema geral de aquisição e tratamento dos dados.

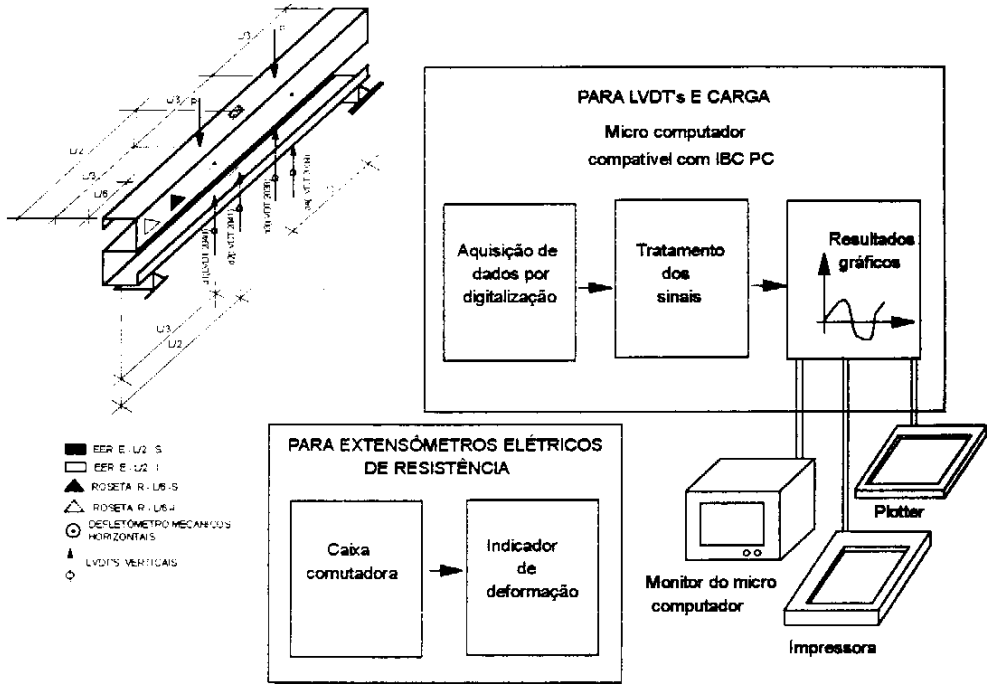


Figura 3.7 - Esquema geral de aquisição dos dados.

## CAPÍTULO IV

### RESULTADOS TEÓRICO-EXPERIMENTAIS

#### 4.1 INTRODUÇÃO

A seguir são apresentados os resultados teórico-experimentais relativos aos perfis testados.

As dimensões dos elementos planos (almas, mesas e enrijecedores) que compõem a seção transversal do perfil e o seu comprimento influem na tensão crítica de bifurcação e nas características do correspondente modo de instabilidade. O modo de instabilidade pode ser local, global ou uma combinação destes. A Figura 4.1 apresenta, de forma esquemática, os principais modos de flambagem para colunas e vigas.

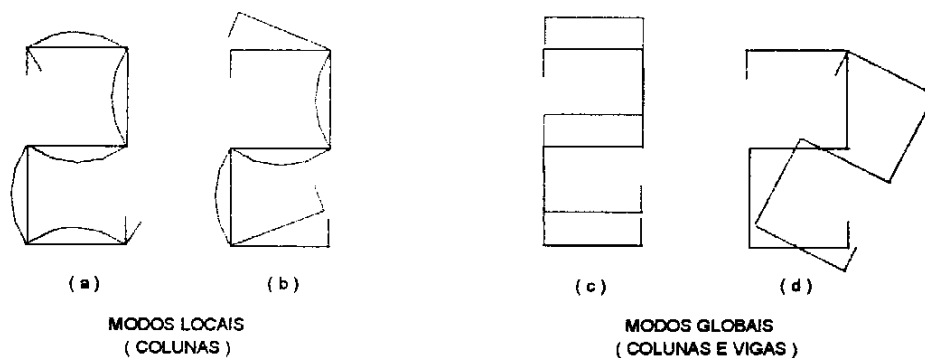


Figura 4.1 - Modos de flambagem.

Na Figura 4.1.a está apresentado o modo local por flambagem das placas que formam as paredes do perfil. Neste modo observa-se que:

- a) as arestas comuns entre as paredes do perfil permanecem retas;
- b) os ângulos entre as paredes adjacentes do perfil permanecem com seus valores invariáveis;
- c) as paredes flambam segundo uma sucessão de meias ondas senoidais de comprimentos iguais.

Na Figura 4.1.b está apresentado o modo distorcional, no qual as observações anteriores não se verificam, ocorrendo os deslocamentos de arestas comuns a mesas e enrijecedores.

O modo global de flambagem por flexão está representado na Figura 4.1.c e o modo global por flexo-torção está representado na Figura 4.1.d. Em ambos o seção sofre apenas deslocamentos de corpo rígido, uma translação no primeiro caso e uma combinação de translação e rotação no segundo.

Ao longo das análises que se seguem serão apontadas as características dos modos de instabilidade dos perfis testados e os correspondentes níveis de solicitação.

## **4.2 COMPARAÇÃO CONCEITUAL DOS MÉTODOS ANALÍTICOS**

A Teoria Clássica da Viga (TCV) supõe válida a Hipótese das Seções Planas de Navier-Bernoulli. Portanto, os deslocamentos e as tensões normais calculados através da Resistência dos Materiais devem apresentar erros em relação aos valores reais na medida em que a barra sofra deformação, contrariando essa hipótese básica fundamental.

A Teoria Laminar (TLA) utilizada no modelo adotado por Castrillón (1970) é baseada no corpo teórico da Elasticidade Linear, mais abrangente que a Resistência dos Materiais. Nesse caso, a TLA supõe que a barra possua, nas seções de apoio, dois diafragmas infinitamente rígidos paralelamente a seus planos e perfeitamente flexíveis no sentido normal.

A TLA supõe que os elementos da barra tenham comportamento de placa e de chapa combinados. Portanto, à medida que os elementos que compõem a barra tenham deformações que diferem desse comportamento padrão (empenamento, por exemplo), os deslocamentos e as tensões calculados pela TLA devem apresentar erros em relação aos valores reais.

No corpo teórico da Elasticidade Linear, o Método de Elementos Finitos (MEF) é o que permite melhor aproximação entre os modelos analítico e real. Nesse método, é possível simular diafragmas nas diversas seções intermediárias do modelo. O elemento finito utilizado para análises da barra combina, como no caso da TLA, os comportamentos de placa e de casca. Portanto, os resultados esperados para tensões e deslocamentos previstos pelo MEF devem se aproximar o mais possível dos resultados reais desde que a peça não apresente modos de deformação (empenamento, por exemplo) não simulados pelo elemento finito adotado.

Portanto, do ponto de vista conceitual, as diferenças entre os métodos analíticos quanto à capacidade (S) ou incapacidade (N) de simulação do modelo real são sintetizadas na Tabela 4.1. Nessa tabela, DFG significa a capacidade de simular diafragmas intermediários; CCH a capacidade de simular o comportamento de chapa (cargas no próprio plano do elemento); CPL é a possibilidade de simular o comportamento dos elementos que compõem o perfil como placas individuais; EMP é a capacidade dos

modelos analíticos utilizados de simular a distorção e o empenamento da seção transversal.

Tabela 4.1- Comparação entre os métodos analíticos

<b>Método Analítico</b>	<b>DFG</b>	<b>CCH</b>	<b>CPL</b>	<b>EMP</b>
TCV	N	N	N	N
TLA	N	S	S	N
MEF	S	S	S	N

#### **4.3 ANÁLISE DO MODELO M2AZ (t=0,85 mm, COM ENRIJECEDOR E PARAFUSO)**

Foi implementado no SAP90 a simulação de diafragmas rígidos através da utilização de nós mestres (Técnica Master Joints, TMJ), aos quais todos os nós de um determinado plano se ligam rigidamente. As indicações da literatura (WILSON *et al*,1992) são de que essa técnica é adequada para a simulação dos planos das lajes nas análises de edifícios altos.

Para avaliar a aplicabilidade da TMJ foram feitas análises teóricas pelo Método de Elementos Finitos (MEF-TMJ) do modelo M2AZ, de espessura  $t = 0,85$  mm, em que foram introduzidos diafragmas rígidos nas seções de apoio e dos terços do vão. Os diafragmas foram construídos com enchimento de uma extensão de 10 cm do modelo com concreto e com a disposição de parafusos segundo a altura do modelo (Figura 3.1).

Nas seções  $z=L/3$ ,  $z=2L/3$  e suas vizinhas foram escolhidos como nós mestres os nós médios da mesa intermediária do modelo e nas seções de apoio, os nós médios da mesa inferior. Aos nós mestres foram vinculados os deslocamentos verticais dos demais nós das seções correspondentes.

O modelo M2AZ foi instrumentado com aparelhos do tipo LVDT nas seções  $z=L/3$ ,  $z=L/2$  e  $z=2L/3$  (Figura 3.6), medindo-se os deslocamentos  $\Delta$  correspondentes. A Tabela 4.2 mostra os resultados obtidos na fase elástica linear do comportamento do modelo para a carga indicada. As flechas têm o sentido da carga. Os deslocamentos unitários  $\delta$  são obtidos dividindo-se os deslocamentos  $\Delta$  por  $P$ , o que permite calcular o deslocamento relativo às cargas de 1N aplicadas nas seções  $z=L/3$  e  $z=2L/3$ .

A Tabela 4.3 compara os deslocamentos experimentais por unidade de carga  $P$  (deslocamentos unitários  $\delta$ ) com os obtidos pelo MEF-TMJ, TLA e TCV nas seções  $z=L/3$  e  $z=L/2$  para o carregamento adotado. E1, E2 e E3 são erros percentuais de MEF-TMJ, TLA e TCV em relação aos resultados experimentais, respectivamente.

Tabela 4.2- Deslocamentos medidos no Modelo M2AZ

<b>Seção</b>	<b>LVDT N°</b>	<b>Carga 2P (N)</b>	<b><math>\Delta</math> (mm)</b>	<b><math>\delta=\Delta/P</math> (mm/N)</b>
L/3	2040	1307	13,30	2,04E-2
L/2	2041	1307	14,60	2,23E-2
2L/3	2038	1307	13,59	2,01E-2
	2039		12,62	

As tensões normais longitudinais experimentais por unidade de carga  $P$  (tensões normais unitárias) são mostradas na Tabela 4.4 para as seções  $z=L/6$  e  $z=L/2$ . Estas tensões foram determinadas através de extensômetros elétricos de resistência instalados na fibra média da face lateral superior (alma superior) da seção  $z=L/6$  da peça e na fibra média da face superior (mesa superior) da seção  $z=L/2$  (resultados L/6 s e L/2 s, respectivamente); de modo semelhante, foram instalados extensômetros elétricos na fibra média da face

lateral inferior(alma inferior) na seção z=L/6 (resultados L/6 i) e na fibra média da face inferior(mesa inferior) da seção central (resultados L/2 i).

Tabela 4.3- Deslocamentos verticais unitários no Modelo M2AZ  
(valores em 0,01 mm/N)

<b>Seção</b>	<b>EXP</b>	<b>MEF TMJ</b>	<b>TLA</b>	<b>TCV</b>	<b>E1 (%)</b>	<b>E2 (%)</b>	<b>E3 (%)</b>
L/3	2,04	0,857	1,010	0,989	- 64	- 58	- 59
L/2	2,23	1,084	2,130	1,980	- 51	- 4	- 11
2L/3	2,01	0,857	1,010	0,989	- 57	- 50	- 51

As tensões normais unitárias calculadas pelos métodos analíticos são comparadas às tensões unitárias experimentais na Tabela 4.5. E1, E2 e E3 são os erros percentuais de MEF-TMJ, TLA e TCV, em relação aos resultados experimentais.

Para os cálculos das tensões foi admitido o valor do módulo de elasticidade longitudinal do aço igual a 205000 N/mm<sup>2</sup>.

Tabela 4.4- Deformações e tensões normais unitárias experimentais no modelo M2AZ

<b>Seção</b>	<b>Carga 2P (N)</b>	<b><math>\epsilon_x</math> (x10E-6)</b>	<b><math>\epsilon_y</math> (x10E-6)</b>	<b><math>\sigma_x</math> (N/mm<sup>2</sup>/N)</b>
L/6 s	1307	- 86	+ 33	- 2,59E-2
L/6 i	1307	+ 83	+ 6	2,82E-2
L/2 s	1307	- 730	-	- 2,29E-1
L/2 l	1307	+ 670	-	2,10E-1
		$\sigma > 0$ : Tração		$\sigma < 0$ : Compressão



Os resultados de deslocamentos verticais e de tensões normais longitudinais obtidos pelo MEF-TMJ apresentam erros muito elevados em relação aos resultados experimentais. A grande flexibilidade do modelo nas seções situadas entre diafragmas leva a supor que a distorção da peça introduz modos de deformação e tensões que não podem ser previstos pelos métodos analíticos utilizados, o que explica em parte os grandes erros observados na seção L/6. Entretanto, na seção  $z=L/2$  os efeitos da distorção e do empenamento devem ser mínimos em face da simetria da peça e do carregamento. Mas, tanto as tensões normais quanto os deslocamentos previstos pelo MEF-TMJ divergem muito dos resultados experimentais correspondentes.

O modelo analítico criado através do MEF-TMJ comportou-se com rigidez maior que aquela verificada experimentalmente. Para avaliar a diferença entre os modelos nesse aspecto, as rigidezes da peça na seção central foram calculadas, encontrando-se os seguintes valores médios: rigidez média teórica, 103,82 N/mm; rigidez média experimental, 46,93 N/mm.

Tabela 4.5-Comparação de tensões normais longitudinais unitárias (valores em 0,01 N/mm<sup>2</sup>/N)

<b>Seção</b>	<b>EXP</b>	<b>MEF TMJ</b>	<b>TLA</b>	<b>TCV</b>	<b>E1 (%)</b>	<b>E2 (%)</b>	<b>E3 (%)</b>
L/6 s	- 2,59	- 1,60	- 3,15	- 3,33	- 43	+ 12	+ 18
L/6 i	+ 2,82	+ 2,12	+ 3,39	+ 3,33	- 18	+ 31	+ 29
L/2 s	- 22,90	- 9,90	- 15,80	- 19,60	- 57	- 31	- 14
L/2 i	+ 10,10	+ 10,10	+ 17,10	+19,60	- 52	- 19	- 7

Considerando que o programa do Método de Elementos Finitos utilizado de diferentes espessuras para o comportamento de

placa e de membrana dos elementos (WILSON *et al.*, 1992). resolveu-se calibrar o modelo analítico reduzindo, segundo a diferença de rigidezes, a espessura dos elementos perpendiculares à carga (comportamento de placa predominante) de 0,85 mm para 0,38 mm. Nesse caso, a comparação entre os resultados experimentais e os resultados obtidos pelo Método de Elementos Finitos com rigidez de placa modificada (MEF-RPM) é apresentada na Tabela 4.6.

Observa-se que os erros percentuais verificados entre os deslocamentos e as tensões normais calculados pelo MEF-RPM e os correspondentes valores experimentais têm ordem de grandeza aceitável na seção  $z=L/2$  (erros menores ou iguais a 12%). Nas seções  $z=L/6$  e  $z=L/3$ , os erros se reduzem em relação aos apresentados pelo MEF-TMJ, mas ainda são elevados. o que pode ser atribuído à distorção da peça.

Tabela 4.6 - Calibração do MEF

Seção	EXP $\sigma_x$ (N/mm <sup>2</sup> / N)	MEF-RPM $\sigma_x$ (N/mm <sup>2</sup> / N)	E1 (%)	EXP $\delta$ (mm/N)	MEF-RPM $\delta$ (mm/N)	E2 (%)
L/6 s	- 2,59E-2	- 3,75E-2	+ 33			
L/3	-	-		2,04E-2	1,54E-2	+ 32
L/2s	- 2,29E-1	- 1,84E-1	- 12	2,23E-2	2,14E-2	- 4
$\sigma > 0$ : Tração			$\sigma < 0$ : Compressão			

#### 4.4 ANÁLISE DO MODELO M19AC ( $t=1,65$ mm, COM ENRIJECEDOR E PARAFUSO)

O modelo M19AC de 1,65 mm de espessura foi ensaiado com enrijecedores

de concreto e parafusos verticais nas seções de apoio e nas seções dos terços do vão. Os deslocamentos observados através de aparelhos LVDT's dispostos na face interior estão indicados na Tabela 4.7, para o nível de carga assinalado.

Tabela 4.7 Deslocamentos experimentais do modelo M19AC

<b>Seção</b>	<b>LVDT</b>	<b>Carga 2P (N)</b>	<b><math>\Delta</math> (mm)</b>	<b><math>\delta=\Delta/P</math> (mm/N)</b>
L/3	2040	1307	7,22	1,10E-2
L/2	2041	1307	7,54	1,15E-2
2L/3	2038	1307	7,11	1,04E-2
	2039		6,52	

As flechas unitários calculadas pelo MEF, simulando os diafragmas através da técnica de master joint (MEF-TMJ) comparam-se com as flechas unitárias experimentais através da Tabela 4.8, sendo E o erro percentual da flecha calculada pelo MEF-TMJ em relação à obtida experimentalmente. Como se verifica, os erros dos valores analíticos das flechas em relação aos valores experimentais são excessivamente elevados.

Tabela 4.8 - Deslocamentos verticais unitários do perfil M19AC

<b>Seção</b>	<b>EXP (mm/N)</b>	<b>MEF TMJ (mm/N)</b>	<b>E (%)</b>
L/3	1,10E-2	0,39E-2	- 65
L/2	1,15E-2	0,46E-2	- 60
2L/3	1,04E-2	0,39E-2	- 63

A rigidez média real da peça é de 91,34 N/mm, enquanto a rigidez média teórica da barra modelada pelo MEF é de 245,33 N/mm. Admitindo uma nova espessura de placa segundo a rigidez real da peça, adota-se  $t=0,60$  mm. Com esse valor de espessura atribuído aos elementos horizontais que compõem o perfil, obtêm-se os deslocamentos que são comparados na Tabela 4.9. Conclui-se que os deslocamentos previstos pela Teoria Laminar, Teoria Clássica da Viga e pelo Método de Elementos Finitos têm mais aproximação dos valores experimentais na seção central do modelo. Os valores de deslocamentos nas seções dos terços do vão calculados pela TLA e pelo MEF apresentam grandes erros.

Tabela 4.9 - Deslocamentos verticais unitários do perfil MI 9AC

<b>Seção</b>	<b>EXP (mm/N)</b>	<b>MEF RPM (mm/N)</b>	<b>TLA (mm/N)</b>	<b>TCV (mm/N)</b>	<b>E1 (%)</b>	<b>E2 (%)</b>	<b>E3 (%)</b>
L/3	1,10	0,76	0,47	0,89	- 31	- 57	- 19
L/2	1,15	1,00	0,97	1,02	- 13	- 16	- 11
2L/3	1,04	0,76	0,47	0,89	- 27	- 55	- 14

As tensões normais longitudinais unitárias obtidas experimentalmente e as calculadas pelos métodos analíticos são comparadas através da Tabela 4.10. As tensões normais obtidas pelos métodos MEF-RPM e pelo TCV se aproximam razoavelmente dos valores experimentais nas seções  $z=L/2$  e  $z=L/6$ . O método TLA apresenta erros médios da ordem de 30% para as tensões normais longitudinais nessas mesmas seções.

Tabela 4.10-Tensões longitudinais unitárias no modelo M19AC (valores em N/mm<sup>2</sup>/N)

Seção	EXP	MEF RPM	TLA	TCV	E1 (%)	E2 (%)	E3 (%)
L/6 s	- 2,29	- 2,12	- 1,38	- 2,53	- 7	- 40	+ 10
L/6 i	+ 2,11	+ 2,47	+ 1,70	+ 2,53	+ 17	- 19	+ 20
L/2 s	- 11,40	- 10,00	- 8,52	- 10,50	- 12	- 25	- 8
L/2 i	+ 12,00	+ 9,80	+ 8,67	+ 10,50	- 18	- 28	- 13

As Figuras 4.2 a 4.4 apresentam a deformada do perfil M19AC para as cargas de 1N aplicadas nos terços do vão, segundo SAP90.

#### 4.5 ANÁLISE DO MODELO M2AC (t=1,65 mm, SEM ENRIJECEDOR)

Esse modelo foi experimentado sob o carregamento adotado e os deslocamentos verticais foram medidos nas seções  $z=L/3$ ,  $z=L/2$  e  $z=2L/3$  através de aparelhos do tipo LVDT dispostos na linha média da face inferior. A Tabela 4.11 mostra os deslocamentos observados para o nível de carga indicado.

Tabela 4.11 - Deslocamentos experimentais do modelo M2OAC

Seção	LVDT	Carga 2P (N)	$\Delta$ (mm)	Média (mm)	$\delta$ (mm/N)
L/3	2038	1307	11,53	10,55	1,61E-2
	2039		9,57		
L/2	2041	1307	9,83	9,83	1,50E-2
2L/3	2040	1307	11,14	11,14	1,70E-2

A medição de tensões foi feita através da instalação de duas rosetas a 0,45, 90 graus na linha média das faces laterais superior e inferior da peça na seção  $z=L/6$ . Extensômetros elétricos simples foram instalados nas linhas médias das faces superior e inferior da seção  $z=L/2$ . A Tabela 4.12 mostra as deformações obtidas para a carga indicada e as tensões normais unitárias experimentais na direção x.

As tensões normais unitárias calculadas pelos métodos analíticos adotados são comparadas às tensões normais unitárias experimentais na Tabela 4.13. Os erros percentuais E1, E2 e E3 são os erros de MEF, TLA e TCV, respectivamente, em relação aos resultados experimentais.

Em face da grande distorção observada no modelo M20AC que não possui enrijecedores, as tensões normais obtidas analiticamente pelo método TLA diferem muito das tensões observadas experimentalmente. Já o método TCV fornece tensões normais razoavelmente próximas dos valores experimentais na seção  $z=L/2$ , apresentando também grandes erros na seção  $z=L/6$ . O Método de Elementos Finitos com a rigidez de placa modificada apresenta resultados muito próximos dos resultados experimentais em ambas as seções.

Tabela 4.12- Deformações experimentais e tensões normais longitudinais unitários no modelo M20AC

<b>Seção</b>	<b>Carga 2P (N)</b>	<b><math>\epsilon_x</math> (x10E-6)</b>	<b><math>\epsilon_y</math> (x10E-6)</b>	<b><math>\sigma_x</math> (N/mm<sup>2</sup>/N)</b>
L/6 s	1307	- 44	+ 28	- 1,23E-2
L/6 i	1307	+ 38	- 26	+ 1,05E-2
L/2 s	1307	- 294	-	- 9,20E-2
L/2 l	1307	+ 395	-	+ 12,40E-2
		$\sigma > 0$ : Tração		$\sigma < 0$ : Compressão

Tabela 4.13 - Tensões normas unitárias no modelo M2OAC (vetores em 0,01 N/mm<sup>2</sup>/N)

<b>Seção</b>	<b>EXP</b>	<b>MEF RPM</b>	<b>TLA</b>	<b>TCV</b>	<b>E1 (%)</b>	<b>E2 (%)</b>	<b>E3 (%)</b>
L/6 s	- 1,23	- 1,15	- 3,39	- 1,71	- 7	+ 176	+ 39
L/6 i	+ 1,05	+ 1,13	+ 3,39	+ 1,71	+ 8	+ 223	+ 63
L/2 s	- 9,22	- 9,25	- 17,10	- 10,11	+ 0	+ 85	+ 10
L/2 i	+ 12,40	+ 10,14	+ 17,10	+ 10,11	- 18	+ 38	- 18

A Tabela 4.13.a apresenta a confrontação entre os deslocamentos experimentais e os deslocamentos teóricos do perfil M20AC, todos por unidade de carga P. Nesta tabela, pode-se observar as grandes discrepâncias entre os deslocamentos teóricos e os experimentais, em face das grandes deformações (distorção e empenamento) ocorridas neste perfil

Tabela 4.13.a - Deslocamentos verticais unitários (x 10E-2 mm/N)

<b>Seção</b>	<b>EXP</b>	<b>MEF RPM</b>	<b>TLA</b>	<b>TCV</b>	<b>E1 (%)</b>	<b>E2 (%)</b>	<b>E3 (%)</b>
L/3	1,61	2,14	0,47	0,89	+ 33	- 71	- 45
L/2	1,50	2,55	0,97	1,02	+ 70	- 35	- 32
2L/3	1,70	2,14	0,47	0,89	+ 26	- 72	- 48

As Figuras 4.5 a 4.7 apresentam a deformada do perfil M20AC para as cargas de 1N aplicadas nos terços do vão, segundo o SAP90.

#### 4.6 ANÁLISE DO MODELO M17AC ( $t=1,65$ mm, COM ENRIJECADOR SIMPLES)

O modelo M17AC foi analisado sob o carregamento adotado de 1308 N, sendo os deslocamentos verticais medidos nas seções  $z=L/3$  e  $z=2L/3$  através de aparelhos do tipo LVDT, dispostos conforme apresenta a Figura 3.5. A Tabela 4.14 mostra os deslocamentos observados para o nível de carga indicado.

Tabela 4.14 - Deslocamentos experimentais do modelo M17AC

Seção	LVDT	Carga 2P (N)	$\Delta$ (mm)	Média (mm)	$\delta$ (mm/N)
L/3	2038	1182,8	5,160	5,53	9,35E-3
	2039		5,895		
2L/3	2040	1182,8	4,830	5,05	8,54E-3
	2041		5,270		

Rosetas do tipo 0, 45, 90 graus foram instaladas de acordo com o esquema da Figura 3.5. A Tabela 4.15 mostra as deformações obtidas para a carga indicada.

As tensões normais unitárias calculadas pelos métodos analíticos adotados são comparadas às tensões normais unitárias experimentais na Tabela 4.16. E1, E2 e E3 são os erros percentuais de MEF-RPM, TLA e TCV em relação aos resultados experimentais.



Tabela 4.15 - Deformações experimentais e tensões normais longitudinais unitárias no modelo M17AC

Seção	Carga 2P (N)	$\epsilon_x$ (x10E-6)	$\epsilon_y$ (x10E-6)	$\sigma_x$ (N/mm <sup>2</sup> /N)
2L/3 i	1308	+ 285	- 92	+ 8,03E-2
L/3 i	1308	+ 265	-102	+ 8,01E-2
L/2 s	1308	- 320	+ 88	- 9,96E-2
L/2 i	1308	+ 293	- 81	+ 9,12E-2
		$\sigma > 0$ : Tração		$\sigma < 0$ : Compressão

Tabela 4.16 - Tensões normais unitários no modelo MI 7AC (valores em 0,01 N/mm<sup>2</sup>/N)

Seção	EXP	MEF RPM	TLA	TCV	E1 (%)	E2 (%)	E3 (%)
L/2 s	- 9,96	- 10,00	- 8,52	- 10,50	+ 0	- 14	+ 5
L/2 i	+ 9,12	+ 9,80	+ 8,67	+ 10,50	+ 7	- 5	+ 15

Como se observa, os métodos analíticos fornecem resultados para as tensões normais longitudinais que muito se aproximam dos valores observados experimentalmente na seção z=L/2.

A Tabela 4.16.a apresenta a confrontação entre os deslocamentos experimentais e os deslocamentos teóricos do perfil M17AC todos por unidade de carga P.

Nesta tabela, pode-se verificar que os resultados para os deslocamentos teóricos, segundo MEF-RPM e a TCV, muito se aproximam dos valores observados experimentalmente nas seções L/3 e 2L/3.

Tabela 4.16.a - Deslocamentos verticais unitários (x 10E-3 mm/N)

Seção	EXP	MEF RPM	TLA	TCV	E1 (%)	E2 (%)	E3 (%)
L/3	9,35	7,60	4,70	8,90	- 19	- 50	- 5
2L/3	8,54	7,60	4,70	8,90	- 11	- 45	- 4

#### 4.7 ANÁLISE DO MODELO M1AZ

(t=0,85 mm, COM ENRIJECEDOR SIMPLES)

O modelo M1AZ segue o mesmo padrão de instrumentação apresentado na Figura 3.6. Trata-se de um modelo muito flexível em que foram empregados apenas enrijecedores simples. As flechas observadas são indicadas na Tabela 4.17 e as deformações na Tabela 4.18.

Na Tabela 4.19 comparam-se as flechas experimentais e aquelas obtidas analiticamente. Observa-se uma excelente concordância dos resultados analíticos com os resultados experimentais na seção z=L/2. Na seção z=L/3 em face da distorção observada na peça, os erros médios dos métodos analíticos em relação ao método experimental oscilam entre 20% e 50%.

Tabela 4.17 - Deslocamentos experimentais no Modelo M1AZ

Seção	LVDT	Carga 2P (N)	$\Delta$ (mm)	$\delta$ (mm/N)
L/3	2040	1677	17,13	2,04E-2
L/2	2041	1677	16,57	1,98E-2
2L/3	2038	1677	16,52	1,92E-2
	2039	1677	15,65	

As tensões normais longitudinais unitárias no modelo M1AZ são apresentadas na Tabela 4.20. Os resultados experimentais e os resultados analíticos são concordantes na seção  $z=L/2$  com erros que oscilam entre 10% e 16%. Na seção  $z=L/6$ , as tensões normais experimentais divergem exageradamente das tensões analíticas na taco lateral inferior, enquanto os resultados analíticos e experimentais são concordantes na face lateral superior.

Tabela 4.18 - Deformações e tensões normais longitudinais unitárias do perfil M1AZ

<b>Seção</b>	<b>Carga 2P (N)</b>	<b><math>\epsilon_x</math> (x10E-6)</b>	<b><math>\epsilon_y</math> (x10E-6)</b>	<b><math>\sigma_x</math> (N/mm<sup>2</sup>/N)</b>
L/6 s	1677	- 178	- 110	- 3,91E-2
L/6 i	1677	+ 68	- 103	+ 1,10E-2
L/2 s	1677	- 896	-	- 2,19E-1
L/2 i	1677	+ 899	-	+ 2,20E-1
		$\sigma > 0$ : Tração	$\sigma < 0$ : Compressão	

Tabela 4.19 - Deslocamentos verticais unitários do modelo M1AZ (valores em mm/N)

<b>Seção</b>	<b>EXP</b>	<b>MEF RPM</b>	<b>TLA</b>	<b>TCV</b>	<b>E1 (%)</b>	<b>E2 (%)</b>	<b>E3 (%)</b>
L/3	2,04	1,54	1,010	0,989	- 25	- 50	- 52
L/2	1,98	2,14	2,130	1,980	+ 8	+ 8	0
2L/3	1,92	1,54	1,010	0,989	- 20	- 20	- 48

Tabela 4.20 – Tensões normais unitárias do modelo M1AZ (valores em 0,01 N/mm<sup>2</sup>/N)

<b>Seção</b>	<b>EXP</b>	<b>MEF</b>	<b>TLA</b>	<b>TCV</b>	<b>E1 (%)</b>	<b>E2 (%)</b>	<b>E3 (%)</b>
L/6 s	- 3,91	- 3,75	- 3,15	- 3,33	- 4	- 19	- 15
L/6 i	+ 1,10	+2,97	+ 3,39	+ 3,33	+ 170	+ 208	+ 203
L/2 s	- 21,90	- 18,40	- 15,80	- 19,60	- 16	- 28	- 11
L/2 i	+ 22,00	+ 19,75	+ 17,10	+ 19,60	- 10	- 22	- 11

## **CAPÍTULO V**

### **ANÁLISE DO COMPORTAMENTO EXPERIMENTAL**

Como se pode depreender da Tabela 3.1, foram ensaiados perfis sem enrijecedores (Grupo I), perfis com enrijecedores (Grupo II) e com enrijecedores e parafusos (Grupo III). Em cada um desses grupos foram ensaiados no mínimo dois perfis, sendo um de chapa de aço-carbono sem tratamento superficial e o outro de chapa de aço-carbono zincada.

Dos perfis do grupo I, dois foram ensaiados utilizando-se instrumentação PARCIAL, com o objetivo de verificar qualitativamente o seu comportamento e quantitativamente a sua carga última.

A seguir são apresentados alguns dos resultados experimentais de cada um dos perfis.

#### **5.1 PERFIL M21AC**

Para a carga total (2P) de aproximadamente 700 N, o perfil passou a exibir, na ramificação inferior (constituída por alma, mesa e enrijecedor inferiores) das seções extremas sobre os apoios, deformações análogas às do modo de instabilidade por distorção. Estas deformações levaram o perfil a exibir a partir do referido carregamento os efeitos do modo global de instabilidade lateral por flexo-torção. A Foto 5.1 apresenta em detalhe a forma da seção sobre o apoio para o carregamento total de 700 N.

Pode-se, então, verificar experimentalmente que o modo de instabilidade

local do perfil ensaiado como viga é governado pela parte comprimida da seção transversal, formada pela mesa superior, submetida à compressão uniformemente distribuída, pela alma e pelo enrijecedor superiores, submetidos a uma compressão linearmente variável. Foi verificado ainda que a distorção das seções desempenhou papel importante no modo de instabilidade lateral do perfil.

Para um carregamento total de 2600 N, o perfil passou a exibir consideráveis deformações (detectadas visualmente) sob os pontos de aplicação das duas cargas P e nas seções próximas aos apoios, caracterizando assim o enrugamento local da alma.

O carregamento total máximo aplicado foi de 3040 N, tendo sido interrompido porque as deformações da alma e do enrijecedor superiores passaram a ser excessivas, indicando plastificação total das seções sob as cargas. de acordo com a que mostra a Foto 5.2.

Não foi observado em qualquer nível de carga o modo de instabilidade local de placa em nenhuma das paredes do perfil.

Para o perfil M21AC pode-se assumir para estado limite último um dos seguintes:

a) modo global de instabilidade lateral por flexo-torção a partir de  $2P = 700$  N;  
ou

b) enrugamento local da alma a partir do carregamento total de 2600 N.

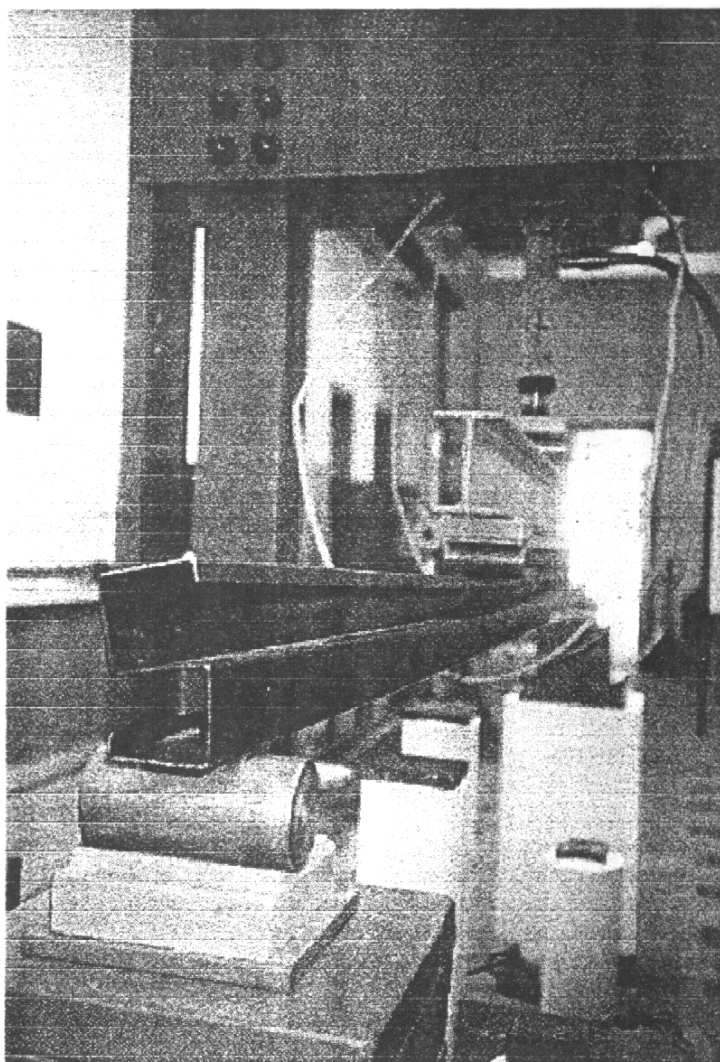


Foto 5.1 – Perfil M21AC: distorção da seção sobre apoio.

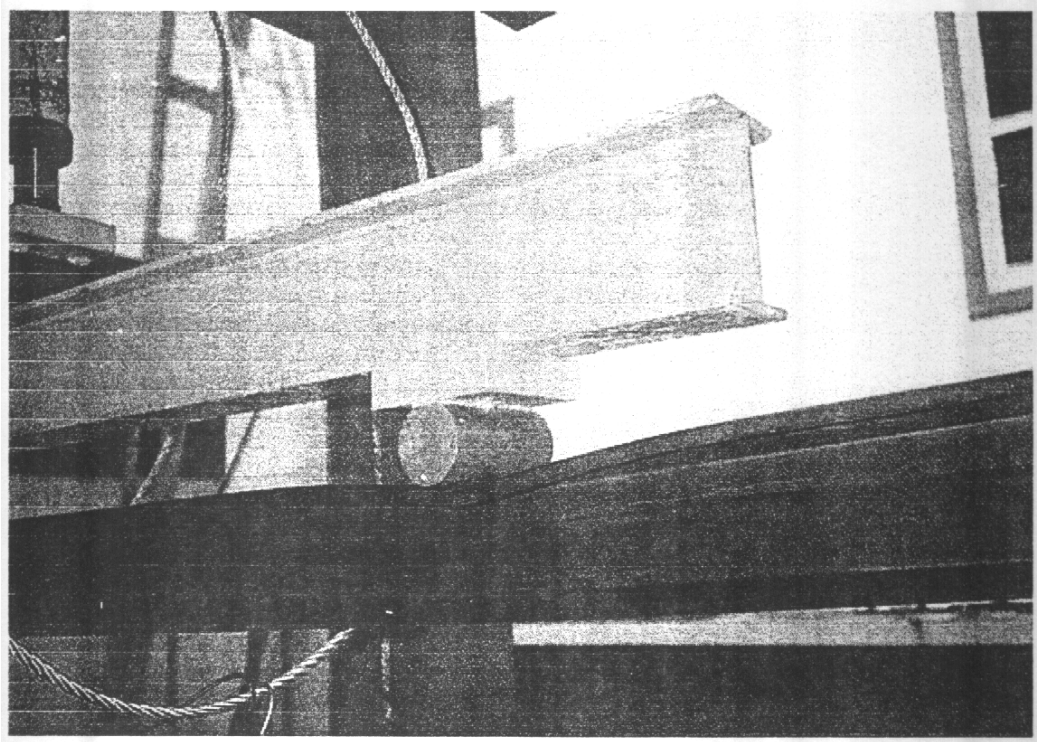


Foto 5.2- Deformação do enrijecedor do perfil M21AC.

## **5.2 PERFIL M4AZ**

### **5.2.1 ENSAIO NA POSIÇÃO VERTICAL**

Na posição vertical, o perfil quando solicitado por um carregamento total de 566 N, passou a exibir deformações elásticas correspondentes às do modo de distorção ao longo de todo o seu comprimento. Quando solicitado pelo carregamento total de 913 N, o perfil apresentou o modo de instabilidade lateral (flexo-torção) acompanhado de grandes distorções, posteriormente verificadas como elásticas, nas seções correspondentes aos pontos de aplicação de carga e nas seções dos apoios.

Foi observado que, por ter o perfil seção transversal muito esbelta, estar sem os enrijecedores de concreto e dado o tipo de carregamento, não foi



suficiente o enrijecimento entre as paredes adjacentes, em geral proporcionado pela vinculação de engaste elástico existente entre as paredes adjacentes de um perfil obtido pela dobragem a frio. Isso provocou a instabilidade precoce por distorção não tendo sido notada flambagem local em nenhuma parede deste elemento estrutural.

A Foto 5.3 apresenta a deformada do perfil.

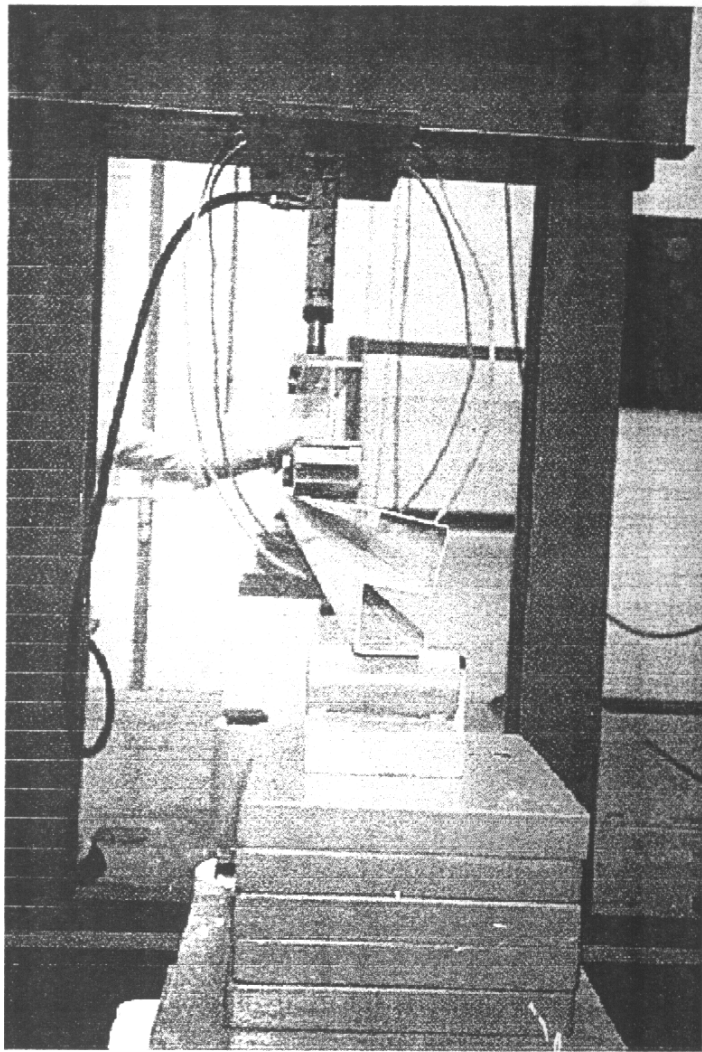


Foto 5.3- Deformada do perfil M4AZ ensaiado na posição vertical.

O descarregamento do perfil no nível da carga total de 913 N foi proposital, de modo a não levar a peça à carga última por plastificação, pois esta ainda seria ensaiada na posição horizontal. Foi verificado que de fato o perfil havia sido solicitado apenas em regime elástico, pois este retornou à sua configuração geométrica inicial, considerada indeformada, logo após o descarregamento.

Para o perfil M4AZ, ensaiada na posição vertical, pode-se considerar que o estado-limite último foi atingido por distorção seguida de flambagem lateral, para o carregamento total de 566 N.

### **5.2.2 ENSAIO NA POSIÇÃO HORIZONTAL**

Quando foi atingido o carregamento total de 1550 N, verificou-se flambagem localizada na mesa superior da seção central do perfil. Com a imposição de 1650 N, a flambagem local ficou mais evidenciada, propagando-se pela mesa e almas ao longo da região entre os pontos de aplicação das cargas concentradas. Para o mesmo carregamento, foram também notadas na seção central do perfil deformações típicas de distorção. No carregamento total de 1800 N foi atingido o colapso do perfil, sendo caracterizado pela plastificação do enrijecedor superior próximo à seção central.

A Foto 5.4 mostra o enrijecedor superior após a plastificação da seção transversal próxima à seção central.

Para o perfil M4AZ ensaiada no posição horizontal, pode-se concluir que o estado-limite último foi atingido por plastificação do enrijecedor superior próximo à seção central, para a carga total de 1 800N.

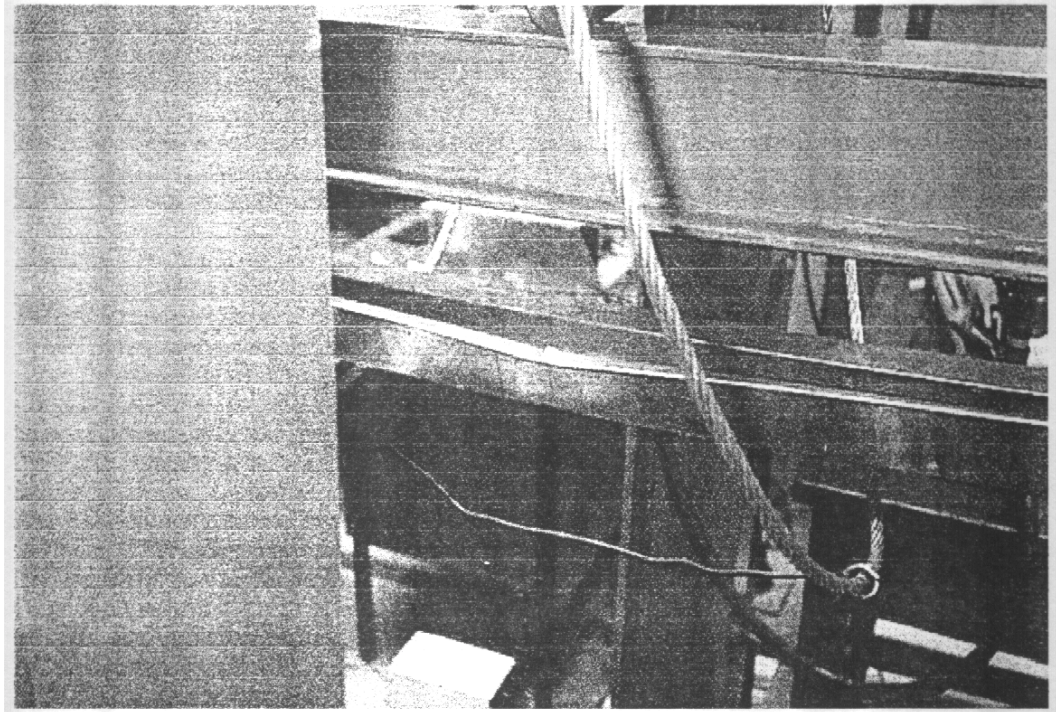


Foto 5.4- Perfil M4AZ ensaiado na posição horizontal: enrijecedor superior plastificado próximo ao meio do vão.

### 5.3 PERFIL M20AC

A Figura 5.8 apresenta o comportamento do perfil M20AC em relação a carga aplicada  $P$  e aos deslocamentos verticais dos pontos C, D e E. Deve-se observar que as respostas obtidas até a última aquisição de deslocamentos, através dos LVDT's, são aproximadamente lineares.

Nos pontos instrumentados com EER ou rosetas retangulares, não foi constatado escoamento do aço.

Este perfil apresentou comportamento análogo ao do perfil M21AC (suas dimensões são aproximadamente iguais, o aço é o mesmo e ambos

não têm enrijecedores de concreto). A distorção das seções transversas dos apoios e dos pontos de aplicação de carga ocorreu para o carregamento total de 650 N. A partir desta carga o perfil passou a apresentar uma configuração correspondente ao modo global de instabilidade lateral por flexo-torção. Para o carregamento total de 2300 N, o perfil passou a apresentar o enrugamento da alma superior, como mostra a Foto 5.5.

No nível da carga total de 2300 N foram medidas flechas verticais no terço do vão (média de três pontos de leitura) e na seção central com valores de, respectivamente, 18,34 mm e 15,47 mm.

Por medida de segurança, para este perfil os sensores de deslocamento linear (LVDT's) foram retirados quando o carregamento total imposto atingiu o valor de 3041,7 N, tendo as flechas no terço do vão (média de três pontos de leitura) e na seção central, respectivamente os valores de 25,53 mm e 20,04 mm.

Não foi observada flambagem local em nenhuma das paredes do perfil.

O estado-limite último deste perfil ficou caracterizado pelo enrugamento local da alma a partir do carregamento total de 2600 N.

Para o carregamento total de 3165,2 N, foi constatada a plastificação da parte comprimida das seções onde foram aplicadas as cargas P.

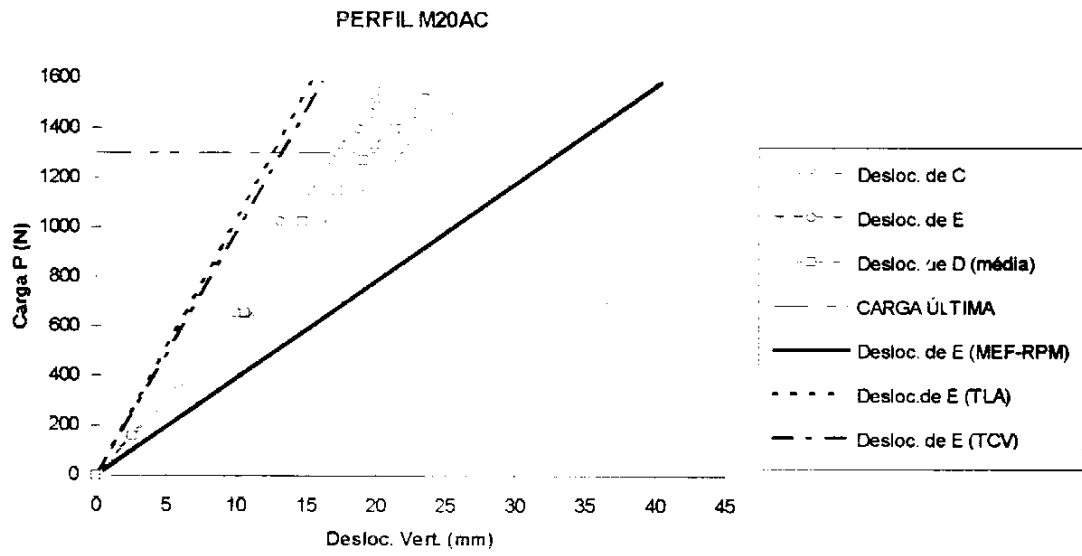
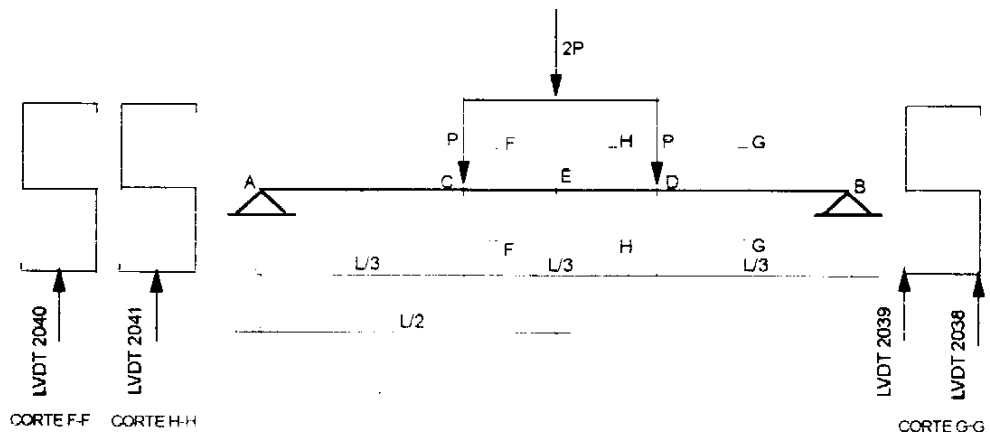


Figura 5.8 – Resultados do perfil M20AC.

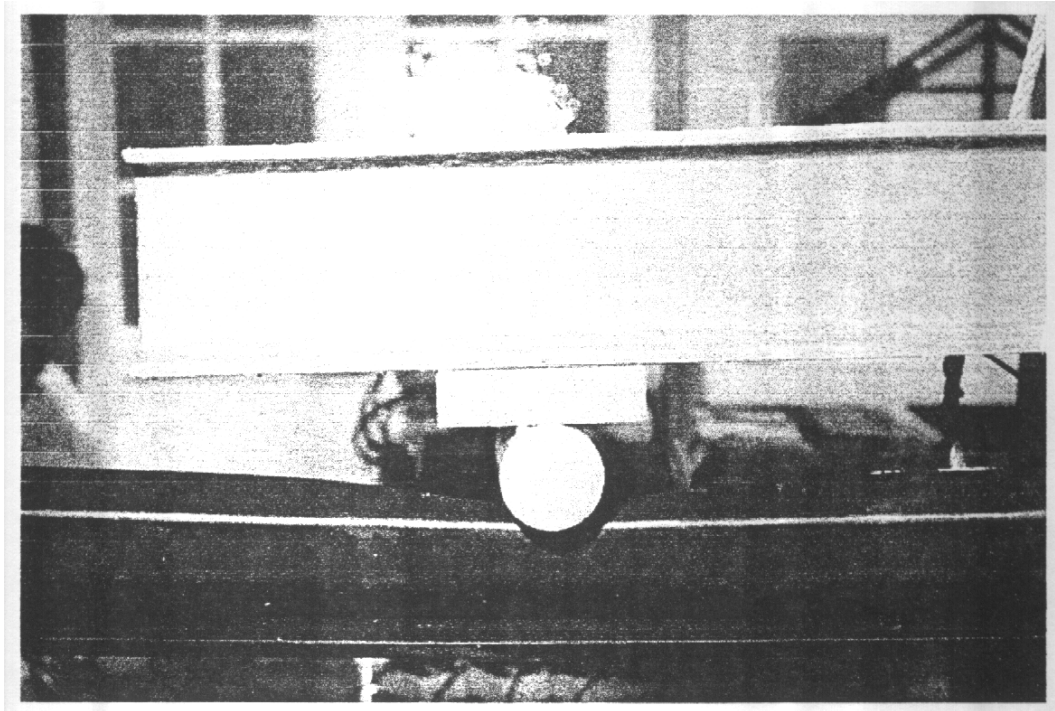


Foto 5.5 – Enrugamento da alma superior do perfil M20AC.

## 5.4 PERFIL M17AC

A Figura 5.9 apresenta o comportamento carga x deslocamentos verticais do perfil M17AC. Pode-se constatar que as respostas obtidas até a última aquisição de deslocamentos, através dos LVDT's, são aproximadamente lineares.

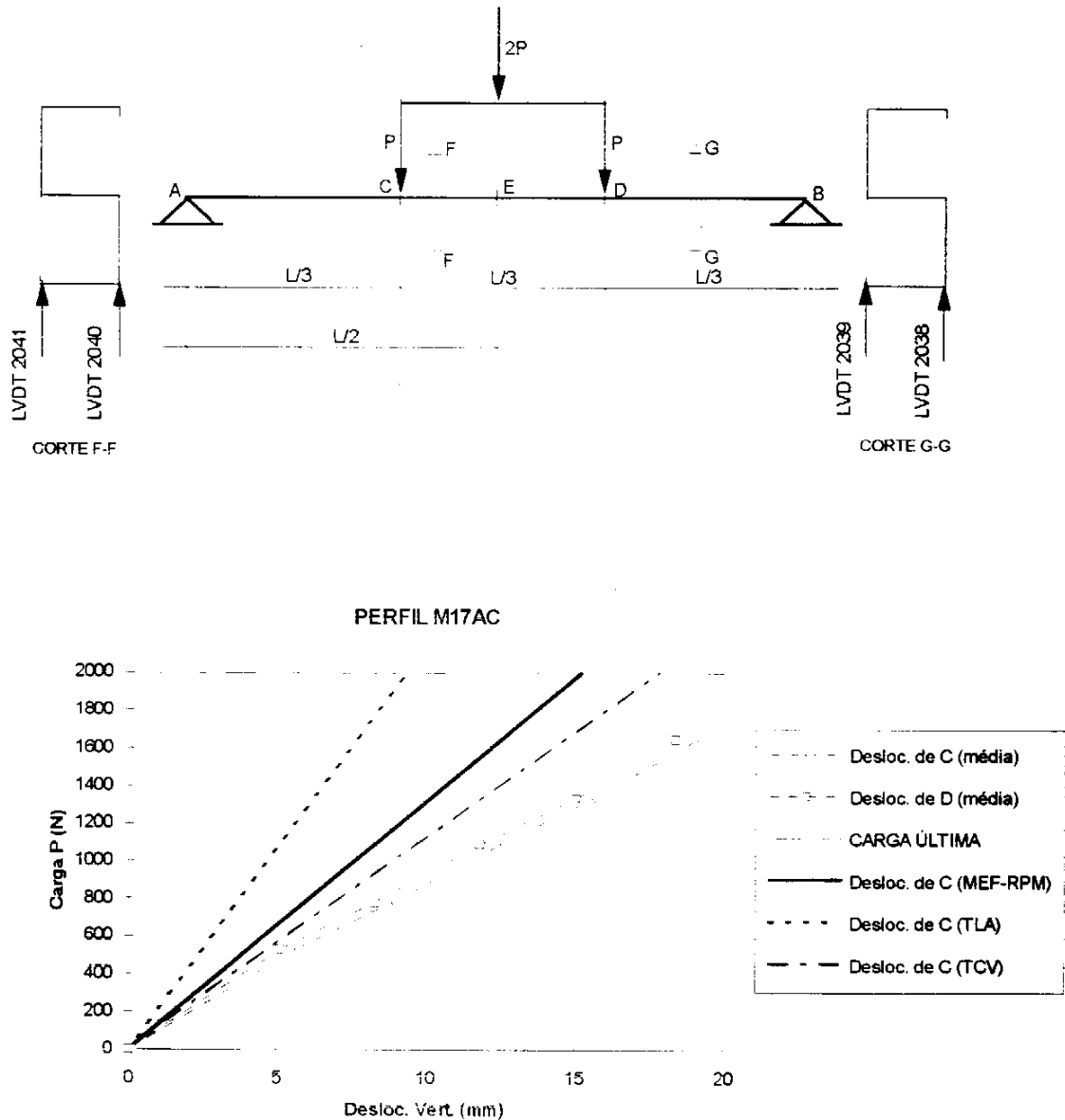


Figura 5.9 – Resultados do Perfil M17AC.

O modo de instabilidade aтем foi observado logo após o aparecimento das deformações de distorção da parte comprimida das seções transversais das extremidades do perfil. Este modo de instabilidade local deu-se no nível de carga total de 1200 N, com o conseqüente desprendimento do enrijecedor de concreto da mesa intermediária da seção, de acordo com o que mostra a Foto 5.6.

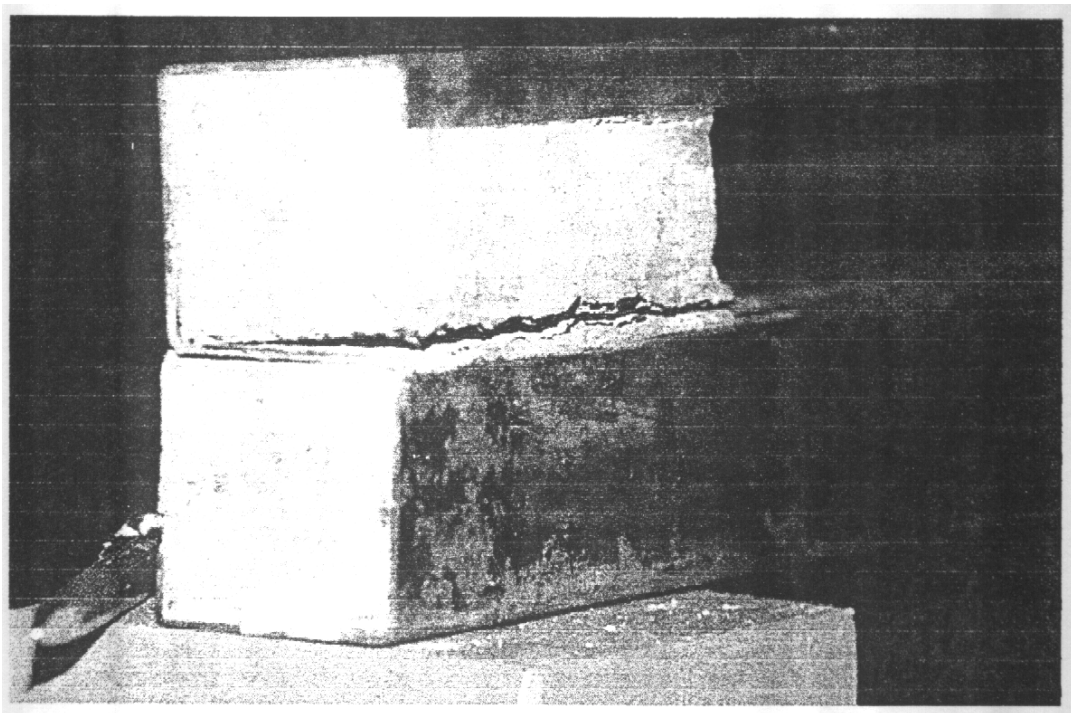


Foto 5.6 - Distorção da seção do apoio do perfil M17AC.

Por medida de segurança, para este perfil os LVDT's foram retirados quando o carregamento total imposto atingiu o valor de 3280 N, tendo a flecha média no terço do vão (média de quatro pontos por leitura) o valor de 18,67 mm.

O limite de escoamento do material foi alcançado inicialmente pela seção central do perfil, tendo sido registrada através da roseta retangular, colada



na mesa superior da seção, uma deformação específica de  $1548 \times 10^{-6}$  na direção longitudinal da peça, para um carregamento total de 3995 N. Não foi observada flambagem local de placa em nenhuma das paredes do perfil.

Para o carregamento total de 4277,6 N foi registrada a plastificação da parte comprimida da seção central do perfil.

As Fotos 5.7 e 5.8 evidenciam o modo de flambagem lateral por flexo-torção e configuração deformada da seção central após a plastificação.

O estado-limite último do perfil M17AC ficou caracterizado pelo escoamento da mesa comprimida de sua seção central, o que ocorreu para o carregamento total de 3995 N.

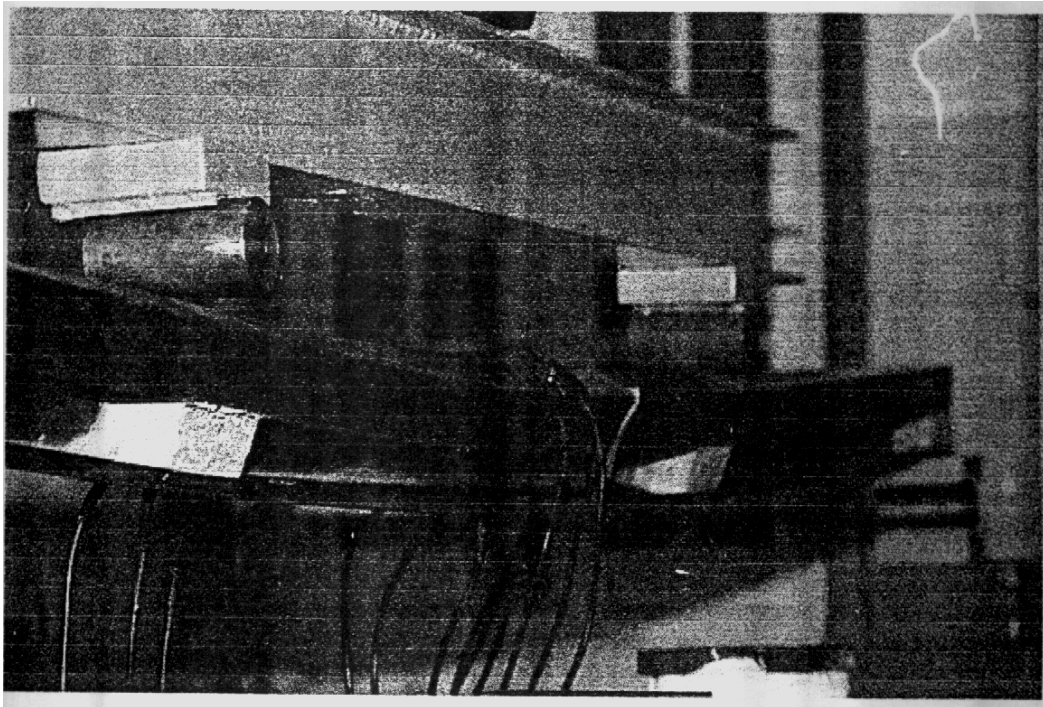


Foto 5.7- Deformada do perfil M1 7AC após flambagem lateral e plastificação da seção central.

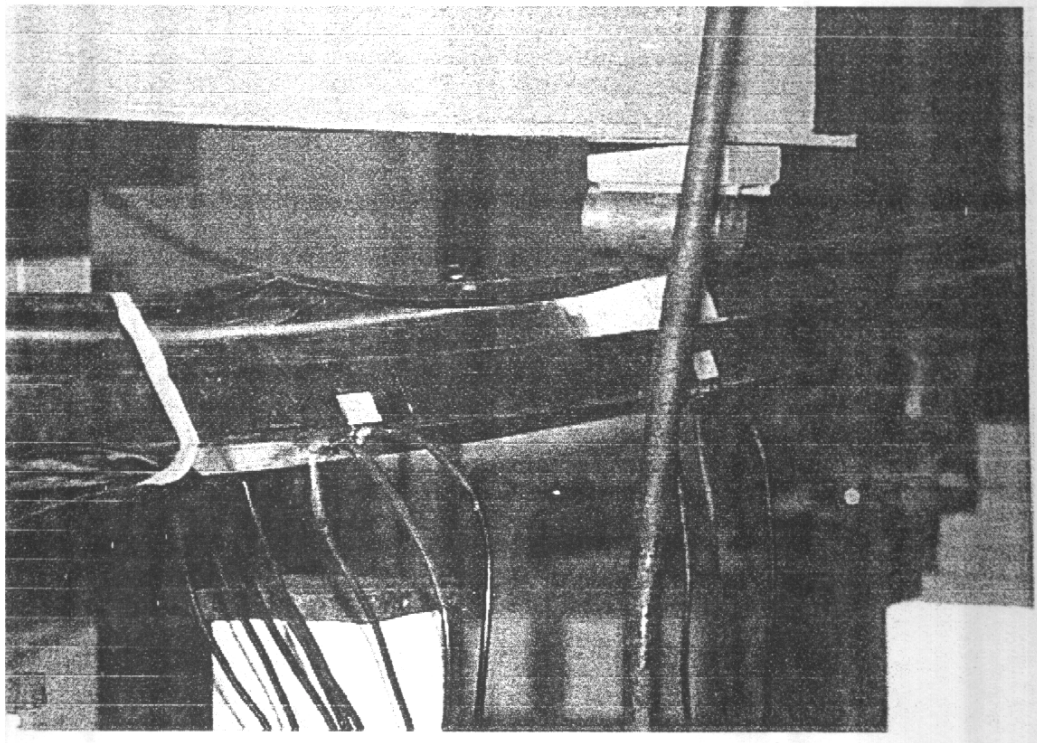


Foto 5.8 - Deformada do perfil MI 7AC após flambagem lateral e plastificação da seção central.

## 5.5 PERFIL M1AZ

A Figura 5.10 apresenta o comportamento carga x deslocamentos verticais do perfil M1AZ. Pode-se depreender da figura que há linearidade na resposta do perfil analisada até a carga total de 800N aproximadamente. A partir daí é nítida a não-linearidade no diagrama.

A aparente flambagem lateral observada foi causada provavelmente pelas deformações típicas de distorção observadas acima da linha neutro das seções transversais extremas do perfil, as quais surgiram a partir do carregamento total de 700 N com o conseqüente desprendimento do enrijecedor de concreto da mesa, situada à meia altura da seção, conforme se pode observar na Foto 59.

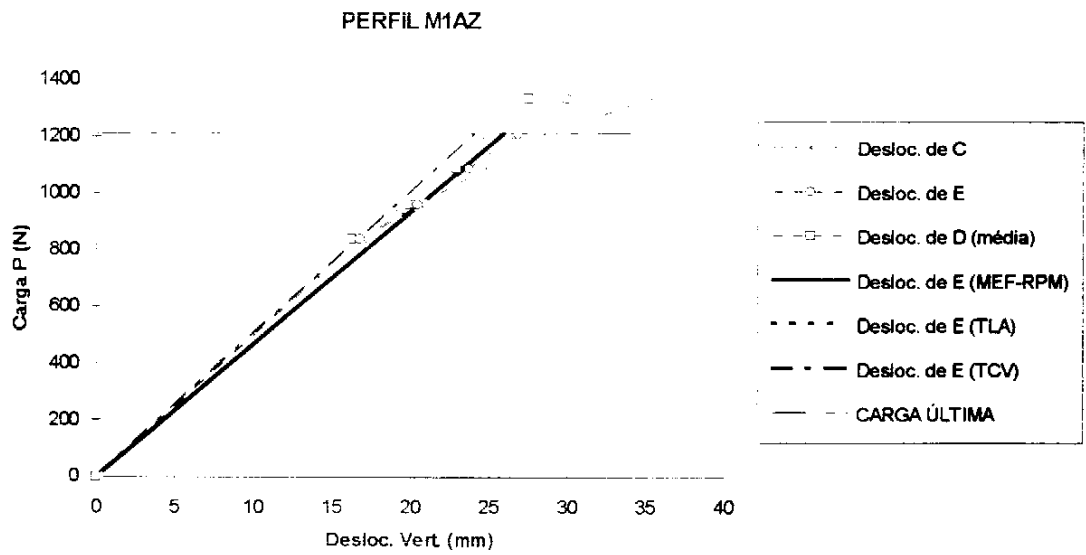
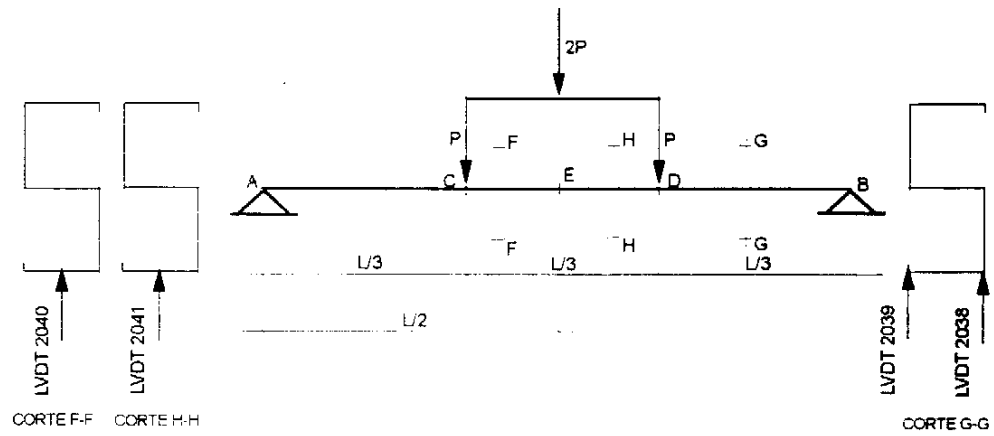


Figura 5.10 – Resultados do perfil M1AZ.



Foto 5.9 - Distorção na seção extrema do perfil M1AZ.

A flambagem local na mesa superior foi inicialmente observada quando era aplicado um carregamento total de 2423 N, tendo as flechas no terço do vão (média de três pontos de leitura) e na seção central, respectivamente, os valores de 25,97 mm e 26,82 mm. Na Foto 5.10 é possível observar o modo local de flambagem da mesa superior do perfil. Este modo local justifica o comportamento não-linear geométrico representado pelas respostas do perfil segundo a Figura 5.10

Por medida de segurança, para este perfil os LVDT's foram retirados quando

o carregamento total imposto atingiu o valor de 2793,6 N, tendo as flechas no terço do vão (média de três pontos de leitura) e na seção central, respectivamente, os voares de 30,14 mm e 30,05 mm.

O perfil não foi levado até seu colapso por plastificação por medida de segurança, e o ensaio foi encerrado para o carregamento total de 2793,6 N.

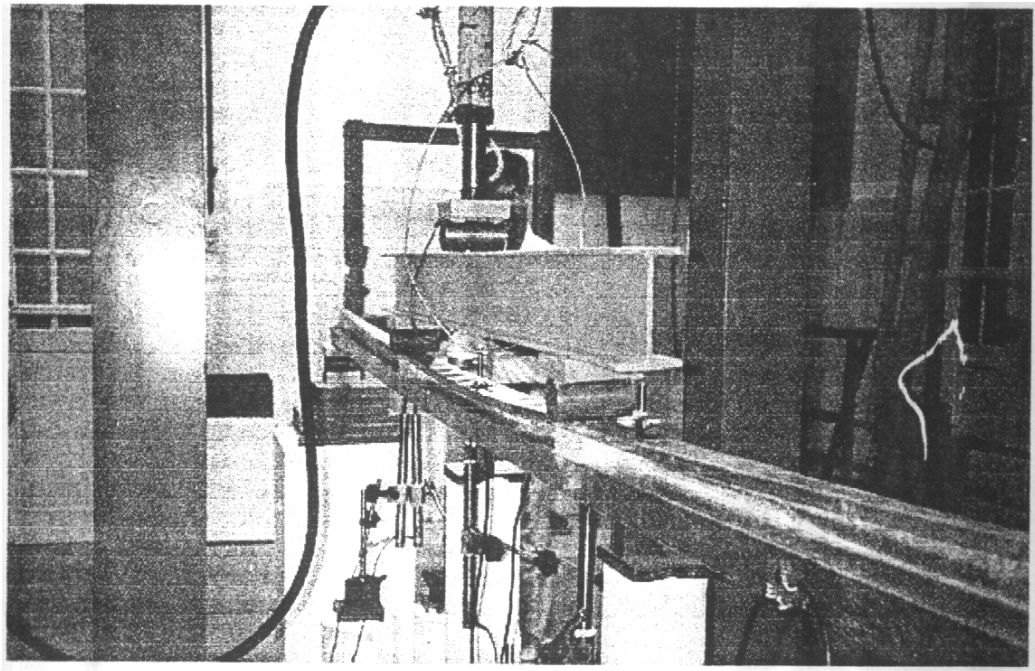


Foto 5.10 - Flambagem local da mesa superior do perfil M1AZ.

Durante todo o ensaio não foi registrado início de escoamento em nenhum dos pontos instrumentados com rosetas retangulares ou EER. O estado-limite último desse perfil ficou caracterizado pelo modo local de flambagem da mesa superior para a carga total de 2423 N.

## 5.6 PERFIL M19AC

A Figura 5.11 apresenta o comportamento carga x deslocamentos verticais do perfil M19AC. Pode-se constatar na figura que as respostas obtidas até a última aquisição de deslocamentos, através dos LVDT's, são aproximadamente lineares.

A flambagem lateral e as deformações típicas de distorção observadas nos modelos anteriores não ficaram tão evidenciadas neste perfil.

O início de escoamento da seção central do perfil (compressão na mesa superior) foi verificado experimentalmente no nível da carga total de 4277 N, tendo as flechas no terço do vão (média de três pontos de leitura) e na seção central, respectivamente, os valores de 22,47 mm e 21,39 mm.

Por medida de segurança, para este perfil os LVDT's foram retirados quando o carregamento total imposto atingiu o valor de 5388,8 N, tendo as flechas no terço do vão (média de três pontos de leitura) e na seção central, respectivamente os valores de 30,47mm e 27,85 mm.

Não foi observada flambagem local em nenhuma das paredes do perfil.

Para o carregamento total de 5883 N foi registrada a plastificação da seção central do perfil por compressão na mesa superior, conforme Foto 5.11.

Para esse perfil, o estado-limite último ficou caracterizado pelo escoamento da mesa comprimida da seção central para a carga de 4277 N.

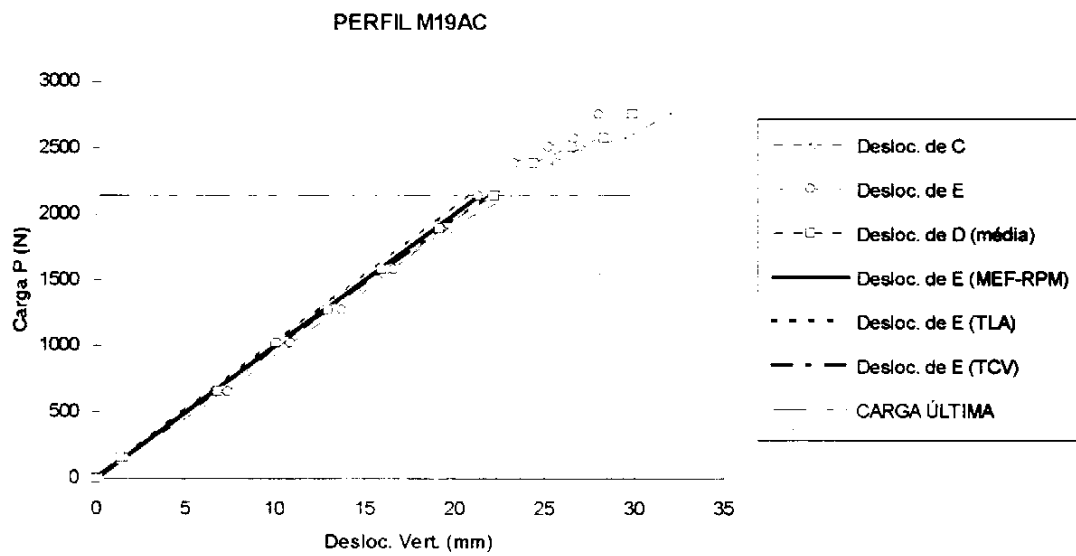
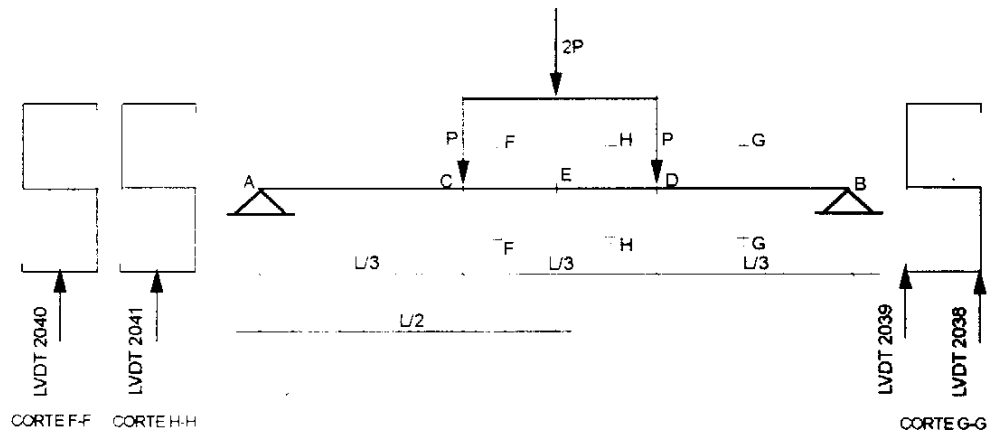


Figura 5.11 – Resultados do Perfil M19AC.

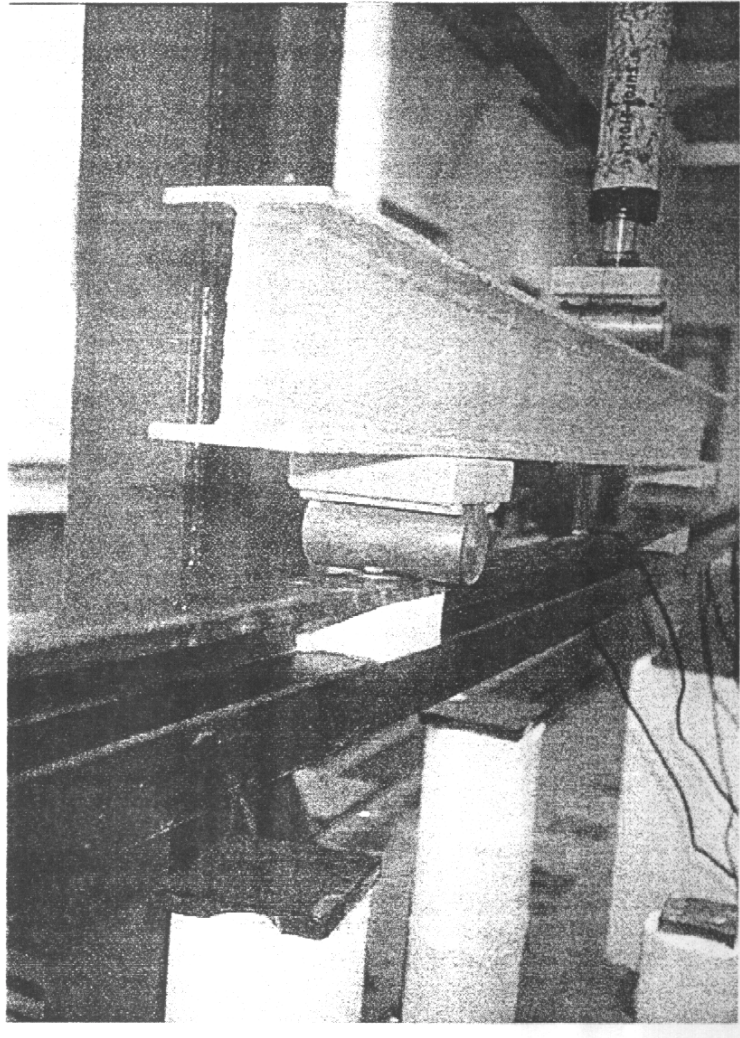


Foto 5.11 – Plastificação ocorrida na seção central do perfil M19AC.



## 5.7 PERFIL M2AZ

A Figura 5.12 apresenta o comportamento carga x deslocamentos verticais do perfil M2AZ.

Pode-se depreender da figura que não há linearidade em todas as respostas apresentadas, principalmente aquela que representa os deslocamentos verticais do ponto C.

A flambagem lateral observada nos modelos anteriores não ficou tão evidenciada neste perfil. A flambagem local na mesa superior foi inicialmente observada quando foi aplicado um carregamento total de 2053,4 N, tendo as flechas no terço do vão (média de três pontos de leitura) e na seção central, respectivamente, os valores de 19,15 mm e 20,85 mm.

Este modo local justifica o comportamento não linear geométrico representado pelas respostas do perfil segundo a Figura 5.12.

Por medida de segurança, para este perfil os LVDT's foram retirados quando o carregamento total imposto atingiu o valor de 2918,2 N, tendo as flechas no terço do vão (média de três pontos de leitura) e na seção central, respectivamente, os valores de 31,56 mm e 30,27 mm.

O perfil não foi levado até seu colapso por plastificação por medida de segurança, e o ensaio foi encerrado para o carregamento total de 3040 N quando surgiram nas partes comprimidas (mesa, alma e enrijecedor superiores) das seções ao longo do comprimento diversos mecanismos de flambagem local das paredes, conforme mostram as Fotos 5.12 e 5.13.

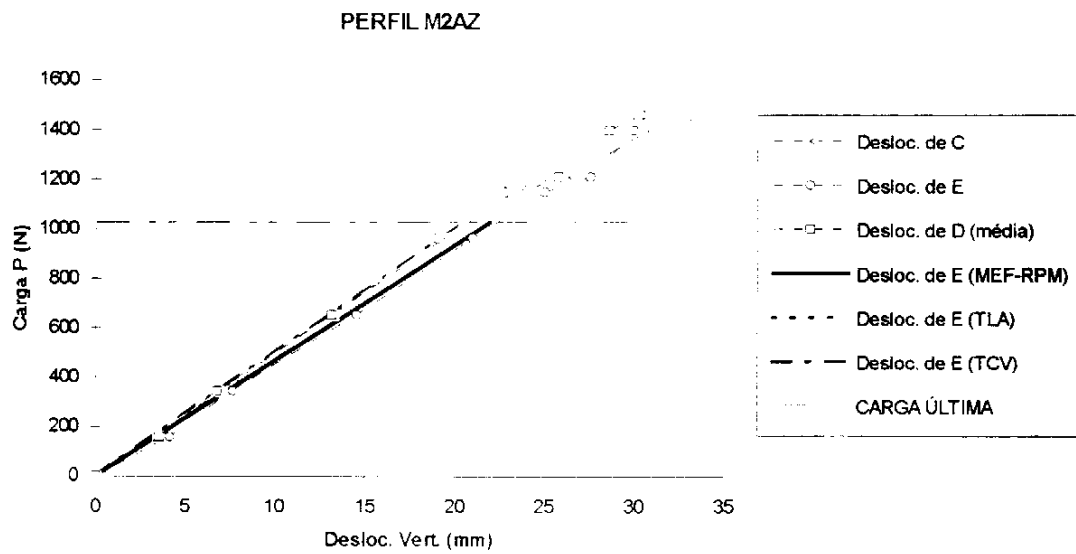
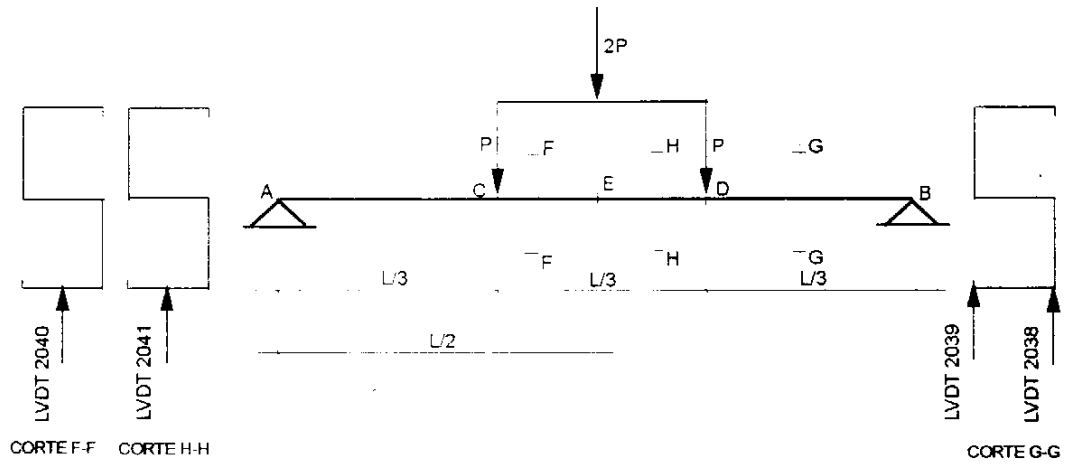


Figura 5.12 – Resultados do perfil M2AZ.

Para o perfil M2AZ o estado-limite ficou caracterizado pelo modo local de flambagem da mesa superior da seção, ocorrido para a carga de 2053,4 N.

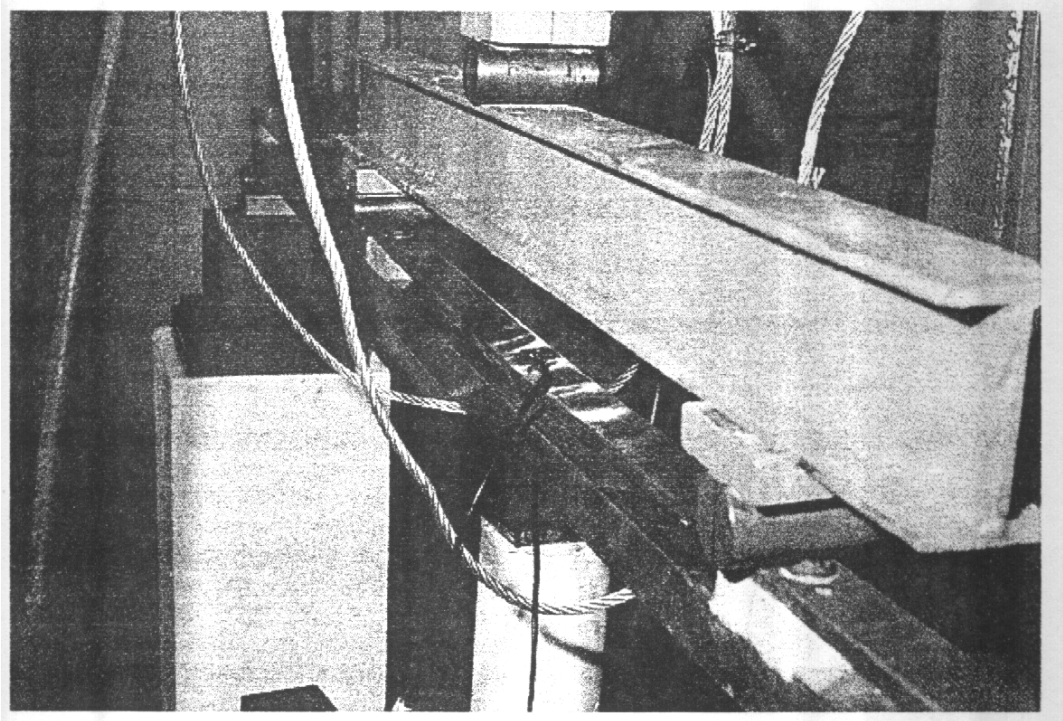


Foto 5.12 – Flambagem local das partes comprimidas do perfil M2AZ

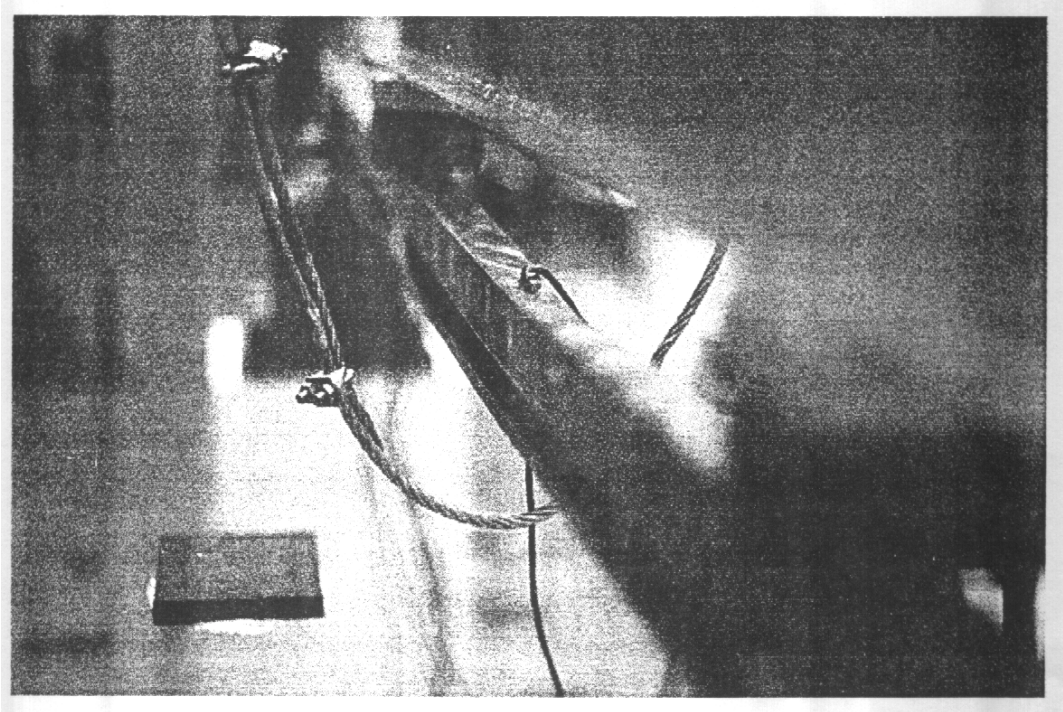


Foto 5.13 – Flambagem local das partes comprimidas do perfil M2AZ

As Figuras 5.8 a 5.12 apresentam graficamente a confrontação entre os resultados teóricos e os resultados experimentais de cinco perfis ensaiados.

A partir destas figuras pode-se ratificar as análises apresentadas no item 4.2.

Para a maioria dos perfis com enrijecedores, com ou sem parafusos, cujos estados-limites últimos caracterizaram-se pela flambagem local ou pelo início de escoamento da mesa superior, pode-se verificar que até o nível das cargas últimas experimentais as resistências e os comportamentos previstos pelo MEF-RPM, pela TLA e pela TCV correspondem às respostas experimentais. Para o perfil M17AC, observam-se grandes diferenças entre os resultados teóricos e os experimentais, sendo esta a única peça com enrijecedor que apresentou grandes evidências do modo de instabilidade lateral.

Para o perfil M20AC, as diferenças entre os resultados já eram esperadas. Sua baixa rigidez torsional, em razão da ausência dos enrijecedores de concreto, manifestou-se logo no início do carregamento. Como se pode depreender da Figura 5.8, nenhum dos métodos teóricos utilizados permitiu uma boa aproximação entre os resultados do modelo analítico e o real.

## **5.8 COMPARAÇÃO DAS PRESCRIÇÕES DE NORMA TÉCNICA E OS RESULTADOS EXPERIMENTAIS**

De acordo com o AISI (1991), as resistências dos perfis à flexão pura com base no início do escoamento da seção efetiva são:

PERFIL AZ ( $t=0,85$  mm):  
Resistência Nominal,

$M_n = 2017$  kN.mm

Resistência de Cálculo,  $\phi_b M_n = 1916 \text{ kN.m}$

PERFIL AC ( $t=1,65 \text{ mm}$ ):

Resistência Nominal,

$M_n = 2775 \text{ kN.m}$

Resistência de Cálculo  $\phi_b M_n = 2636 \text{ kN.m}$

Para confrontação são considerados apenas os resultados experimentais dos perfis M2AZ e M19AC (com enrijecedor e parafusos) por apresentarem estados-limite últimos caracterizados por flambagem local ou por escoamento da mesa superior, sem as evidências da flambagem lateral observada nos outros perfis.

Para esses perfis, os momentos máximos experimentais são:

Perfil AZ:  $M_{m\acute{a}x} = 1026 \text{ kN.m}$

Perfil AC:  $M_{m\acute{a}x} = 2138 \text{ kN.m}$

Em ambos os casos, pode-se verificar uma grande diferença entre os resultados experimentais e os previstos pelo AISI (1991). Para o perfil M2AZ, o erro percentual em relação aos resultados experimentais é da ordem de 86%, se for considerada a resistência de cálculo. Da mesma forma, para o perfil M19AC o erro é de 23%. Portanto, as prescrições da norma não apresentam bons resultados com relação ao dimensionamento dos perfis em análise, mesmo sendo neles utilizados os enrijecedores de concreto e os respectivos parafusos na tentativa de amenizar os efeitos da distorção da seção e aumentar a sua rigidez torsional.

Com relação aos enrijecedores das mesas superior e inferior, os cálculos segundo o AISI (1991) indicam que são ineficientes.

Esta norma prescreve no item B 4.2 o valor do momento de inércia adequado,  $I_a$ , que um enrijecedor deve ter para conferir apoio à placa adjacente submetida à compressão uniforme. Para serem eficientes, então, os enrijecedores deveriam ter os comprimentos retos de  $d=12,3$  mm (e não 10,3 mm) para os perfis AZ e  $d= 10,1$  mm (e não 8,7 mm) para os perfis AC.

A ineficiência dos enrijecedores foi constatada, de fato, através dos ensaios das vigas, uma vez que na maioria dos perfis ficou evidenciado o modo local de flambagem por distorção da seção, confirmando que a inércia do enrijecedor não era suficiente para conter o deslocamento lateral da borda enrijecida da mesa.

Considerando que as esbeltezes das mesas comprimidas e almas dos perfis são dadas pela relação entre a largura plana do elemento e sua espessura, pode-se verificar que elas estão muito aquém dos limites máximos preconizados pelo AISI (1991). Para os perfis AZ as esbeltezes da mesa comprimida e da alma têm valor igual a 48,94. Os perfis AC têm para esbeltezes da mesa comprimida e da alma o valor de 23,27. Para um elemento comprimido, enrijecido por um enrijecedor simples, tendo uma borda longitudinal conectada à mesa ou à alma da seção (tal como o é a mesa do perfil "S"), a esbeltez máxima é 60 (item B1.1.a da norma). Para almas não-enrijecidas, a esbeltez máxima é 200 (item B1.2.a).

## CAPÍTULO VI

### CONCLUSÕES E SUGESTÕES

A partir da análise dos resultados, pode-se chegar às seguintes conclusões:

1- as deslocamentos verticais no meio do vão dos perfis em "S" com enrijecedores, previstos pela Teoria Laminar (TLA), pelo método dos Elementos Finitos, com a rigidez de placa modificada (MEF-RPM), e pela Teoria Clássica de Viga (TCV), tiveram boa aproximação com os deslocamentos observados experimentalmente. No entanto, esta aproximação não se verificou para os deslocamentos nos terços do vão;

2- os enrijecedores de concreto foram, de fato, eficientes principalmente quando utilizados com parafusos, uma vez que sua presença eliminou para a maioria dos perfis o modo global de flexo-torção. Por isto, é aconselhável a sua utilização, ou de outros tipos de enrijecedor, sempre que os perfis em "S" forem empregados como vigas;

3- sendo utilizados enrijecedores, a determinação dos esforços e das deformações dos perfis poderá ser efetuada via Método dos Elementos Finitos ou Teoria Laminar ou mesmo através da Teoria Clássica de Viga;

4- com relação ao dimensionamento dos perfis, verificou-se grandes diferenças entre os resultados experimentais e as resistências calculadas segundo as prescrições do AIS (1991);

5- os enrijecedores das mesas superior e inferior apresentaram-se de fato ineficientes.

Como sugestões, propõem-se as seguintes;

1- que nos perfis "S", quando empregados como viga sejam sempre utilizados enrijecedores transversais de concreto ou metálicos;

2- caso não sejam usados os enrijecedores transversais, sistemas alternativos de contraventamento devem ser estudados para evitar a flambagem lateral dos perfis;

3- que sejam realizadas pesquisas teórico-experimentais sobre outros tipos de enrijecedores transversais, buscando maior eficiência e baixo custo;

4- para melhor avaliação da resistência real dos perfis "S", e a conseqüente calibração dos métodos para a determinação dos esforços e o dimensionamento, um grande número de ensaios deve ser realizado. A eficiência ou não dos enrijecedores transversais deverá ser considerada;

5- ensaios de outros tipos de seção devem ser realizados, procurando confrontar a eficiência entre as diversas geometrias dos perfis quando empregados como viga;

6-o comprimento reto dos enrijecedores das mesas superior e inferior deve ser modificado, procurando aumentar sua eficiência.



## CAPÍTULO VII

### REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABNT – “NBR 6673 - Produtos planos de aço - Determinação das propriedades mecânicas à tração”, Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, 1981

AISI – “LRFD Cold-Formed Steel Design Manual”, American Iron and Steel Institute, Washington, 1991.

Castrillon, R. C. “Análisis Elástico de Estructuras Prismáticas Laminadas - Programa para Computador Digital em FORTRAN IV”, Tese de Mestrado, PUC/CTC, Rio de Janeiro, 1970, 45p. (Tese MS)

Heins, C. P. - "Bending and Torsional Design in Structural Members", Lexington, D.C., Heath, 1975, 367p.

Rodrigues, F. C. – “Estudo Teórico-Experimental de Perfis de Chapa Dobrada Submetidos a Compressão”, Tese de Doutorado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, fevereiro de 1993.

Wilson, E. L. e Habibullah, A.- "SAP90 - A Series of Computer Programs for the Finite Element Analysis of Structures", Copyright Computers and Structures, Inc., 1978-1992.

Zienkiewicz, O. C. e Taylor, P. L. - "The Finite Element Method", 44. ed., Mc Graw-Hill, 1989.