

**“ESTUDO DE NÓS SOLDADOS TIPO K DE TRELIÇAS
PLANAS CONSTITUIDAS POR SEÇÕES TUBULARES
CIRCULARES DE AÇO”**

Carolina Rodrigues Lemos Lameiras

Às minhas filhas Bárbara e Marina,
razão primeira de minha vida.

Agradecimentos

Ao professor Ricardo Hallal Fakury pela orientação de extremo profissionalismo, pelo apoio, pela compreensão, pelo incentivo e inestimável amizade.

À professora Ana Lydia que antes de co-orientadora, tornou-se uma grande amiga.

Ao professor Estevam, pelas dicas do ABAQUS e por ter me cedido um pouco do seu espaço.

Aos professores: Alcebíades, Lavall, Franco, Roque e Gilson pelas aulas e pela inspiração que cada um, à sua maneira, me transmitiu.

Às funcionárias do DEES pela atenção e carinho de todas.

Aos colegas da CEMIG pela amizade e companheirismo de tantos anos e o apoio durante essa fase difícil.

À CEMIG na pessoa de alguns gerentes, sem os quais não teria sido possível essa tarefa.

À minha mãe que sempre me incentivou a estudar.

À memória de meu pai, por ter me ensinado a ser persistente.

Aos meus irmãos.

Aos tios, tias, primos e primas por compreenderem a minha ausência.

Aos amigos que me suportaram e me fizeram rir nas horas difíceis.

À professora Maria Selma Gomes, revisora deste trabalho.

À Maria Cristina Contigli pelo acompanhamento e carinho.

À memória de meu marido, Marcelo, pelo amor que vivemos e que me fortalece ainda hoje.

Às minhas filhas pela paciência, amor, carinho, dedicação e compreensão. Por aturarem minha ausência crônica dos últimos anos e a quem dedico este trabalho.

Resumo:

Nas ligações de treliças formadas por seções tubulares circulares, devem ser verificados os estados limites últimos de plastificação e punção por cisalhamento da parede da corda. As normas AWS D1.1:2002, ANSI/AISC 360-05 e EN 1993-1-8:2005 apresentam procedimentos praticamente idênticos para a verificação desses estados limites últimos, com base principalmente nos trabalhos de Wardenier *et al.* (1991) e Packer e Henderson (1997). Por outro lado, a Norma Brasileira ABNT NBR 8800: 2008 não apresenta nenhum procedimento específico, recomendando a utilização das normas estrangeiras citadas, com as adaptações necessárias para manter seu nível de segurança. O presente trabalho busca simular numericamente, por meio do programa *ABAQUS*, baseado no Método dos Elementos Finitos, o comportamento até o colapso, identificando os estados limites últimos, de nós de treliças planas do tipo K. A modelagem numérica considerou as não-linearidades geométrica e de material e grandes deslocamentos. Em diversos casos, para avaliação da sua influência nos resultados, foi adicionalmente simulado o cordão de solda entre cada braço e a corda. Foram criados modelos com dois diâmetros diferentes para os braços e, para cada diâmetro, dois valores para a espessura da parede, além de três ângulos distintos entre braços e corda. Os resultados obtidos, considerando e desconsiderando a influência do cordão de solda, foram analisados criticamente e comparados com os fornecidos pelas normas supracitadas

Palavras-chave: : Perfis tubulares circulares, Ligações soldadas, Análise numérica, Nó K entre CHS.

Abstract:

The trusses of circular hollow sections, should be checked about last limit states of plastification and punching shear of chord wall. The standards AWS D1.1: 2002, ANSI / IACS 360-05 and EN 1993-1-8:2005 have virtually identical procedures for the verification of these limits states, based mainly in the works of Wardenier *et al.* (1991) and Packer and Henderson (1997). Moreover, the Brazilian standard ABNT NBR 8800: 2008 does not present any specific procedure, recommending the use of foreign standards, with necessary adjustments to maintain their security level. This paper seeks simulate numerically, through the program *ABAQUS*, based on the finite elements method, the behavior until the collapse, identifying the last limits states, of joint K. The numerical modeling considered the geometrical and material non-linearity and large displacements. In several cases, to assess its influence on results was additionally simulated welding between branches and chord. Models were created with two different diameters for the branches, and for each diameter, two values for the thickness of the wall, as well as three different angles between branches and chord. The results, considering and disregarding the influence of weld, were critically analyzed and compared with those provided by the above standards.

Key-words: Circular hollow section, Welded connections, Numerical analyses, K joint between CHS branches and CHS chord.

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO.....	1
1.1 Uma Breve História.....	1
1.2 Fabricação de Seções Tubulares.....	5
1.3 Aplicações.....	7
1.4 Treliças Planas em Perfis Tubulares Circulares e Seus Nós.....	12
1.5 Objetivos.....	14
1.6 Justificativa.....	15
1.7 Metodologia.....	15
1.8 Sobre o Presente Trabalho.....	16
2 FUNDAMENTOS.....	17
2.1 Normas e Guias.....	17
2.1.1 EN 1993 1-1: 2005 e EN 1993 1-8:2005.....	20
2.1.1.1 Nós uniplanares.....	21
2.1.1.2 Formulação para nós K e N com afastamento entre os braços submetidos a forças axiais estáticas.....	24
2.1.2 Wardenier et al. (1991).....	27
2.1.2.1 Nós uniplanares.....	28
2.1.2.2 Formulação para nós K e N com afastamento entre os braços submetidos a forças axiais estáticas.....	29
2.1.3 Packer & Henderson (1997).....	30
2.1.3.1 Nós uniplanares.....	30
2.1.3.2 Formulação para nós K e N com afastamento entre os braços submetidos a forças axiais estáticas.....	30
2.1.4 ANSI/AISC 360-05.....	31

2.1.4.1 Nós uniplanares	32
2.1.4.2 Formulação para nós K e N com afastamento entre os braços submetidos a forças axiais estáticas	32
2.2 O Método dos Elementos Finitos na Análise Estática.....	33
2.2.1 Os passos do MEF	34
2.2.2 Sólidos tridimensionais	36
2.3 ABAQUS versão 6.5.1 (1998).....	37
2.3.1 Equilíbrio e trabalho virtual.....	37
2.3.2 Procedimentos	38
2.3.3 Análise de tensão estática	39
2.3.3.1 Análise estática não linear	39
2.3.3.2 Métodos de solução não linear no ABAQUS.....	40
2.3.3.3 Passos, incrementos e interações	41
2.3.3.4 Convergência	42
2.3.4 O método de Riks	44
2.3.4.1 Incrementação.....	45
2.3.4.2 Terminando um passo de análise de Riks.....	46
2.3.5 O método de Riks modificado	46
3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	48
4 DESENVOLVIMENTO E VALIDAÇÃO DOS MODELOS NUMÉRICOS	54
4.1 Generalidades	54
4.2 O Material.....	54
4.3 A Geometria	56

4.4 Modelagem Numérica no ABAQUS	57
4.4.1 Definição dos modelos	57
4.4.1.1 Condições de contorno	58
4.4.1.2 Carregamento.....	59
4.5 Cálculo dos Valores Normativos	61
4.5.1 Verificações e parâmetros iniciais.....	61
4.5.1.1 Determinação das forças resistentes de cálculo máximas	64
4.6 Construção dos Modelos Numéricos com o Programa ABAQUS	67
4.7 Validação dos Modelos Numéricos	70
4.7.1 Descrição do trabalho de Vieira (2007).....	70
4.7.2 Modelagem numérica do protótipo no programa ABAQUS.....	73
5 RESULTADOS	79
5.1 Generalidades	79
5.2 Modelos com Ângulo de 30° entre Braços e Corda.....	79
5.3 Modelos com Ângulo de 45° entre Braços e Corda.....	88
5.3.1 Modelos Com e Sem Cordão de Solda.....	94
5.4 Modelos com Ângulo de 60° entre Braços e Corda.....	96
6 CONCLUSÕES	103
6.1 Conclusões Finais	103
6.2 Recomendações e Sugestões para Pesquisas Futuras	105
7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	107

ÍNDICE DE FIGURAS

1.1 – Ponte sobre o “Firth of Forth e detalhe do perfil tubular usado” – Escócia 1890 - [www.uk-photos - web.co.uk].....	2
1.2 – Processo patenteado pelos irmãos Mannesman – 1888 – e sua aplicação hoje.- [http//patent pending.blogs.com; www.planet.wissen.de; www.komotau.de].....	3
1.3 – Máquina de corte e preparação de extremidades. – [Wardenier, J. (2002)]....	4
1.4 – Nó Mero – Mengerlinghausen (1937). - [www.hdg-online.net].....	5
1.5 – Processo de formação de perfis tubulares de grande diâmetro. – [Wardenier, J (2002)].....	6
1.6 – Ponte sobre o rio Escudo – Cantábria, Espanha. - [www.megusa.com].....	8
1.7 – Ponte A8 – Edimburgo, Escócia. - [www.skmconsulting.com/Markets].....	8
1.8 – Estádio olímpico de Atenas, Grécia. - [www.metallica.com.br].....	9
1.9 – Sede da Swiss Re – Londres, Inglaterra. - [www.swissre.com].....	9
1.10 – Diques, braços triangulares de perfis circulares - Hood, Holanda - [Wardenier, J (2000)].....	10
1.11 – Plataformas marítimas (Offshores) . - [Wardenier, J (2000)].....	11
1.12 – Estrutura de guindaste. - [Meyer, 2002].....	11
1.13 – Nó K soldado com gap – Tubos de grandes dimensões para estrutura de plataforma. - [Meyer (2002)].....	12
1.14 – Alguns tipos de nós planos entre perfis tubulares.....	14
2.1 – Tipos de nós de treliças planas. - [EN 1993 1-8:2005].....	19
2.2 – Definição de espaçamento e sobreposição dos braços de nós K. – [EN 1993 1-8:2005 2005].....	19
2.3 – Modos de falha para nós entre perfis fechados de seção circular. - [EN 1993 – 1-8: 2005].....	22
2.4 – Nó K – Dimensões e Outros Parâmetros.....	23

2.5 – Nó K. símbolos e limites de validação. – [Wardenier et. al (1991) adaptado à EN 1993:2005].....	29
2.6 – Exemplos de classificação de nós entre perfis tubulares. – [ANSI/AISC 360-05 com adaptações pela EN 1993:2005].....	31
2.7 – Fluxograma do MEF.....	35
2.8 – Forças externas e internas no corpo. – [ABAQUS 1998].....	42
2.9 – Primeira interação num incremento. – [ABAQUS, 1998].....	42
2.10 – Segunda interação. – [ABAQUS, 1998].....	44
2.11 – Representação gráfica do algoritmo de Riks. [ABAQUS 1998].....	44
2.12 – Resposta típica de análise estática instável. [ABAQUS 1998].....	46
4.1 – Diagrama tensão-deformação do aço. – [Castro e Silva (2006)].....	56
4.2 – Esquemático das condições de contorno.....	59
4.3 – Modelo com braços de 76mm de diâmetro e ângulo de 45° entre braços e corda e a malha de elementos finitos criada pelo ABAQUS.....	68
4.4 – Modelagem dos cordões de solda entre braços e corda.....	69
4.5 – Ponto de controle dos deslocamentos na direção 2 (eixo Y global) em todos os modelos.....	70
4.6 – Diagrama dos protótipos ensaiados. – [Vieira (2007)].....	72
4.7 – Esquemático do carregamento e vista da instrumentação dos ensaios. - [Vieira (2007)].....	72
4.8 - Modelo numérico implementado no programa ANSYS. – [Vieira (2007)]....	73
4.9 – Resultados lidos pelos transdutores de deslocamento na face inferior da corda. – [Vieira (2007)].....	73
4.10 – Resultados dos extensômetros na face da corda. – [Vieira (2007)].....	74
4.11 – Curvatura acentuada apresentada pela placa de apoio do modelo VIEIRA_1 processado no programa ABAQUS.....	75
4.12 – Regiões plastificadas apresentadas pelo modelo VIEIRA_1 processado no programa ABAQUS.....	76

4.13 – Regiões plastificadas apresentadas pelo modelo VIEIRA_2.....	77
4.14 – Comparação dos resultados experimentais de Vieira e dos três modelos numéricos processados pelo programa ABAQUS.....	78
5.1 – Primeiro incremento com plastificação e detalhe da região em que ocorre a plastificação.....	80
5.2 – Modelo I – Propagação da plastificação.....	81
5.3 – Modelo I – Incremento em que aparece a plastificação da corda.....	81
5.4 – Incremento em que ocorre o maior força aplicada antes do colapso.....	82
5.5 - Modelo II – Primeira região plastificada.....	84
5.6 - Modelo II quando $N_{1,Ed} / N_{1,Rd} = 1,2$	85
5.7 – Deslocamento do ponto de controle para os Modelos I e II.....	86
5.8 - Modelos com ângulos de 30°.....	87
5.9 – Comparação entre Modelos III e IV em trecho reduzido para melhor visualização.....	88
5.10 – Modelo V - Início da plastificação.....	89
5.11 - Modelo V - Propagação da plastificação.....	89
5.12 - Modelo V - Vista interna das áreas plastificadas da corda com superposição do modelo indeformado.....	90
5.13 – Modelo V.....	90
5.14 –Comparativo entre Modelo V e Modelo VII.....	91
5.15 - Modelo VII – Início da plastificação.....	92
5.16 – Modelo VII – Vista externa e interna do incremento em que ocorre a plastificação da parede da corda.....	92
5.17 – Modelos com ângulo de 45°.....	93
5.18 – Modelo V – Configuração indeformada, translúcida, e deformada, colorida ponto de controle deslocou-se para cima.....	93

5.19 – Modelo VIII – Configuração indeformada, translúcida, e deformada, colorida ponto de controle deslocou-se para baixo.....	94
5.20 – Comparação entre modelos com braços de 42,4 mm x 3,4 mm com solda e sem solda.....	95
5.21 – Modelos com braços de 76,1mm x 4,2 mm a 45° com e sem solda.....	96
5.22 – Modelo XI – Início da plastificação.....	96
5.23 – Modelo XI – Propagação da plastificação sob o cordão de solda.....	97
5.24 – Modelo XII – Início e propagação da plastificação da corda.....	97
5.25 – Modelos XI e XII.....	98
5.26 – Modelo XIV – Do início da plastificação ao colapso.....	101
5.27 – Modelos XI, XII, XIII e XIV – Ângulos de 60° e diâmetros e espessuras diferentes.....	102

ÍNDICE DAS TABELAS

4.1 – Correção dos valores tensão real e deformação real.- [Castro e Silva (2006)].....	55
4.2 – Valores dos diâmetros dos braços calculados a partir do parâmetro β	56
4.3 – Diâmetros dos elementos, espessuras das paredes, áreas e perímetros das seções transversais.....	57
4.4 – Forças concentradas equivalentes	60
4.5 – Valores das excentricidades para cada par de ângulo/diâmetro do braço.....	63
4.6 – Raízes da Exp. (4.5.1.1.9).....	65
4.7 – Valores máximos de $N_{1,Ed}$ para a plastificação da corda segundo a EN 1993 1-8:2005.....	66
4.8 – Valores máximos da força $N_{2,Ed}$	67
4.9 – Valores máximos de $\sigma_{1,Ed}$ para a punção por cisalhamento.....	67
4.10 – Dados da geometria básica dos modelos.....	69
4.11 – Forças aplicadas em ensaios experimentais realizados por Vieira (2007)....	75
4.12 – Parâmetros dos materiais retirados de ensaios experimentais realizados por Vieira (2007) e adotados nos modelos VIEIRA_2 e VIEIRA_3.....	77
5.1 – Modelo I - Cálculos normativos pela EN 1993 1-8:2005 a partir de dados do modelo numérico.....	83
5.2 – Modelo XI – Cálculos normativos pela EN 1993 1-8:2005 a partir de dados do modelo numérico.....	99
5.3 – Modelo XII – Cálculos normativos pela EN 1993 1-8:2005 a partir de dados do modelo numérico.....	100
6.1 – Resumo dos resultados dos modelos numéricos com cordão de solda.....	104

SIMBOLOGIA

A fim de se evitar o uso de símbolos diferentes para as mesmas grandezas e facilitar a compreensão, os símbolos adotados serão os da EN 1993 1-8: 2005 e os da ANSI/AISC 360-05. Outros símbolos poderão aparecer no decorrer do trabalho conforme sejam relevantes.

Para as Normas e Guias

E	Módulo de elasticidade
ν	Coefficiente de Poisson
f_{yi}	Resistência ao escoamento do aço do elemento i ($i = 0, 1, 2, \dots$)
f_u	Resistência última do aço
ε	Fator que depende de f_y $\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}}$
g	Espaçamento entre os braços dos nós K ou N medido ao longo da face de conexão da corda entre os pés dos braços adjacentes, excluindo-se a solda
p	Comprimento da projeção da área de contato do braço sobreposto sobre a face da corda;
q	Sobreposição entre os braços de nós K ou N, medida na face da corda (valor negativo de g);
A_i	Área da seção transversal do elemento i ($i = 0, 1, 2, 3$);
CHS	Seção circular fechada (<i>Circular Hollow Section</i>);
τ	Razão t_i/t_0 .
d_i	Diâmetro externo do elemento i ($i = 0, 1, 2, \dots$)
t_i	Espessura da parede do elemento i ($i = 0, 1, 2, \dots$)
β	Relação entre os diâmetro dos braços e da corda
θ_i	Ângulo formado entre o braço i e a corda ($i = 1, 2, \dots$)

e	Excentricidade do nó
γ	Relação entre o diâmetro da corda e o dobro da espessura de sua parede
γ_{M5}	Fator de segurança parcial
$N_{p,Ed}$	Valor da força axial na corda excluídos os componentes das forças axiais dos braços paralelas ao eixo da corda
$N_{0,Ed}$	Valor de cálculo da força axial interna na corda
$N_{i,Ed}$	Valor de cálculo da força axial interna no elemento i ($i = 1, 2, \dots$)
$N_{i,Rd}$	Valor de cálculo da força resistente do nó expressa em termos da força axial interna no elemento i ($i = 1, 2, \dots$)
$M_{0,Ed}$	Valor de cálculo do momento fletor interno na corda
$\sigma_{p,Ed}$	Tensão máxima de compressão na corda, no nó, excluída a tensão dada pelos componentes das forças axiais dos braços paralelas ao eixo da corda
$W_{el,i}$	Módulo de elasticidade da seção do elemento i ($i = 1, 2, \dots$)
ϕ	Fator de resistência para o LRFD (Load and resistance factor design) segundo a ANSI/AISC 360-05

Para o programa ABAQUS

K^e	Matriz de rigidez do elemento
f^e	Vetor de força do elemento
K	Matriz de rigidez global da malha de elementos finitos
f	Vetor de força global sobre os nós
a	Vetor de incógnitas de movimentos nodais
ε	Matriz de deformação
τ	Matriz de tensões
dW^0	Taxa de trabalho por unidade de volume no estado de referência elástico

P	Força externa
I	Forças nodais internas
K_0	Matriz de rigidez tangente
u_0	Estado inicial da estrutura
u_n	Configuração da estrutura após aplicação do incremento de força ΔP e a Correção do deslocamento c_n
c_n	Correção do deslocamento
R_n	Força residual para a interação n
P_0	Força morta
P_{ref}	Força de referência
λ	Fator de proporcionalidade da força
$\Delta\lambda$	Incremento de força inicial, em comprimento de arco
l_{period}	Fator de escala do comprimento total do arco

1

INTRODUÇÃO

1.1 Uma Breve História

Empiricamente, o homem já usava as seções circulares desde os primórdios da civilização, tirando partido do que lhe oferecia a natureza, troncos de árvores e bambu, para edificação de abrigos e fortificações. Esses materiais só exigem o reflorestamento e a extração sustentável para sua produção por processos biometabólicos envolvendo solo, água e luz solar. Em contrapartida, apresentam enormes variações de resistência mecânica, vulnerabilidade a ataques por insetos e intempéries e dificuldades de trabalhabilidade dependendo da espécie, do próprio solo de plantio, do corte e das condições de secagem.

No ocidente, a madeira tem sido utilizada como material de construção com um embasamento teórico capaz de garantir segurança e durabilidade, além de oferecer uma boa disponibilidade comercial. O bambu, de larga e milenar utilização em países como a China e a Índia, de baixo peso específico e alta resistência à flexão e à torção, relativamente à sua massa, de forma naturalmente circular e que exige apenas ferramentas muito simples para manuseio e

aproveitamento, em outras regiões não tem o mesmo tratamento. Não há plantações capazes de suprir uma demanda comercial de espécies adequadas ao uso construtivo, mão-de-obra treinada e estudos teóricos suficientes que garantam seu uso estrutural, embora alguns estudiosos tenham avançado nesse sentido, como López (1981), Moreira e Ghavami (1996) e Moreira, (1996), e não há interesse comercial a não ser para mobiliário em pequena escala.

As propriedades excelentes da forma tubular têm sido reconhecidas há muito tempo. Os perfis metálicos de seção tubular circular são conhecidos desde o século XIX enquanto os de seção tubular retangular apareceram somente a partir da década de 1950. Um exemplo de projeto de ponte é a “Firth of Forth” na Escócia (1890), mostrada na FIG. 1.1 Com um vão livre de 521m, essa ponte foi construída com elementos tubulares feitos de chapas conformadas cujas bordas foram rebitadas juntas, porque, à época, não havia outro método de fabricação para tais dimensões. Ainda no século XIX foram desenvolvidos os primeiros métodos de produção para seções tubulares circulares, soldadas e sem costura.

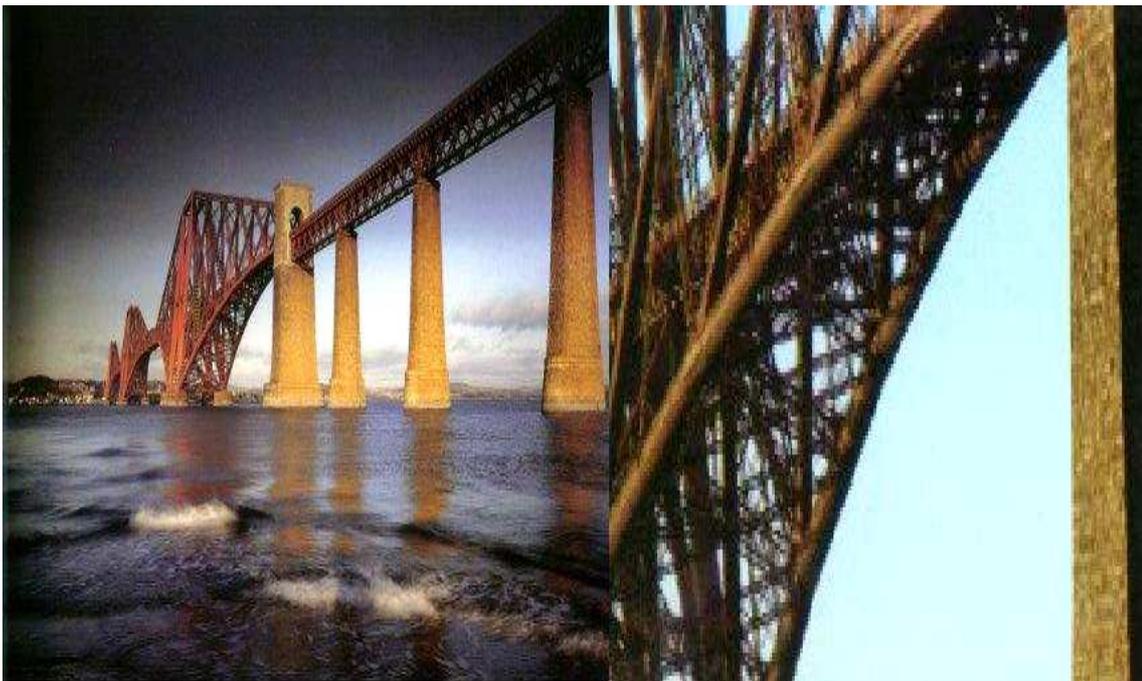


FIGURA 1.1 – Ponte sobre o “Firth of Forth” e detalhe do perfil tubular usado. – Escócia 1890 [www.uk-photos-web.co.uk]

Em 1886, os irmãos Mannesmann desenvolveram o processo penetrante de rolo giratório (*Schrägwalzverfahren*), mostrado em FIG. 1.2. Esse processo, em combinação com o

processo que Pilger (*Pilgerschrittverfahren*) desenvolveu alguns anos depois, tornou possível a fabricação de seções tubulares sem costura de paredes mais delgadas.

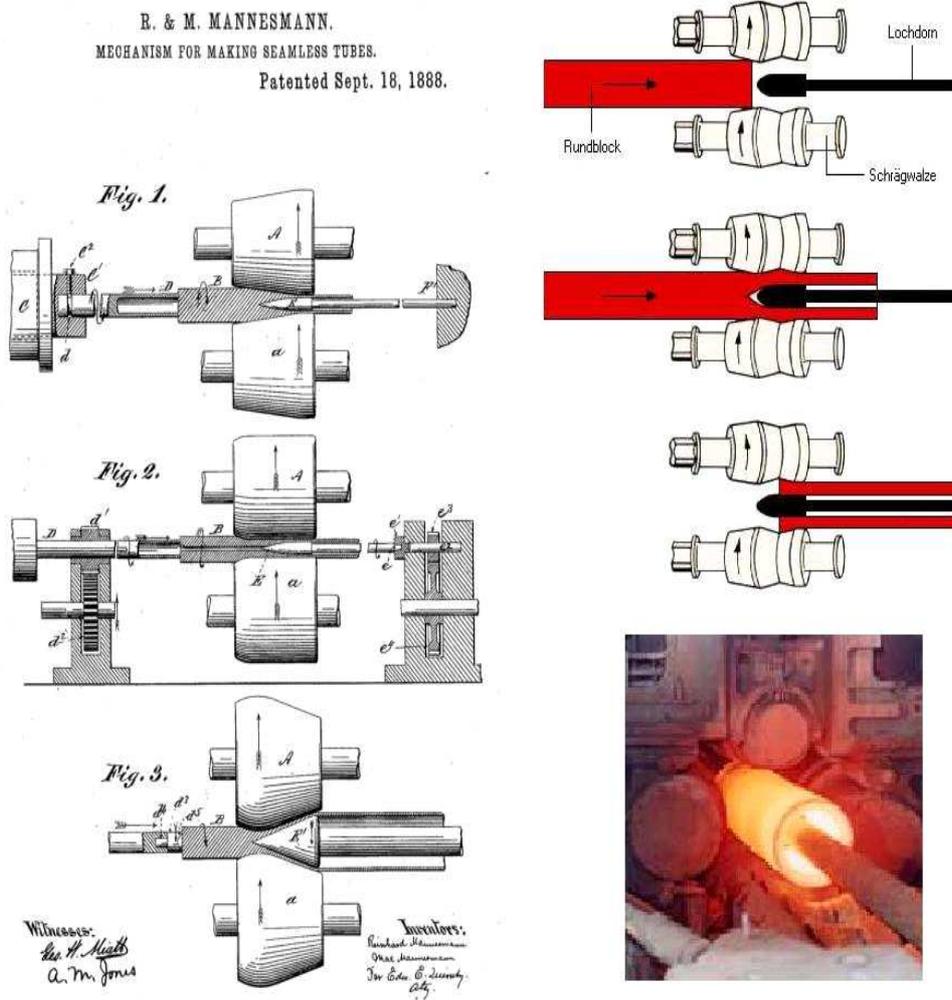


FIGURA 1.2 – Processo patenteado pelos irmãos Mannesman – 1886 – e sua aplicação, hoje. [http://patent pending.blogs.com; www.planet.wissen.de; www.komotau.de]

Na primeira metade do século anterior, o inglês Whitehouse desenvolveu o processo de fabricação de seções tubulares circulares soldadas a quente. Porém, a produção dessas seções só se tornou realmente relevante depois do desenvolvimento do processo Fretz Moon de solda contínua, em 1930.

Especialmente depois da Segunda Guerra Mundial, os processos de soldagem foram aperfeiçoados, tornando possível que seções tubulares circulares fossem soldadas entre si. Os cortes de extremidade necessários para ajustar duas seções circulares foram simplificados consideravelmente pelo desenvolvimento, pela empresa Müller, de uma máquina de preparação de extremidades, FIG.1.3. Para fabricantes que não possuíssem tais máquinas, o corte de extremidade, a preparação das terminações em corte circular e a conexão das seções permaneciam como impedimento. Uma possibilidade para evitar os problemas de ligações era o uso de nós pré-fabricados. Por exemplo, em 1937, na Alemanha, foi desenvolvido o sistema MERO, por Mengernghausen, constante de um nó esférico onde se inscrevem 18 octógonos rosqueados (“porcas oitavadas”), nos quais se conectam barras circulares também rosqueadas. Esse sistema tornou possível fabricar estruturas para grandes espaços de modo industrializado, FIG. 1.4.

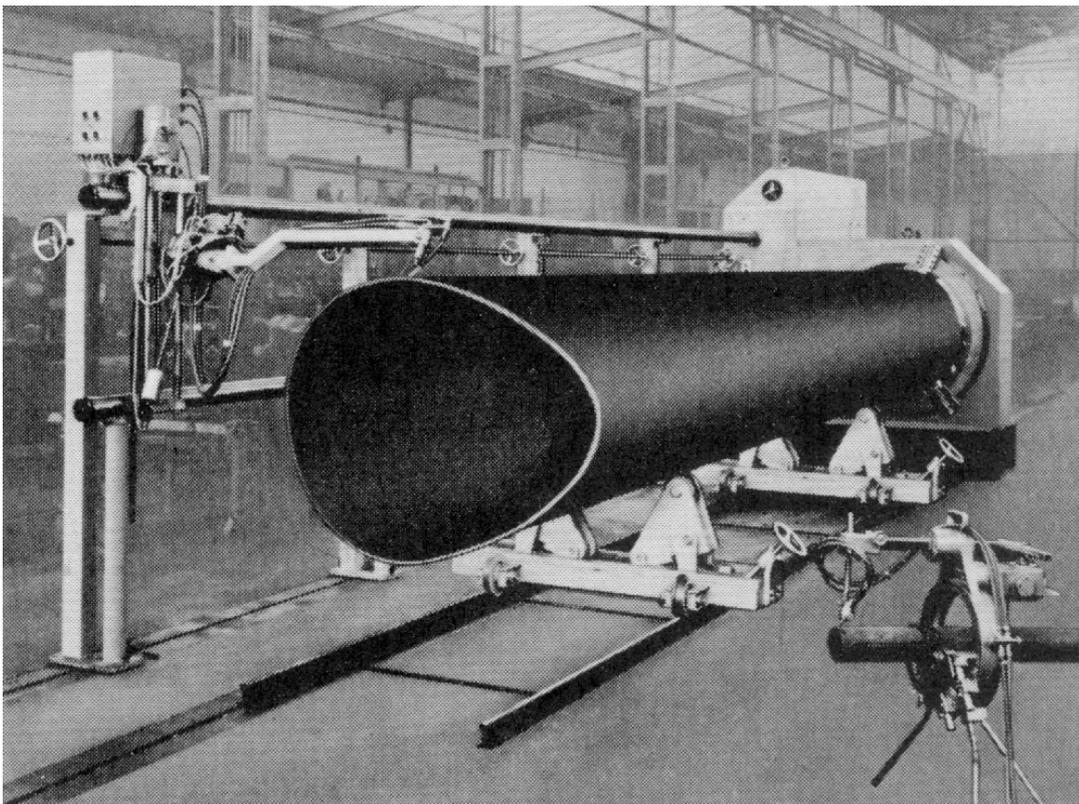


FIGURA 1.3 – Máquina de corte e preparação de extremidades
[Wardenier, J (2000)]

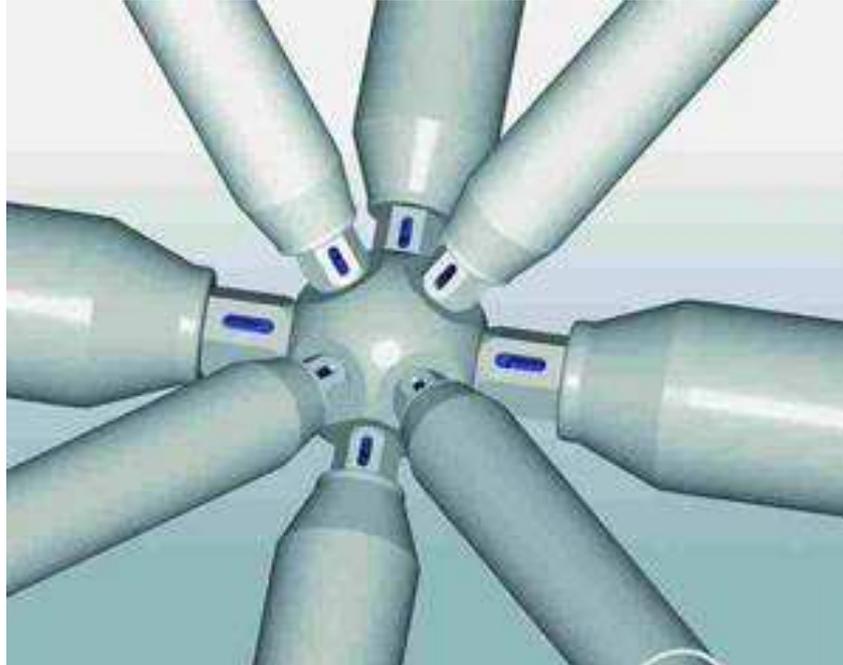


FIGURA 1.4 – Nó Mero – Mengerhausen (1937). [www.hdg-online.net]

Em 1952, foi desenvolvida a seção tubular retangular por Stewarts e Lloyds (hoje Corus Tubes). Essa seção, com quase as mesmas propriedades que a seção tubular circular, possibilitava que as conexões fossem feitas por cortes de extremidade diretos e simples.

Na década de 1950, os problemas de fabricação, extremidades, preparação e soldagem foram resolvidos e, desse ponto de vista, o caminho para uma história próspera estava aberto. O problema restante era a determinação da resistência dos nós.

1.2 Fabricação de Seções Tubulares

Como mencionado no item anterior, seções tubulares circulares podem ser produzidas sem ou com costura. Seções tubulares circulares sem costura são feitas em duas fases: a primeira fase consiste na perfuração de um lingote e a segunda consiste do alongamento dessa peça perfurada em um acabador circular de seção tubular. Esse processo conduz o tubo por um laminador classificado segundo o tamanho, dando a ele o diâmetro exigido. Além do processo

Mannesmann, FIG. 1.2, outros processos são usados, a maioria deles baseados no mesmo princípio.

Hoje em dia, seções tubulares circulares com solda longitudinal são produzidas principalmente com processos de soldagem por resistência elétrica ou com solda por indução, em que uma chapa é moldada através de cilindros em uma forma circular e soldada longitudinalmente (calandragem). As arestas longitudinais são aquecidas, por exemplo, por resistência elétrica e empurradas uma contra a outra, o que resulta em uma solda por pressão. A parte exterior da solda é aparada imediatamente depois de aplicada. Seções tubulares circulares de grande diâmetro também são feitas moldando chapas com uma prensa, que depois são soldadas longitudinalmente por um processo de arco submerso, FIG.1.5.

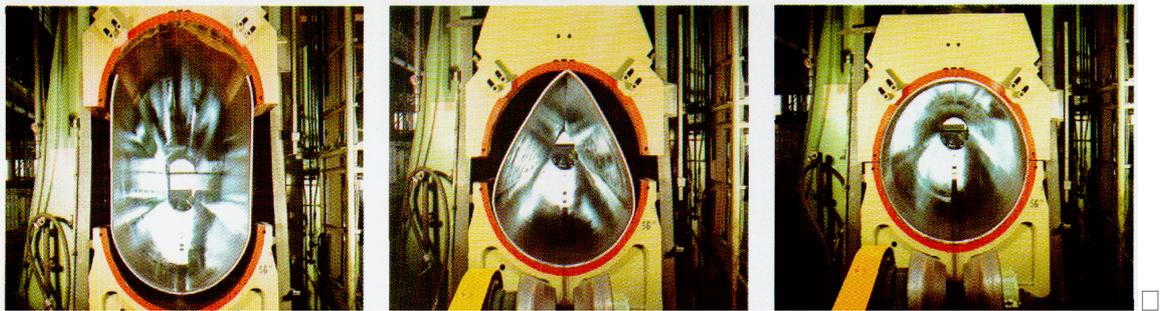


FIGURA 1.5 – Processo de formação de perfis tubulares de grande diâmetro [Wardenier, J (2002)]

Outro método para formação de seções tubulares de grandes diâmetros é usar uma tira larga contínua que é alimentada em ângulo em uma máquina que lhe dá um formado circular espiralado. As extremidades da tira são soldadas juntas por um arco submerso resultando em um produto denominado tubo soldado helicoidal.

Seções tubulares retangulares são feitas deformando-se seções tubulares circulares, com ou sem costura, por prensas cilíndricas, a quente ou a frio. Seções tubulares retangulares às vezes são feitas usando-se seções U (ou C) que são soldadas juntas ou amoldando-se uma única tira para a forma exigida e fechando-a por uma única solda, preferencialmente no meio de uma face.

1.3 Aplicações

Muitos exemplos na natureza demonstram as propriedades excelentes da forma tubular com respeito à capacidade de resistência à compressão, torção e flexão em todas as direções. Essas propriedades ainda são combinadas com um aspecto atraente para aplicações arquitetônicas. Além disso, a forma fechada sem cantos afiados reduz as áreas que precisam ser protegidas e estende a vida útil da proteção anticorrosiva. Outro aspecto para o qual seções tubulares circulares são especialmente favoráveis são os pequenos coeficientes de arrasto quando expostas a ventos ou correntezas. A parte interna vazada tem sido aproveitada de vários modos, por exemplo, para aumentar a resistência mecânica ou a proteção contra incêndios, enchendo-a de concreto ou fazendo com que água circule em seu interior. Ainda, o sistema de aquecimento ou de ventilação às vezes faz uso das colunas de seção vazada para a circulação vertical.

Sua aplicação é ampla e cobre todas as áreas: arquitetônica, civil, mecânica, edificações próximas de praias, plataformas marítimas, guindastes de grande capacidade, indústria de produtos químicos, aeronáutica, transportes, agricultura e outros campos especiais. Em princípio os arquitetos elegem os perfis tubulares, particularmente os circulares, por sua beleza estética quando lidam com estruturas que ficarão expostas, como coberturas de estádios, átrios, terminais aeroportuários, centros de convenções, etc. Mas não só razões estéticas levam ao uso dos perfis fechados por esses profissionais; quando os requisitos são limpeza e higiene, como no caso de indústrias alimentícias ou químicas, fornecem uma superfície relativamente mais fácil de limpar, livre de quinas, detalhes de conexão e outras áreas de acúmulo.

Hoje, muitos exemplos de aplicações de estruturas tubulares em edificações podem ser encontrados em pontes, estações ferroviárias, aeroportos, estádios esportivos, inclusive com tetos retráteis, e edifícios comerciais. Como observado anteriormente, a ponte Firth of Forth é um exemplo excelente de aplicação de perfis tubulares, mas não é o único e as FIG. 1.6 a 1.9, mostram alguns.



FIGURA 1.6 – Ponte sobre o rio Escudo – Cantábria, Espanha.
[www.megusa.com - em 07/2008]

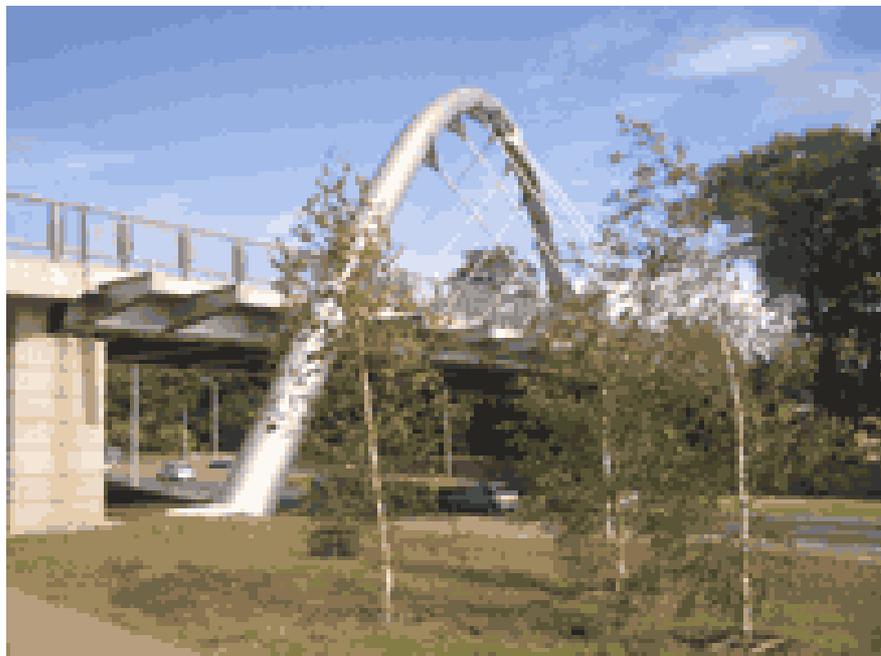


FIGURA 1.7 – Ponte A8 – Edimburgo, Escócia.
[www.skmconsulting.com/Markets - em 07/2008]



FIGURA 1.8 – Estádio olímpico de Atenas - Grécia.
[www.metalica.com.br - em 02/2007]



FIGURA 1.9 – Sede da Swiss Re – Londres, Inglaterra.
[www.swissre.com - em 02/2007]

Existem muitas razões para o uso de seções fechadas em estruturas hidráulicas, como comportas de barragens e diques. A manutenção dessas estruturas exige precauções, ligadas às questões ambientais, que podem torná-la cara, o que faz com que a durabilidade seja importante. Estruturas tubulares são menos suscetíveis à corrosão graças a seus cantos arredondados; além disso, especialmente os perfis circulares, têm baixo coeficiente de arrasto, o que lhes confere alta resistência às forças laterais de correntezas e marés. A FIG. 1.10 mostra o dique próximo a Hook, Holanda, com seus braços triangulares de 250m em perfis tubulares circulares.



FIGURA 1.10 – Diques com braços triangulares de perfis circulares - Hood, Holanda. [Wardenier, J (2000)]

Na FIG. 1.11, é mostrada uma plataforma marítima. Em guindastes, como o da montagem mostrada na FIG. 1.12, ainda existe a vantagem de permitir que os contrapesos possam se movimentar dentro dos pilares circulares.



FIGURA 1.11 – Plataformas marítimas (*Offshores*)
[Wardenier, J (2000)]



FIGURA 1.12 – Estrutura de guindaste
[Meyer, 2002]

Embora os custos industriais de seções vazadas sejam maiores que os de outras seções, conduzindo a valores unitários mais altos do custo de material, aplicações econômicas são alcançadas, direta ou indiretamente, em muitos campos. Sua capacidade de resistência à

compressão e seu baixo peso propiciam barras de melhor desempenho comparativamente aos perfis abertos equivalentes e, quando se reduz peso de aço, as conseqüências podem ser entre outras, condições de transporte e manuseio mais econômicos. Perfis fechados apresentam rigidez à torção superior quando comparados aos perfis abertos. Também, como já explicitado, apresentam área de exposição reduzida em relação aos perfis abertos de desempenho similar, o que significa menor exposição ao fogo, menores carregamentos aerodinâmicos e ainda economia de pintura.

Fabricados em aços de diferentes características físicas, é possível encontrar perfis com as mais diversas espessuras e alturas (diâmetros); moldados a frio ou a quente; de seções circulares, como os da FIG. 1.13 ou retangulares, sendo os quadrados casos particulares dos retangulares, o que possibilita maior flexibilidade de projeto. Entretanto, não só a capacidade resistente deve ser considerada, mas também diversos outros aspectos, como a seleção do material, fabricação, incluindo a solda e sua inspeção, proteção, montagem bem como o acesso para a inspeção de serviço e manutenção.

Um dos aspectos que impediram inicialmente a aplicação de seções vazadas foi o projeto das ligações. Porém, hoje em dia recomendações normativas de projeto existem para todos os tipos básicos de ligações e pesquisas adicionais estão em andamento para seu aprimoramento e para muitos tipos especiais de nós.

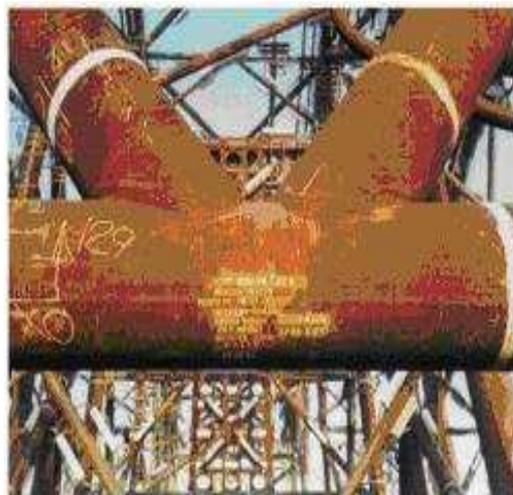


FIGURA 1.13 - Nó K soldado com gap – Tubos de grandes dimensões para estrutura de plataforma. [Meyer (2002)]

1.4 Treliças Planas em Perfis Tubulares Circulares e seus Nós

Treliças são sistemas constituídos por elementos unidos entre si por nós considerados como rótulas perfeitas, ou articulações. Assim os elementos (barras) são consideradas exclusivamente sujeitos a forças normais, de tração ou compressão.

Quando os elementos da estrutura estão essencialmente num único plano, a treliça é plana. São estruturas reticuladas cujas barras formam triângulos e sua definição baseia-se na consideração de que os nós comportam-se como rótulas perfeitas e na ausência de ações ao longo das barras.

Nós de estruturas articuladas de seção fechada são definidos como encontros de um ou mais braços diretamente soldados a uma corda.

Os nós podem ser classificadas como do tipo K, ou N quando a força de punção (componente da força axial, que atua no braço, normal ao eixo da corda) é essencialmente equilibrada por forças em outro braço no mesmo lado da conexão. O afastamento (*gap*) FIG.1.13, ou sobreposição (*ov*), é definido como a distância entre os braços cujas cargas se equilibram. A ligação do tipo N pode ser considerada como uma particularização da ligação do tipo K, quando um dos braços é perpendicular à corda. Nós do tipo Y são aqueles com um único braço ligado à corda, enquanto nos do tipo T, uma particularidade dos nós Y, esse braço forma ângulo de 90° com a corda. Nós do tipo X têm braços dispostos em lados opostos da corda. Desses tipos básicos derivam os demais tipos, por exemplo, nós N podem ser chamados YT, enquanto nós KT são uma junção de um nó K e um nó T. Supõe-se que as linhas de centro dos braços e da corda estejam no mesmo plano. Na FIG. 1.14 são mostrados alguns tipos de nós planos entre perfis tubulares.

Outros tipos de nós, bem como maiores detalhes sobre as ligações K, serão apresentados no capítulo 2.

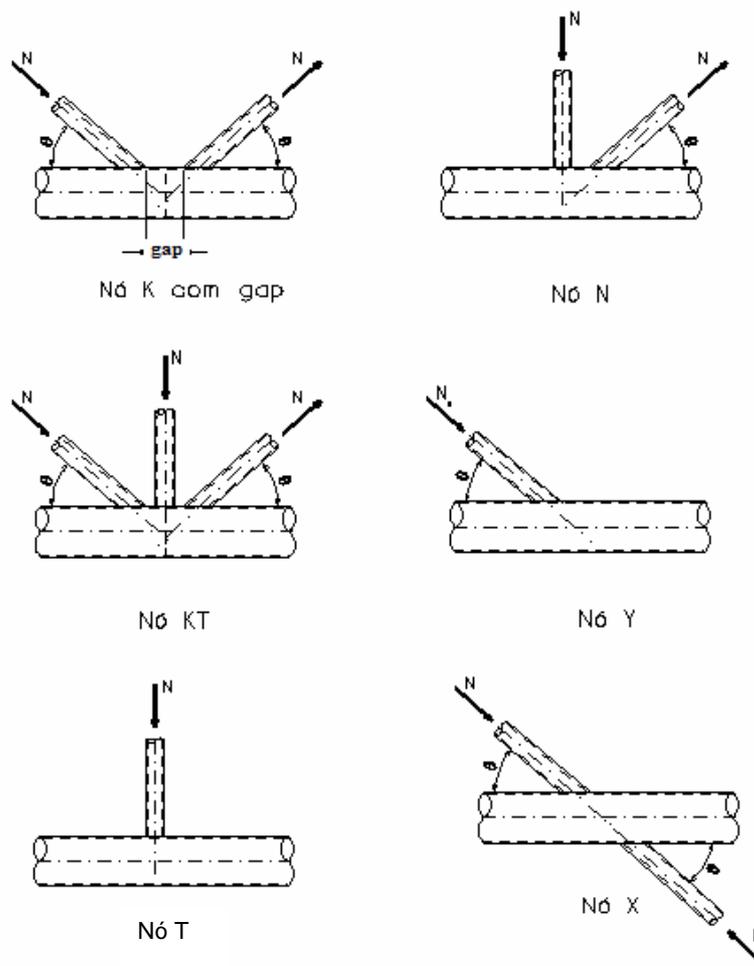


FIGURA 1.14 – Alguns tipos de nós planos entre perfis tubulares

1.5 Objetivos

Este trabalho tem como objetivo principal a obtenção, por meio de análise numérica através do Programa *ABAQUS*, versão 6.5.1 (1998), da capacidade resistente de nós do tipo K, com afastamento entre os braços, de treliças planas constituídas por seções tubulares circulares, considerando as não-linearidades geométricas e de material e grandes deslocamentos e, ainda, a influência do cordão de solda usado para união dos braços à corda. Tem ainda, como objetivo complementar, comparar os resultados numéricos obtidos com as normas EN 1993 1-8: 2005 e ANSI/AISC 360-05 e com os trabalhos de Wardenier *et al.* (1991) e Packer e Henderson (1997).

1.6 Justificativa

Os nós, ou ligações, são de extrema importância nas treliças e especialmente naquelas em seções tubulares.

As conexões de perfis tubulares são vistas por alguns como complicadas e onerosas e por outros como práticas e econômicas. Tudo depende da maneira de aplicação e do grau de conhecimento e compreensão dos processos. [Packer e Henderson (1997)]

Essa aparente ambigüidade mostra a necessidade de aprofundamento dos estudos e esclarecimentos sobre o funcionamento dos nós e as formas de defini-los e calculá-los.

Vários estudos das ligações de treliças planas (nós K, Y, T e N) com perfis tubulares têm sido desenvolvidos nos últimos anos em várias universidades brasileiras como UFOP, UNICAMP e UERJ. Internacionalmente, as investigações têm caminhado para o refinamento das indicações normativas quanto às alterações impostas pelas condições de contorno e melhores aproximações das expressões de dimensionamento.

1.7 Metodologia

O Método dos Elementos Finitos, MEF, é uma forma relativamente rápida e barata de se obter os valores de resistência e deformação de muitos processos quando comparado à análise experimental. Enquanto para um ensaio experimental são requeridos modelos reais e instrumentação de precisão, o que restringe o número de ensaios pelo tempo e custo, no MEF pode-se estender a quantidade de modelos, a forma e tipo dos elementos da malha, as características físicas e geométricas do material, a direção, forma e intensidade do carregamento e as condições de contorno, conforme se queira depurar os resultados (item 2.2).

Neste trabalho foi modelado o nó do tipo K soldado de treliça plana através do programa *ABAQUS*, versão 6.5.1 (1998), com elementos sólidos de aplicação geral. A malha de elementos foi gerada automaticamente pelo *ABAQUS/CAE*. A não-linearidade do material foi considerada através de formatação trilinear para o gráfico de tensão *versus* deformação do aço. A solda, simples de filete, foi considerada como um sólido criado como um chanfro a 45°

entre as paredes dos braços e da corda e com catetos de altura igual à espessura da parede do braço.

Os parâmetros adotados para a modelagem foram os já utilizados por pesquisadores mencionados no capítulo 3. Com o intuito de já se ter algumas referências de resultados e de se aferir os modelos criados no *ABAQUS* versão 6.5.1 (1998), inicialmente foi desenvolvido um modelo com as mesmas características físicas e geométricas tomadas por Vieira (2007) em seus estudos experimentais e numéricos conforme apresentado no capítulo 4.

1.8 Sobre o Presente Trabalho

No capítulo 2, serão apresentadas as comparações entre as Normas e os Guias utilizados internacionalmente, o princípio do Método dos Elementos Finitos e uma introdução aos princípios de cálculo e de trabalho do programa *ABAQUS*, versão 6.5.1 (1998).

No capítulo 3, será apresentada uma revisão bibliográfica.

No capítulo 4, apresentar-se-á o desenvolvimento dos modelos numéricos, acompanhado de seus embasamentos práticos e teóricos. Também serão mostrados os modelos de uma ligação do tipo YT baseados nos estudos experimentais e numéricos desenvolvidos por Vieira (2007) em sua tese de doutorado, que possibilitaram a validação dos modelos desenvolvidos no presente trabalho.

No capítulo 5, serão apresentados os resultados do processamento dos modelos no programa *ABAQUS* e sua análise sob a luz das recomendações das Normas ANSI/AISC 360-05 e EN 1993 1-8:2500 e dos autores Wardenier *et al.* (1991) e Packer e Henderson (1997).

No capítulo 6, serão apresentadas as conclusões deste estudo.

2

FUNDAMENTOS

2.1 Normas e Guias

Normas reconhecidas internacionalmente como ANSI/AISC 360-05 (AISC), nos Estados Unidos e EN 1993:2005 (Eurocode 3), na Comunidade Européia, e publicações especializadas como as de Packer e Henderson (1997), Wardenier *et al.* (1991), Rondal *et al.* (1992), Packer *et al.* (1992) e Dutta *et al.* (1998) orientam sobre o uso dos perfis tubulares e suas ligações. Não obstante tais orientações, permanece uma série de incertezas que têm sido estudadas por muitos pesquisadores.

A ABNT NBR 8800:1986 dispõe sobre o dimensionamento de barras de seções fechadas, mas não trata das ligações formadas entre elas. Já a ABNT NBR 8800:2008, apesar de também não tratar das ligações, indica a utilização da AWS D1.1:2002, da ANSI/AISC 360-05 ou da EN 1993 1-8: 2005 para o dimensionamento das ligações envolvendo perfis tubulares, na ausência de Norma Brasileira aplicável.

O projeto é sempre um processo interativo entre o funcional e exigências arquitetônicas e entre a resistência e aspectos de fabricação. Todas essas questões têm de ser consideradas de um modo equilibrado. Devido às características especiais das seções vazadas e suas ligações, esse processo de interação torna-se até mesmo mais importante que para estruturas de aço de seções abertas.

As primeiras recomendações de projeto para ligações entre seções tubulares circulares foram dadas por Jamm¹ em 1951 *apud Wardenier (2001)*. Esse estudo foi seguido por várias investigações no Japão, nos Estados Unidos e na Europa. As pesquisas sobre ligações entre seções tubulares retangulares começaram na Europa na década de 1960, seguidas por muitas outras investigações experimentais e teóricas. Além das investigações sobre comportamento estático, nas últimas décadas muitas pesquisas têm sido feitas sobre o comportamento de fadiga e outros aspectos, como o enchimento com concreto das seções vazadas, resistência ao fogo, resistência à corrosão e comportamento sob carregamento de ventos e correntes aquáticas.

A formulação de nós uniplanares típicos, que estão ilustrados na FIG. 2.1, é adotada pela EN 1993 1-8:2005 e por Wardenier *et al.*(1991) e foi inicialmente desenvolvida por Kurobane² *apud Wardenier et al.* (1991).

Nós tipo T e X são particularizações dos nós Y. A formulação das resistências de cálculo de nós tipo T, Y e X é basicamente para forças de compressão na corda, mas também pode ser usada para tração. A resistência última referente à força de tração usualmente é mais elevada que aquela à compressão. Os tipos mais comuns de nós T e X são aqueles com ângulo de noventa graus entre os eixos do braço e da corda. A prática mostra que ambos são menos eficientes que os nós tipo K, especialmente para relações d_0/t_0 (onde d_0 é o diâmetro da corda e t_0 a espessura de sua parede) elevadas. Em compensação, esse tipo de nó é de ocorrência e importância menores em estruturas tubulares comuns.

1 Jamm, W.: Form strength of welded tubular connections and tubular structures under static loading. (Translation from German). Schweissen und Schneiden, Vol. 3, Alemanha, 1951.

2 Kurobane Y.: New Developments and practices in Tubular Join Design. International Institute of Welding, Annual Assembly, Porto, 1981

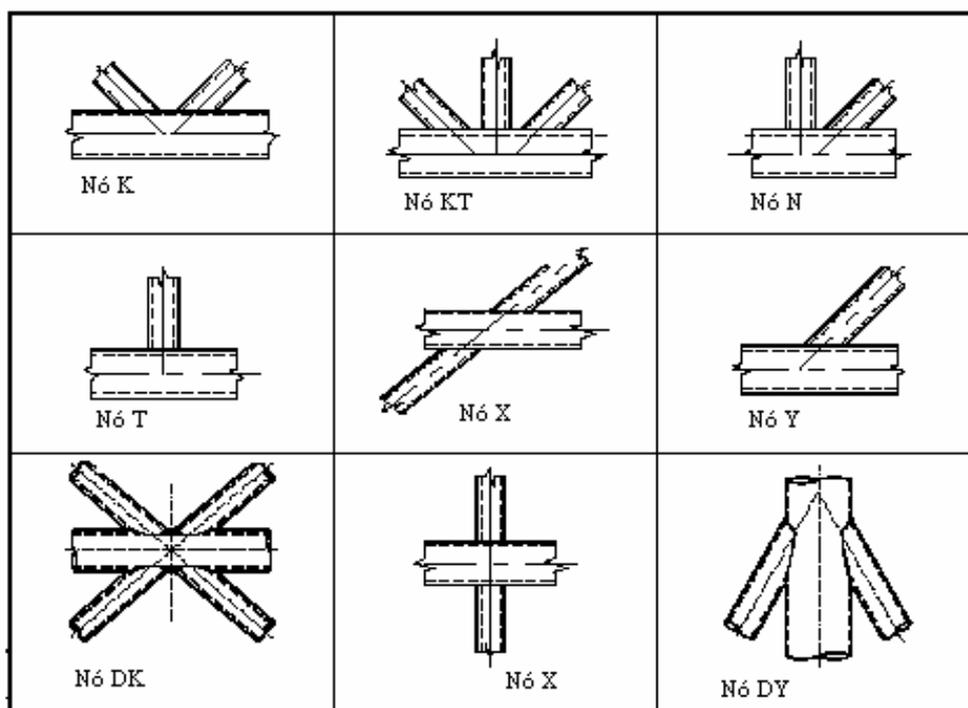


FIGURA 2.1 – Tipos de nós de treliças planas. [EN 1993 1-8:2005]

Nós tipos K e N são os mais comumente usados em estruturas tubulares, seja com espaçamento ou sobreposição, definidos de acordo com a FIG.2.2. Observa-se que a sobreposição dos braços é especialmente eficiente para estruturas com corda de parede fina e que o espaçamento facilita a execução e garante melhor qualidade de solda.

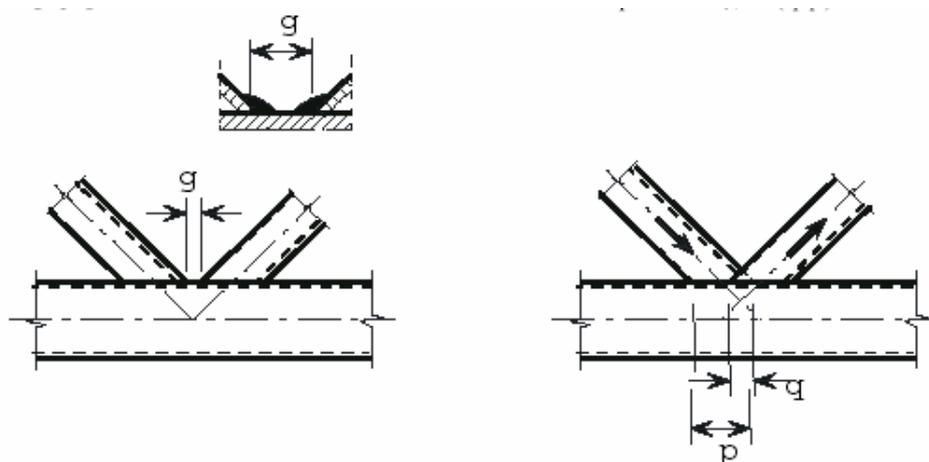


FIGURA 2.2 – Definição de espaçamento e sobreposição dos braços de nós K [EN1993 1-8:2005 (2005)]

A seguir se tem o resumo das principais recomendações dos manuais e das Normas internacionais mais utilizados no dimensionamento dos nós soldados de estruturas reticuladas planas. A simbologia usada foi aquela adotada pela ABNT NBR 8800: 2008, sempre que possível. A formulação, no desenvolvimento deste trabalho, foi a das EN 1993 1-1:2005 e EN 1993 1-8:2005 e, para as demais publicações, serão assinaladas apenas as diferenças relativas a elas.

2.1.1 EN 1993 1-1: 2005 e EN 1993 1-8:2005

Toda a formulação foi desenvolvida para o estado limite último de resistência, podendo-se utilizar tanto análise elástica quanto análise elastoplástica no cálculo dos nós, sendo a resistência do nó determinada com base na resistência de seus componentes básicos. Ou seja, as resistências estáticas de cálculo dos nós são expressas em termos das forças e/ou momentos resistentes máximos de cálculo para os braços e não poderão excedê-las.

Para qualquer que seja a configuração do nó, a resistência ao escoamento do aço, f_y , deve ser menor ou igual a 460MPa. No entanto, se essa resistência for superior a 355MPa, um fator de redução 0,9 deve ser aplicado à resistência de cálculo da ligação. Assim, para que não seja necessária a aplicação desse fator redutor, o aço deve obedecer ao limite da Exp. (2.1.1.1)

$$f_y \leq 355MPa \quad (2.1.1.1)$$

A formulação só é válida dentro de limites pré-estabelecidos de determinados parâmetros geométricos e de materiais. Os parâmetros abaixo são válidos para todos os tipos de nós e perfis tubulares:

$$t_i \geq 2,5mm \quad (2.1.1.2)$$

$$t_0 \leq 25mm \quad (2.1.1.3)$$

$$\frac{d_i}{t_i} \leq 50\varepsilon^2 \quad \text{Classe 1} \quad (2.1.1.4)$$

$$\frac{d_i}{t_i} \leq 70\varepsilon^2 \quad \text{Classe 2} \quad (2.1.1.5)$$

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (2.1.1.6)$$

onde:

t_i é a espessura da parede dos elementos ($i = 0,1,2\dots$), sendo 0 equivalente à corda e 1 e 2 aos braços;

d_i é o diâmetro externo dos elementos.

E, ainda, as seções dos elementos que concorrem em um nó não devem ser modificadas. Ou seja, terminações estampadas não estão contempladas.

2.1.1.1 Nós uniplanares

Nós N e KT com forças externas na corda são calculados usando-se os critérios de nós K. No entanto, se os braços estiverem submetidos ao mesmo tipo de força, ambos tracionados ou ambos comprimidos, ou se apenas um deles estiver sujeito a carregamento, o nó deverá ser verificado como se fosse nó X.

O colapso da ligação entre perfis tubulares pode ocorrer por uma série de motivos: falha da face de conexão da corda (falha plástica da face ou plastificação da seção transversal da corda) e falha da parede lateral da corda (por flambagem, ruptura, esmagamento ou instabilidade) pela ação do braço comprimido – FIG. 2.3a e FIG. 2.3b, falha por cisalhamento da corda – FIG. 2.3c, falha por fratura dúctil (iniciando com o rasgamento da corda sob a solda e caminhando para a separação do braço e solda da ligação com a corda) – FIG. 2.3d, falha do braço com largura efetiva reduzida (ruptura na solda ou no próprio braço) – FIG. 2.3e, falha por flambagem local de um braço ou da corda de seção fechada na ligação – FIG. 2.3f. Em qualquer dos casos, a ação pode ser de forças axiais ou de momentos fletores.

O dimensionamento de projeto para nós K com afastamento cujos perfis tubulares tenham parâmetros geométricos que obedecem aos limites impostos é governado por dois modos de falha: plastificação de seção da corda, FIG. 2.3a e 2.3b, e cisalhamento por punção da corda, FIG. 2.3c. Esse último somente se torna crítico para cordas de parede fina, em que a relação

entre o diâmetro da corda, d_0 , e sua espessura, t_0 , é elevada, e o coeficiente que relaciona os diâmetros dos braços e da corda, β , é baixo, Exp. 2.1.1.9 e Exp. 2.1.1.10.

Modo	Força Axial	Momento Fletor
a		
b		
c		
d		
e		
f		

FIGURA 2.3 – Modos de falha para nós entre perfis fechados de seção circular.
[EN 1993 – 1-8: 2005]

Isso significa dizer que a obediência aos parâmetros geométricos permitirá que sejam necessárias apenas as verificações dos três primeiros modos de falha, FIG. 2.3a, FIG.2.3b (que se traduzem em uma mesma formulação) e FIG. 2.3c, estando os restantes assegurados pelos parâmetros corretos de dimensionamento dos elementos.

A definição dos parâmetros $N_{p,Ed}$, $N_{0,Ed}$ e $M_{0,Ed}$ explicitados na FIG. 2.4 também é válida para seus correspondentes dados nas demais publicações. Nela, tem-se:

$$N_{p,Ed} = N_{0,Ed} - \sum_{i>0} N_{i,Ed} \cos \theta_i ; \quad (2.1.1.7)$$

$N_{p,Ed}$ é o valor da força axial na corda excluídos os componentes de força devidos aos braços;

$N_{0,Ed}$ é o valor de cálculo da força axial interna na corda;

$N_{i,Ed}$ é o valor de cálculo da força axial interna no braço i ($i = 1, 2, \dots$)

θ_i é o ângulos formados entre as faces dos braços e da corda;

$M_{0,Ed}$ é o valor de cálculo do momento fletor interno na corda;

g (*gap*) é o espaçamento entre os braços medido ao longo da face de conexão da corda, entre os pés dos braços adjacentes, excluindo-se as soldas, FIG. 2.2 e,

e é a excentricidade do nó (acima do eixo negativo e abaixo do eixo positivo).

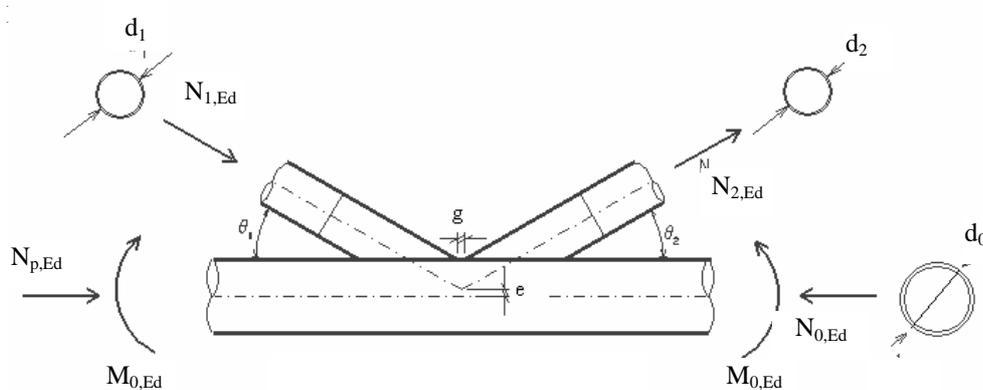


FIGURA 2.4 – Nó K – Dimensões e Outros Parâmetros

Caso a excentricidade do nó esteja dentro dos limites estabelecidos na Exp. 2.1.1.9 os momentos fletores decorrentes dessa excentricidade podem ser desconsiderados.

Para nós de configuração K, sendo N uma de suas formas particulares, quando um dos braços forma um ângulo de 90° com a corda, são estabelecidos os limites:

$$g \geq \Sigma t_i \quad (2.1.1.8)$$

$$-0,55 \leq \frac{e}{d_0} \leq 0,25 \quad (2.1.1.9)$$

$$\gamma = \frac{d_0}{2t_0} \quad (2.1.1.10)$$

$$\beta = \frac{\sum_{i=1}^n d_i}{nd_0} \quad (2.1.1.11)$$

$$0,2 \leq \frac{d_i}{d_0} \leq 1,0 \quad (2.1.1.12)$$

$$10 \leq \frac{d_i}{t_i} \leq 50 \quad (2.1.1.13)$$

$$10 \leq \frac{d_0}{t_0} \leq 50 \quad (2.1.1.14)$$

$$30^0 \leq \theta \leq 90^0 \quad (2.1.1.15)$$

onde:

d_0 é o diâmetro externo da corda;

γ é a relação entre o diâmetro da corda e o dobro da espessura da parede da corda, ou esbeltez da corda e

θ é o ângulo formado entre o braço e a corda.

2.1.1.2 Formulação para nós K e N com afastamento entre os braços submetidos a forças axiais estáticas

A seguir, tem-se as equações para o valor de cálculo da força resistente dos nós, $N_{1,Rdb}$, expressas em termos da força axial interna do braço comprimido ($i=1$), segundo a EN 1993 1-8:2005, Exp 2.1.1.16 e Exp 2.1.1.17.

$$N_{1,Rd} = K_g K_p \frac{f_{y0} t_0^2}{\text{sen } \theta_1} \left[1,8 + 10,2 \frac{d_1}{d_0} \right] \frac{1}{\gamma_{M5}} \quad (\text{para plastificação da parede da} \quad (2.1.1.16)$$

corda)

$$N_{1,Rd} = \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}} t_0 \pi d_i \left[\frac{1 + \text{sen } \theta_1}{2 \text{sen}^2 \theta_1} \right] \frac{1}{\gamma_{M5}} \quad (\text{para punção por cisalhamento da} \quad (2.1.1.17)$$

corda)

$$K_g = \gamma^{0,2} \left[1 + \frac{0,024 \gamma^{1,2}}{\exp^{0,5 \frac{g}{t_0} + 1,33} + 1} \right] \quad (2.1.1.18)$$

$$K_p = \begin{cases} 1 & \text{para } n_p \leq 0 \text{ (corda tracionada)} \\ 1 - 0,3 n_p (1 + n_p) & \text{para } n_p > 0 \text{ (corda comprimida)} \end{cases} \quad (2.1.1.19)$$

$$n_p = \frac{\sigma_{p,Ed}}{f_{y0}} \quad (2.1.1.20)$$

$$\sigma_{p,Ed} = \frac{N_{p,Ed}}{A_0} + \frac{M_{0,Ed}}{W_{el,0}} \quad (2.1.1.21)$$

$$N_{p,Ed} = N_{0,Ed} - \sum N_{i,Ed} \cos \theta_i \quad (2.1.1.22)$$

Os valores das resistências de cálculo são iguais aos valores nominais da resistência dos nós, uma vez que o fator de segurança parcial, $\gamma_{M5} = 1,0$.

Deve ser tomado o menor entre os dois valores e, sendo $N_{1,Rd}$ o valor de cálculo da força resistente do nó, expresso em termos da força axial interna no elemento.

Observa-se que $\sigma_{p,Ed}$ é a tensão de compressão da corda no nó, excluída a tensão dada pelos componentes das forças axiais dos braços paralelos ao eixo da corda;

Para o braço tracionado, $i = 2$, não é preciso recalcular as expressões, mas apenas aplicar a proporcionalidade:

$$N_{2,Rd} = \left(\frac{\text{sen } \theta_1}{\text{sen } \theta_2} \right) N_{1,Rd} \quad (2.1.1.23)$$

Por último, a condição para que seja necessário verificar a ocorrência da punção por cisalhamento, é que:

$$d_i \leq d_0 - 2t_0 \quad (2.1.1.24)$$

A estabilidade do nó sujeito, predominantemente, a cargas axiais estáticas deve ser verificada através da desigualdade:

$$\frac{N_{i,Ed}}{N_{i,Rd}} + \left[\frac{M_{ip,i,Ed}}{M_{ip,i,Rd}} \right]^2 + \frac{M_{op,i,Ed}}{M_{op,i,Rd}} \leq 1,0 \quad (2.1.1.25a)$$

onde:

$M_{ip,i,Ed}$ é o momento interno de cálculo no plano da estrutura;

$M_{ip,i,Rd}$ é o momento resistente de cálculo no plano da estrutura;

$M_{op,i,Ed}$ é o momento interno de cálculo fora do plano da estrutura, e

$M_{op,i,Rd}$ é o momento resistente de cálculo fora do plano da estrutura.

Como, no presente trabalho, somente serão estudados os nós submetidos a forças axiais, a expressão se torna:

$$\frac{N_{i,Ed}}{N_{i,Rd}} \leq 1,0 \quad (2.1.1.25)$$

É possível perceber que, no caso de forças exclusivamente axiais, quando a razão $N_{i,Ed}/N_{i,Rd}$ atinge a unidade, o nó atinge sua “eficiência máxima”, já que não é permitido, por Norma, que o valor da força interna de cálculo ultrapasse o valor da força resistente de cálculo. Por esse motivo, no presente trabalho, a relação $N_{i,Ed}/N_{i,Rd}$ foi chamada de “relação de eficiência”, ou simplesmente, de “eficiência”.

2.1.2 Wardenier *et al.* (1991)

As prescrições do trabalho de Wardenier *et al.* (1991) são as mesmas dadas pela EN 1993 1-8:2005. Adicionalmente, apresenta as seguintes diretrizes para otimização do projeto já na fase de pré-concepção:

- i. Estruturas reticuladas devem ser calculadas com nós articulados entre os elementos. Momentos fletores secundários causados pela rigidez dos nós podem ser negligenciados na análise estática se os nós têm capacidade de rotação suficiente, o que ocorrerá quando seus parâmetros estiverem dentro de certos limites recomendados, como apresentados na FIG.2.5.
- ii. É usual se projetar os nós no encontro das linhas de centro. No entanto, para facilitar a fabricação, muitas vezes é necessária uma certa excentricidade. Os momentos fletores decorrentes dessa excentricidade podem ser negligenciados para o dimensionamento dos nós e para o carregamento da corda se ela for mantida dentro do limite $-0,55 \leq e/d_0 \leq 0,25$. No entanto, cordas carregadas à compressão sempre deverão ser verificadas aos efeitos da flexão causada pela excentricidade nodal. O trespasse (superposição) total entre os braços resulta em uma excentricidade, $e \approx -0,55$, mas proporciona uma fabricação mais simples que a superposição parcial e um comportamento melhor da ligação que aquele dado por braços afastados (*gap*). O afastamento (*gap*), g , ver FIG. 2.2, é definido como a medida entre as pontas dos braços adjacentes, ao longo da face de ligação da corda, ignorando-se as soldas. É recomendável que o afastamento seja maior que o valor da soma das espessuras das paredes dos braços, $g \geq t_1 + t_2$, de forma que os cordões de solda não se superponham.
- iii. Nós com afastamento entre os braços (*gap*) são preferíveis aos com superposição parcial, já que a montagem é facilitada no corte da terminação, no encaixe e na soldagem. No entanto, nós com superposição total fornecem melhor resistência que os com afastamento e montagem similar.
- iv. Momentos fletores secundários causados pelas condições de contorno de extremidades fixas dos elementos podem ser omitidos tanto na análise dos elementos quanto dos nós, dando a ambos, elementos e nós, capacidade suficiente de deformação e rotação, o que pode ser conseguido limitando-se a espessura da parede de certos elementos, particularmente a do braço comprimido, o que é a base de alguns limites geométricos de validação.

- v. Em estruturas reticuladas simples (treliças), em torno de 25% do peso do material são usados nas cordas comprimidas, 30% nas cordas tracionadas e em torno de 20% nos braços. Significa dizer que, relativamente ao peso, as cordas comprimidas devem ser otimizadas para resultar em seções de paredes mais finas. No entanto, para a proteção contra corrosão, a superfície externa também deve ser minimizada. A resistência do nó cresce com o decréscimo da relação entre o diâmetro e a espessura da parede da corda, d_0/t_0 (valores de 20 a 30 são usuais) e com o aumento da relação entre as espessuras da corda e do braço, t_0/t_i . Como resultado, a definição do diâmetro da corda comprimida será feita por uma conjugação entre resistência do nó e resistência à flambagem do braço e, assim, uma seção relativamente robusta será escolhida. Para a corda tracionada, a relação d_0/t_0 pode ser a menor possível.
- vi. Uma vez que a eficiência da resistência do nó (resistência do nó dividida pela força de escoamento do braço, ou seja, o produto da área pela resistência ao escoamento, $A_i f_{yi}$), cresce à medida que também cresce a relação entre espessuras de corda e braço, t_0/t_i , essa relação deve ser a maior possível. Além disso, o volume de solda requerido para um braço de mesma seção e parede fina é menor que aquele para um braço de parede mais espessa.
- vii. Já que a resistência do nó depende da resistência ao escoamento do material da corda, o uso de um aço mais resistente para a corda pode resultar em ganho econômico.
- viii. A ductilidade do aço deve ser tal que:

$$\frac{f_u}{f_y} \geq 1,2 \quad (2.1.2.1)$$

2.1.2.1 Nós uniplanares

A resistência de cálculo é, geralmente, governada por dois modos de falha: a plastificação da corda e a punção por cisalhamento da corda. Para o cálculo do nó, ambos os modos deverão ser verificados.

Nós K e N (ou YT) são os mais comuns em estruturas tubulares. Para minimizar o número de nós e facilitar a soldagem, é recomendado um ângulo θ em torno de 40°.

Para evitar a interação entre a flambagem local do braço e a resistência do nó, é recomendado limitar a relação entre o diâmetro e a espessura do braço comprimido d_1 / t_1 a um valor máximo de 50.

2.1.2.2 Formulação para nós K e N com afastamento entre os braços submetidos a forças axiais estáticas

Todas as fórmulas das forças resistentes de cálculo foram desenvolvidas em termos de estado limite último. Isso significa que o efeito das forças solicitantes de cálculo não pode exceder à força de resistência de cálculo do nó.

Na FIG. 2.5, são mostrados os limites, geométricos e de materiais, de validação para nós K. A nomenclatura foi alterada, quando possível, para aquela adotada pela EN 1993 1-8:2005.

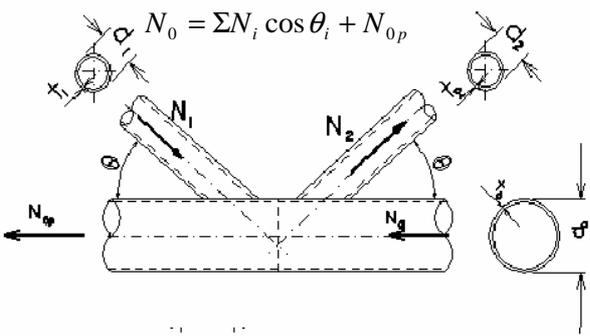
Nós Tubulares	
Nós K e N com Braços Afastados (gap) de Seções Tubulares Circulares	
Símbolos	Limites de Validação
$\beta = \frac{d_1 + d_2}{2d_0} \quad \gamma = \frac{d_0}{2t_0} \quad n_p = \frac{\sigma_{p,Ed}}{f_{y0}}$  <p>$N_0 = \sum N_i \cos \theta_i + N_{0p}$</p> <p>$\sigma_{p,Ed}$ = tensão na corda resultante de força axial ou momento fletor adicional</p>	$0,2 \leq \frac{d_1}{d_0} \leq 1,0$ $\frac{d_1}{t_1} \leq 50$ $f_y \leq 355 \text{ N/mm}^2$ $30^\circ \leq \theta_i \leq 90^\circ$ $-0,55 \leq \frac{e}{d_0} \leq 0,25$ $g \geq t_1 + t_2$

FIGURA 2.5 - Nó K. símbolos e limites de validação.
[Wardenier *et. al* (1991) adaptado à EN 1993:2005]

2.1.3 Packer & Henderson (1997)

Também aqui, as prescrições são as mesmas da EN 1993 1-8:2005. Segundo Packer e Henderson (1997), o critério geral de cálculo é o estado limite último de resistência, mas as recomendações e seus limites de validação foram definidos de forma que o estado limite de deformação não seja excedido para uma força de serviço específica.

As constantes das equações de resistência foram obtidas de dados experimentais. Outros termos refletem parâmetros de resistência última, tais como a capacidade de momento plástico da face da corda por unidade de comprimento, $(f_{y0} t_0^2 / 4)$, relação entre os diâmetros do braço e da corda, β , esbeltez da parede da corda, γ (a qual afeta consideravelmente a quantidade de ação de membrana de pós-escoamento que pode ocorrer na corda) e o termo K_p , parâmetro de interação de tensão na corda, que faz a interação entre as forças nos braços e na corda.

A formulação mostra que uma função contínua cobre o leque de ligações K e N de seção circular com afastamento (*gap*) ou superposição (*Ov*) entre os braços, que são verificados somente, como na EN 1993 1-8:2005, à plastificação e à punção por cisalhamento da parede da corda.

2.1.3.1 Nós uniplanares

A classificação de um nó como K é a mesma dada pela EN 1993 1-8:2005.

Para seções circulares de nós K e N, o modo predominante de falha é a plastificação da corda, mas a flambagem prematura do braço comprimido é sempre uma possibilidade.

2.1.3.2 Formulação para nós K e N com afastamento entre os braços submetidos a forças axiais estáticas

Os limites de validação para a formulação para ligações com braços e corda de seção circulares são os mesmos dados na EN 1993-1-8:2005.

Uma situação especial que ocorre com a formulação dada para nós K e N é que as resistências das ligações fornecidas são as mesmas quer para o braço comprimido, quer para o tracionado (com o mesmo θ), já que a ação é basicamente uma combinação de “empurrar e puxar”. Caso a corda dessas ligações seja carregada, um dos braços pode ser consideravelmente mais leve

que o outro, e a resistência da ligação calculada para esse braço pode exceder a resistência do próprio braço. Em outras palavras: o braço governa, não a ligação.

2.1.4 ANSI/AISC 360-05

De acordo com as prescrições da especificação americana, ANSI/AISC 360-05, ligações de estruturas articuladas de seção fechada são definidas como aquelas que consistem em um ou mais braços diretamente soldados a uma corda contínua que passa através da ligação. A classificação de nós entre seções fechadas como K, Y, T ou X baseia-se antes na forma de distribuição das forças na ligação que em sua aparência física. Na FIG.2.6, são apresentados exemplos de classificação dos nós.

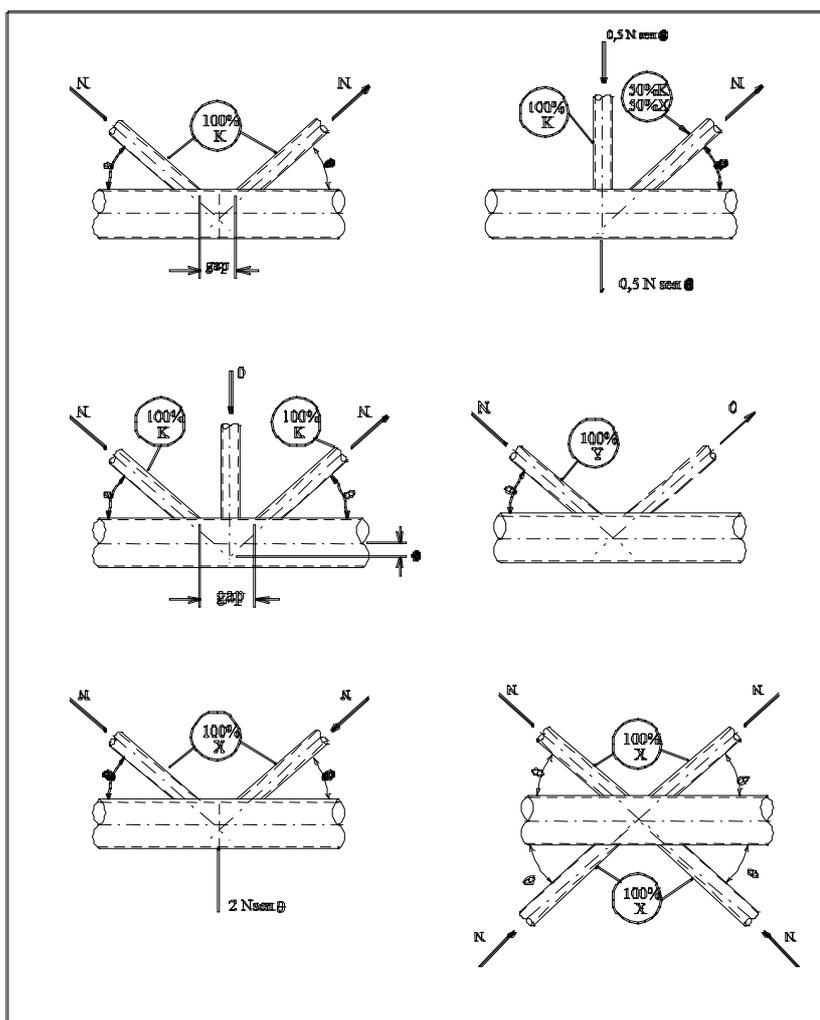


FIGURA 2.6 - Exemplos de classificação de nós entre perfis tubulares.
[ANSI/AISC 360-05 com adaptações pela EN 1993:2005]

2.1.4.1 Nós uniplanares

Supõe-se que as linhas de centro dos braços e da corda estejam no mesmo plano. A excentricidade, dentro dos parâmetros de aplicação, é permitida sem que se considerem os momentos dela resultantes para o cálculo das ligações.

2.1.4.2 Formulação para nós K e N com afastamento entre os braços submetidos a forças axiais estáticas

Os critérios estabelecidos só são válidos quando a configuração da ligação estiver dentro dos mesmos limites dados no item 2.1.1 pela EN 1993:2005. As diferenças recaem apenas nos seguintes limites:

$$\frac{d_1}{t_1} \leq 0,05 \frac{E}{f_y} \quad \text{Para o braço comprimido} \quad (2.1.4.1)$$

$$\frac{d_2}{t_2} \leq 50 \quad \text{Para o braço tracionado} \quad (2.1.4.2)$$

$$0,4 \leq \frac{d_i}{d_0} \leq 1,0 \quad \text{Para nós com afastamento} \quad (2.1.4.3)$$

$$f_y \leq 360 \text{MPa} \quad (2.1.4.4)$$

Para a resistência do nó para a plastificação da parede da corda, expressa em termos da força axial do elemento, para o braço comprimido, apresenta pequena diferença na formulação, mas não no resultado final.

$$N_{1,Rd} = \varphi f_y t_0^2 \left[2,0 + \frac{11,33d_1}{d_0} \right] K_g K_p \frac{1}{\sin \theta_1} \quad (2.1.4.5)$$

A diferença existente entre as formulações dadas pela ANSI/AISC 360-05 e pela EN 1993 1-8: 2005 se deve ao fato de a primeira multiplicar a resistência nominal pelo fator de resistência $\varphi = 0,90$, enquanto a segunda adota o fator de segurança parcial $\gamma_{M5} = 1,0$. Evidentemente, após a aplicação de tais fatores, os resultados finais são idênticos.

Para a punção por cisalhamento da parede da corda, a resistência de cálculo do nó expressa em termos da força axial do elemento, é dada por:

$$N_{I,Rd} = \varphi 0,6 f_y t_0 \pi d_i \left[\frac{1 + \sin \theta_I}{2 \sin^2 \theta_I} \right] \quad (2.1.4.6)$$

Aqui também são aplicadas a multiplicação pelo fator de resistência, $\varphi = 0,95$. Nesse caso, a explicação é que, segundo a ANSI/AISC 360:05:

A resistência à falha por cisalhamento é tomada como $0,95(0,6 f_y) = 0,57 f_y$, (...), enquanto a IIW³(1998) usa a resistência ao cisalhamento característica de von Mises com a formulação $1,0(f_y/\sqrt{3}) = 0,58 f_y$. Pode-se notar que caso a tensão última, f_u , fosse adotada como base para o critério de ruptura à punção por cisalhamento, o valor correspondente de φ seria de 0,75 (...), como nesta Norma. Assim, $0,75(0,6 f_u) = 0,45 f_u$ fornece um valor muito similar a $0,95(0,6 f_y) = 0,57 f_y$ e, de fato, esse último é mais conservador para seções fechadas com relação nominal $f_y/f_u \leq 0,79$.

2.2 O Método dos Elementos Finitos na Análise Estática

O Método dos Elementos Finitos (MEF) surgiu nos anos de 1960 na prática da engenharia e hoje é uma ferramenta indispensável em muitas de suas áreas. Suas primeiras aplicações surgiram na análise estrutural e, de início, sua utilização estava restrita a alguns engenheiros pós-graduados, como pesquisadores ou especialistas em software. Expandiu-se gradualmente alcançando profissionais que desejassem utilizar, de forma eficaz, os programas para computadores disponíveis hoje no mercado.

Os estudos sobre o tema surgiram no início da década de 1940 com as primeiras tentativas de solucionar problemas de elasticidade bidimensional, através de técnicas matriciais pela divisão do contínuo em elementos de barra. Em 1943, Courant⁴ introduziu pela primeira vez o conceito de “elemento contínuo” ao resolver problemas de elasticidade plana através da divisão do domínio de análise em elementos triangulares sobre os quais supôs uma variação polinomial da solução. Na década de 1960, com o advento dos computadores, o MEF se

3 International Institute of Welding (IIW) Subcommittee XV-E on “Welded Joints in Tubular Structures”

4 Courant, R (1943) “Variational Methods for the Solution of Problem of Equilibrium and Vibration”, Bull. Am. Math. Soc., vol.49, pp 1- 23

consolidou rapidamente como procedimento adequado à solução de toda uma gama de problemas na engenharia. A massificação dos computadores digitais propiciou um avanço espetacular de todas as técnicas matriciais, agora livres das limitações que impediam a solução de grandes sistemas de equações. É importante lembrar que suas primeiras aplicações surgiram relacionadas à engenharia de estruturas, particularmente em estruturas aeronáuticas e, a partir daí, têm mostrado um desenvolvimento espetacular em seus muitos usos. Assim, apoiado no avanço dos computadores digitais e na crescente complexidade de muitas áreas da ciência e da tecnologia, o Método dos Elementos Finitos desfruta uma posição única como técnica potente de solução de problemas complexos nas mais diversas áreas.

2.2.1 Os passos do MEF

É importante ressaltar as semelhanças entre as etapas básicas da análise matricial das estruturas de barras e de uma estrutura contínua qualquer pelo MEF, o que pode ser feito em seis passos, segundo Oñate⁵:

1º Passo: A partir da realidade física da estrutura, seus apoios e tipos de carga que sobre ela atuam é necessário eleger um modelo matemático apropriado para descrever o comportamento da estrutura, definir, em detalhes, as propriedades mecânicas dos materiais e o caráter das deformações a que a estrutura está submetida (pequenos ou grandes deslocamentos, análise estática ou dinâmica, elástica linear ou não linear).

2º Passo: Discretizar a estrutura em porções que não se superponham, denominadas “elementos finitos”, dentro das quais se interpolam as variáveis principais, em função de seus valores, em uma série de pontos chamados nós. Os elementos se conectam uns aos outros através dos nós situados em seus contornos e podem ter diferentes geometrias sendo uni, bi ou tridimensionais.

3º Passo: Através, por exemplo, do princípio dos trabalhos virtuais (PTV), obtém-se as matrizes de rigidez $\mathbf{K}^{(e)}$ e o vetor de cargas $\mathbf{f}^{(e)}$ de cada elemento. O cálculo de $\mathbf{K}^{(e)}$ e $\mathbf{f}^{(e)}$ é mais complexo em problemas de elasticidade que em estruturas de barras, pois envolve integrações sobre o domínio uni, bi ou tridimensional do elemento.

5 Oñate, E. (1992) – “Cálculo de Estructuras por el Método de los Elementos Finitos. Análisis Estático Lineal” – Barcelona, 1992

4º Passo: Procede-se à construção da matriz de rigidez global de toda a malha de elementos finitos e do vetor de carga sobre os nós, \mathbf{K} e \mathbf{f} , respectivamente.

5º Passo: Resolve-se o sistema de equações resultante

$$\mathbf{K} \cdot \mathbf{a} = \mathbf{f} \quad (2.2.1.1)$$

para calcular as incógnitas de movimentos nodais, \mathbf{a} .

6º Passo: A partir dos movimentos nodais, \mathbf{a} , pode-se calcular as deformações, em seguida as tensões em cada elemento e as reações naqueles nós com movimentos restritos.

Para se obter os resultados dos passos 3 a 6 é necessária a implementação do MEF em um computador, o que pode ser feito através de um dos muitos programas comerciais disponíveis.

Uma vez obtidos os resultados, o analista pode querer, ou precisar, modificar qualquer das etapas, pois pode perceber, por exemplo, que seu modelo matemático não é o mais apropriado, que a malha de elementos precisa ser refinada ou que outro tipo de elemento deve ser escolhido, para obter uma reprodução mais apurada dos deslocamentos e das tensões, entre outros tipos de dificuldades que podem surgir. Ver o fluxograma representativo do processo na FIG. 2.7.

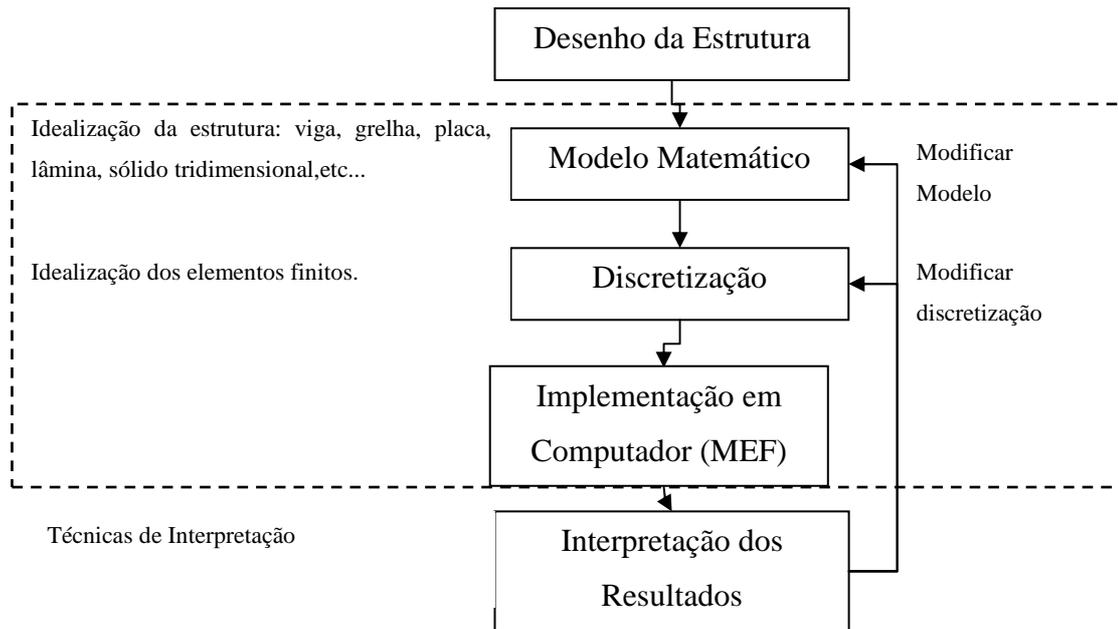


FIGURA 2.7 - Fluxograma do MEF

Do ponto de vista da engenharia de estruturas, o método pode ser considerado como uma extrapolação do método de cálculo matricial de estruturas de barras para a análise de estruturas contínuas.

2.2.2 Sólidos tridimensionais

Existem muitas estruturas cujas características geométricas, mecânicas ou de carregamento não permitem a utilização de modelos de cálculo simplificados. Nesses casos é imperativo considerar a estrutura como um sólido tridimensional e fazer uso de uma análise da teoria geral da elasticidade em três dimensões. Exemplos típicos dessa situação são sólidos de geometria irregular ou propriedades heterogêneas dos materiais. Embora sua aparente dificuldade, a análise tridimensional de uma estrutura pelo Método dos Elementos Finitos não apresenta grandes problemas conceituais e suas funções de forma são obtidas por generalização dos critérios utilizados para elementos bidimensionais.

2.3 ABAQUS versão 6.5.1 (1998)

Neste item, são apresentados alguns princípios teóricos e dispositivos práticos do programa *ABAQUS* versão 6.5.1 que, no entanto, podem ser melhor estudados na documentação do programa.

2.3.1 Equilíbrio e trabalho virtual

Muitos problemas aos quais o programa *ABAQUS* se aplica envolvem a busca de soluções aproximadas pelo MEF, para deslocamentos, deformações, tensões, forças e outras variáveis em um corpo sólido sujeito a algum histórico de carregamento. A solução exata desses problemas requer que o equilíbrio das forças e momentos seja mantido a todo instante sobre qualquer volume arbitrário do corpo. O modelo dos deslocamentos do Método dos Elementos Finitos baseia-se em aproximar esse equilíbrio requerido por um modelo mais simples, tal que o equilíbrio possa ser mantido em uma média sobre um número finito de elementos de volume nos quais o corpo foi dividido.

O Princípio dos Trabalhos Virtuais é expresso em termos de tensões de Cauchy e da razão de deformação conjugada - entendendo-se conjugada como significando que o produto da tensão pela razão de deformação define trabalho por unidade de volume. É intuitivo pensar-se em tensão e deformação como grandezas conjugadas embora, no geral, se tenha tensão “verdadeira” (Cauchy) e uma enorme gama de possíveis grandezas de deformação. Para entender mais corretamente o conceito de “conjugada”, é preciso definir uma matriz de tensão associada a qualquer matriz de deformação que se decida usar. O uso desse argumento é útil para demonstrar que a tensão de Cauchy (“verdadeira”) é, do ponto de vista da engenharia, provavelmente a única que importa, de forma prática, como valor de saída (resultado) de um programa do tipo *ABAQUS*, porque ela é a medida direta da tensão sendo transportada, por unidade de área, por qualquer superfície interna do corpo em estudo.

É conveniente pensar em um material sólido como tendo um estado de referência natural, elástico, para o qual ele retorna quando descarregado. Para materiais como os metais, esse estado será modificado por deformações inelásticas às quais o material estiver submetido. Em geral, espera-se que a elasticidade do material seja derivada de um potencial termodinâmico

expresso, sob esse estado de referência, de forma que, para deformações isotérmicas, haverá uma função potencial para a energia de tensão elástica por unidade de volume de referência natural. Nessa base, conceitua-se “conjugado” escrevendo-se a taxa de trabalho por unidade de volume nesse estado de referência elástico como:

$$dW^0 = \tau : d\varepsilon \quad (2.3.1.1)$$

onde ε é uma escolha particular de matriz de deformação e τ é a matriz de tensão que é conjugada, em termos de trabalho, a $d\varepsilon$. A equação acima define uma medida de deformação conjugada para qualquer tipo de medida de tensão que se escolha.

2.3.2 Procedimentos

O *ABAQUS* foi projetado como uma ferramenta flexível para modelagem de elementos finitos. Um aspecto importante dessa flexibilidade é a maneira pela qual o *ABAQUS* permite que o usuário “caminhe” pela história a ser analisada. Isso é feito definindo-se procedimentos de análise.

Um conceito básico no *ABAQUS* é a divisão da história do problema em “passos”, conforme explicado no item 2.3.3.3. Um passo é qualquer fase conveniente da história - um transiente térmico, um transiente dinâmico, etc. De forma mais simples, no *ABAQUS*, um “passo” é somente uma análise estática de uma mudança de carga de uma magnitude para outra.

Em cada passo, o usuário escolhe um procedimento e define, assim, o tipo de análise a ser executado: análise de tensão dinâmica, autovalores de flambagem, análise de transferência de transiente de calor, etc. A escolha de procedimento pode ser alterada de passo para passo de qualquer modo significativo (de interesse do projetista). Como o estado do modelo (tensões, deformação, temperaturas, etc.) é atualizado ao longo de todos os passos de análise, sempre são incluídos os efeitos da história prévia na resposta em cada novo passo. Assim, por

exemplo, se a extração da frequência natural é executada depois de um passo de uma análise estática geometricamente não linear, a rigidez do pré-carregamento será incluída.

O *ABAQUS* fornece tanto a opção de resposta linear quanto a não linear. O programa é integrado e, assim, por exemplo, a análise linear sempre é considerada como análise de perturbação linear sobre o estado do corpo no instante em que tal procedimento é introduzido. Em problemas de não-linearidade, o objetivo é uma solução convergente a um custo mínimo. Os procedimentos de não-linearidade no *ABAQUS* oferecem duas aproximações para isso:

1- Controle direto do usuário sobre o tamanho do incremento, no qual o usuário especifica o esquema de incrementação. Com o controle direto do usuário, a solução para um incremento pode ser aceita depois que o número máximo de repetições permitido for completado, até mesmo se as tolerâncias de equilíbrio não estão satisfeitas. Incrementos muito pequenos e um mínimo de duas repetições são normalmente necessários se essa opção é usada.

2- Controle automático, onde o usuário define o passo e especifica certas tolerâncias ou medidas de erro e o *ABAQUS* seleciona os incrementos automaticamente enquanto desenvolve a resposta no passo. Essa aproximação é normalmente mais eficiente, já que o usuário não pode prever a resposta de antemão, sendo particularmente valiosa em casos onde o tempo, ou incremento de carga, varie amplamente pelo passo. Na maioria dos casos o esquema padrão de incrementação automático é preferido porque selecionará tamanhos de incremento baseado na eficiência computacional.

2.3.3 Análise estática de tensão

Uma análise estática de tensão, linear ou não linear, pode ser usada quando o efeito de inércia puder ser negligenciado, ignorando os efeitos dependentes do tempo do material, mas considerando a dependência da taxa de plasticidade e comportamentos de histerese de materiais hiperelásticos.

2.3.3.1 Análise estática não linear

As não-linearidades podem surgir de efeitos de grandes deslocamentos, não-linearidade do material ou das condições de contorno e/ou por contato e atrito e podem ser consideradas. Se

for esperado comportamento de não-linearidade em um passo, a formulação de grandes-deslocamentos deve ser usada. Na maioria das análises de não-linearidade as variações do carregamento no passo seguem um histórico prescrito, como um transiente de temperatura ou um deslocamento prévio.

2.3.3.2 Métodos de solução não linear no ABAQUS

Muitos dos problemas para os quais o *ABAQUS* se aplica são histórico-dependentes e, assim, a solução deve ser desenvolvida por uma série de “pequenos” incrementos (no sentido que rotação e incrementos de tensão devem ser pequenos) para assegurar a modelagem correta de efeitos histórico-dependentes. Dois aspectos devem ser considerados: como a declaração de equilíbrio será resolvida a cada incremento e como o tamanho do incremento será escolhido.

O *ABAQUS* geralmente usa o método de Newton como uma técnica numérica para resolver as equações de equilíbrio da não-linearidade. O motivo para essa escolha é principalmente a taxa de convergência obtida por esse método comparada às taxas de convergência exibidas por métodos alternativos para os tipos de problemas de não-linearidade freqüentemente estudados através do *ABAQUS*. Comumente a escolha do tamanho do incremento é uma questão de eficiência computacional: se os incrementos são muito grandes, mais repetições são requeridas. Além disso, o método de Newton tem uma taxa finita de convergência: um incremento muito grande pode impedir a obtenção de qualquer solução porque o estado inicial está muito longe do estado de equilíbrio que está sendo buscado — ele está fora do taxa de convergência. Assim, há uma restrição do algoritmo ao tamanho do incremento.

O método de Newton normalmente é evitado em outros grandes códigos de elementos finitos, por duas razões: primeiramente, a matriz completa do Jacobiano às vezes é de difícil formulação e, para alguns problemas, pode ser impossível obter essa matriz na forma plena, devendo ser calculada numericamente - um processo caro (nem sempre fidedigno) e secundariamente, o método é dispendioso por interação porque o Jacobiano deve ser formado e resolvido em cada uma das interações. A opção mais comumente usada para o método de Newton é o método de Newton modificado, no qual o Jacobiano só ocasionalmente é recalculado (ou não em todas as interações, como no método de tensão inicial de problemas de plasticidade simples). Esse método é atrativo para problemas de não-linearidade leve envolvendo comportamento brando, mas não é satisfatório para casos de não-linearidade

severa. Em alguns casos o *ABAQUS* usará um método de Newton aproximado se não for possível computar a matriz do Jacobiano exata ou se uma aproximação resultar em um tempo de solução total mais rápido. Por exemplo, alguns dos modelos no *ABAQUS* resultam em uma matriz assimétrica do Jacobiano, mas ao usuário é permitido escolher uma aproximação simétrica, de forma que o método de Newton modificado resulte em uma convergência bastante boa e que o custo extra de resolver o sistema pleno de assimetria não compense a economia em repetições alcançada pela convergência quadrática do método de Newton pleno.

Alguns problemas estáticos podem tornar-se instáveis por não-linearidades severas. O *ABAQUS* oferece um conjunto de mecanismos de estabilização automático dirigido a tais problemas. A resolução de problemas de não-linearidade no *ABAQUS* envolve a combinação de incrementos e interações, o uso do método de Newton para solução das equações, a determinação da convergência, a definição das cargas como função do tempo e a escolha apropriada da incrementação automática do tempo.

O objetivo da análise é determinar a resposta de carga-deslocamento de uma estrutura. Em uma análise de não-linearidade, a solução não pode ser calculada resolvendo-se um único sistema de equações lineares, como seria feito em um problema linear. Assim, a solução é encontrada pela especificação do carregamento como uma função do tempo e pela incrementação do tempo para obter a resposta não linear. Dessa forma, o *ABAQUS* quebra a simulação em um número de incrementos de tempo e encontra a configuração aproximada de equilíbrio ao final de cada incremento. Usando o método de Newton, realiza-se uma série de interações para determinar uma solução aceitável no incremento de tempo.

2.3.3.3 Passos, incrementos e interações

A história temporal para uma simulação consiste em um ou mais passos. Definem-se os passos, que geralmente consistem de um procedimento de análise, carregamento e resultados requeridos. Cargas, condições de contorno, procedimentos de análise e resultados diferentes podem ser usados em cada passo.

Um incremento é parte de um passo. Em uma análise não linear cada passo é quebrado em incrementos de forma que a solução não linear possa ser encontrada. O usuário sugere o tamanho do primeiro incremento, e o *ABAQUS* automaticamente escolhe o tamanho dos incrementos subsequentes. Ao final de cada incremento a estrutura estará em equilíbrio

aproximado e os resultados estarão disponíveis para ser escritos no início do passo seguinte ou no arquivo de dados de saída.

Uma interação é uma tentativa de encontrar a solução de equilíbrio em cada incremento. Se o modelo não estiver em equilíbrio ao final da interação, o *ABAQUS* tentará uma nova interação. Em cada uma delas a solução obtida deve estar próxima do equilíbrio. No entanto, algumas vezes o processo de interação pode divergir e as interações subsequentes podem mover-se para longe do estado de equilíbrio. Nesse caso, o *ABAQUS* pode terminar o processo de interação e tentar encontrar a solução com um incremento de tamanho menor.

2.3.3.4 Convergência

Considere-se uma força externa, P , e as forças nodais internas, I , atuando em um corpo. As cargas internas atuando em um nó são causadas pela tensão nos elementos que estão presos a esse nó, FIG. 2.8.

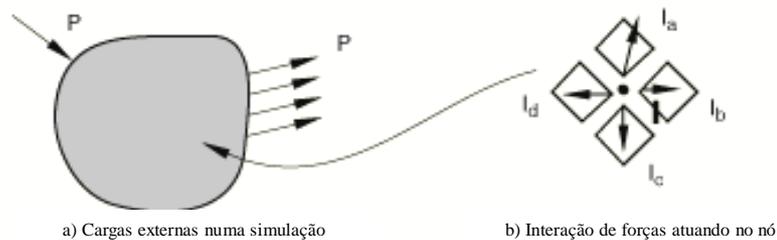


FIGURA 2.8 – Forças externas e internas no corpo.
[ABAQUS 1998]

Para que o corpo esteja em equilíbrio, a soma do conjunto de forças atuando em todos os nós deve ser zero. Dessa forma, a condição básica de equilíbrio é que as forças internas, I , e as externas, P , estejam balanceadas entre si:

$$P - I = 0 \tag{2.3.3.4.1}$$

A resposta não linear de uma estrutura a um pequeno incremento de cargas, ΔP , é mostrada na FIG. 2.9. O *ABAQUS* usa a rigidez tangente da estrutura K_0 , a qual se baseia em sua configuração em u_0 e ΔP para calcular a correção de deslocamento, c_a , para a estrutura fazendo com que a sua configuração caminhe para u_a .

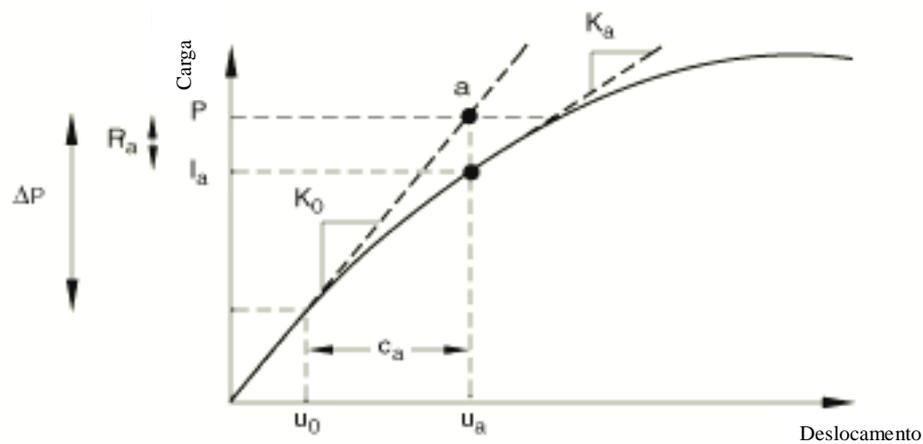


FIGURA 2.9 - Primeira interação em um incremento. [ABAQUS, 1998]

O ABAQUS então calcula as forças internas na estrutura, I_a , nessa nova configuração, e a diferença entre a força total aplicada, P , e I_a , pode ser calculada como:

$$R_a = P - I_a \quad (2.3.3.4.2)$$

onde:

R_a é a força residual para a interação.

Se R_a for zero, para todos os graus de liberdade no modelo, o ponto a da FIG. 2.9 existe na curva carga-deslocamento, e a estrutura estará em equilíbrio. Em um problema não linear, R_a nunca será exatamente zero. O ABAQUS o comparará a um valor de tolerância e, caso seja menor que essa tolerância residual em todos os nós, a solução será considerada como estando em equilíbrio. Por padrão, esse valor de tolerância é tomado como 0,5% de uma força média na estrutura, avaliada ao longo do tempo e calculada automaticamente em toda a simulação.

Se R_a é menor que o valor corrente de tolerância, P e I_a são considerados como estando em equilíbrio e u_a será uma configuração válida de equilíbrio para a estrutura sob a carga aplicada. Mesmo assim, antes de o ABAQUS aceitar a solução ele verificará se a última correção de deslocamento, c_a , é pequena relativamente ao incremento total de deslocamento, $\Delta u_a = u_a - u_0$. Se for maior que uma fração (1% por padrão) do incremento de deslocamento, o ABAQUS processará outra interação. Ambas as verificações devem ser satisfeitas antes que

a solução seja dita convergente para o incremento de tempo. Caso contrário, o *ABAQUS* formará a nova matriz de rigidez, K_a , baseada na nova configuração, u_a e o processo se repetirá, agora com c_b , u_b e R_b , até que os critérios de convergência sejam satisfeitos para as especificações do usuário, FIG. 2.10.

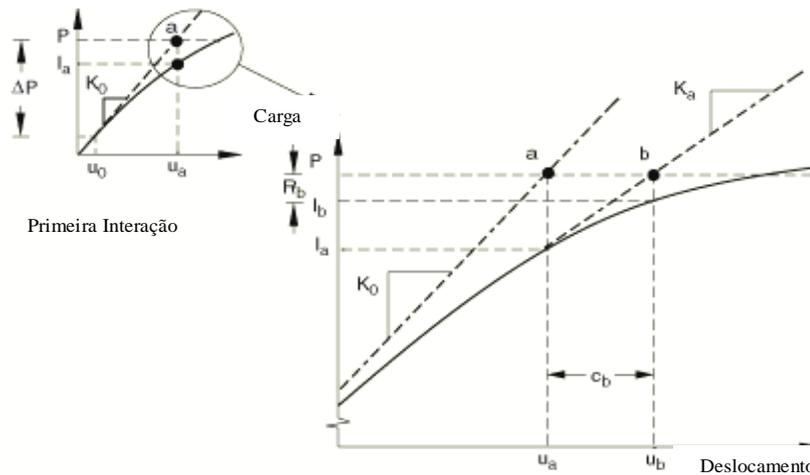


FIGURA 2.10 – Segunda interação. [ABAQUS, 1998]

2.3.4 O método de Riks

Em casos simples, uma análise linear de autovalores pode ser suficiente para avaliação de projeto; mas, se há preocupação sobre não-linearidade do material, não-linearidade geométrica anterior à flambagem ou resposta instável de pós-flambagem, uma análise de carga-deslocamento (pelo método de Riks, por exemplo) pode ser executada para investigar o problema mais a fundo.

O método de Riks usa a magnitude de força como uma variável adicional; resolve simultaneamente forças e deslocamentos. Assim, outra grandeza deve ser usada para medir o progresso da solução. O *ABAQUS* usa o comprimento de arco, l , ao longo do “caminho” de equilíbrio estático no espaço força-deslocamento, FIG. 2.11.

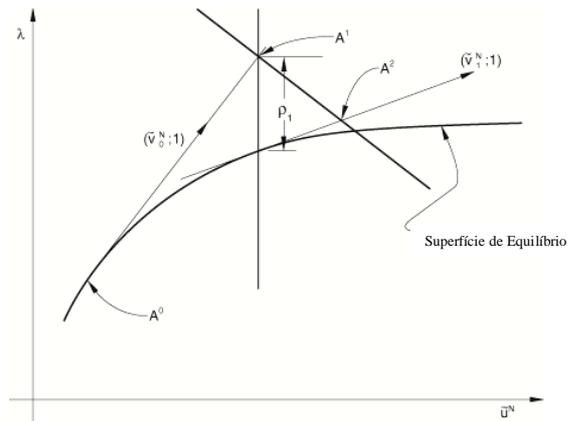


FIGURA 2.11 – Representação gráfica do algoritmo de Riks.
[ABAQUS 1998]

Se o passo de Riks é a continuação de uma história prévia, qualquer força que exista no começo do passo e não for redefinida é tratada como “força morta” com magnitude constante. Uma força cuja magnitude é definida no passo de Riks é chamada força de referência. Toda força crescerá da força inicial (força morta) para a força de referência especificada.

O carregamento durante um passo de Riks sempre será proporcional. A magnitude de força corrente (no incremento), é definida por:

$$P_{total} = P_0 + \lambda(P_{ref} - P_0) \quad (2.3.4.1)$$

onde P_0 é o “força morta,” P_{ref} é o vetor de força de referência, e λ é o “fator de proporcionalidade de força” que é parte da solução. O *ABAQUS* fornece seu valor corrente a cada incremento.

2.3.4.1 Incrementação

O *ABAQUS* usa o método de Newton (como descrito no item 2.3.3.2) para solucionar as equações de equilíbrio de não-linearidade.

Um incremento inicial é prescrito em comprimento de arco ao longo do caminho de equilíbrio estático, quando da definição do passo. O fator de proporcionalidade de força inicial é computado como:

$$\Delta\lambda_{in} = \frac{\Delta l_{in}}{l_{period}} \quad (2.3.4.2)$$

onde l_{period} é o fator de escala do comprimento total do arco definido pelo usuário (tipicamente igual a 1). Esse valor de $\Delta\lambda_{in}$ é usado durante a primeira repetição de um passo de Riks. Para repetições subseqüentes e incrementos, o valor de λ é computado automaticamente, e não se tem controle sobre a magnitude de força, sendo o valor de λ parte da solução. Valores mínimo e máximo do incremento do comprimento de arco, Δl_{min} e Δl_{max} , podem ser usados para controlar a incrementação automática.

2.3.4.2 Terminando um passo de análise de Riks

Considerando que a magnitude do carregamento é parte da solução, será preciso um método para determinar quando o passo é completado. Pode-se especificar um valor máximo para o fator de proporcionalidade de força, ou um valor de deslocamento máximo de um grau especificado de liberdade. O passo terminará quando qualquer dos valores for ultrapassado. Se nenhuma dessas condições de término for dada, a análise continuará para o número de incrementos especificado na definição do passo.

2.3.5 O método de Riks modificado

É freqüentemente necessário obter soluções de equilíbrio estático não linear para problemas instáveis onde a resposta de força-deslocamento pode exibir o tipo de comportamento mostrado na FIG. 2.12, isto é, durante determinado “período” (intervalo) da resposta, a força e/ou o deslocamento pode diminuir enquanto a solução evolui. O método de Riks modificado é um algoritmo que permite a solução efetiva de tais casos.

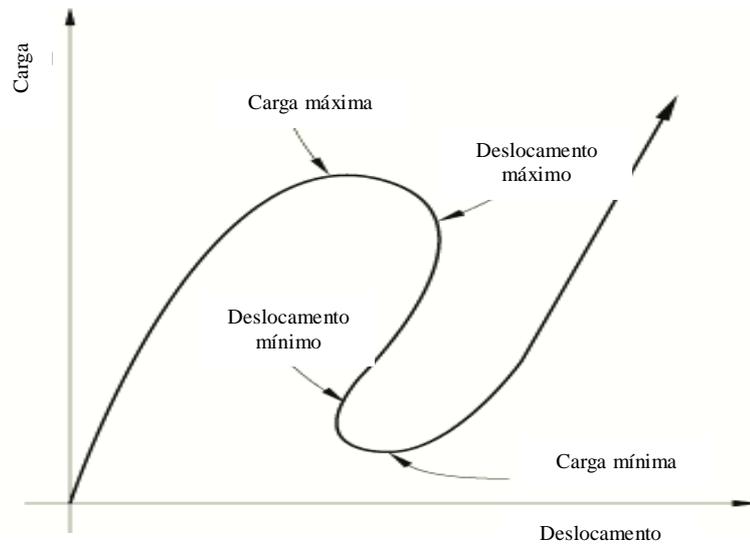


FIGURA 2.12 – Resposta típica de análise estática instável [ABAQUS 1998]

O método considera que o carregamento é proporcional, isso é, que todas as magnitudes de força variam com um único parâmetro de escala e que a resposta é razoavelmente contínua, que bifurcações súbitas não acontecem. A essência do método é que a solução é vista como a descoberta de um único caminho de equilíbrio em um espaço definido pelas variáveis nodais e o parâmetro carregamento. O desenvolvimento da solução requer que esse caminho seja seguido até onde necessário. O algoritmo básico permanece o método de Newton. Então, a qualquer hora, haverá uma taxa finita de convergência. Além disso, muitos dos materiais (e possivelmente carregamentos) de interesse têm resposta dependente desse caminho. Por essas razões, é essencial limitar o tamanho do incremento. No algoritmo de Riks modificado, como é implementado no *ABAQUS*, o tamanho do incremento está limitado pelo “deslocamento” de uma determinada ordenada (determinado por padrão, convergência da taxa de incremento ou algoritmo de incrementação automático para casos estáticos no *ABAQUS*) ao longo da linha tangente para o ponto de solução atual e procurando o equilíbrio no plano que passa pelo ponto assim obtido e é ortogonal à mesma linha tangente.

3

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A revisão bibliográfica apresentada neste capítulo refere-se apenas àquelas publicações diretamente relacionadas com o presente trabalho.

Souza *et al.*(2002-a, 2002-b) analisaram ligações em treliças espaciais via método dos elementos finitos e análise experimental buscando simular o comportamento local dessas ligações com o intuito de propor modificações em sua geometria para aumentar sua capacidade de carga sem alterar o seu custo. Concluíram que o uso deste nó em estruturas novas deve ter limitações que garantam a segurança e que seu comportamento deve ser melhorado por meio de algum tipo de reforço para reabilitar estruturas existentes. Este tema constitui o objetivo da tese de doutorado do primeiro autor do trabalho.

Santos e Requena (2002) verificaram a estabilidade das ligações de treliça dos tipos K com barras de seção circular. O modelo numérico com elementos sólidos foi processado para seis casos de carregamento estático, utilizando o programa *ANSYS* versão 9.0. Os resultados apresentam um afastamento entre as soluções empírica e numérica à medida que cresce o carregamento aplicado quanto às eficiências das ligações. A modelagem numérica mostrou resultados mais conservadores para a resistência.

Caixeta *et al.* (2003) estudaram a influência de cinco diferentes condições de contorno da corda e das diagonais (ou braços) com barras de seção tubulares quadrada, em aço SAE 1020, em nós K de treliças planas para diferentes parâmetros adimensionais (ângulo θ , formado entre o braço e a corda, com três valores e com simetria entre os braços; a relação β entre a soma dos diâmetros dos braços e o diâmetro da corda multiplicado pelo número de braços fixadas; relação γ entre o diâmetro da corda e duas vezes a espessura de sua parede, com três valores e relação τ entre as espessuras de cada braço e a corda também com três valores distintos e espaçamento entre braços constante).

Os modelos foram processados no ANSYS versão 9.0 com elemento tridimensional sólido para malha do nó e da solda. As não-linearidades física e geométrica foram incluídas, e o aço foi considerado como elastoplástico bilinear. Lu⁶ *apud* Caixeta *et al.* (2003) adota a força última como aquela encontrada a uma deformação de 3% da largura da corda.

Todos os modelos apresentaram o mesmo modo de falha: plastificação da parede da corda. Os pesquisadores encontraram uma variação nas forças últimas para as condições de contorno, principalmente quando há diminuição da espessura da parede da corda relativamente ao seu diâmetro (menor rigidez). Estudaram também a influência das forças axiais na corda. Encontraram uma diferença muito pequena para a força última nos braços quando essa força era de tração e uma diferença um pouco mais significativa quando a força era de compressão. A variação do ângulo entre corda e braços também apresentou resultados interessantes: quanto menor o ângulo, maior a força última, já que a capacidade resistente da corda é limitada pela aplicação de forças perpendiculares ao seu eixo e essas forças verticais são diretamente proporcionais ao seno dos ângulos entre braços e corda.

Choo *et al.* (2003-a, 2003-b) propuseram uma nova abordagem sobre a definição de deformação para nós X de seção tubular circular de parede espessa, quando a curva tensão-deformação não apresenta um “pico” de carregamento. Partindo das proposições de Gerdeen⁷ *apud* Choo *et al.* (2003a) sobre concepção de carga plástica para vasos de pressão, estenderam-na para os nós X de seções tubulares circulares. Além disso, mantiveram o

6 Lu, L.H., Winkel, G.D. de, Yu, Y. e Wardenier, J. (1994) – Deformation Limit for the Ultimate Strength of Hollow Section Joints, Tubular Structures VI, 341-347, Rotterdam: Balkema.

7 Gerdeen J.C. - A critical evaluation of plastic behavior data and a united definition of plastic loads for pressure components. New York: Welding Research Council Bulletin, 1980.

mesmo diâmetro da corda para todos os 52 modelos analisados, variando os parâmetros β , γ e α (razão entre duas vezes o comprimento da corda e seu diâmetro). Exemplares adicionais foram analisados a fim de comparar os resultados com os obtidos por Van der Vegte⁸ *apud* Choo *et al.* (2003-a, 2003-b). Ao final, notaram que nós X de parede espessa tendem a suportar acréscimos consideráveis de força sem apresentar um pico dentro da faixa de deformação especificada na análise não linear.

A conclusão é de que a nova aproximação é compatível com as deformações de 3% do diâmetro da corda para nós com $\gamma > 7$ (ISO/CD 13819-2⁹ *apud* Choo *et al.* (2003-a, 2003-b) e, caso $\gamma < 5$, a compatibilidade ocorre relativamente às prescrições de Wardenier *et al.* (1991).

Kosteski *et al.* (2003) propuseram um modelo de elementos finitos baseado na determinação da força admissível para conexões de estruturas de seção tubular. Recomendaram que o método da limitação da deformação fosse substituído pelo método da força admissível do nó. Apresentaram estudos numéricos via MEF, usando o ANSYS versão 5.5 com elementos sólidos de 20 nós, para a modelagem de uma ligação entre perfis retangulares.

Lima *et al.* (2005) e Tabet *et al.* (2006) analisaram a eficiência das ligações T (relação entre a resistência da ligação e a do perfil tracionado), comparando métodos numérico e analítico (Packer e Henderson (1997) e a EN 1993 1-8: 2005), para perfis tubulares de seção retangular.

Castro e Silva (2006) usou uma modelagem tridimensional do material, baseada em Salmon e Johnson (1990), para o estudo da flambagem local de perfis de aço submetidos à compressão.

Mendanha *et al.* (2006) estudaram o comportamento de nós KT com corda em seção quadrada e braços (montante e diagonais) em seção tubular circular. Procederam a uma série de ensaios, para uma única geometria, ou seja, apenas um valor para cada parâmetro β , γ e θ . Seguindo recomendação de Lee¹⁰ *apud* Mendanha *et al.* (2006) de que elementos sólidos são invariavelmente mais rígidos e computacionalmente mais caros, a modelagem numérica foi

8 Van der Vegte GJ, Makino Y, Wardenier J. The effect of chord pre-load on the static strength of uniplanar tubular K-joints. In proceedings of Twelfth International Offshore and Polar Engineering Conference; 2002.

9 ISO/CD 13819-2: Petroleum and natural gas industries—offshore structures—Part 2: fixed offshore structures, 1999

10 Lee, M. M. K., 1999. Strength, stress and fracture analysis of Offshore tubular joint using finite elements. Journal of Constructional Steel Research, vol. 51, p.265-286.

feita usando o programa ANSYS versão 9.0 adotando elemento de casca de quatro nós, inicialmente sem modelagem do cordão de solda. Houve pouca compatibilidade entre os modelos numérico e experimental. Procederam então à modelagem da solda, também com elementos de casca. Os resultados, ainda que melhores que os iniciais, não foram considerados satisfatórios.

As conclusões foram de que a modelagem precisava de aperfeiçoamento tanto para o raio de dobramento do perfil tubular retangular, mais importante para paredes espessas, quanto para a solda que exerce papel fundamental na distribuição das tensões na face da corda.

Vieira *et al.* (2006-a) realizaram estudos teórico e experimental para um nó N (YT) com barras de seção tubular circular, também com configuração geométrica única. Foram comparados os resultados de ensaios de protótipo em tamanho real, do dimensionamento analítico segundo indicações normativas e de um modelo numérico processado pelo programa ANSYS versão 9.0. Nesse último, adotaram elemento de casca para os tubos e para as chapas de fixação, e o material foi considerado bilinear. As condições de contorno foram simuladas como apoios elásticos.

No estudo, concluíram que o material bilinear não era capaz de representar satisfatoriamente a análise experimental.

Vieira *et al.* (2006-b) continuaram os estudos considerando agora o efeito da não-linearidade física e geométrica com o material representado como multilinear. Os resultados foram considerados compatíveis com a análise experimental.

Choo *et al.* (2006) analisaram numericamente os efeitos das condições de contorno e da tensão na corda na deformação da parede espessa de ligações K de seções tubulares circulares, usando o programa ABAQUS, versão 6.2.1. Calibraram os resultados com dados experimentais obtidos por Kurobane¹¹ *apud* Choo *et al.* (2006). Foram usados elementos sólidos de vinte nós com integração reduzida e consideradas a não-linearidade física e

11 Kurobane Y, Ogawa K, Ochi K, Makino Y. Local buckling of braces in tubular K-joints. *Thin-walled Structures* 1986;4:23–40.

geométrica com curva tensão-deformação do aço conforme foi proposta por Van der Vegte¹² *apud* Choo *et al.* (2006) em sua tese de doutorado.

A definição de tensão última adotada foi a aproximação da carga plástica que os próprios autores descreveram em Choo *et al.* (2003-a e 2003-b). Para o ângulo θ foram tomados dois valores, para cada um dos quais foram usados três valores de β , com valores fixos de γ .

Os resultados, como nó isolado, foram também comparados com dados experimentais de uma série de testes apresentada em BOMEL Limited¹³ *apud* Choo *et al.* (2006), onde ocorreu a falha por fratura dúctil no nó K, com aproximações razoáveis.

Ao final, os autores observaram que as condições de contorno com força na corda têm um efeito menor na força resistente no nó se a tração na corda for considerada de maneira apropriada. Para o efeito do momento fletor na corda e na terminação dos braços, a diferença na força resistente do nó não é significativa. No estudo comparativo com um nó K de uma treliça, o nó K isolado apresentou uma estimativa razoável e conservadora dos efeitos da treliça sobre o nó K. Para a tração na corda, a função de tensão dada por Wardenier *et al.* (1991), em termos de relação de força adicional, apresentou-se não conservadora quando comparada aos resultados encontrados pelos pesquisadores e a função de tensão na corda de Van der Vegte¹⁴ *apud* Choo *et al.* (2006), em termos de relação de tensão máxima, mostrou previsões conservadoras também comparativamente ao estudo apresentado. A tensão de compressão exerceu um efeito crítico sobre a deformação do nó, especialmente para valores elevados de relação de tensão. O efeito da tensão de tração pareceu ser menos importante na maioria dos nós K investigados. Os pesquisadores propuseram uma nova equação para a função de tensão na corda que apresentou melhor aproximação e de onde podem partir novas investigações.

12 Van der Vegte GJ. The static strength of uniplanar and multiplanar tubular T- and X-joints. Doctor dissertation. The Netherlands: Delft University of Technology; 1995.

13 BOMEL Limited. Analytical and experimental investigation of the behavior of tubular frames. Phase II. Part 4: summary and conclusions from Phase I and Phase II. Joint industry funded research program; 1992.

14 Van der Vegte GJ, Liu DK, Makino Y, Wardenier J. New chord load functions for circular hollow sections joints. CIDECT 2003.

Vieira (2007), em sua tese de doutorado, apresenta as conclusões e detalhes de seus estudos teóricos e experimentais sobre nós YT em perfis tubulares circulares, comparando resultados de ensaios em escala real e análise numérica processada pelo programa *ANSYS 9.0*.

4

DESENVOLVIMENTO E VALIDAÇÃO DOS MODELOS NUMÉRICOS

4.1 Generalidades

Neste capítulo são apresentados os modelos numéricos desenvolvidos no programa *ABAQUS* versão 6.5.1 (1998) para os nós K com afastamento. Também são desenvolvidos os modelos numéricos do nó YT dos protótipos ensaiados por Vieira (2007) com o propósito de se validar os parâmetros do presente trabalho.

4.2 O Material

O aço estrutural de resistência ao escoamento de 250 MPa e resistência à ruptura de 400 MPa foi escolhido para este estudo por ser, ainda, muito usado no Brasil. Serão consideradas suas características elastoplásticas com:

Módulo de elasticidade do material, $E = 205000$ MPa,

Coefficiente de Poisson, $\nu = 0,3$.

Para os ajustes das tensões e deformações aos seus valores reais dos ensaios, foram calculadas as tensões verdadeiras, dadas por:

$$\sigma_{Real} = \sigma_{Nom}(1 + \varepsilon_{Nom}) \quad (4.2.1)$$

e as deformações logarítmicas, determinadas como:

$$\varepsilon_{ln}^{pl} = \ln(1 + \varepsilon_{Nom}) - \frac{\sigma_{Real}}{E} \quad (4.2.2)$$

onde:

σ_{Real} é a tensão real, ou seja, aquela aplicada ao corpo deformado;

σ_{Nom} é a tensão nominal

ε_{Nom} é a deformação nominal

ε_{ln}^{pl} é a deformação logarítmica real

As tensões nominais serão tomadas com os valores da resistência ao escoamento, f_y , $1,01f_y$, $f_y + f_u/2$ e a resistência à ruptura, f_u , Tabela 4.1 e FIG. 4.1 As deformações nominais (ε_{nom}) são retiradas diretamente de gráficos tensão *versus* deformação experimentais (conforme Castro e Silva (2006)).

	σ_{nom}	ε_{nom}	σ_{Real}	ε_{ln}^{pl}	$\varepsilon_{ln}^{pl} equi(\%)$
f_y	250	$0,125 \times 10^{-2}$	250,3	$0,125 \times 10^{-2}$	
$\sigma_{st,1} = 1,01f_y$	252,5	$1,4 \times 10^{-2}$	256	$1,27 \times 10^{-2}$	1,145
$\sigma_{st,2} = \frac{(f_y + f_u)}{2}$	325	$7,7 \times 10^{-2}$	350	$7,25 \times 10^{-2}$	7,079
f_u	400	19×10^{-2}	476	$17,2 \times 10^{-2}$	16,968

TABELA 4.1 – Correção dos valores tensão real e deformação real.

[Castro e Silva (2006)]

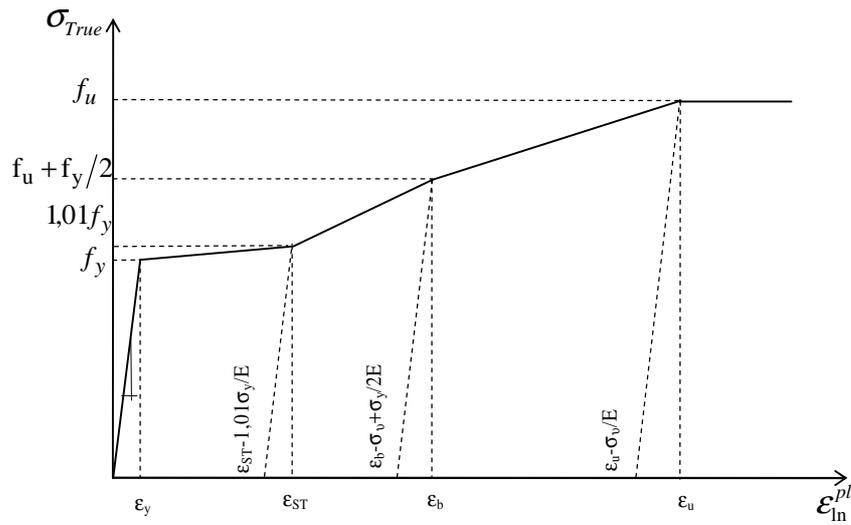


FIGURA 4.1 – Diagrama tensão-deformação do aço. [Castro e Silva (2006)]

4.3 A Geometria

A geometria dos modelos, como mencionado no item 1.7, foi estabelecida com base em dados de trabalhos experimentais e numéricos de outros pesquisadores. Assim, partindo-se do diâmetro da corda, d_0 , e sua espessura, t_0 , que não serão variáveis neste estudo, iguais a 114,3 mm e 6,0 mm, respectivamente e do parâmetro β , relação entre os diâmetros do braço e da corda, com valores de 0,4 e 0,7, estabeleceram-se os diâmetros dos braços, d_i , conforme série apresentada por Wardenier *et al.* (1991), e segundo a Exp. (2.1.1.10). Na Tabela 4.2, apresentam-se os diâmetros calculados, d_i (Calc.), os diâmetros retirados de Wardenier *et al.* (1991), d_i (Comer.), e o parâmetro β recalculado, β (Calc.).

β	d_i (Calc.)	d_i (Comer.) de Wardenier <i>et al.</i> (1991)	β (Calc)
0,4	45,72 mm	42,4 mm	0,37(\approx 0,4)
0,7	80,01 mm	76,1 mm	0,67(\approx 0,7)

TABELA 4.2 – Valores dos diâmetros dos braços calculados a partir do parâmetro β .

As espessuras das paredes dos braços, t_i , foram tomadas como 3,4 mm e 4,2 mm. Assim, têm-se as áreas e os perímetros médios apresentados na Tabela 4.3:

d_i (mm)	t_i (mm)	Área (mm ²)	Perímetro Médio (mm)
42,4	3,4	416,58	122,52
	4,2	504,04	120,01
76,1	3,4	776,54	228,39
	4,2	948,70	225,88
114,3	6,0	2041,41	340,23

TABELA 4.3 – Diâmetros dos elementos, espessuras das paredes, áreas e perímetros das seções transversais.

Para o comprimento destravado da corda, seguindo indicações de Choo *et al.* (2006), considerou-se:

$$\alpha = \frac{2l_0}{d_0} = 16 \Rightarrow l_0 = 8d_0 = 914,40 \quad (4.3.1)$$

de modo que a influência das condições de contorno se dissipe ao longo da corda e não influencie a resistência do nó.

Os ângulos entre braços e corda, simétricos em todos os modelos considerados, assumem três valores: 30°, 45° e 60°.

4.4 Modelagem Numérica no ABAQUS

4.4.1 Definição dos modelos

Utilizando a ferramenta *ABAQUS/CAE* do programa *ABAQUS* versão 6.5.1 (1998) é possível desenvolver modelos de diferentes graus de complexidade. No presente trabalho, onde os elementos são circulares, o que dificulta a definição das coordenadas geométricas dos pontos dos elementos, o trabalho ficou bastante facilitado com essa ferramenta.

Iniciou-se a modelagem utilizando-se elementos de casca, tipo S4R (elemento de casca de quatro nós e integração reduzida), mas tais elementos não propiciavam uma modelagem adequada das soldas, por não permitirem um contato efetivo entre essas e o metal base.

Visando contornar o problema, partiu-se para a modelagem mista onde na região do nó usou-se elementos sólidos do tipo C3D20R (elemento sólido tridimensional com 20 nós e integração reduzida) e as extremidades continuaram com elementos de casca tipo S4R. Essa modelagem mostrou-se viável, mas surgiram uma série de dúvidas, como por exemplo, qual comprimento considerar para a parte sólida dos braços e da corda.

O modelo funcionou bem, apresentando resultados coerentes. No entanto, uma tentativa de modelagem somente com elementos sólidos tridimensionais do tipo C3D20R mostrou-se de execução mais simples e com resultados tão bons ou melhores que o anterior. A desvantagem foi o tempo de processamento que aumentou consideravelmente, mas tal fato não inviabilizava o processo.

Os elementos sólidos tridimensionais, no *ABAQUS*, apresentam restrições à rotação nas três direções e liberdade de deslocamento plena, o que lhes confere um caráter mais rígido à flexão e à torção. Isso em nada interferiu no desenvolvimento do presente trabalho por dois motivos: o primeiro é que não são aplicados momentos externos aos braços ou à corda; o segundo é que as especificações e Normas permitem que os momentos primários e secundários sejam desconsiderados quando os parâmetros geométricos estabelecidos por elas são adotados, ver capítulo 2 Exp. (2.1.1.8).

Nessa fase de conhecimento do aplicativo, adaptação e evolução do processo, muitos problemas foram encontrados, contornados e solucionados. Como forma de se aferir a correção do modelo adotado e do uso do software, escolheu-se, dentro da bibliografia, um modelo que fora testado experimentalmente, em escala real, para reproduzi-lo numericamente. Os resultados foram similares e coerentes com aqueles apresentados na pesquisa original e garantiram ao presente trabalho a confiabilidade necessária, conforme apresentado mais à frente, neste capítulo.

As soldas foram modeladas como um chanfro a 45° entre as paredes externas do braço e da corda.

4.4.1.1 Condições de contorno

A fim de garantir que a corda estivesse comprimida, escolheram-se condições de contorno que possibilitassem essa condição sem a necessidade de aplicação de forças externas na corda.

Assim, o apoio esquerdo da corda foi considerado com restrições às translações nas direções X e Y, transversais ao eixo longitudinal, ver FIG.4.2, além de restrição à torção ($U_1=U_2=U_3=0$). O apoio direito da corda tem liberdade de rotação nas três direções, mas está restrito quanto a todas as translações ($U_1=U_2=U_3=0$).

Para os braços e, apenas com a finalidade de manter-se a forma reta, foram aplicadas condições de contorno, segundo sistemas de eixos locais, ver FIG. 4.2, restritivas aos deslocamentos laterais e torção deixando que as rotações e o deslocamento longitudinal permanecessem livres ($u_1=u_2=ur_3=0$). Foram usados eixos locais para estabelecerem-se tais condições, uma vez que os modelos não apresentam ortogonalidade entre braços e corda.

Foram ainda consideradas condições de contorno ($U_1=U_2=U_3=0$) que reproduzissem a simetria longitudinal, permitissem a montagem apenas de metade dos modelos e reduzissem assim o tempo de processamento.

Em todas as extremidades foram reproduzidas as condições de ligações reais, em que tubos são ligados a outros tubos em pontos sem abertura, pelo fechamento com chapas de espessura igual à da parede da corda (6,0 mm).

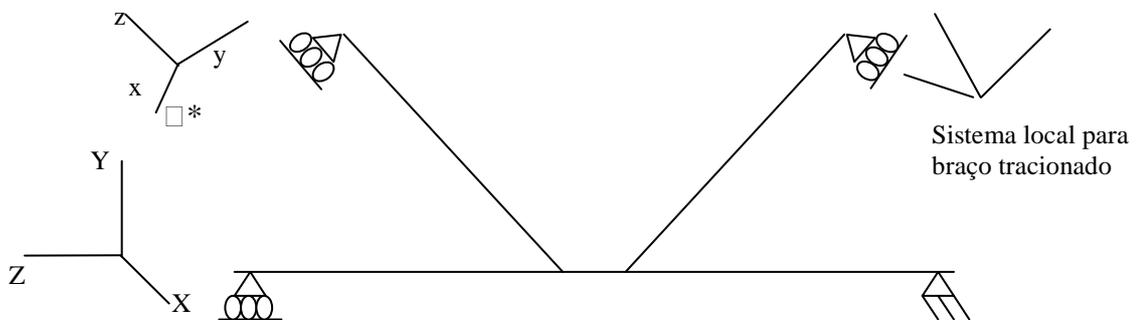


FIGURA 4.2 – Esquemático das condições de contorno.

4.4.1.2 Carregamento

O carregamento foi tomado como o típico do nó K, com um braço comprimido e outro tracionado e atendendo às definições do ANSI/AISC 360-05, em que a força atuante em um braço deve ser contrabalançada pela força no outro braço. Assim, o braço à esquerda do

modelo foi comprimido e aquele à direita tracionado com forças de igual magnitude distribuídas nas seções transversais das extremidades dos braços.

O método de Riks modificado, usado pelo *ABAQUS/ Standard*, trabalha o carregamento em pequenos incrementos a partir de parâmetros definidos pelo usuário, conforme descrito no item 2.3.5. Os primeiros modelos foram processados apenas com um passo e esse método. No entanto, o tempo de processamento mostrou-se muito longo. Adotou-se então um passo prévio em análise estática não linear de modo que o passo de Riks já partisse de uma força morta, P_0 , no caso correspondente a uma tensão de 20 MPa, aplicada uniformemente às superfícies das seções transversais dos braços, comprimido à esquerda e tracionado à direita, em todos os modelos. Para o valor da força de referência do passo de Riks foi tomado um P_{ref} , no caso correspondente a uma tensão de 100 MPa nas mesmas superfícies. Na Tabela 4.4 estão apresentados os valores de força equivalente para cada um dos modelos. Dessa forma conseguiu-se uma redução significativa no tempo de processamento.

d_i (mm)	t_i (mm)	Passo Análise Estática Força Inicial P_0 (N)	Passo Riks Força de Referência, P_{ref} (N)
42,4	3,4	$\pm 8331,6$	$\pm 41658,00$
	4,2	$\pm 10080,80$	$\pm 50404,00$
76,1	3,4	$\pm 15530,80$	$\pm 77654,00$
	4,2	$\pm 18974,0$	$\pm 94870,00$

TABELA 4.4 – Forças concentradas equivalentes.
(+ compressão, - tração)

Ao se compararem os resultados dos dois processos percebeu-se que a aplicação de uma força inicial estática alterava os resultados finais já que aí não eram considerados os efeitos graduais de aplicação de força e deformação. Optou-se, então, pelo método de Riks, mesmo sendo o tempo de processamento longo, com uma tensão de referência de 250 MPa.

Como parâmetro para a interrupção do processamento, foram definidos: o número máximo de interações, 1000, e o valor máximo do fator de proporcionalidade de força, λ , de 2,5 vezes o valor da tensão de referência. Para o fator de proporcionalidade de força inicial, λ_{in} , definiu-se

o valor de 0,01 para todos os modelos e os incrementos subsequentes foram deixados no modo automático do *ABAQUS*, para que o melhor valor para o equilíbrio fosse encontrado.

4.5 Cálculo dos Valores Normativos

Como observado no capítulo 2, não há diferença significativa entre os valores de forças resistentes de cálculo dados pelos procedimentos das Normas e publicações pertinentes. Aqui serão apresentados os resultados da formulação e os limites adotados para nós K com espaçamento entre os braços, dados pela EN 1993 1-8:2005 e aqueles dados pela ANSI/AISC 360-05, quando apresentarem diferenças significativas.

4.5.1 Verificações e parâmetros iniciais

As expressões serão mencionadas mais de uma vez somente se e quando apresentarem diferenças de forma ou conteúdo. Caso isso não ocorra foi mencionada apenas a expressão correspondente à EN 1993 1-8:2005 ou à publicação em que aparece, como mostrado no capítulo 2.

A resistência ao escoamento do aço é de 250 MPa e encontra-se abaixo dos limites estabelecidos pela Exp. (2.1.1.1):

$$f_y = 250 \text{ MPa} \leq 355 \text{ MPa} .$$

O limite da ductilidade do aço, definida por Wardenier *et al.* (1991), segundo Exp. (2.1.2.1):

$$\frac{f_u}{f_y} = \frac{400}{250} = 1,6 > 1,2$$

A espessura das paredes dos elementos, obedecendo aos valores das Exp. (2.1.1.2) e Exp. (2.1.1.3):

$$\left. \begin{array}{l} t_i = 3,4 \text{ mm} \\ t_i = 4,2 \text{ mm} \end{array} \right\} > 2,5 \text{ mm}$$

$$t_0 = 6 \text{ mm} < 25 \text{ mm}$$

Relação entre os diâmetros de braços e corda conforme Exp. (2.1.1.11) e Exp. (2.1.4.3):

$$\left. \begin{array}{l} \text{Exp.}(2.1.1.11) \quad 0,2 \\ \text{Exp.}(2.1.4.3) \quad 0,4 \end{array} \right\} \leq \frac{d_i}{d_0} = \left\{ \begin{array}{l} \frac{42,4}{114,3} = 0,4 \\ \frac{76,1}{114,3} = 0,7 \end{array} \right\} \leq 1,0$$

A esbeltez da parede da corda, Exp. (2.1.1.9):

$$\gamma = \frac{d_0}{2t_0} = 9,529$$

e a esbeltez dos braços. Exp. (2.1.1.12) e Exp. (2.1.4.1):

$$10 \leq \frac{d_1}{t_1} = \left\{ \begin{array}{l} \frac{42,4}{3,4} = 12,47 \\ \frac{42,4}{4,2} = 10,1 \end{array} \right\} \leq 50; \quad 10 \leq \left\{ \begin{array}{l} \frac{76,1}{3,4} = 22,38 \\ \frac{76,1}{4,2} = 18,12 \end{array} \right\} \leq 50,$$

sendo que na Exp. (2.1.4.1), dada pela ANSI/AISC 360-05, o limite superior para o braço comprimido é dado por:

$$0,05 \frac{E}{f_y} = 41$$

devendo, ainda, obedecer ao limite para aços de classes 1 e 2 dados pela EN 1993-1-1:2005, segundo Exp. (2.1.1.4) e Exp. (2.1.1.5):

$$\left. \begin{array}{l} \frac{d_i}{t_i} \leq 50\varepsilon^2 \\ \frac{d_i}{t_i} \leq 70\varepsilon^2 \end{array} \right\}, \text{ onde } \varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}}, \text{ e, então: } \frac{d_i}{t_i} \leq \begin{cases} 47 \\ 65,8 \end{cases}$$

O espaçamento, ou *gap*, conforme visto na FIG. 2.2 entre os braços de um nó K, terá seu limite na forma de valor mínimo capaz de garantir a execução da solda em toda a volta da união entre os braços e a corda, Exp (2.1.1.7). Assim, o afastamento deve ser maior ou igual à soma das espessuras das paredes dos braços:

$$\left. \begin{array}{l} t_i = 3,4\text{mm} \Rightarrow \\ t_i = 4,2\text{mm} \Rightarrow \end{array} \right\} \text{ foi adotado um afastamento de, } 12\text{mm (g)}$$

O ângulo formado entre cada braço e a corda, Exp (2.1.1.14):

$$30^0 \leq \theta = \begin{cases} 30^0 \\ 45^0 \\ 60^0 \end{cases} \leq 90^0$$

A excentricidade dos modelos pode ser depreendida da FIG. 2.4:

$$e = \frac{\text{sen } \theta_1 \cdot \text{sen } \theta_2}{\text{sen}(\theta_1 + \theta_2)} \cdot \left(\frac{d_1}{2 \cdot \text{sen } \theta_1} + \frac{d_2}{2 \cdot \text{sen } \theta_2} + g \right) - \frac{d_0}{2} \quad (4.5.1.1)$$

Assim, partindo da Exp. (4.5.1.1) e comparando os resultados com os limites da excentricidade dados na Exp. (2.1.1.8):

θ	Excentricidade dos nós			
	$d_i = 42,4 \text{ mm}$	e/d_0	$d_i = 76,1 \text{ mm}$	e/d_0
30°	-29,21	-0,26	-9,75	-0,09
45°	-21,17	-0,19	2,67	0,02
60°	-4,36	-0,04	29,34	0,26

TABELA 4.5 – Valores das excentricidades para cada par de ângulo/diâmetro do braço

Verifica-se que, para o ângulo de 60° e diâmetro dos braços de 76,1mm, a excentricidade apresenta valor fora dos limites dados pelas Normas e pelos guias de projeto. Portanto, esse modelo foi executado, apenas a título de investigação, para que se pudesse verificar se seu comportamento diferia ou não dos demais.

4.5.1.1 Determinação das forças resistentes de cálculo máximas

Aqui serão calculadas as forças internas de cálculo máximas que podem ser aplicadas às extremidades dos braços de um nó K sem que as prescrições normativas sejam desrespeitadas. Conforme definido no capítulo 2 pela Exp. (2.1.1.24), a razão entre a força atuante de cálculo, $N_{i,Ed}$, e a força resistente de cálculo, $N_{i,Rd}$, como os momentos fletores não precisam ser considerados, é dada por:

$$\frac{N_{i,Ed}}{N_{i,Rd}} \leq 1,0 \quad (4.5.1.1.1)$$

Percebe-se que, quando a igualdade é alcançada, o nó atinge sua resistência máxima e, pode-se dizer que essa é a sua “eficiência máxima”.

Para a condição de falha por plastificação da corda e aplicando a Exp. (2.1.1.15), pode-se escrever a desigualdade:

$$N_{1,Ed} \leq \frac{K_g K_p f_y t_0^2}{\text{sen} \theta_1} \left(1,8 + 10,2 \frac{d_1}{d_0} \right) \frac{1}{\gamma_{M5}} \quad (4.5.1.1.2)$$

Para a condição de falha por punção de cisalhamento da Exp. (2.1.1.16):

$$N_{1,Ed} \leq \frac{f_y}{\sqrt{3}} t_0 \pi d_1 \left(\frac{1 + \text{sen} \theta_1}{2 \text{sen}^2 \theta_1} \right) \frac{1}{\gamma_{M5}} \quad (4.5.1.1.3)$$

Deverá ser tomado o menor valor entre plastificação e cisalhamento.

Os parâmetros, γ da Exp. (2.1.1.9), g da Exp. (2.1.1.7) e t_0 determinam K_g pela Exp. (2.1.1.17):

$$\left. \begin{array}{l} \gamma = \frac{114,3}{2 \times 6} = 9,53 \\ g = 12 \text{ mm} \end{array} \right\} K_g = 9,53^{0,2} \left[1 + \frac{0,024 \times 9,53^{1,2}}{e^{(0,5 \times \frac{12}{6} - 1,33)} + 1} \right] = 1,8972 \quad (4.5.1.1.4)$$

Para o cálculo do fator K_p pela Exp.(2.1.1.18) e usando a Exp. (2.1.1.19):

$$n_p = \frac{\sigma_{p,Ed}}{f_y} = \frac{N_{0,Ed} - \sum N_{i,Ed} \cos \theta}{A_0 f_y} \quad (4.5.1.1.5)$$

com: $N_{0,Ed} = 0$, mesmo com as condições de contorno colocando a corda sob compressão, ver capítulo 2, o denominador da Exp. (5.5.1.1.5) será nulo e a Exp. (2.1.1.18):

$$K_p = 1 - 0,3 \times \left(\frac{0}{2041,41 \times 250} \right) \left(1 + \frac{0}{2041,41 \times 250} \right) = 1,0 \quad (4.5.1.1.6)$$

Levando as Exps. (4.5.1.1.6) e (4.5.1.1.4) à Exp. (4.5.1.1.2):

$$\begin{aligned} N_{1,Ed} &\leq \frac{K_g K_p f_y t_0^2}{\text{sen} \theta_1} \left(1,8 + 10,2 \frac{d_1}{d_0} \right) = \\ &= 1,8972 \times 1,0 \times \frac{250 \times 6^2}{\text{sen} \theta} \left(1,8 + 10,2 \frac{d_1}{114,3} \right) \end{aligned} \quad (4.5.1.1.7)$$

Cujos resultados são as forças resistentes máximas que podem ocorrer segundo os cálculos feitos pela Norma EN 1993:2005. Isso significa que o braço atinge 100% de eficiência relativamente à sua capacidade resistente.

θ	Resultados da Exp. (4.5.1.1.9)	
	$d_1 = 42,4 \text{ mm}$	$d_1 = 76,1 \text{ mm}$
30°	19068	29338
45°	13483	20745
60°	11009	16938

TABELA 4.6 - Resultados da Exp. (4.5.1.1.9)

Como, no presente trabalho, os ângulos formados entre braços e corda serão sempre simétricos em cada modelo, as forças resistentes para os braços tracionados terão os mesmos valores que as forças resistentes para os braços comprimidos. Isso se deve ao fato de a Exp. (2.1.1.22) tornar essa força uma proporção simples das relações entre os ângulos formados entre braços e corda.

A Tabela 4.7 apresenta, em resumo, a transformação dos valores de carga concentrada em tensão aplicada às seções transversais dos braços, conforme serão usadas nos modelos.

θ	Espessura Parede - t_i (mm)	$(\sigma_{l,Ed})$ Tensão Aplicada (MPa)	
		$d_1 = 42,4 \text{ mm}$	$d_1 = 76,1 \text{ mm}$
30°	3,4	457,72	377,8
	4,2	378,30	309,24
45°	3,4	323,66	267,14
	4,2	267,5	218,66
60°	3,4	264,27	218,12
	4,2	218,41	178,54

TABELA 4.7 – Valores máximos de $\sigma_{l,Ed}$ para plastificação da parede da corda segundo a EN 1993:2005.

A apresentação dos valores de cálculo na forma de tensão é importante para que se possa observar mais facilmente seu comportamento diante das alterações dos ângulos, dos diâmetros dos braços e principalmente, das espessuras das paredes que não são contempladas no cálculo normativo. Observou-se que os valores decrescem com o aumento do ângulo entre braços e corda, uma vez que são dependentes da projeção da força aplicada aos braços sobre o eixo da corda, $\Sigma N_i \cos \theta_i$ e também decrescem com o aumento do diâmetro dos braços, mostrando que a relação entre os diâmetros, $\beta = d_1 + d_2 / 2d_0$, é relevante na verificação dos valores de cálculo. Adicionalmente foi possível perceber que eles decrescem com o aumento da espessura de suas paredes, o que não pode ser percebido quando se lida apenas com os valores de força, como prescrito pelas Normas e guias de projeto.

Para o modo de falha de punção por cisalhamento, pode-se perceber, na Exp. (4.5.1.1.3), que não há outros parâmetros ou coeficiente de qualquer natureza que interfiram nos resultados

além dos diâmetros dos braços, o ângulo formado entre eles e a corda e a espessura da parede da corda. Na Tabela 4.8, os valores de resistência máxima de cálculo para a falha por punção por cisalhamento.

θ	$N_{2,Ed}$ (N)	
	$d_1 = 42,4 \text{ mm}$	$d_1 = 76,1 \text{ mm}$
30^0	230715,3	414090,4
45^0	196927,8	353448,3
60^0	181959,4	326582,8

TABELA 4.8 – Valores de $N_{2,Ed}$

A Tabela 4.9 apresenta os valores de tensões máximas a ser aplicada às extremidades dos braços dos modelos para a punção por cisalhamento.

θ	t_i (mm)	$\sigma_{1,Ed}$ (MPa)	
		$d_1 = 42,4 \text{ mm}$	$d_1 = 76,1 \text{ mm}$
30^0	3,4	553,838	533,251
	4,2	457,734	436,482
45^0	3,4	472,730	455,158
	4,2	390,701	372,561
60^0	3,4	436,798	420,562
	4,2	361,004	344,243

TABELA 4.9 – Valores de $\sigma_{1,Ed}$ para a punção por cisalhamento.

A comparação entre as Tabelas 4.7 e 4.9 mostra que, para quaisquer que sejam os diâmetros e as espessuras das paredes, as tensões máximas para punção por cisalhamento são sempre maiores que aquelas para a plastificação da parede da corda. Segundo já explicado no item 2.1.1, o menor dos dois valores deve ser adotado para $N_{1,Rd}$.

4.6 Construção dos Modelos Numéricos com o Programa ABAQUS

Com os parâmetros iniciais verificados e as forças máximas de cálculo determinadas, foram desenvolvidos os modelos no programa *ABAQUS*. Na FIG. 4.3, é apresentado o modelo com braços de 76 mm de diâmetro e inclinação de 45^0 entre braços e corda. Também está representada a malha de elementos finitos criada pelo programa a partir de elementos sólidos tridimensionais de 20 nós e integração reduzida (C3D20R).

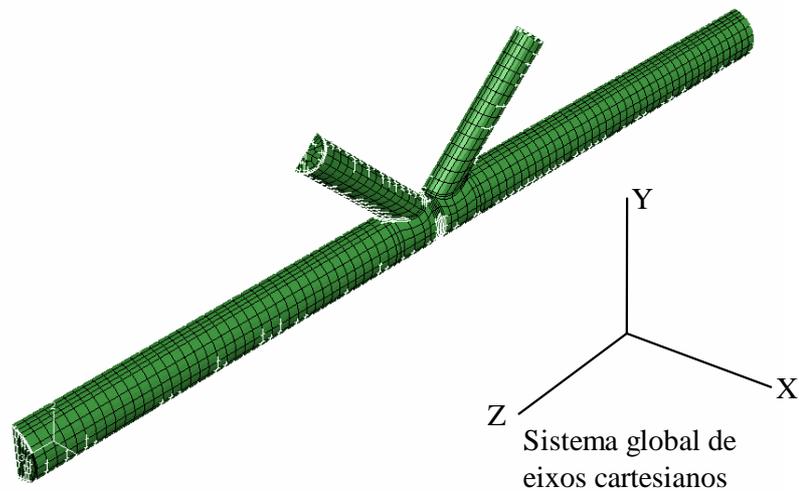


FIGURA 4.3 – Modelo com braços de 76mm de diâmetro e ângulo de 45° entre braços e corda e a malha de elementos finitos criada pelo *ABAQUS*

Quando considerado nos modelos, o cordão de solda foi modelado com os mesmos elementos sólidos tridimensionais, C3D20R, como um chanfro a 45° entre braços e corda, conforme mostrado na FIG. 4.4.

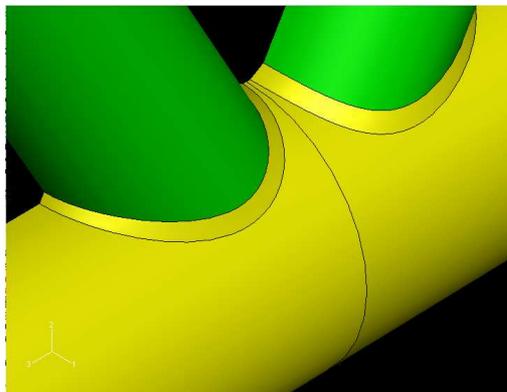


FIGURA 4.4 – Modelagem dos cordões de solda entre braços e corda

Foram criados quatorze modelos no programa *ABAQUS*. Todos os modelos têm corda de 114,3 mm de diâmetro com espessura de parede de 6 mm e o afastamento, *gap*, entre os braços é de 12 mm. Eles incluem variações no ângulo formado entre braços e corda, no diâmetro dos braços e na espessura de suas paredes, além da presença ou ausência do cordão de solda. A Tabela 4.10 resume os principais dados dos modelos analisados.

Ângulo braço/corda (θ)	Diâmetro dos braços (d_i) mm	Modelo	Relação entre os diâmetros dos braços e da corda (β)	Espessura da parede dos braços (t_i)	Solda
30°	42,4	Modelo I	0,4	3,4	Com
		Modelo II		4,2	Com
	76,1	Modelo III	0,7	3,4	Com
		Modelo IV		4,2	Com
45°	42,4	Modelo V	0,4	3,4	Com
		Modelo VI			Sem
		Modelo VII			Com
	76,1	Modelo VIII	0,7	3,4	Com
		Modelo IX			Com
		Modelo X			Sem
60°	42,4	Modelo XI	0,4	3,4	Com
		Modelo XII		4,2	Com
	76,1	Modelo XIII	0,7	3,4	Com
		Modelo XIV		4,2	Com

TABELA 4.10 – Dados da geometria básica dos modelos

Todas as análises numéricas foram realizadas considerando as não-linearidades físicas e de material e a teoria de grandes deslocamentos. Para todos os modelos o ponto de controle, em que os deslocamentos segundo a direção do eixo global, Y , foram monitorados, foi aquele localizado no plano de simetria, na interseção entre o cordão de solda, a corda e o braço comprimido, conforme mostrado na FIG. 4.5.

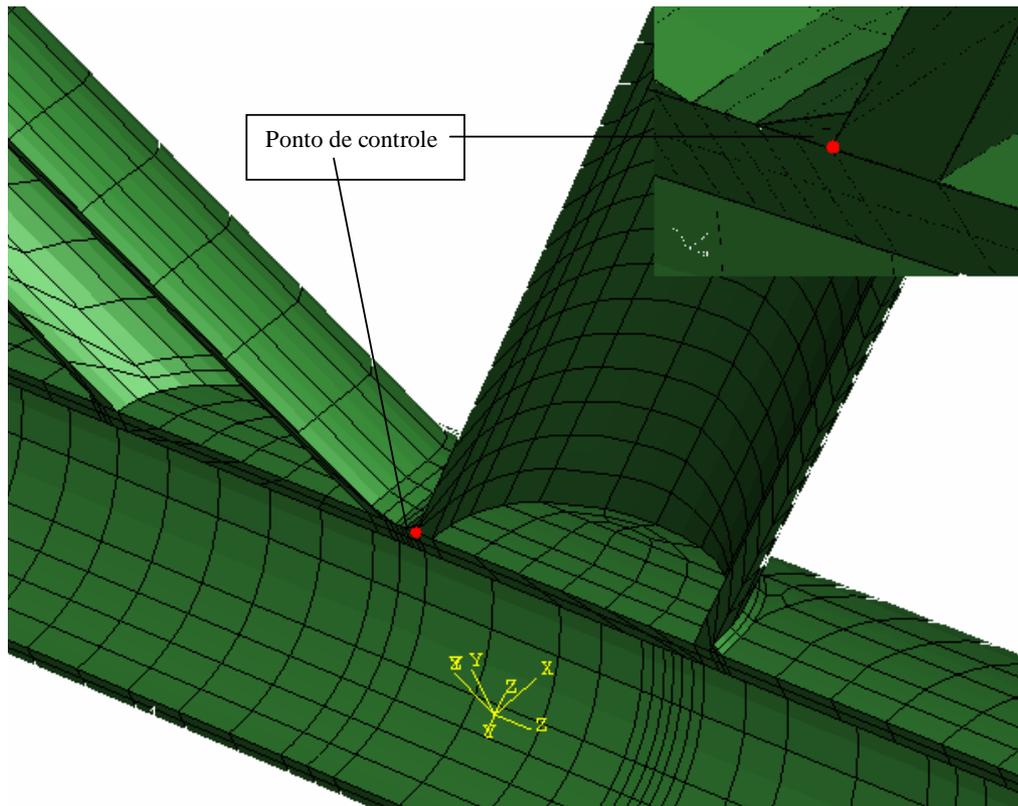


FIGURA 4.5 – Ponto de controle dos deslocamentos na direção 2 (eixo Y global) em todos os modelos

4.7 Validação dos Modelos Numéricos

Neste tópico, será mostrada a criação, com o programa *ABAQUS* versão 6.5.1 (1998), dos modelos numéricos dos protótipos ensaiados por Vieira (2007). A criação de tais modelos foi usada como balizamento e validação dos modelos numéricos do presente trabalho.

4.7.1 Descrição do trabalho de Vieira (2007)

O trabalho de Vieira (2007) apresenta as análises experimentais de uma ligação YT em perfis tubulares circulares, em escala real, e as análises numéricas do mesmo modelo com o programa *ANSYS*, versão 9.0 (2004).

Foram construídos três protótipos com corda de 114,3 mm de diâmetro e 6,02 mm de espessura de parede e dois braços com diâmetros de 73 mm e espessura de parede de 5,16 mm. Os braços foram soldados à corda, sendo o primeiro a 90° e o outro a $39,4090^\circ$, com

afastamento entre eles de 10,33 mm, formando a configuração YT. A corda e o braço inclinado foram parafusados ao pórtico de teste através de chapas de 16 mm de espessura. O carregamento da estrutura foi feito pela extremidade livre do braço vertical por um atuador hidráulico. Para o acompanhamento dos ensaios foram usados extensômetros elétricos de resistência e transdutores de deslocamento.

Nos ensaios iniciais de calibração, a chapa de fixação do braço em diagonal apresentou curvaturas não previstas, o que levou à incorporação de enrijecedores.

Na execução do primeiro ensaio, houve ruptura da solda do braço diagonal, além de deslocamento excessivo dos braços fora do plano. Para os demais ensaios, as soldas foram reforçadas e criaram-se vigas de contenção lateral, impedindo o deslocamento dos braços para fora do plano da estrutura. Nas FIG. 4.6 e FIG. 4.7, são representados o diagrama dos protótipos e o instrumental dos ensaios.

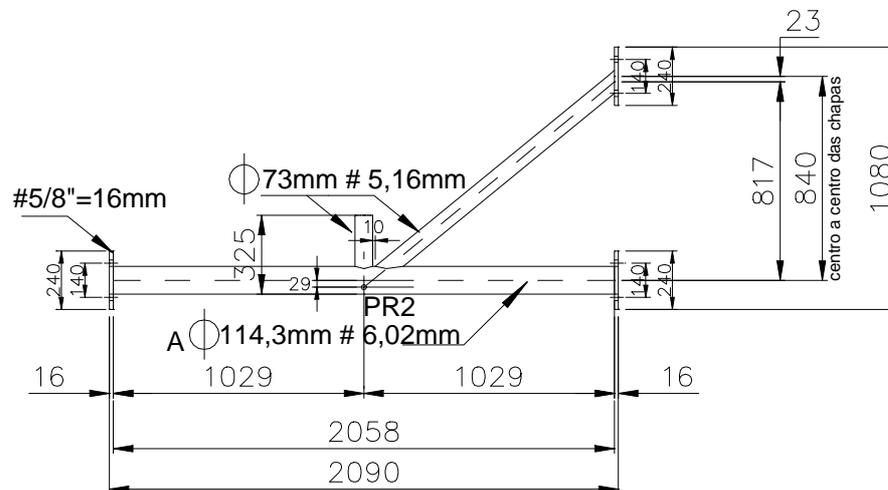


FIGURA 4.6 – Diagrama dos protótipos ensaiados.
[Vieira (2007)]

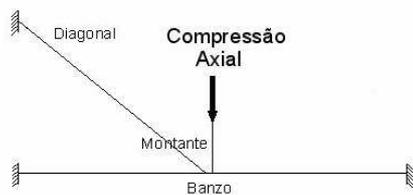


FIGURA 4.7 – Esquemático do carregamento e vista da instrumentação dos ensaios. [Vieira (2007)]

Na análise numérica, através do programa ANSYS, foram utilizados elementos de casca plásticos para os tubos e elásticos para as chapas de fixação. As não-linearidades física e geométrica foram consideradas. O aço foi considerado como material de comportamento multilinear, sendo que as curvas de tensão *versus* deformação foram obtidas por ensaios de tração em amostras dos tubos utilizados nos protótipos. As condições de contorno foram simuladas, no ANSYS, como apoios elásticos, FIG. 4.8.

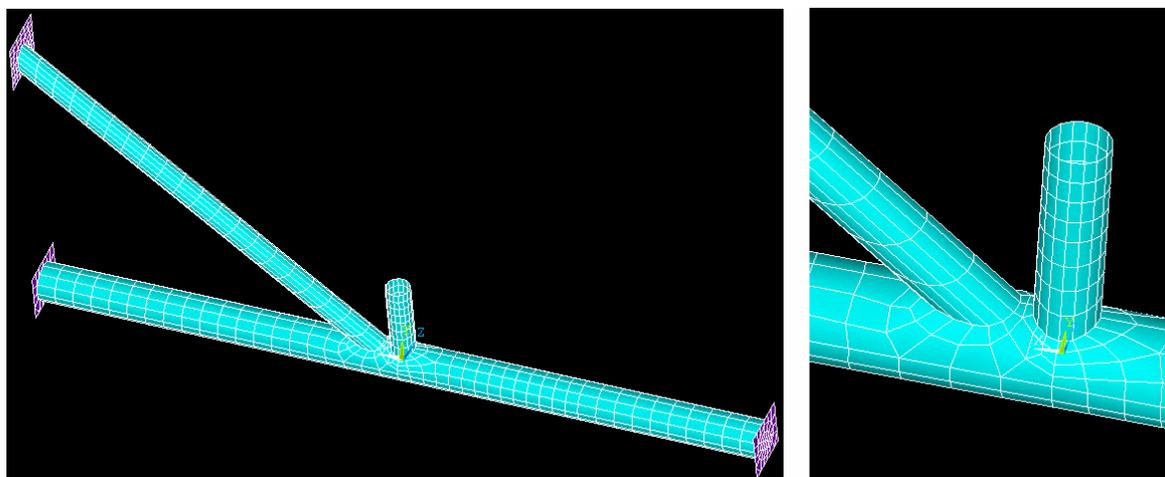


FIGURA 4.8 - Modelo numérico implementado no programa ANSYS. [Vieira (2007)]

Como exemplo dos resultados obtidos, estão reproduzidos, na FIG. 4.9, os gráficos dos transdutores de deslocamento colocados na face inferior da corda e, na FIG 4.10, os gráficos das deformações medidas pelos extensômetros na mesma posição.

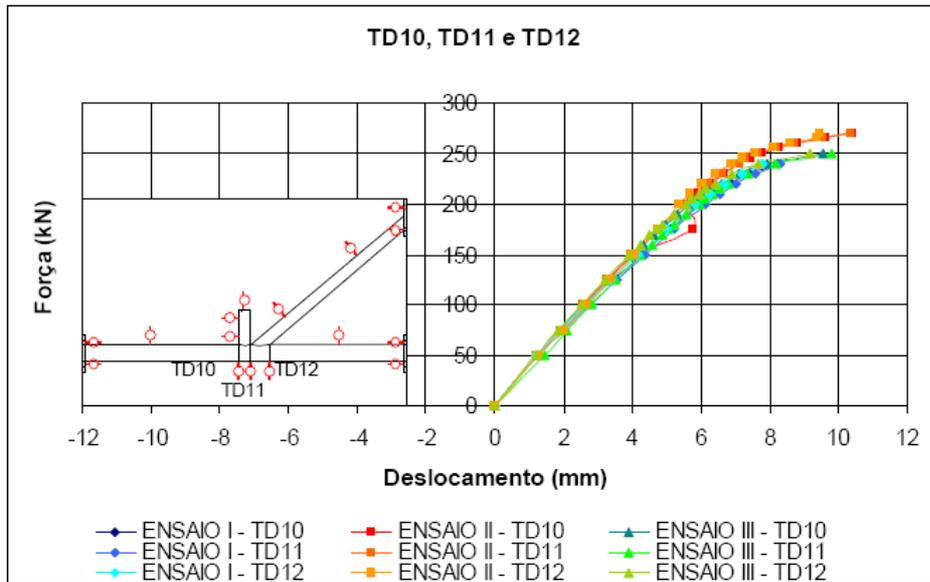


FIGURA 4.9– Resultados lidos pelos transdutores de deslocamento na face inferior da corda. [Vieira (2007)]

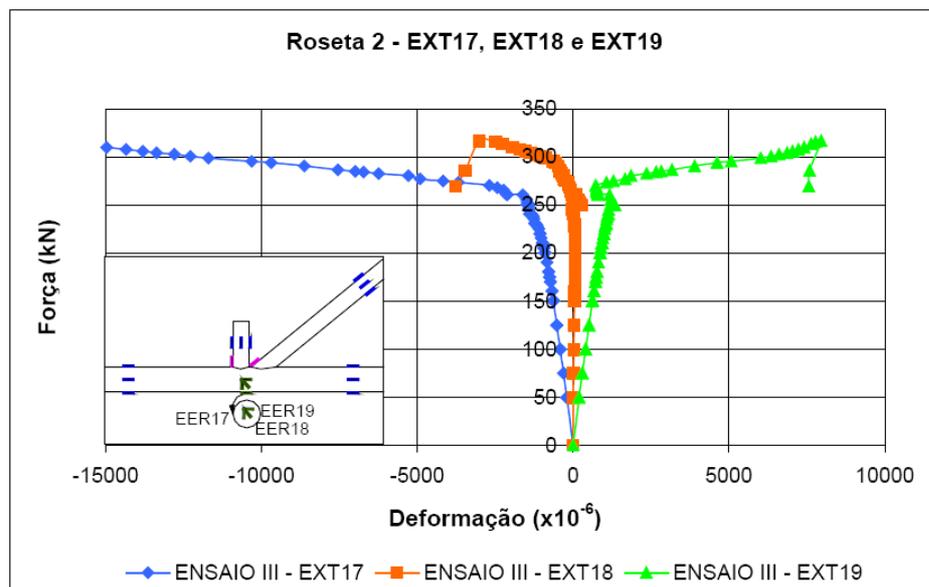


FIGURA 4.10 – Resultados dos extensômetros na face da corda. [Vieira (2007)]

4.7.2 Modelagem numérica do protótipo no programa *ABAQUS*

Para a reprodução do protótipo através do programa *ABAQUS* a geometria, comprimento dos elementos, diâmetros dos perfis tubulares circulares e espessuras de suas paredes e das chapas, ângulos formados entre os braços e a corda e o espaçamento entre os braços, foi

repetida com os mesmos dados utilizados por Vieira. Foi adotado elemento sólido tridimensional de vinte nós e integração reduzida (C3D20R) para todos os modelos e as não-linearidades físicas e geométricas, além de análise de grandes deslocamentos, foram consideradas.

Em um primeiro modelo, chamado VIEIRA_1, a não-linearidade do material foi considerada tomando-se um material multilinear com as tensões e as deformações iguais às que se pretendia utilizar para os modelos do presente trabalho para todos os elementos (ver item 4.2). As condições de contorno foram as mesmas utilizadas nos modelos numéricos de Vieira (2007). A aplicação das forças foi feita de forma distribuída na área da borda livre do braço vertical e, reproduzindo o carregamento do ensaio III realizado por Vieira, em pequenos incrementos conforme apresentado na Tabela 4.11.

Força (kN)	Incremento de Força no passo (kN)	Tensão (N/mm ²)	Incremento de Tensão no passo (N/mm ²)
50	50	45,465	45,465
75	25	68,198	22,732
100	25	90,931	22,732
125	25	113,664	22,732
150	25	136,397	22,732
160	10	145,490	9,093
170	10	154,583	9,093
175	5	159,130	4,546
180	5	163,676	4,546
190	10	172,769	9,093
200	10	181,863	9,093
205	5	186,409	4,546
210	5	190,956	4,546
215	5	195,502	4,546
220	5	200,049	4,546
230	10	209,142	9,093
240	10	218,235	9,093
250	10	227,328	9,093

TABELA 4.11- Forças aplicadas em ensaios experimentais realizados por Vieira (2007)

Os resultados desse primeiro modelo mostram a curvatura excessiva sofrida pela placa de apoio do braço em diagonal, da mesma forma descrita por Vieira para os pré-ensaios de calibragem dos protótipos, FIG.4.11.

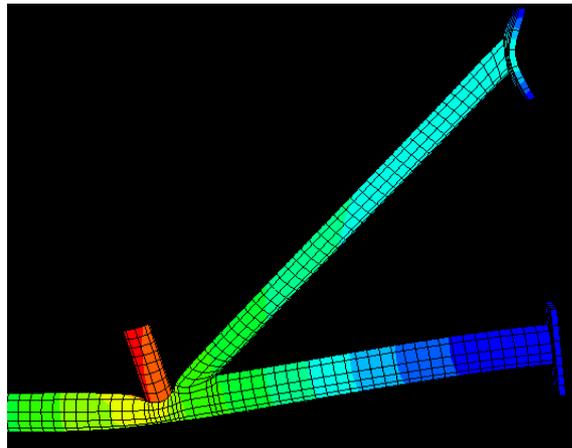


FIGURA 4.11 - Curvatura acentuada apresentada pela placa de apoio do modelo VIEIRA_1 processado no programa *ABAQUS*

O *ABAQUS* interrompeu a análise com uma força aplicada de 187,5 kN quando não conseguiu mais convergência devido à plastificação de diversas regiões, como mostrado na FIG.4.12.

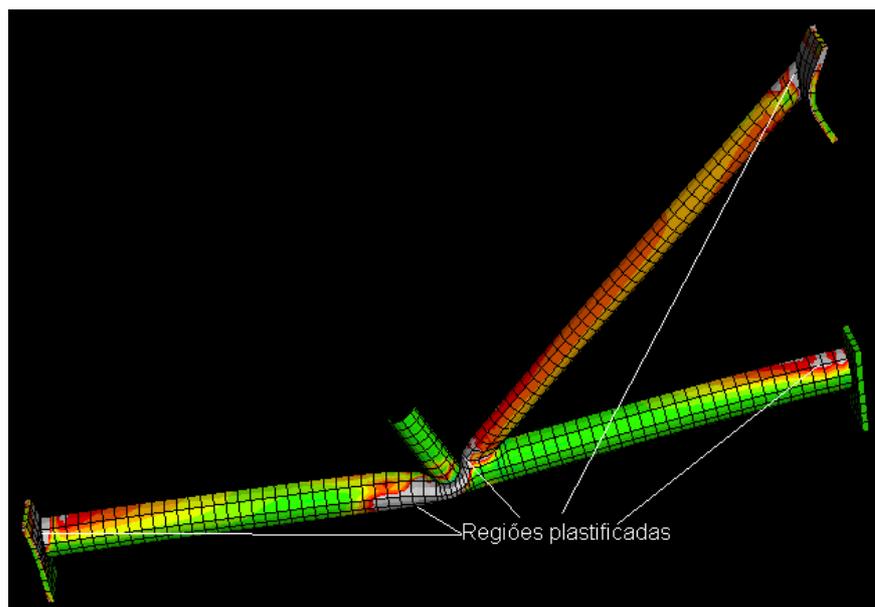


FIGURA 4.12 – Regiões plastificadas apresentadas pelo modelo VIEIRA_1 com força aplicada de 187,5 kN processado no programa *ABAQUS*

Um segundo modelo, VIEIRA_2, foi processado com as condições de contorno da placa de apoio do braço diagonal sendo consideradas como engastamento em toda a face externa da placa, de modo que seu deslocamento excessivo fosse contido. A não-linearidade de material foi considerada com base em ensaios de tensão-deformação feitos por Vieira em amostras de perfis tubulares circulares idênticos aos usados em seus protótipos. A Tabela 4.12 mostra as informações extraídas de tais ensaios e usadas para representar o material das barras. Para as comparações entre o modelo pretendido e os resultados experimentais foram utilizadas apenas as tensões mais próximas da resistência ao escoamento, f_y , do aço VMB250, as que equivalem aos valores de $1,01f_y$ e $(1/2 (f_y + f_u))$ e a mais próxima de sua resistência à ruptura, f_u . Para as chapas, da mesma forma que as análises numéricas de Vieira, o material foi considerado elástico com módulo de elasticidade, E , de 205000 MPa e coeficiente de Poisson, ν , de 0,3.

Material	Diâmetro e espessura da parede (mm x mm)	σ	ϵ
		(MPa)	(Adimensional)
Aço VMB250 $E = 205 \times 10^3$ $\nu = 0,3$	73 x 5,16	249,58	0
		276,89	0,00156
		317,30	0,02928
		486,88	0,18417
Aço VMB250 $E = 205 \times 10^3$ $\nu = 0,3$	114,3 x 6,02	264,9	0
		312,85	0,00142
		370,27	0,03483
		473,64	0,18148

TABELA 4.12- Parâmetros dos materiais retirados de ensaios experimentais realizados por Vieira (2007) e adotados nos modelos VIEIRA_2 e VIEIRA_3

Como já era esperado, pela maior rigidez das condições de contorno, os resultados foram deslocamentos menores e maior resistência às forças aplicadas. O *ABAQUS* interrompeu o processamento com uma força de 230,214 kN e o modelo já apresentava grandes regiões plastificadas, como mostrado na FIG. 4.13.

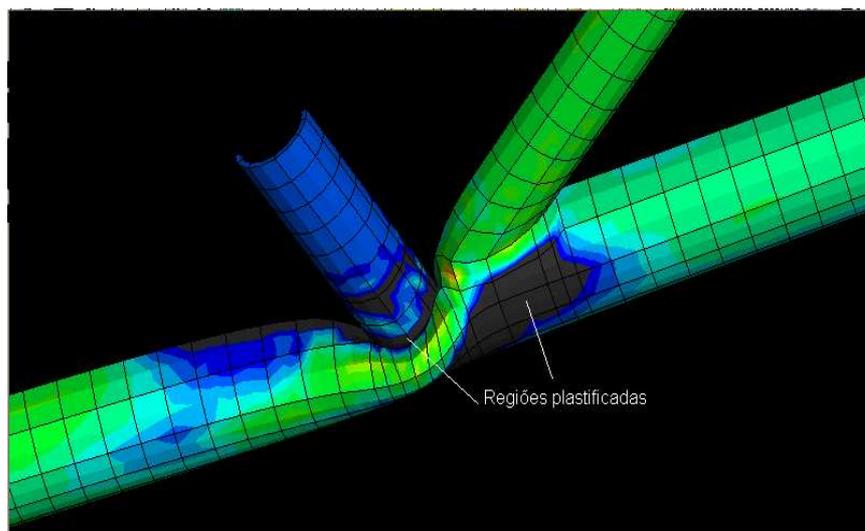


FIGURA 4.13 – Regiões plastificadas apresentadas pelo modelo VIEIRA_2 com carga aplicada de 230,21 kN

Como terceiro modelo, chamado VIEIRA_3, e buscando a maior aproximação com os parâmetros pretendidos no presente trabalho, foram introduzidos filetes de solda entre os braços e a corda e entre a corda e as chapas de apoio. As condições de contorno e dos materiais foram idênticas às dos modelos numéricos de Vieira.

Foram comparados os resultados dos deslocamentos medidos pelos transdutores de deslocamento TD10, TD11 e TD12, no ENSAIO III de Vieira, e os resultados em pontos equivalentes nos modelos numéricos descritos acima e considerados consistentes, ou seja, os modelos VIEIRA_1, VIEIRA_2 e VIEIRA_3. No primeiro modelo, os deslocamentos dos pontos de controle, TD10, TD11 e TD12 apresentaram similaridade com as medições dos ensaios experimentais até que a carga aplicada fosse de 160 kN, quando começaram a divergir, indicando a plastificação do modelo, com os deslocamentos crescendo mais rapidamente que o carregamento. O segundo modelo, VIEIRA_2 apresentou resultados que indicavam sua maior rigidez. No terceiro modelo, VIEIRA_3, os resultados apresentam maior proximidade com as medições experimentais. Os resultado dessa comparação é apresentado de maneira gráfica na FIG. 4.14.

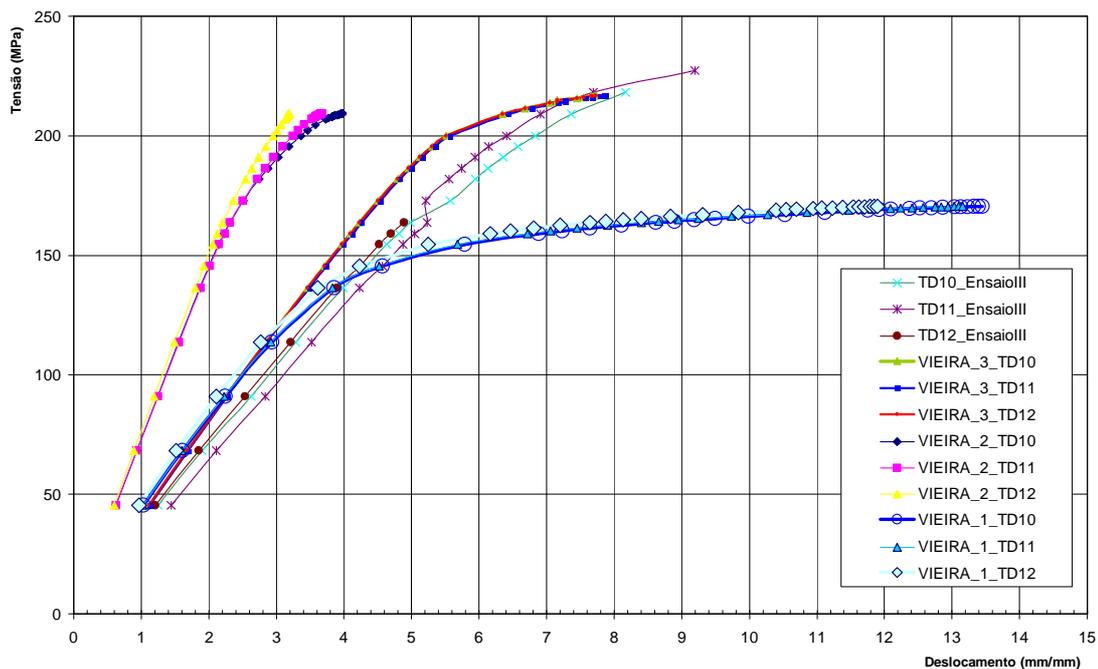


FIGURA 4.14 – Comparação dos resultados experimentais de Vieira e dos três modelos numéricos processados pelo programa *ABAQUS*

Nota-se que, entre os modelos numéricos processados através do programa *ABAQUS*, o modelo que considera os filetes de solda é o que mais se aproxima dos resultados dos ensaios físicos. Dessa forma, ficou claro que a adoção de elementos sólidos tridimensionais, e a modelagem dos cordões de solda são plenamente compatíveis com os resultados experimentais.

5

RESULTADOS

5.1 Generalidades

Neste capítulo, serão apresentados os resultados obtidos através do programa *ABAQUS* para os modelos numéricos descritos no capítulo 4, sua comparação com os resultados dos cálculos feitos com as prescrições da EN 1993 1-8:2005 e uma análise crítica dessa comparação.

5.2 Modelos com Ângulo de 30° entre Braços e Corda

O Modelo I, com braços de 42,4 mm x 3,4 mm, $\beta=0,4$ e formando ângulos de 30° com a corda, apresentou o primeiro ponto de plastificação com tensões distribuídas de 54,54 N/mm², equivalente a forças axiais de 22,7 kN, aplicadas a cada um dos braços, sendo um comprimido e outro tracionado. A tensão principal mínima atinge o valor da resistência ao escoamento, inicialmente, na interface entre o braço comprimido e o cordão de solda, FIG.5.1a, do lado oposto ao afastamento entre os braços, propagando-se, a cada acréscimo de carga até atingir praticamente todo o braço, FIG. 5.4. A seqüência de propagação da tensão principal mínima

pode ser vista nas FIG. 5.1 a FIG. 5.4. A força máxima aplicada aos braços foi de 146,84 kN quando a ligação alcançou sua eficiência máxima, no modelo numérico, de 0,7701, FIG. 5.4. A partir desse ponto, as forças internas e a eficiência começaram a diminuir embora os deslocamentos do ponto de controle continuassem a aumentar, mostrando que o modelo entrou em escoamento. Esse valor de força máxima está 13% abaixo daquele que pôde ser previsto para o nó, segundo a EN 1993 1-8:2005, de 190,68 kN (correspondente a uma tensão de 457,72 MPa) com ambos ultrapassando a resistência ao escoamento do aço.

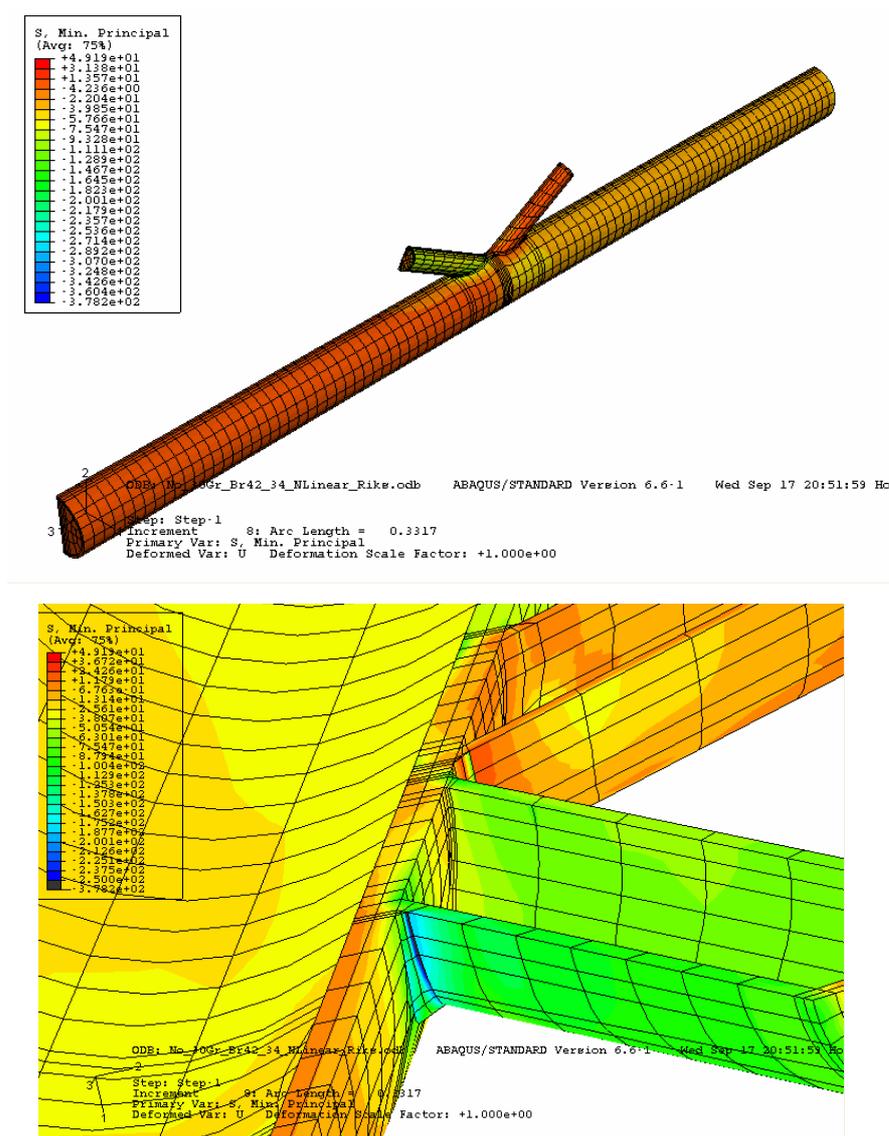


FIGURA 5.1 – Modelo I – Primeiro incremento com plastificação e detalhe da região em que ocorre a plastificação

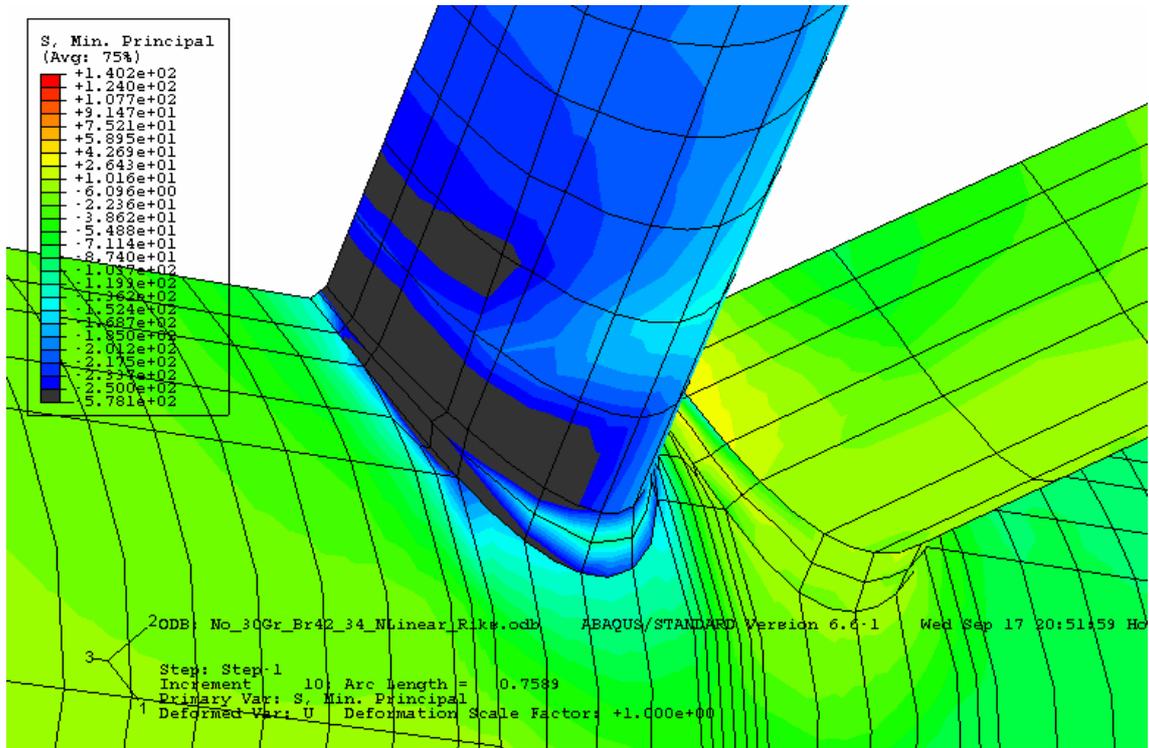


FIGURA 5.2 - Modelo I – Propagação da plastificação

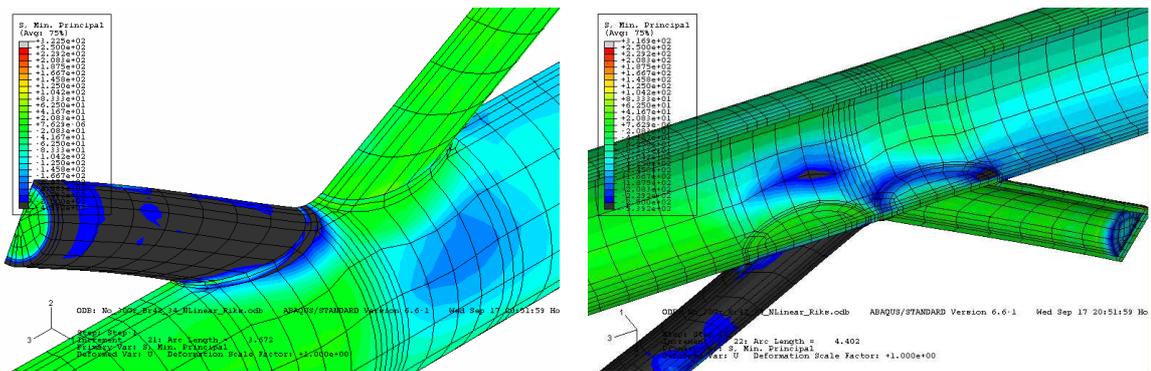


FIGURA 5.3 - Modelo I – Incremento em que aparece a plastificação da corda

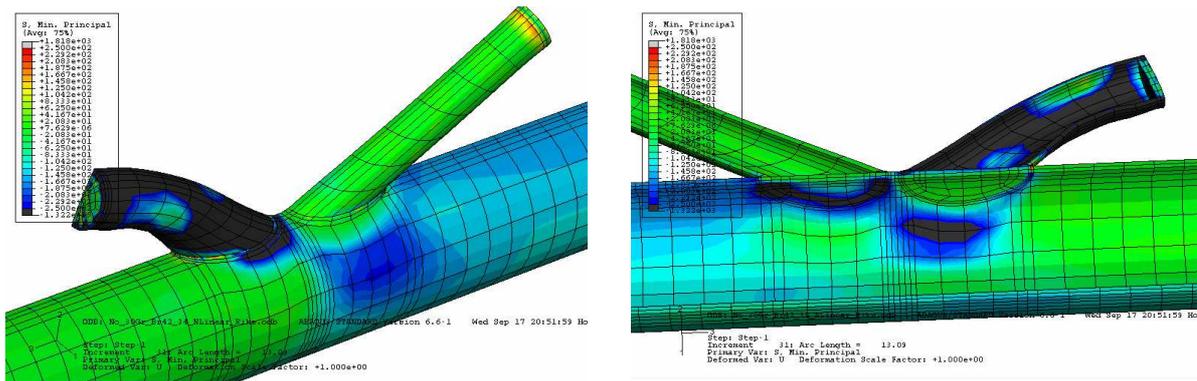


FIGURA 5.4 – Incremento em que ocorre o maior força aplicada antes do colapso.

Também foi possível observar, nesse modelo, que a primeira região da corda a apresentar valores de tensão principal mínima acima da resistência ao escoamento do aço o fez quando a força aplicada aos braços era de 103 kN. Essa área plastificada na corda começa a aumentar, ou seja, propagou-se pela corda, quando o braço comprimido já apresentava alto grau de flambagem com a força aplicada aos braços de 106,22 kN. Nesse incremento, apareceram regiões plastificadas na face interna da corda, como pode ser visto na FIG. 5.3.

Na TABELA 5.1, apresentam-se os valores de forças interna e resistente de cálculo, segundo a EN 1993 1-8:2005 para cada incremento de força aplicada. Em destaque, os valores máximos de força interna, força resistente de cálculo e relação de eficiência, alcançados pelo Modelo I.

λ (Fator de proporcionalidade de carga)	$N_{1,Ed}$ (Força interna de cálculo nos braços). (kN)	$N_{1,Rd}$ (Força resistente de cálculo) (kN)		$N_{1,Ed}/N_{1,Rd}$ (Eficiência da ligação)
		Plastificação da parede da corda	Punção por cisalhamento da corda	
0,01	1,04	190,68	230,72	0,0055
0,02	2,08	190,68	230,72	0,0109
0,035	3,65	190,68	230,72	0,0191
0,0575	5,99	190,68	230,72	0,0314
0,0912	9,50	190,68	230,72	0,0498
0,142	14,79	190,68	230,72	0,0776
0,218	22,70	190,68	230,72	0,1191
0,331	34,47	190,68	230,72	0,1808
0,501	52,18	190,68	230,72	0,2736
0,752	78,32	190,68	230,72	0,4107
0,989	103,00	190,68	230,72	0,5402
0,989	103,00	190,68	230,72	0,5402
1	104,14	190,68	230,72	0,5462
1,01	105,19	190,68	230,72	0,5516
1,02	106,23	190,68	230,72	0,5571
1,05	109,35	190,68	230,72	0,5735
1,07	111,43	190,68	230,72	0,5844
1,1	114,56	190,68	230,72	0,6008
1,14	118,72	190,68	230,72	0,6226
1,19	123,93	190,68	230,72	0,6500
1,26	131,22	190,68	230,72	0,6882
1,33	138,51	190,68	230,72	0,7264
1,38	143,72	190,68	230,72	0,7537
1,39	144,76	190,68	230,72	0,7592
1,4	145,80	190,68	230,72	0,7646
1,41	146,84	190,68	230,72	0,7701
1,41	146,84	190,68	230,72	0,7701
1,35	140,59	190,68	230,72	0,7373
1,34	139,55	190,68	230,72	0,7319
1,32	137,47	190,68	230,72	0,7210
1,3	135,39	190,68	230,72	0,7100

TABELA 5.1 – Modelo I - Cálculos normativos pela EN 1993 1-8:2005 a partir de dados do modelo numérico

O Modelo II, com a mesma configuração geométrica do primeiro, mas com a espessura da parede dos braços de 4,2 mm, apresenta comportamento muito semelhante. Para uma tensão

aplicada aos braços de 71,75 MPa, equivalente a uma força concentrada de 36,16 kN, ocorreram os primeiros sinais de plastificação dos braços com tensão principal mínima de 338,8 MPa, FIG.5.5, no braço comprimido e tensão principal máxima de 303,3 MPa no braço tracionado, portanto ambos ultrapassando a resistência ao escoamento do aço. A propagação ocorreu da mesma forma que no Modelo I. A eficiência do nó, $N_{1,Ed} / N_{1,Rd} = 0,96$, foi atingida com uma força aplicada de 183,97 kN. Os cálculos feitos através da EN 1993 1-8:2005 indicavam uma força de 190,68 kN para tal situação, o que coloca o modelo numérico 4% abaixo do previsto mas bem mais próximo que o Modelo I. Esse incremento pode ser visto na FIG. 5.6. A partir desse ponto, todo o modelo entra em colapso por escoamento do material.

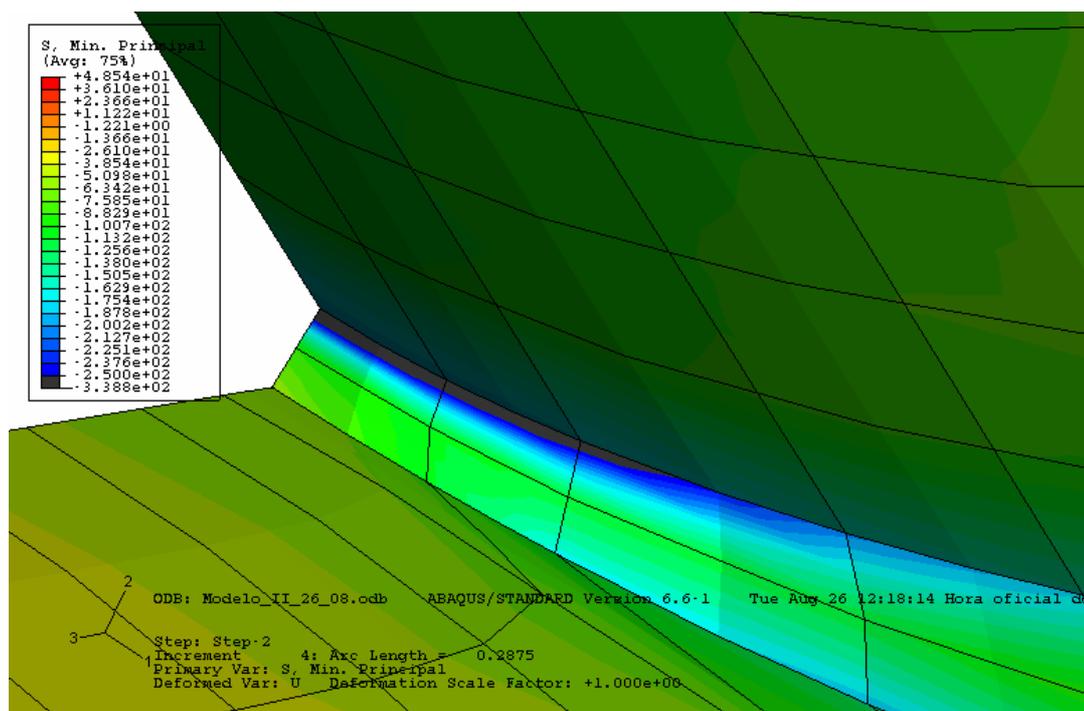


FIGURA 5.5 – Modelo II – Primeira região plastificada

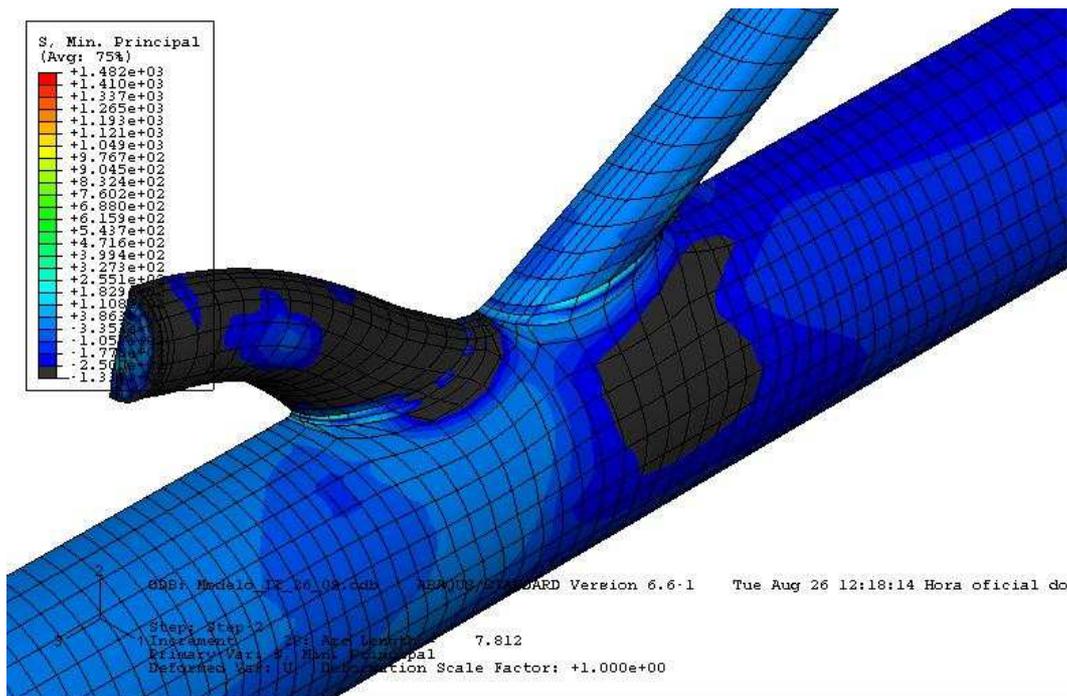


FIGURA 5.6 – Modelo II quando $N_{1,Ed} / N_{1,Rd} = 0,96$

A comparação entre os Modelos I e II, FIG. 5.7, mostra que o segundo foi mais resistente que o primeiro, atingindo o colapso com uma força aplicada aproximadamente 20% superior, graças à maior espessura das paredes de seus braços que proporcionam uma melhor distribuição das tensões dos braços para a corda. Em Wardenier *et al.* (1991), há uma observação sobre o crescimento da resistência do nó com o aumento da relação entre espessura da corda e do braço (ver capítulo 2, item 2.1.2 v). Segundo a EN 1993 1-8:2005, o valor máximo de força de cálculo que poderia ser aplicada, para ambos os modelos, seria de 190,68 kN. Isso corresponderia a tensões distribuídas de 457,22 MPa e 378,30 MPa respectivamente. Para o Modelo I, a tensão máxima foi ligeiramente inferior, chegando a 352,5 MPa, enquanto o Modelo II alcançou tensões de 365 MPa. Os gráficos de todos os modelos encontram-se no Anexo.

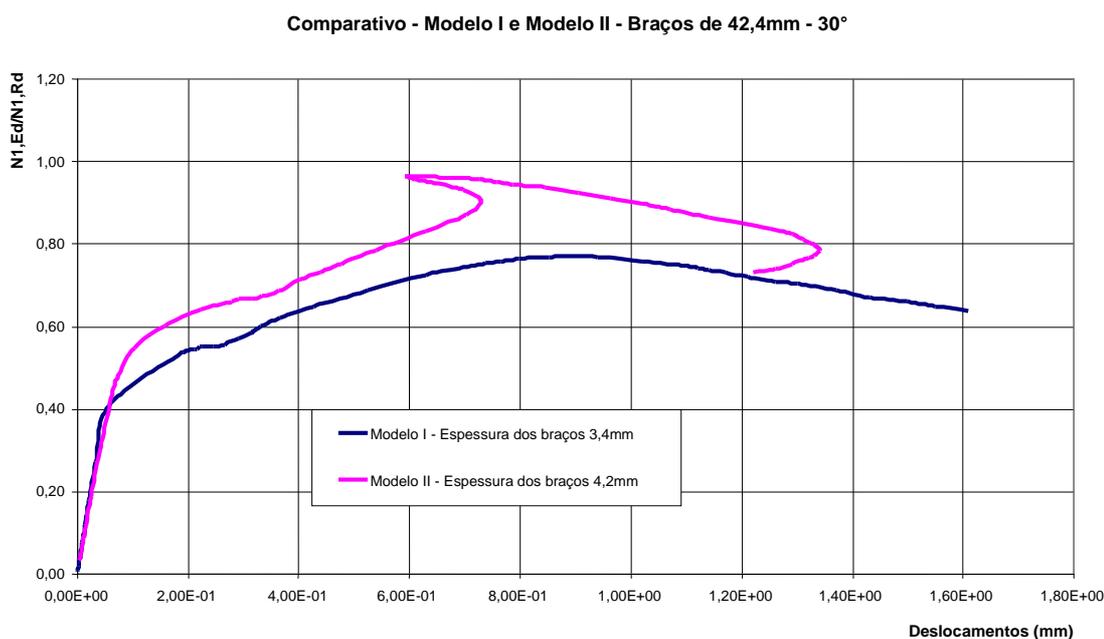


FIGURA 5.7 – Deslocamento do ponto de controle com aplicação de forças crescentes aos braços para os Modelos I e II.

Nos Modelos III e IV, com braços de 76,1 mm, $\beta = 0,7$, espessura da parede dos braços de 3,4 mm e 4,2 mm respectivamente e com ângulo de 30° entre braços e corda, a plastificação ocorreu primeiramente na interseção entre o cordão de solda e a corda, na face do braço adjacente ao afastamento. A eficiência alcançada pelos modelos numéricos foi de 0,9727 e 0,9863, respectivamente, com um erro relativamente baixo em relação ao previsto pelos cálculos normativos, embora as tensões máximas continuassem ocorrendo nos braços e não na corda e que, para tal eficiência, a resistência ao escoamento do aço já tivesse sido ultrapassada pela tensão aplicada. O Modelo III só apresenta áreas de plastificação na corda, com o formação característica do abaulamento da face frontal, quando $N_{1,Ed}/N_{1,Rd} = 0,71$ e o braço já está totalmente plastificado, FIG. 5.8. O Modelo IV não apresentava áreas de plastificação da corda até que a relação $N_{1,Ed}/N_{1,Rd}$ alcançasse um valor de 0,74, ou seja, uma eficiência de 74 %, conforme pode ser visto na FIG. 5.9 (em trecho reduzido para melhor visualização), em gráfico comparativo dos dois modelos.

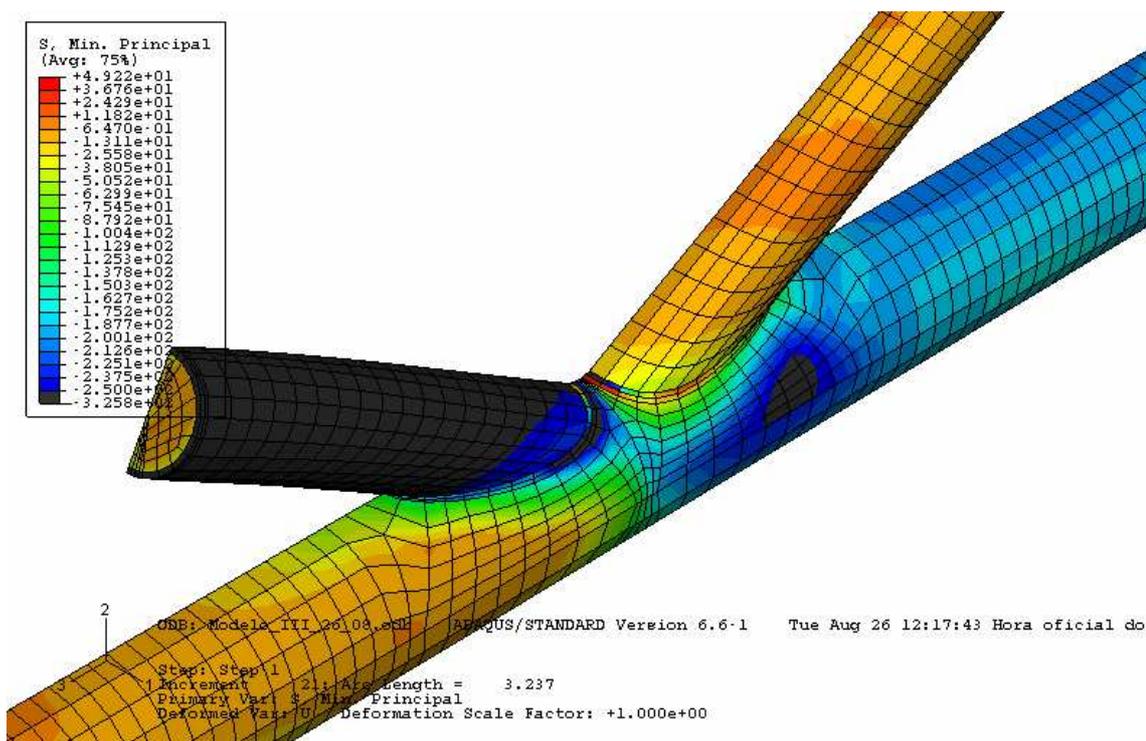
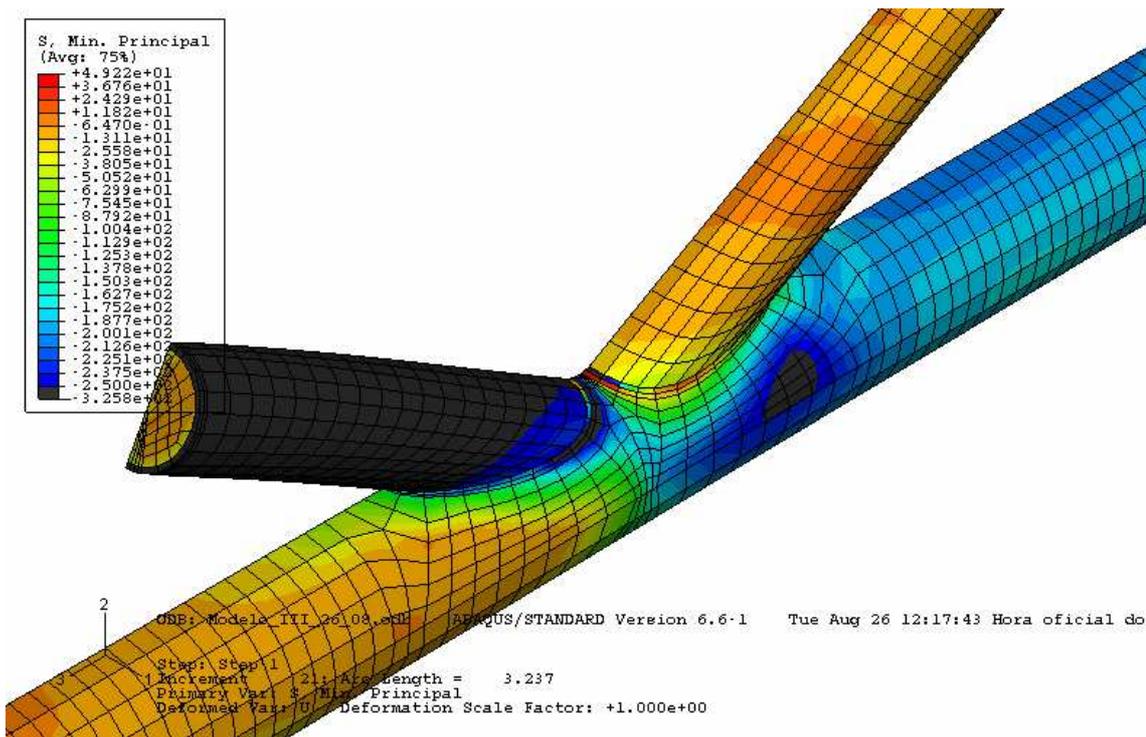


FIGURA 5.8 – Modelos com ângulos de 30° - Modelo III- braços de 76,1mm x 3,4mm - Área de plastificação da parede da corda com relação $N_{1,Ed}/N_{1,Rd} = 0,71$ e Modelo IV- braços de 76,1mm x 4,2mm - Área de plastificação da parede da corda com relação $N_{1,Ed}/N_{1,Rd} = 0,74$

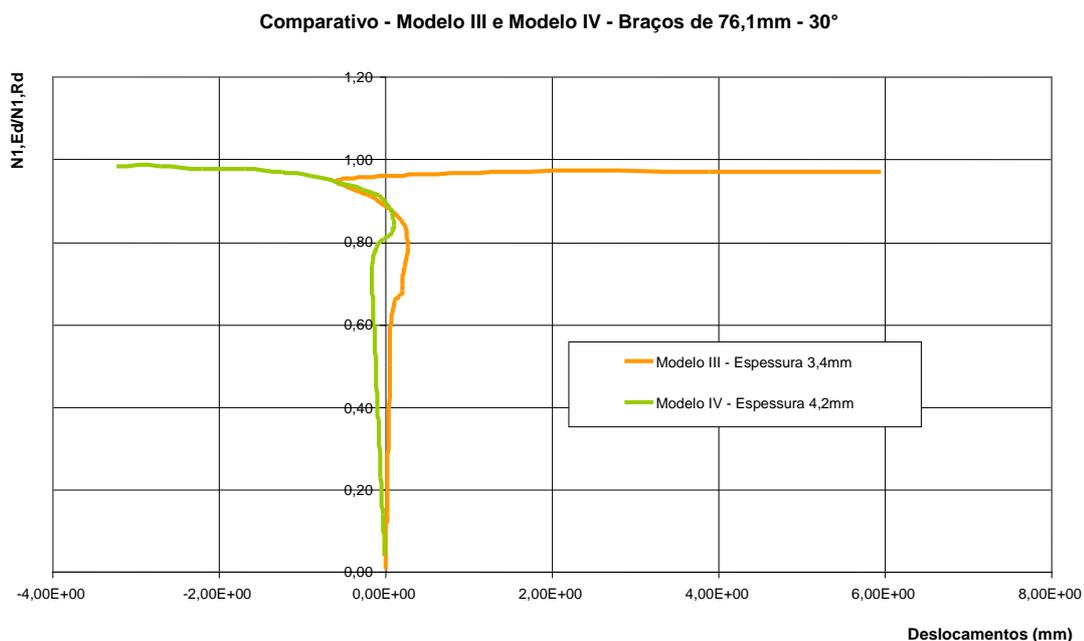


FIGURA 5.9 – Comparação entre Modelos III e IV em trecho reduzido para melhor visualização.

5.3 Modelos com Ângulo de 45° entre Braços e Corda

O Modelo V entrou em colapso quando as tensões aplicadas aos braços alcançaram 249,50 MPa. O modelo numérico não ultrapassou esse limite chegando, nesse ponto, ao maior valor de $N_{1,Ed}/N_{1,Rd}$ de 0,7709. Na FIG. 5.13, pode-se ver o comportamento dos deslocamentos do ponto de controle enquanto a tensão aplicada evolui e, nas FIG. 5.10 a FIG. 5.12, as áreas em preto indicam as regiões de valores acima da resistência ao escoamento para as tensões mínimas, o início e a propagação da plastificação da corda e a deformação característica da ondulação sob os braços (escala 30 X). Também se observa que ocorrem áreas de plastificação na face interna da corda que não puderam ser notadas pela face externa. A superposição das imagens deformada e indeformada, na FIG. 5.12, permite visualizar os deslocamentos das superfícies das faces dos braços e da corda.

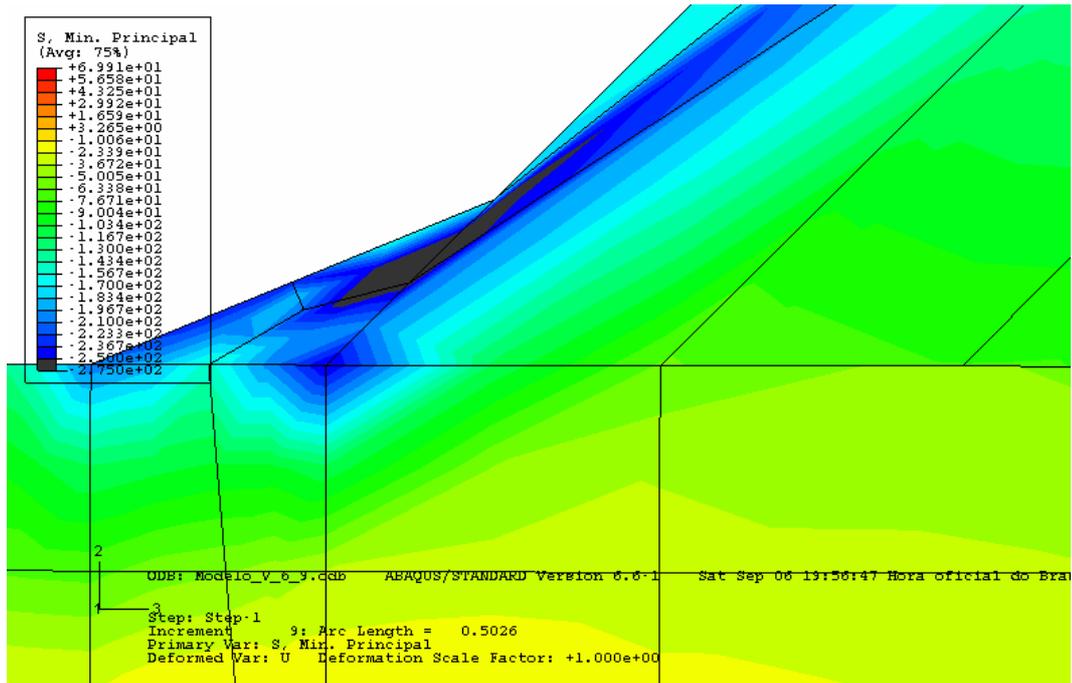


FIGURA 5.10 – Modelo V - Início da plastificação

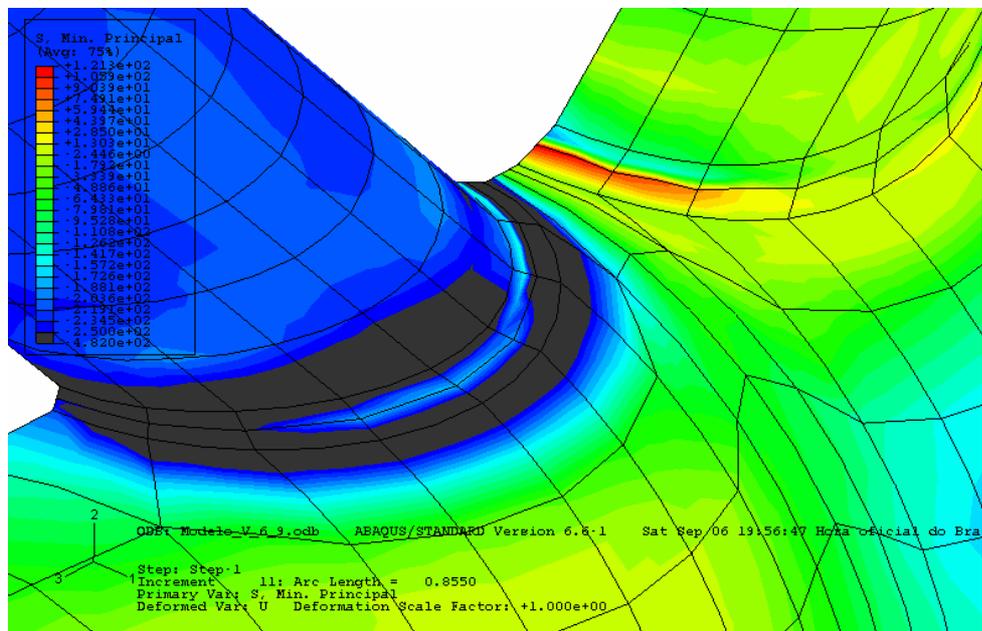


FIGURA 5.11 – Modelo V - Propagação da plastificação

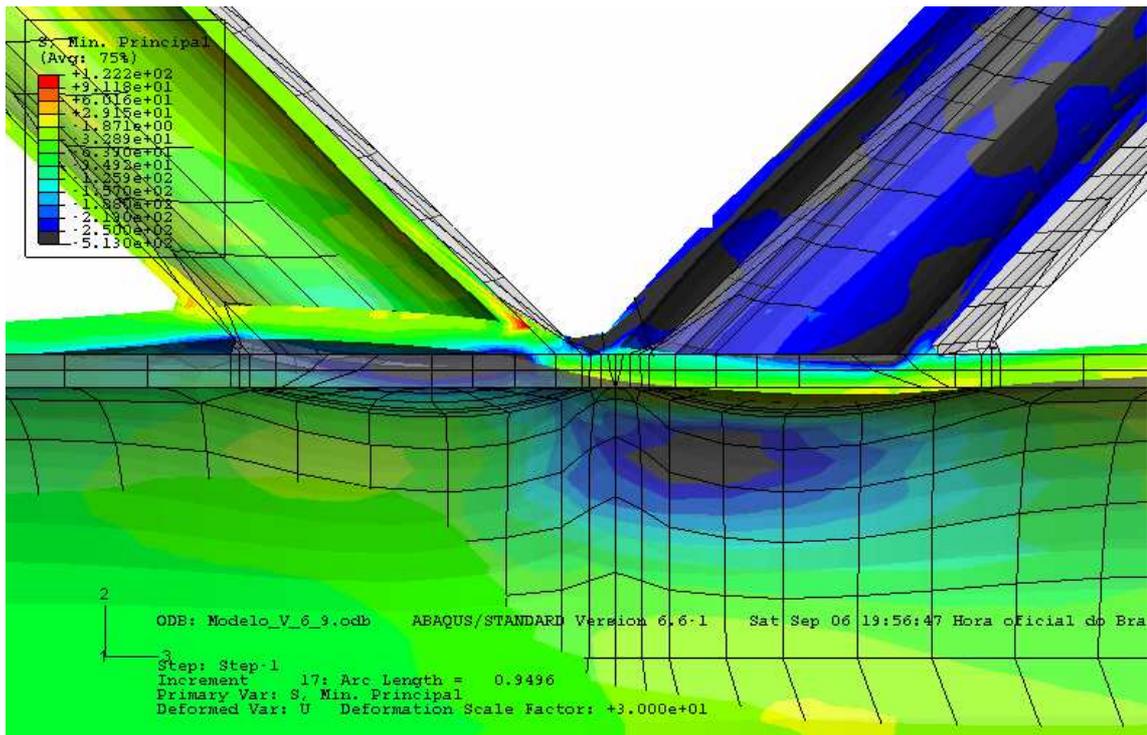


FIGURA 5.12 - Modelo V - Vista interna das áreas plastificadas da corda com superposição do modelo indeformado.

Modelo V - Braços 42,4mm x 3,4mm - ângulos 45°

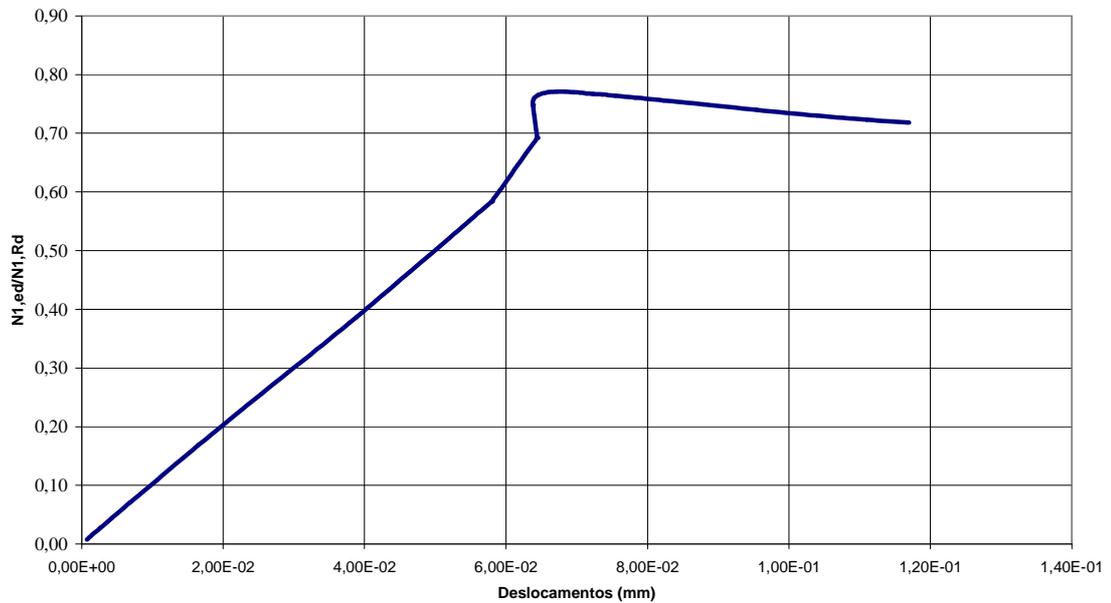


FIGURA 5.13 – Modelo V

A comparação entre os Modelos V e VII, ambos com ângulos de 45° e braços de 42,4mm de diâmetro, o primeiro com paredes de 3,4mm de espessura e o segundo com 4,2mm, mostrou comportamentos muito similares para ambos até uma relação $N_{1,Ed}/N_{1,Rd}$ de aproximadamente 0,6. O Modelo V se mostrou levemente mais rígido até esse ponto. A partir da relação $N_{1,Ed}/N_{1,Rd} \approx 0,7$, os modelos apresentaram comportamentos bastante distintos - o Modelo VII sofreu uma redução do deslocamento do ponto de controle enquanto o Modelo V apresentou redução da tensão aplicada, como pode ser visto na FIG. 5.14. Para o Modelo VII, a primeira região de plastificação da parede da corda apareceu quando a relação $N_{1,Ed}/N_{1,Rd}$ ainda estava com valores de 0,47, com uma força aplicada de 63,13 kN. O mesmo fenômeno ocorreu no Modelo V quando a força aplicada era de 52,2 kN (125,25 MPa) e $N_{1,Ed}/N_{1,Rd} = 0,39$. Ambos ainda foram capazes, após essa ocorrência, de suportar acréscimos de força aplicada antes de atingirem o colapso.

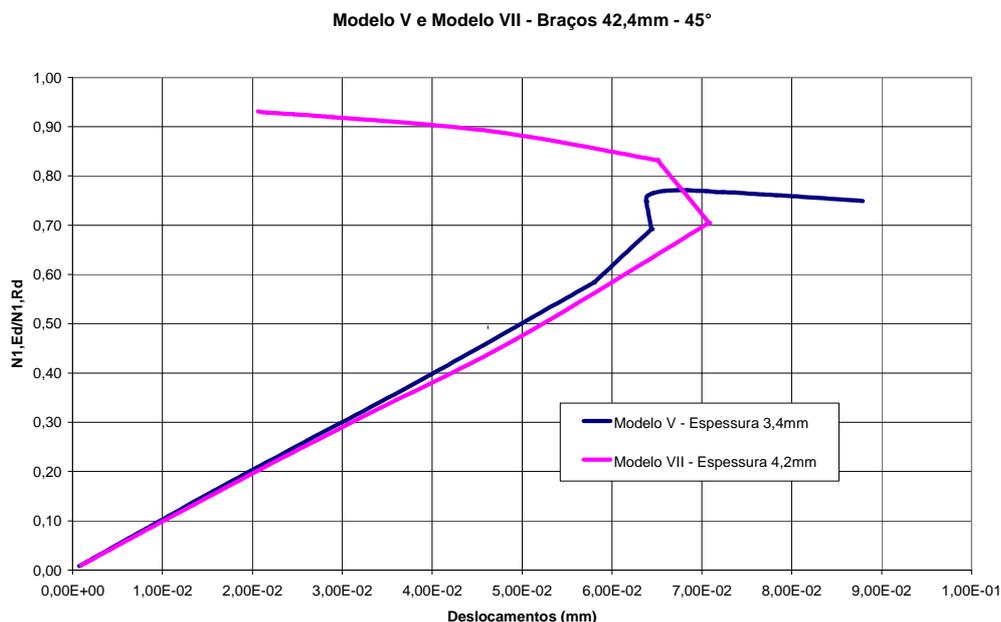


FIGURA 5.14 - Comparativo entre Modelo V e Modelo VII

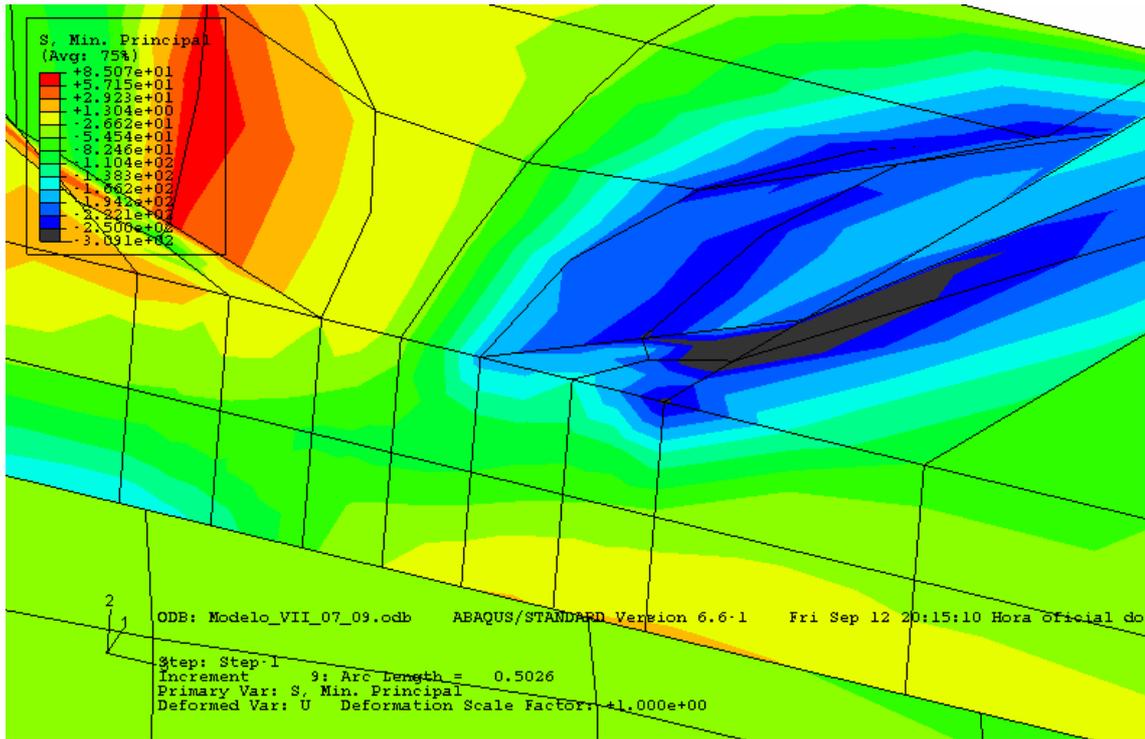


FIGURA 5.15 - Modelo VII – Início da plastificação.

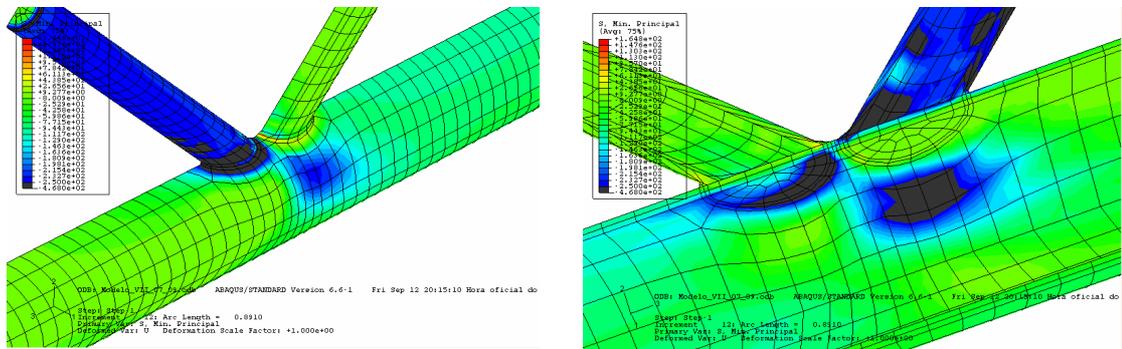


FIGURA 5.16 – Modelo VII – Vista externa e interna do incremento em que ocorre a plastificação da parede da corda.

Ao comparar todos os modelos com ângulo de 45°, FIG. 5.17, com cordão de solda devidamente modelado, pôde-se perceber uma diferença de comportamento entre aqueles com braços de 42,4 mm e aqueles com braços de 76,1mm. Enquanto os modelos com braços de diâmetro maior apresentaram deslocamentos do ponto de controle na mesma direção da aplicação das forças no braço comprimido, FIG. 5.18, os outros dois apresentaram deslocamentos em sentido contrário, FIG. 5.19.

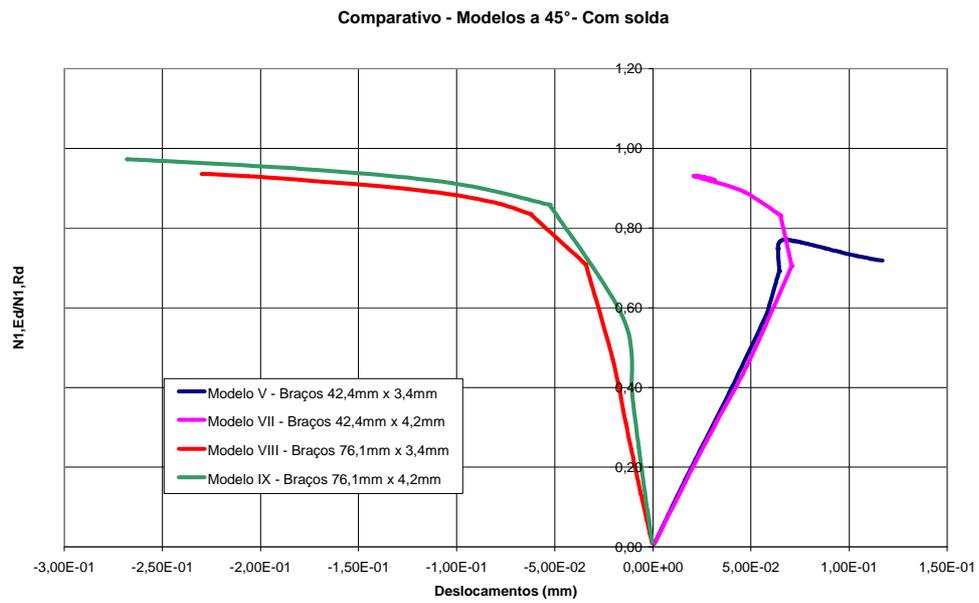


FIGURA 5.17 – Modelos com ângulo de 45°.

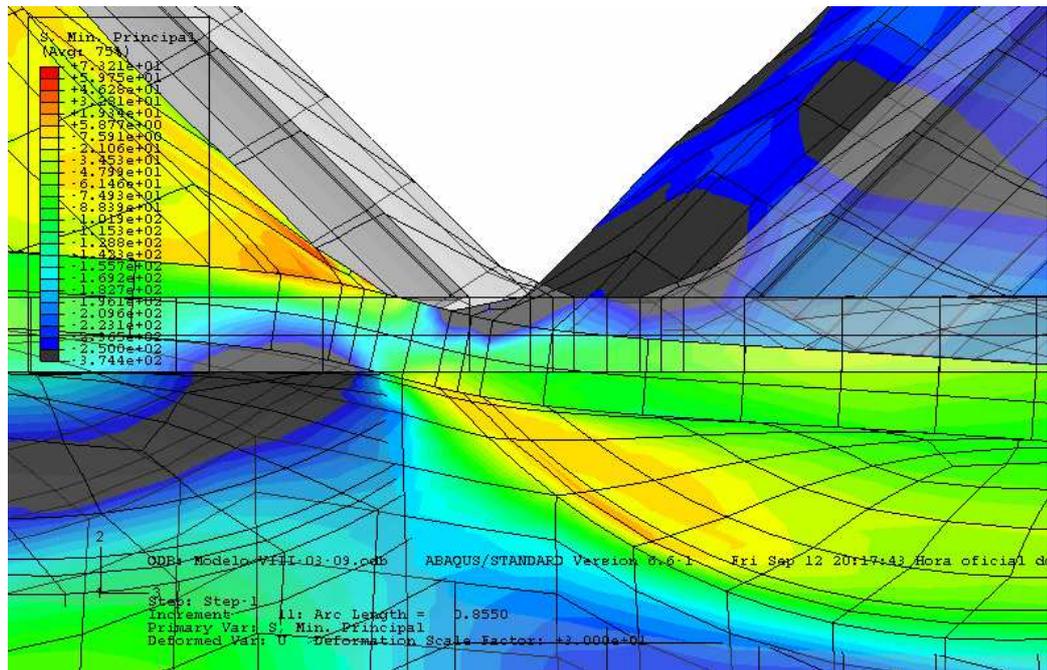


FIGURA 5.18 – Modelo VIII – Configuração indeformada, translúcida, e deformada colorida - ponto de controle deslocou-se para baixo.

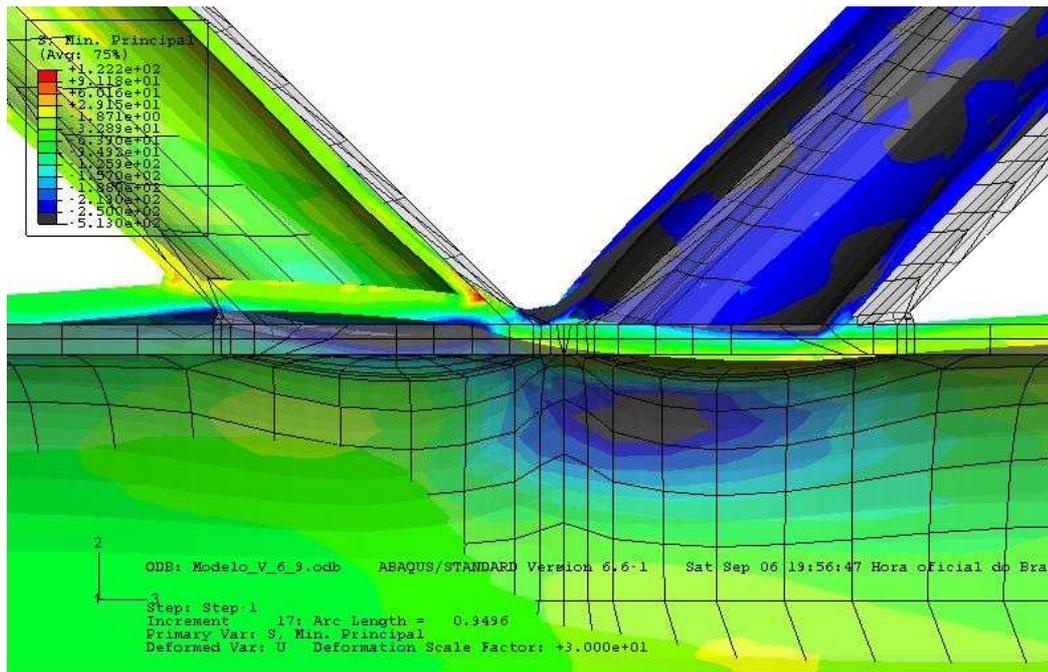


FIGURA 5.19 – Modelo V – Configuração indeformada, translúcida, e deformada colorida - ponto de controle deslocou-se para cima.

5.3.1 Modelos com e sem cordão de solda

As comparações entre os modelos V e VI e os modelos IX e X tiveram por objetivo o estudo da influência da modelagem do cordão de solda nos resultados. A primeira comparação não mostrou o resultado esperado e o Modelo V, com cordão de solda, mostrou-se mais flexível que o Modelo VI, sem cordão de solda. Além disso, a diferença entre os dois foi muito pouco significativa, FIG. 5.20.

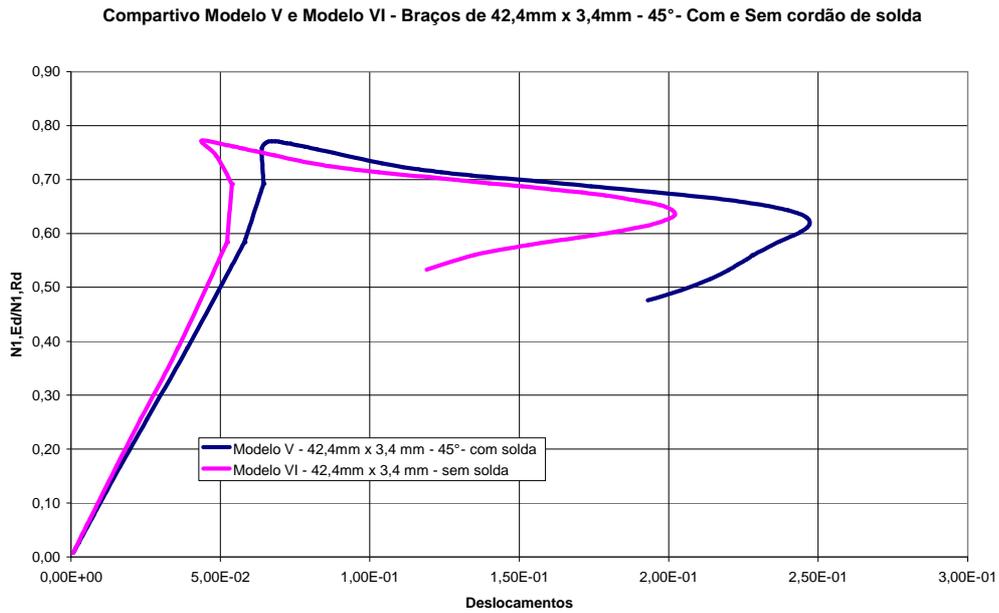


FIGURA 5.20 – Comparação entre modelos com braços de 42,4 mm x 3,4 mm com solda e sem solda.

Os modelos IX e X, FIG. 5.21, mostraram uma comparação entre presença e ausência da modelagem do cordão de solda no comportamento do modelo numérico com braços de 76,1 mm x 4,2 mm e ângulos de 45°. O modelo numérico sem o cordão de solda mostrou-se mais flexível apresentando maiores deslocamentos do ponto de controle com a mesma força aplicada que o modelo com cordão de solda. No entanto, a diferença também não foi significativa e, ao contrário do esperado, não foi possível concluir se a modelagem do cordão de solda interfere nos resultados numéricos quando se usam elementos sólidos.

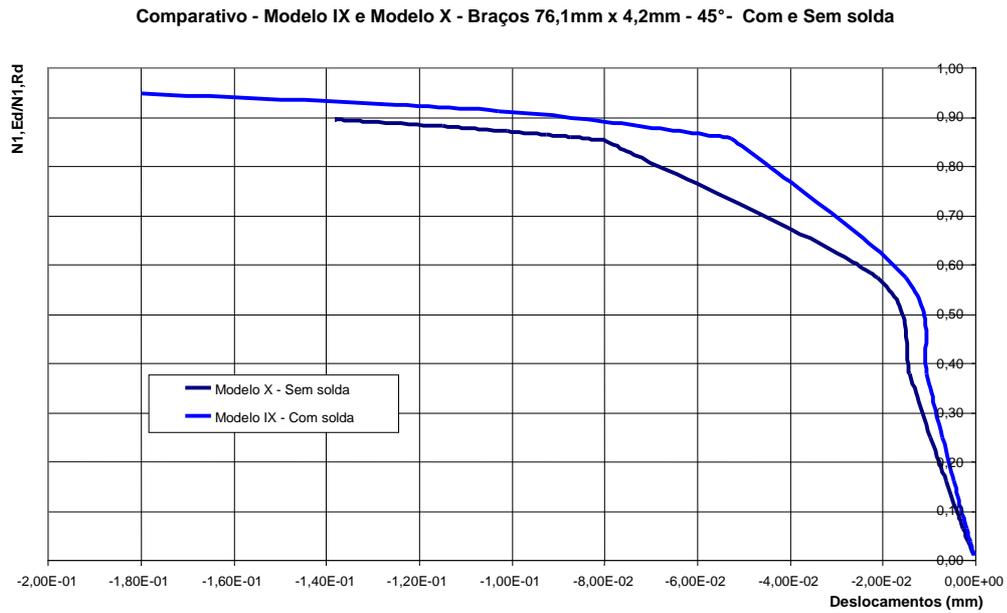


FIGURA 5.21 – Modelos com braços de 76,1mm x 4,2 mm a 45° com e sem solda.

5.4 Modelos com Ângulo de 60° entre Braços e Corda

No Modelo XI, a plastificação iniciou-se na junção entre o braço comprimido e a corda, quando as tensões aplicadas aos braços era de 83 MPa, propagando-se, em seguida, pela corda no entorno do cordão de solda, como pode ser visto nas FIG.5.22 e FIG. 5.23. A partir desse ponto, ocorreu uma série de repetições sem que houvesse qualquer alteração no deslocamento ou no incremento da tensão aplicada e o programa interrompeu o processamento.

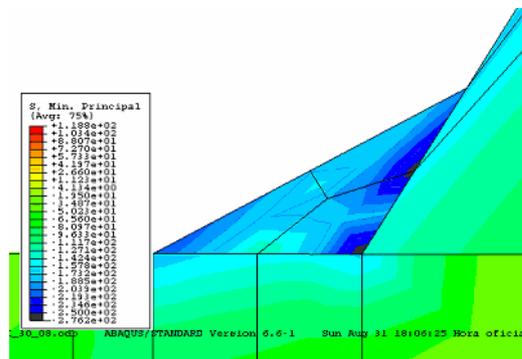


FIGURA 5.22 – Modelo XI – Início da plastificação.

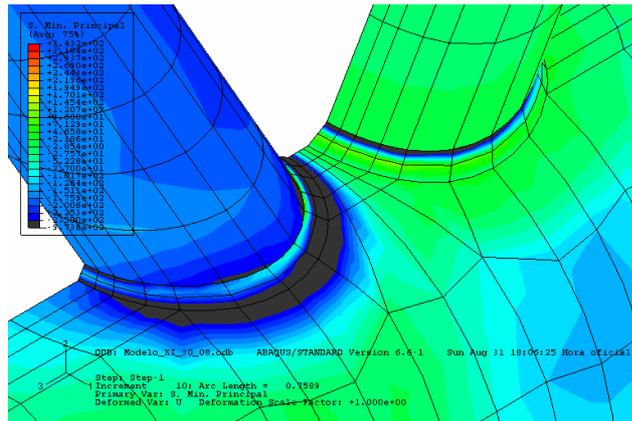


FIGURA 5.23 – Modelo XI – Propagação da plastificação sob o cordão de solda.

No Modelo XII, o fenômeno repetiu-se com pequenas diferenças. O início da plastificação ocorreu, com o mesmo valor de tensões aplicadas aos braços de 83 MPa, na mesma região do Modelo XI, e sua propagação também ocorreu em volta do cordão de solda, mas, adicionalmente, apareceu uma área plastificada na face da corda, como mostrado na FIG. 5.24.

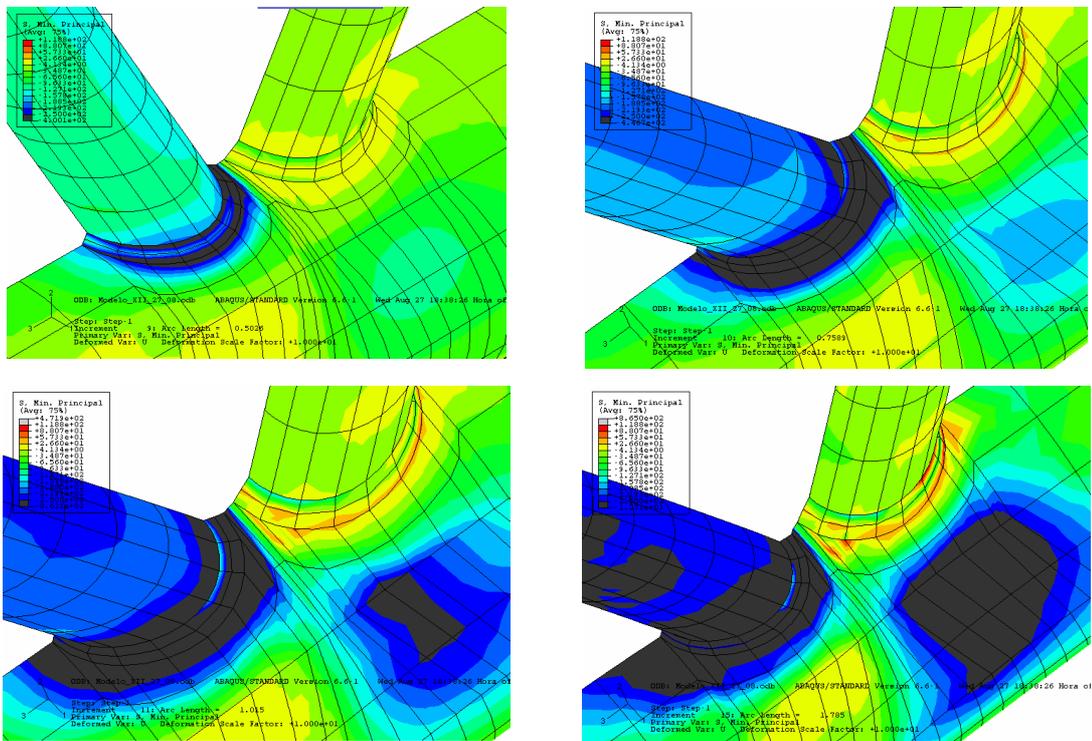


FIGURA 5.24– Modelo XII – Início e propagação da plastificação da corda.

Nas Tabelas 5.2 e 5.3 e na FIG. 5.25, são mostrados, em destaque, os incrementos em que ocorreram a plastificação dos modelos, Modelo XI e Modelo XII, e é possível acompanhar, numericamente, a paralisação dos incrementos de força e dos deslocamentos dos pontos de controle.

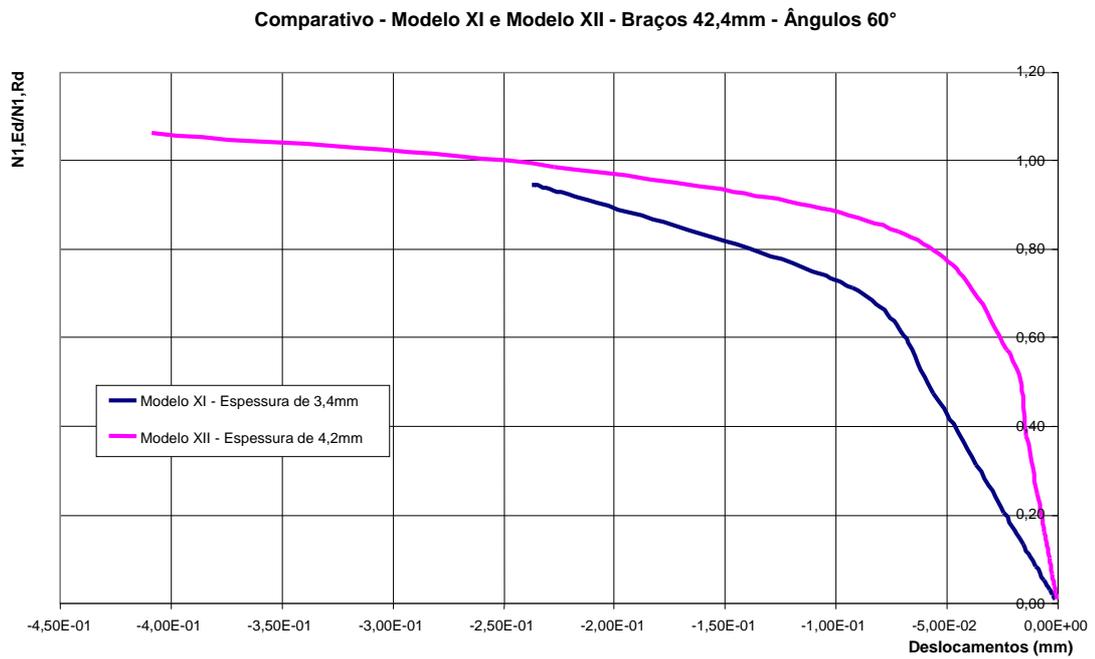


FIGURA 5.25 – Modelos XI e XII.

λ (Fator de proporcionalidade de carga)	$N_{1,Ed}$ (Força interna de cálculo nos braços) (kN)	u (Deslocamento do ponto de controle) (mm)	$N_{1,Rd}$ (Força resistente de cálculo) (kN)		$N_{1,Ed}/N_{1,Rd}$ (Eficiência da ligação)
			Plastificação da parede da corda	Punção por cisalhamento da corda	
0,01	1,04	-1,10E-03	110,09	181,96	0,0095
0,02	2,08	-2,20E-03	110,09	181,96	0,0189
0,035	3,65	-3,85E-03	110,09	181,96	0,0331
0,0575	5,99	-6,33E-03	110,09	181,96	0,0544
0,0912	9,50	-1,00E-02	110,09	181,96	0,0863
0,142	14,79	-1,56E-02	110,09	181,96	0,1343
0,218	22,70	-2,40E-02	110,09	181,96	0,2062
0,332	34,58	-3,66E-02	110,09	181,96	0,3141
0,502	52,28	-5,61E-02	110,09	181,96	0,4749
0,753	78,42	-9,27E-02	110,09	181,96	0,7123
1	104,14	-2,36E-01	110,09	181,96	0,9460
1	104,14	-2,36E-01	110,09	181,96	0,9460
1	104,14	-2,36E-01	110,09	181,96	0,9460
1	104,14	-2,37E-01	110,09	181,96	0,9460
1	104,14	-2,37E-01	110,09	181,96	0,9460

TABELA 5.2 – Modelo XI – Cálculos normativos pela EN 1993 1-8:2005 a partir de dados do modelo numérico. Em destaque a repetição do incremento a partir do qual ocorre a plastificação e não há mais possibilidade de acréscimo de força aplicada.

de tensões aplicadas aos braços de 83 MPa (mesmo valor que nos modelos com braços de 42,4 mm), propagou-se pela corda, sob o cordão de solda do braço comprimido, mas o colapso só ocorreu quando a relação $N_{I,Ed}/N_{I,Rd}$ já havia ultrapassado 1,4, ou seja, quando as forças aplicadas já eram 1,4 vezes superiores à força resistente da corda. Como, nesse modelo, os deslocamentos foram significativamente maiores que nos demais, foi possível observar a formação do modo de falha mostrado na FIG. 2.3 a, no capítulo 2, FIG.5.26.

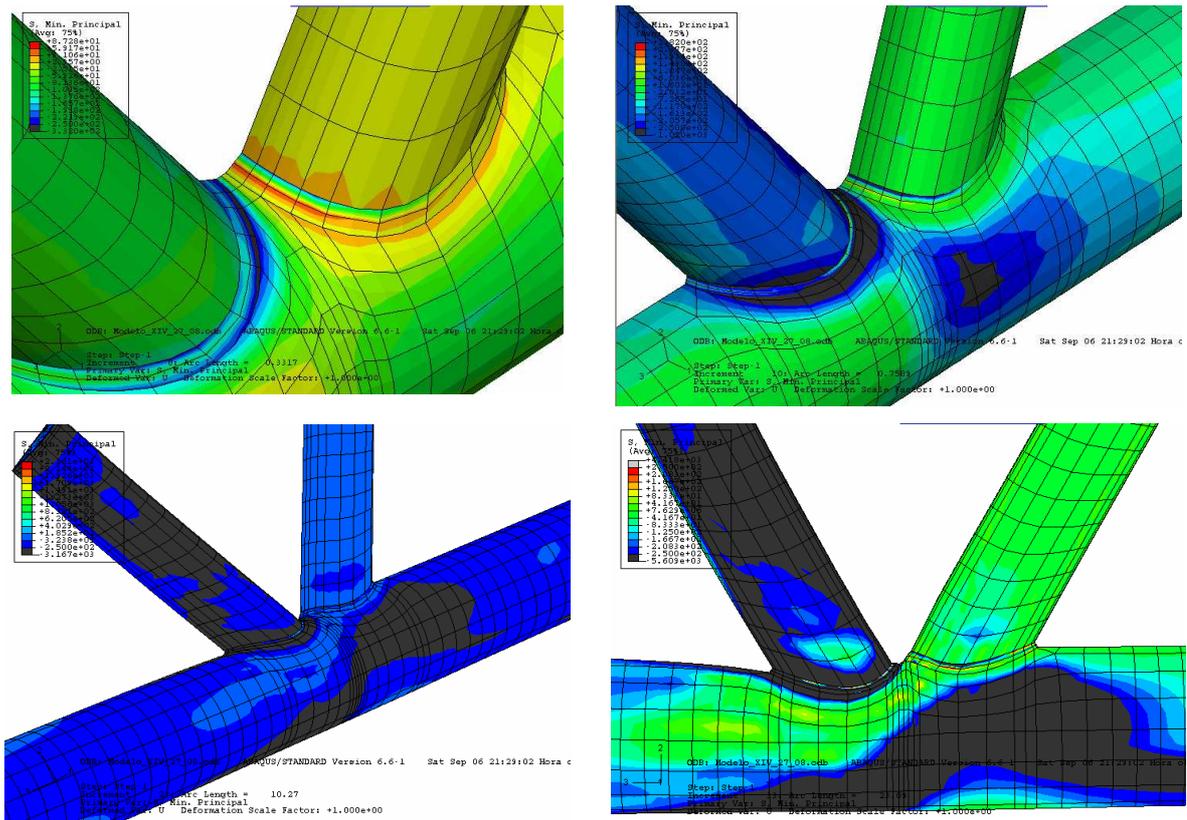


FIGURA 5.26 - Modelo XIV – Do início da plastificação ao colapso – Imagem no canto inferior esquerdo mostra o modo de falha de plastificação da seção da corda.

Ao comparar os quatro modelos com braços a 60°, observou-se um comportamento interessante com as variações de diâmetros e espessuras de paredes. Na FIG.5.27, pode-se ver que, entre o Modelo XI e o Modelo XIII, sendo o segundo de diâmetro maior que o primeiro, o Modelo XIII apresentou comportamento mais flexível. Isso ocorreu também com a comparação entre o Modelo XII e o Modelo XIV.

6

CONCLUSÕES

6.1 Cosiderações Finais

A primeira observação importante é que a força máxima aplicada para que a relação $N_{1,Ed}/N_{1,Rd} = 1$ é inversamente proporcional ao ângulo θ , entre braços e corda. Quanto menor o ângulo maior a força aplicada. Isso se deve à atuação da componente da força aplicada perpendicularmente ao eixo da corda e proporcional ao seno do ângulo θ . Assim, quanto maior o ângulo maior será essa componente, o que diminuirá a capacidade resistente do nó. Além disso, das tensões aplicadas aos braços com ângulo de 30°, todas foram superiores à resistência ao escoamento do material sem que o modelo entrasse em colapso, conforme pode ser visto na TABELA 6.1, indicando a menor influência dessa componente vertical de força sobre o efeito de membrana nesses modelos.

θ	d_i (mm)	t_i (mm)	β	d_i/t_i	$N_{1,Ed}/N_{1,Rd}$	Tensão máxima Aplicada (MPa)	Modelo
30°	42,4	3,4	0,4	12,47	0,77	352,5	I
		4,2	0,7	10,1	0,96	365	II
	76,1	3,4	0,4	12,47	0,97	367,5	III
		4,2	0,7	10,1	0,99	305	IV
45°	42,4	3,4	0,4	12,47	0,77	249,5	V
		4,2	0,7	10,1	0,93	249	VII
	76,1	3,4	0,4	12,47	0,94	250	VIII
		4,2	0,7	10,1	1,08	250	IX
60°	42,4	3,4	0,4	12,47	0,95	250	XI
		4,2	0,7	10,1	1,14	248,5	XII
	76,1	3,4	0,4	12,47	1,15	250	XIII
		4,2	0,7	10,1	1,46	260	XIV

TABELA 6.1 – Resultados dos modelos numéricos com cordão de solda.

Pela análise dos gráficos e das figuras mostrados no capítulo anterior, fica claro que, na medida em que algumas áreas dos modelos numéricos vão-se plastificando, ocorreu uma redistribuição de tensões ao longo dos braços e da região de conexão entre braços e corda, de forma que as áreas plastificadas são aliviadas por transferência de tensões às suas vizinhas por efeito de membrana de pós-escoamento.

Observa-se que para nós com mesmo ângulo θ o aumento na espessura da parede dos braços de 3,4 mm para 4,2 mm é mais eficiente que o aumento do diâmetro dos braços de 42,4 mm para 76,1 mm. Para θ de 30° a diferença entre as tensões aplicadas foi 16% maior com o aumento da espessura em relação ao aumento do diâmetro, para θ de 45° foi de 9% e para θ de 60° foi de 5%. Fazendo uma análise da relação entre as espessuras da corda e dos braços, t_0/t_i , teremos 1,76 para os braços com 3,4 mm de espessura e 1,43 para aqueles com 4,2 mm. Essa relação é importante para evidenciar que existe uma rigidez relativa entre corda e braços, a qual facilita ou dificulta a transferência e distribuição das tensões e que explica o melhor resultado dos braços com paredes mais espessas. Em termos de material gasto com soldagem, embora a medida da garganta seja maior para uma espessura de braço maior, o comprimento

do cordão é menor e, no caso dos diâmetros considerados neste trabalho, o volume de solda é menor.

Em nenhum dos modelos, segundo os cálculos normativos, prevaleceu o modo de falha de punção por cisalhamento, o que foi confirmado pelo processamento dos modelos numéricos no programa *ABAQUS*: ou entraram em colapso por plastificação dos braços, ou apresentaram o modo de falha de plastificação da corda.

No capítulo 4, observou-se que o Modelo XIV com braços de 76,1 mm e ângulos de 60° apresentava uma excentricidade de 29,34 cuja relação $e/d_0 = 0,26$ é maior que o limite normativo de 0,25 (4% superior), o que levaria ao descarte desse modelo. De qualquer forma, ele foi processado para que se pudesse observar seu comportamento relativamente àqueles cuja excentricidade se apresenta dentro dos limites. Observou-se que seu comportamento não apresentou diferença significativa dos demais modelos, já que o limite foi ultrapassado por pequena diferença.

Em todos os modelos analisados, a verificação através da EN 1993 1-8:2500 foi válida. Apesar de a maioria deles ter apresentado plastificação do braço antes da plastificação da corda, deve-se considerar que o dimensionamento das barras precede o dos nós e, portanto, esse fenômeno já estará impedido quando da verificação normativa da resistência das conexões. Tais verificações serão feitas para forças aplicadas menores que aquelas usadas neste trabalho, lembrado que, aqui, os modelos foram testados até o colapso.

6.2 Recomendações e Sugestões para Pesquisas Futuras

Considerando os estudos e pesquisas realizados até o presente, este trabalho trouxe a contribuição das avaliações dos modelos numéricos de nós K com variações nos ângulos entre braços e corda, nos diâmetros dos braços e nas espessuras de suas paredes, além da análise

dos resultados pela relação máxima entre as forças de cálculo aplicadas e as forças resistentes de cálculo.

A modelagem foi desenvolvida procurando a forma mais fiel de reproduzir as condições reais de montagem. Toda a metodologia mostrou-se adequada aos estudos propostos e à análise dos resultados. No entanto, percebeu-se que um aprofundamento das pesquisas torna-se necessário até mesmo como subsídio para a criação de uma Norma Brasileira que atenda ao dimensionamento e à verificação das ligações entre perfis tubulares. Assim sugere-se:

- análise experimental, com protótipos em escala real, de nós com várias configurações geométricas;
- modelagem numérica de exemplares extraídos de treliças reais;
- variações na angulação entre braços e corda com passos menores, em torno de 0,5° a 1° e, principalmente, com ângulos em torno de 45°. O ângulo de 45° está sendo recomendado por ter apresentado, como visto no capítulo 5, resultados menos uniformes perante o parâmetro β , FIG.5.17, 5.18 e 5.19;
- variações do afastamento, g , entre os braços, pois, como foi observado no capítulo 4, ele leva a variações no cálculo da excentricidade do nó;
- modelagem de exemplares com sobreposição (*overlap*, Ov) entre os braços.

7

Referências Bibliográficas

ABAQUS - ABAQUS/Standard e ABAQUS/CAE User's Manual version 6.5.1 (1998) – ABAQUS, Inc. – Rhode Island, United States of America, 1998.

American Institute of Steel Construction- American National Standard Institute - ANSI/AISC 360-05 - Specification for Structural Steel Buildings, Chicago, 2005.

Alvarez (1975) – La Estructura Metálica Hoy – Teoría e Práctica, Madri.

Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT) – ABNT NBR 8800: 1998 – Projeto e Execução de Estruturas de Aço de Edifícios - Procedimentos, Rio de Janeiro, 1998.

Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT) – ABNT NBR 8800: 2008 – Estruturas de Aço e Estruturas Mistas de Aço e Concreto, Rio de Janeiro, 2008.

AWS D1.1/ D1.1 M: 2006 - Structural Welding Code Steel - American Welding Society, Estados Unidos da América, 2006.

Caixeta, D. P.; Rade, R. S. L. e Gesualdo, F. A. R. (2003) – Efeito das Condições de Contorno nos Nós Tubulares tipo K com “gap” – UFU – XXIV CILAMCE, Ouro Preto, 2003.

Castro e Silva, A. L.R (2006) – Análise Numérica Não linear da Flambagem Local de Perfis de Aço Submetidos à Compressão Uniaxial – Tese de doutorado – UFMG – Belo Horizonte (2005).

Choo, Y. S.; Qian, X.D.; Liew, J. Y. R. e Wardenier, J. (2003-a) – *Static Strength of Thick-Walled CHS X-Joints – Part I. New Approach in Strength Definition – Journal of Constructional Steel Research* 59 2003 (1201-1228).

Choo, Y. S.; Qian, X.D.; Liew, J. Y. R. e Wardenier, J. (2003-b) – *Static Strength of Thick-Walled CHS X-Joints – Part II. Effect of Chord Stresses – Journal of Constructional Steel Research* 59 2003 (1229-1250).

Choo, Y. S.; Qian, X.D. e Wardenier, J. (2006) – *Effects of Boundary Conditions and Chord Stresses on Static Strength of Thick-Walled CHS K-Joints - Journal of Constructional Steel Research* 62 2006 (316-328).

Dutta, D.; Wardenier, J.; Yeomans, N.; Sakae, K.; Packer, J. A. e Bucak, Ö. (1998) – *Design Guide – For Fabrication, Assembly and Erection of Hollow Section Structures – CIDECT*.

European Committee for Standardization - EN 1993 1-1: 2005 –*Design of Steel Structures - Part 1-1: General Rules and Rules for Buildings*, Bruxelas, 2005.

European Committee for Standardization - EN 1993 1-8: 2005 - *Design of Steel Structures - Part 1-8 - Design of joints*, Bruxelas, 2005.

Forti, N. C. S. e Requena, J. A. V. (2006) – Análise Comparativa entre os Processos Adotados para o Dimensionamento da Ligação K em Tubos – UNICAMP, XXVII CILAMCE, Belém, 2006.

Kosteski, N.; Packer, J. A. e Puthli, R. S. (2003) –*A Finite Element Method Based Yield Load Determination Procedure for Hollow Structural Section Connections - Journal of Constructional Steel Research* 59 2003 (453-471).

Lima, R. O. L; Neves, L. F. C; Silva, J. G. S. da e Vellasco, P. C. G. S. (2005) – Análise Paramétrica de Ligações T com Perfis Tubulares em Aço Através de um Modelo de Elementos Finitos – UERJ, XXVI CILAMCE, Guarapari, 2005.

López, O. H.(1981) – *Manual de Construcción con Bambú – Estudios Técnicos Colombianos Ltda*, Bogotá, Colombia, 1981

Mendanha, F. O.; Freitas, A. M. S. e Freitas, M. S. R. (2006) – Análise Numérico Experimental de Ligações de Treliças Planas Mistas do Tipo KT com Afastamento entre as Diagonais e o Montante – UFOP, XXVII CILAMCE, Belém, 2006.

Meyer (2002) - Estruturas Metálicas – Construções com Tubos Projeto e Introdução ao Cálculo, Belo Horizonte, 2002.

Moreira, L. E. e Ghavami, K.(1996) - Dimensionamento de Estruturas de Bambu – Materiais não Convencionais para Construções Rurais – Capítulo 7 (237-291) – UFMG, 1996

Packer e Henderson (1997) - *Hollow Structural Section Connections and Trusses – A Design Guide*, Vancouver, 1997.

Packer, J. A.; Wardenier, J.; Kurobane, Y.; Dutta, D. e Yeomans, N. (1992) – *Design Guide- For Rectangular Hollow Section (RHS) Joints Under Predominantly Static Loading* – CIDECT.

Rondal et al. (1992) – *Structural Stability of Hollow Sections* – CIDECT.

Salmon, C. G. e Johnson, J. E. (1990) – *Steel Structures – Design and behavior – Emphasizing Load and Factor Design* -

Santos, A. L. E. F. e Requena, J. A. V. (2002) – Análise de Ligações Soldadas entre Barras Tubulares de Treliça do tipo K – UNICAMP, XXIV CILAMCE, Ouro Preto, 2003.

Souza, A. S. C.; Gonçalves, R. M. e Vendrame, A. M. (2002) – Análise de Ligações em Treliças Espaciais pelo Método dos Elementos Finitos. XXX Jornadas Sul- Americanas de Engenharia de Estruturas 2002.

Souza, A. S. C (2003) – Análise Teórica e Experimental de Treliças Espaciais – Tese de doutorado – EESC- USP- São Carlos 2003

Tabet, F.; Lima, L. R. O. de; Vellasco, P. C. G. S. e Andrade, S. A. L. de (2006) – Avaliação do Coeficiente de Eficiência em Ligações T com Perfis Tubulares Através do Método dos Elementos Finitos, UERJ, XXVII CILAMCE 2006.

Vieira, R. F.; Requena, J. A. V.; Freitas, A. M. S. e Minchillo, D. G. V. (2006-a) – Uma Investigação Experimental de Ligações Soldadas de Barras Tubulares de Aço, do Tipo K, Utilizadas em Treliças Planas – UNICAMP, UFOP, XXXII Jornadas Sul- Americanas de Engenharia de Estruturas, Campinas, 2006.

Vieira, R. F.; Requena, J. A. V.; Freitas, A. M. S. e Minchillo, D. G. V. (2006-b) – Análise Experimental de Ligações Soldadas de barras Tubulares de Aço Utilizadas em Treliças Planas, UFOP, III CICOM, São Paulo, 2006.

Vieira, R. F.(2007-b) – Um Estudo sobre Ligações do tipo YT de Barras Afastadas de Seções Tubulares Circulares – Tese de doutorado – UNICAMP _ Campinas (2007)

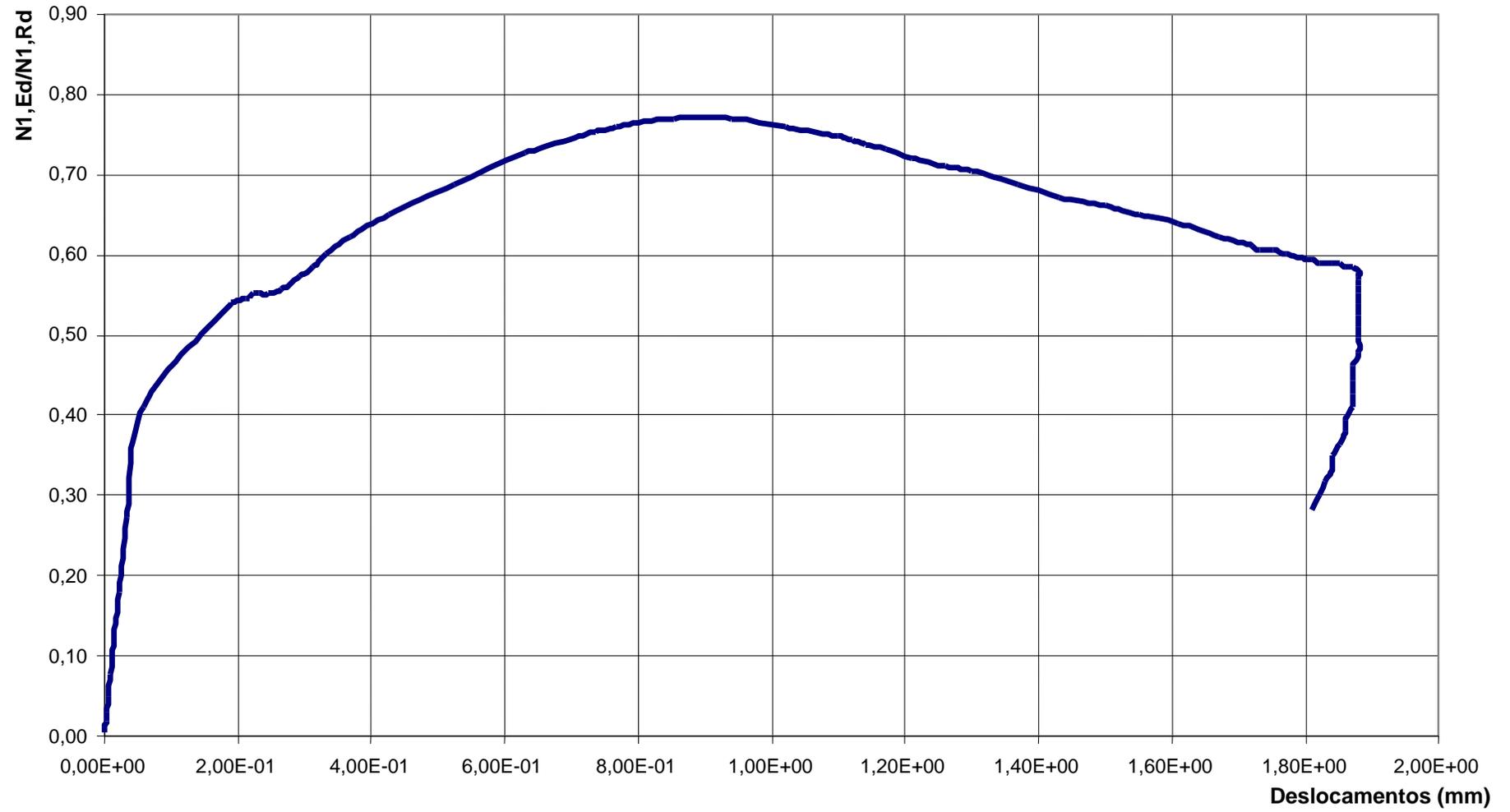
V&M Tubes – Informações Técnicas – Dimensões, Propriedades Geométricas e Materiais – <http://www.vmtubes.com.br/vmbinternet/calandra.nsf/weHP/PGTInternet-Catalogo>

Wardenier, J.; Kurobane, Y.; Packer, J. A.; Yeomans, N. e Dutta. D. (1991) – *Design Guide – For Circular Hollow Section (CHS) Joints under Predominantly Static Loading* – CIDECT.

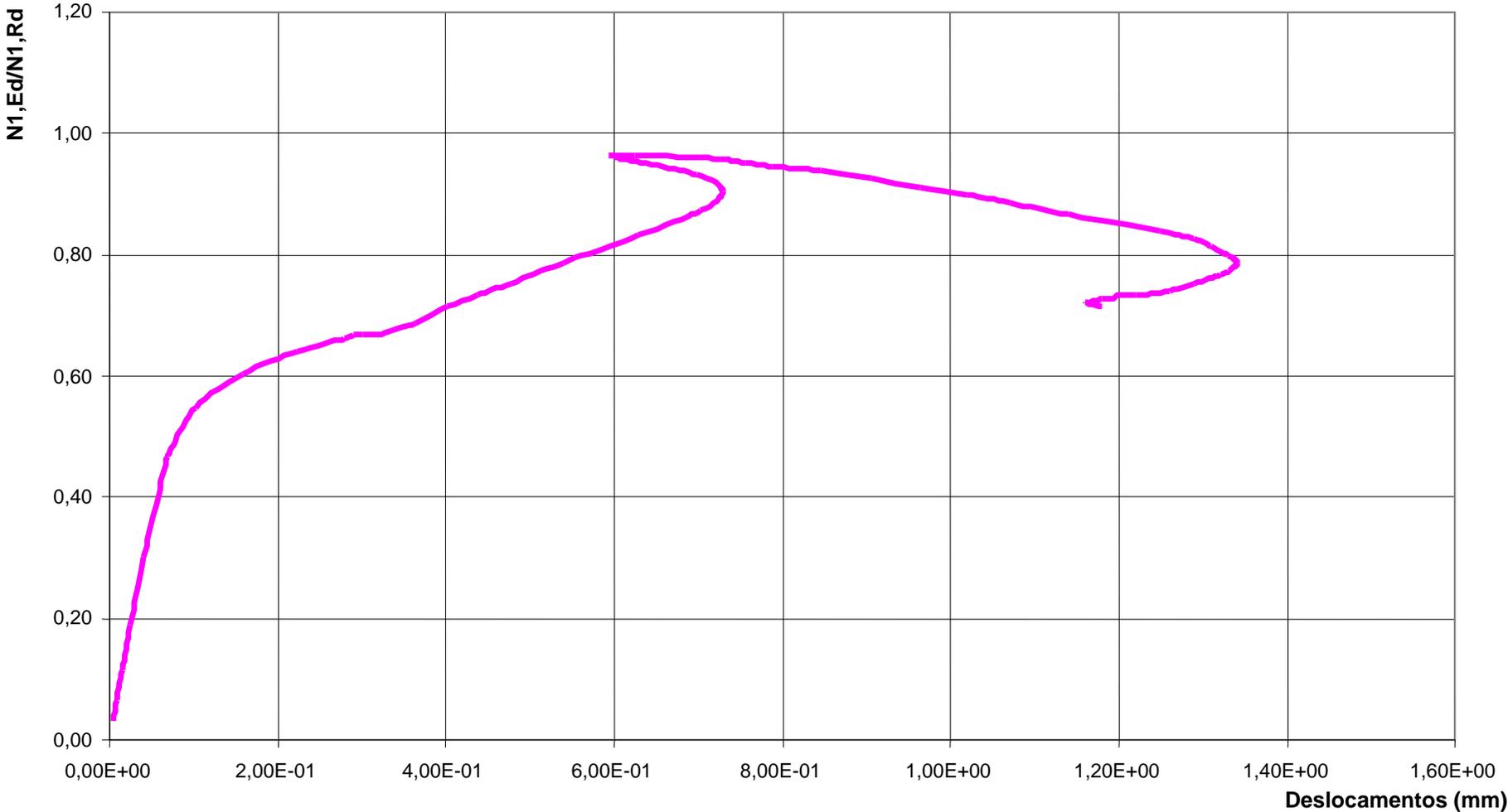
Wardenier, J. (2000) - *Hollow Sections in Structural Applications - Delft University of Technology - The Netherlands, 2000* – CIDECT.

ANEXO

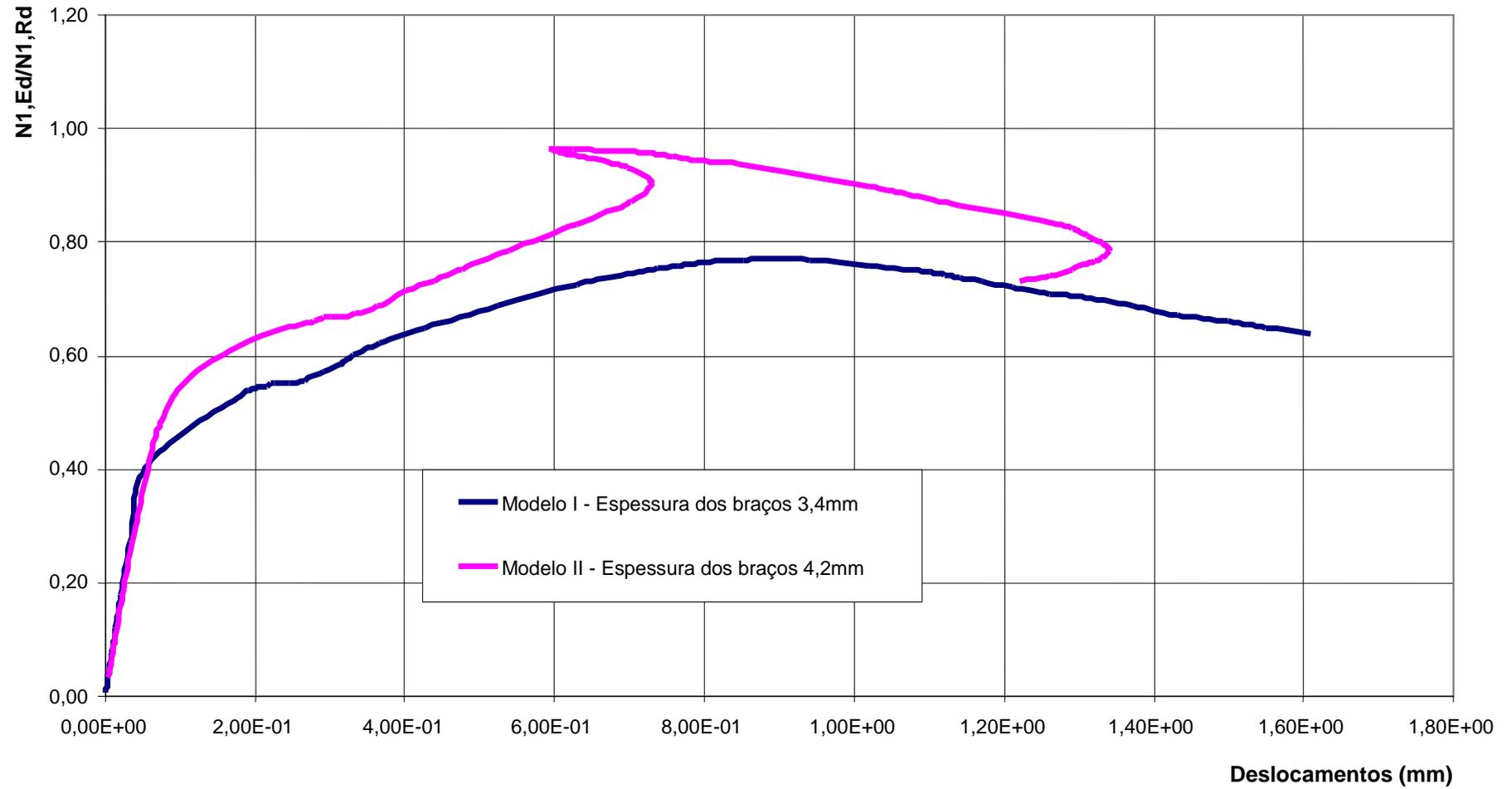
Modelo I - Braços 42,4mm x 3,4mm - Ângulos de 30°



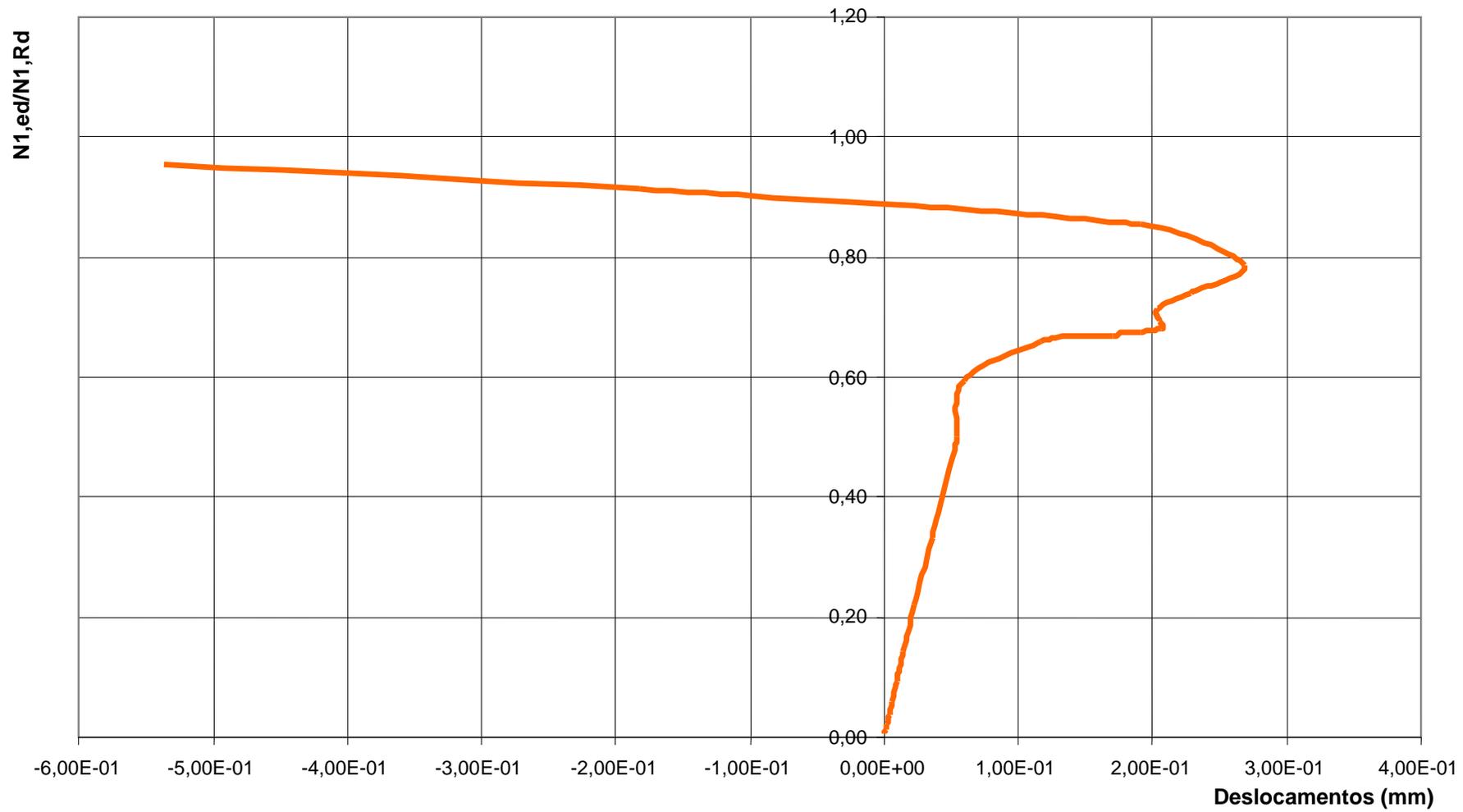
Modelo II - Braços 42,4mm x 4,2mm - Ângulos 30°



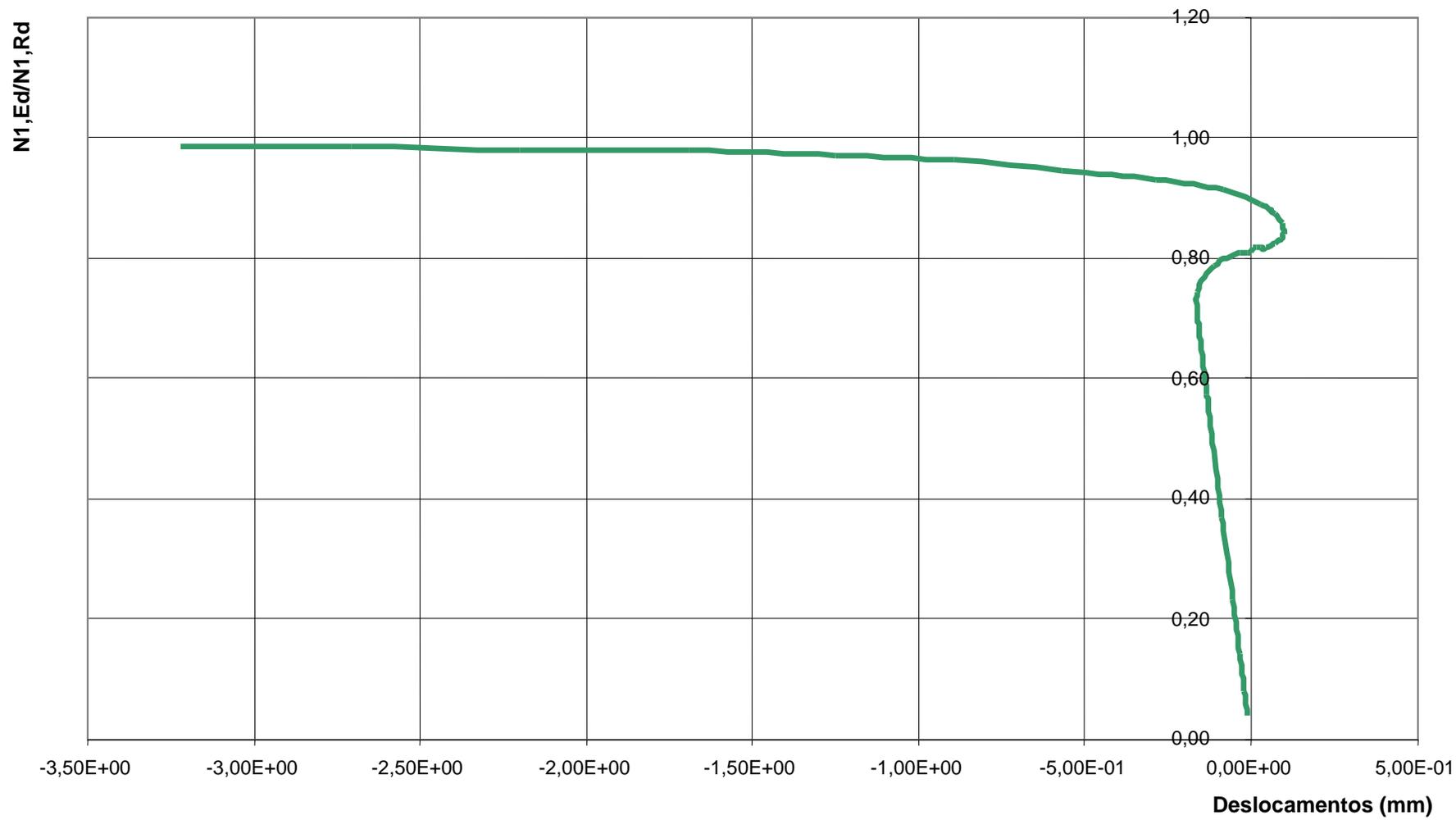
Comparativo - Modelo I e Modelo II - Braços de 42,4mm - 30°



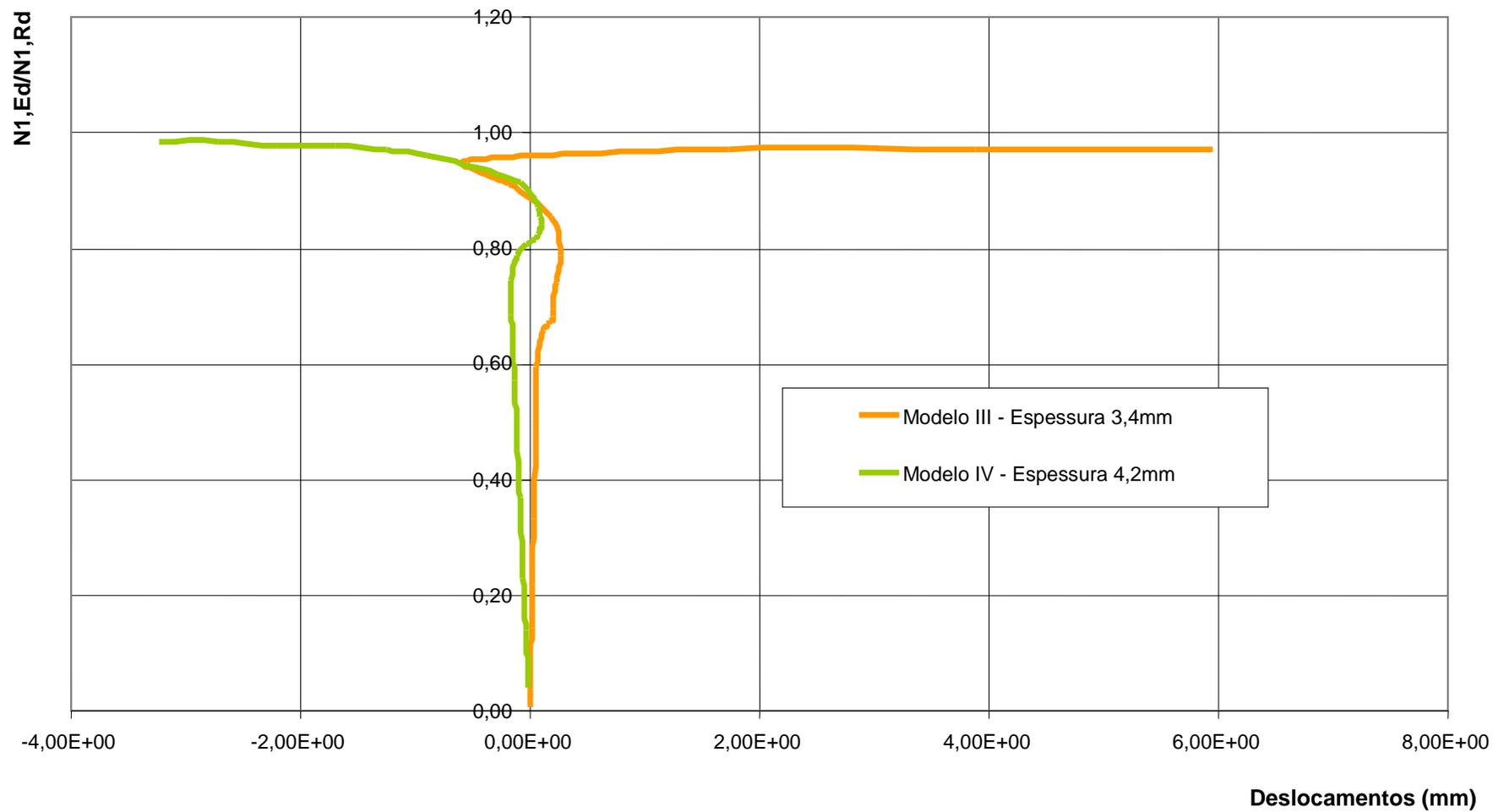
Modelo III - Braços 76,1mm x 3,4mm - ângulos 30°



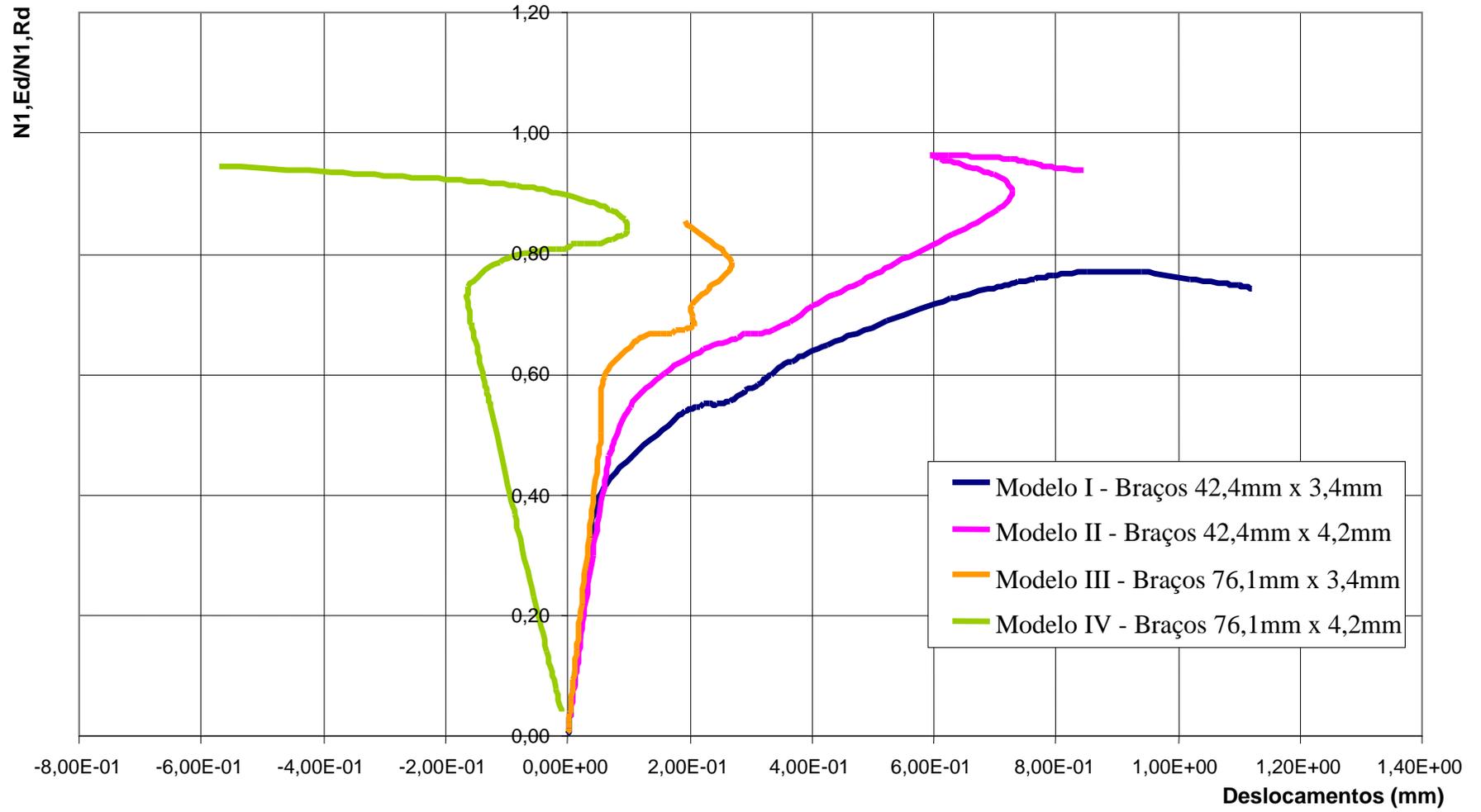
Modelo IV - Braços 76,1mm x 4,2mm - Ângulos 30°



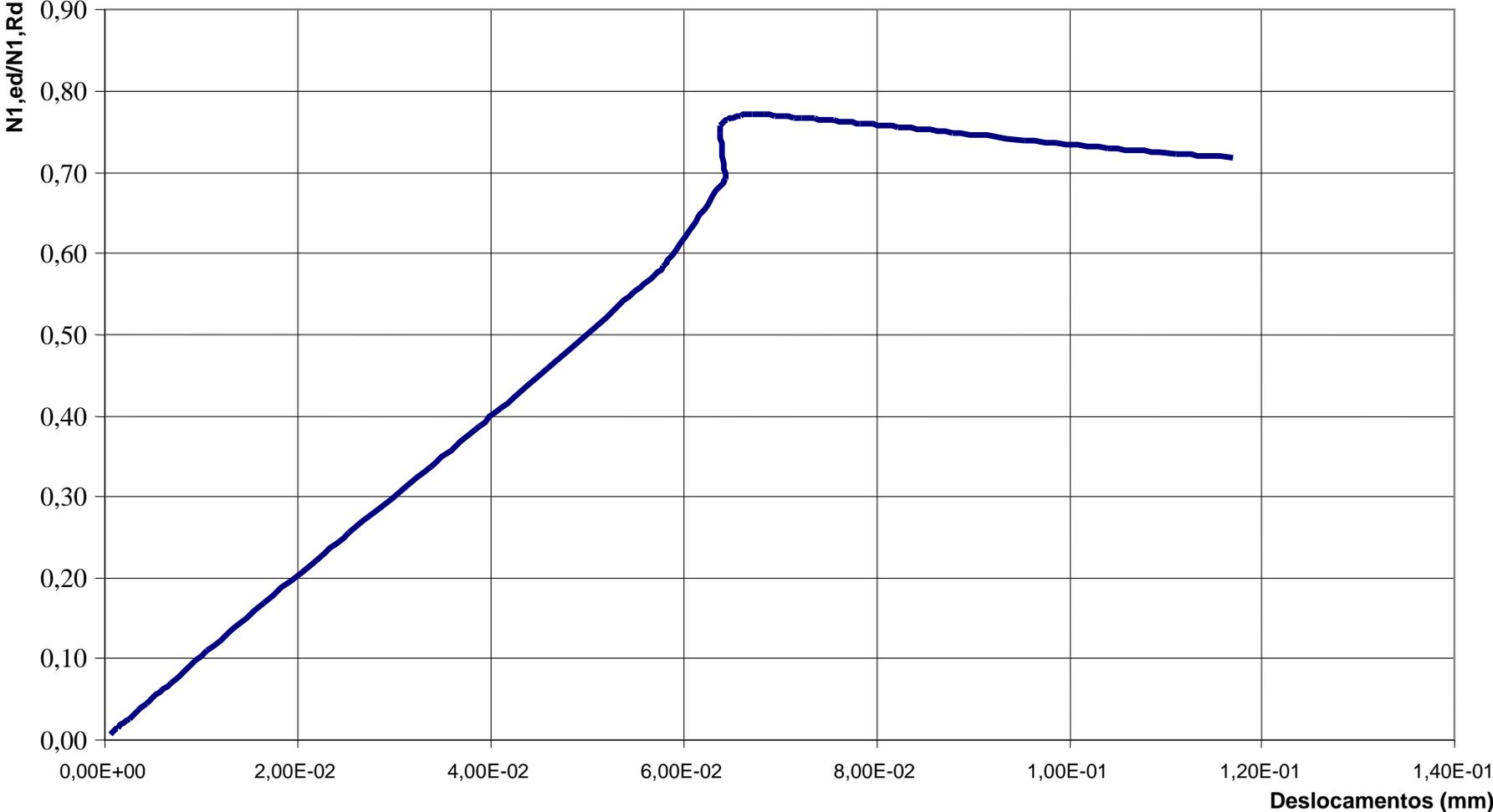
Comparativo - Modelo III e Modelo IV - Braços de 76,1mm - 30°



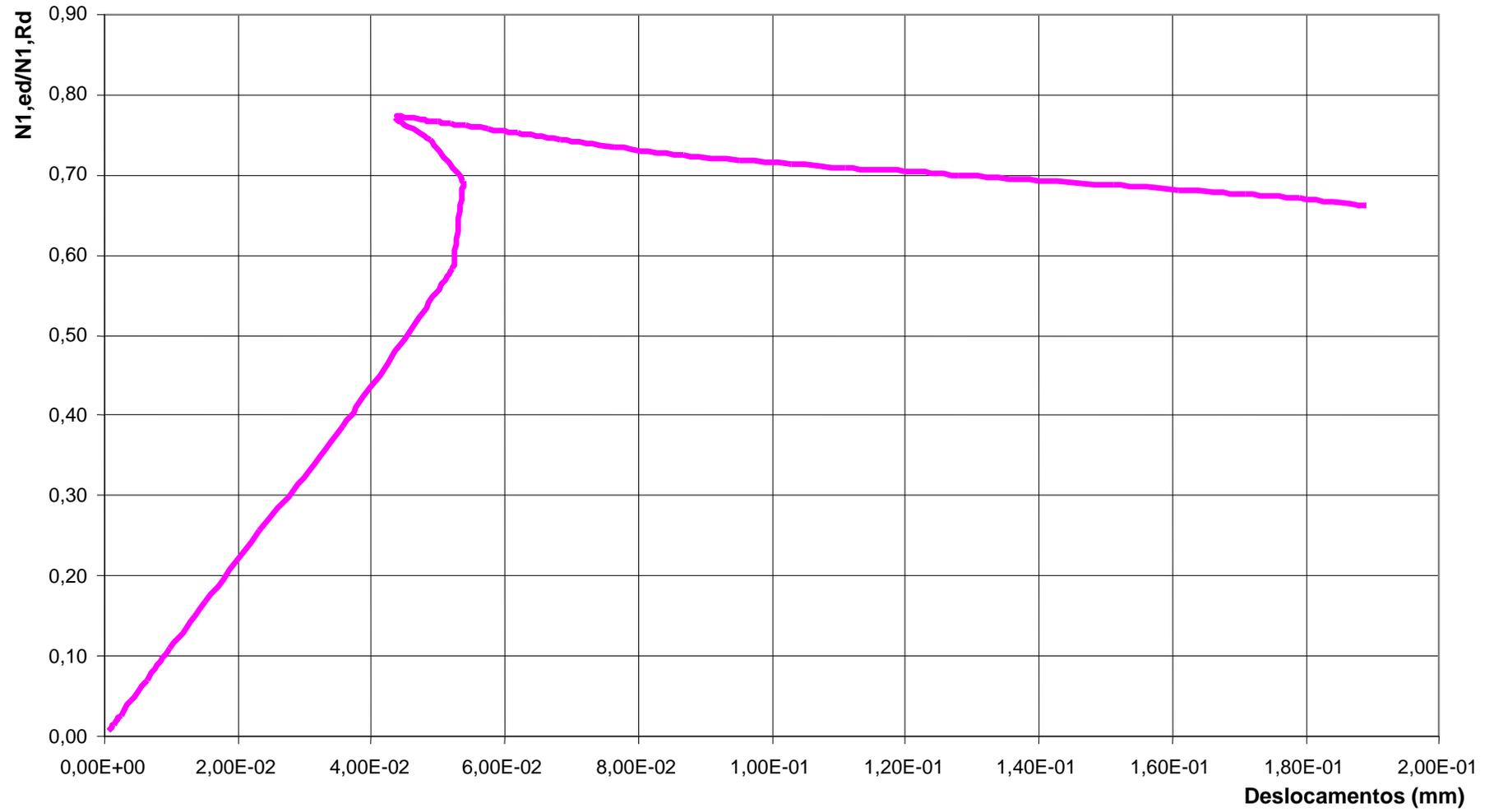
Comparativo - Modelos com ângulos de 30°



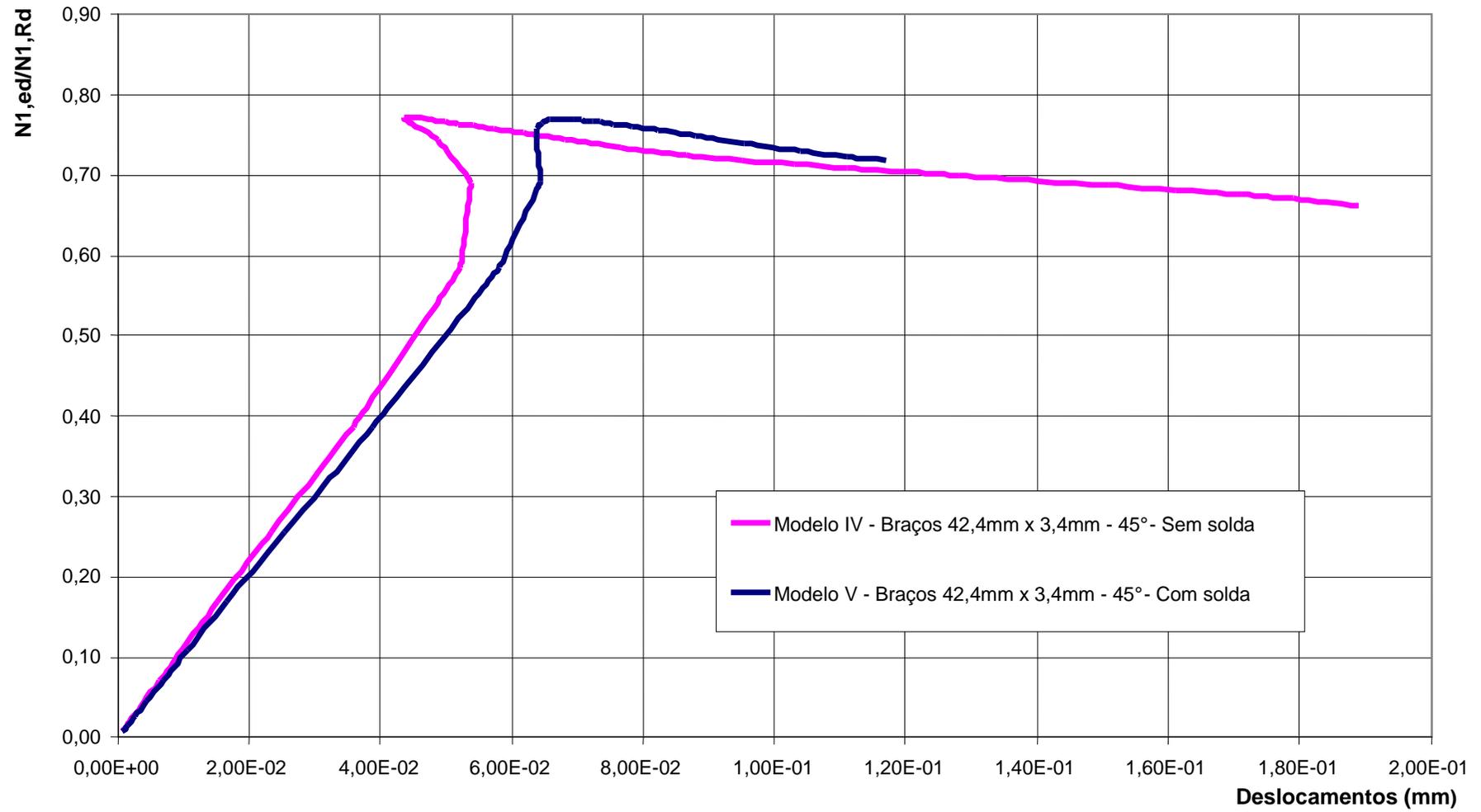
Modelo V - Braços 42,4mm x 3,4mm - ângulos 45°



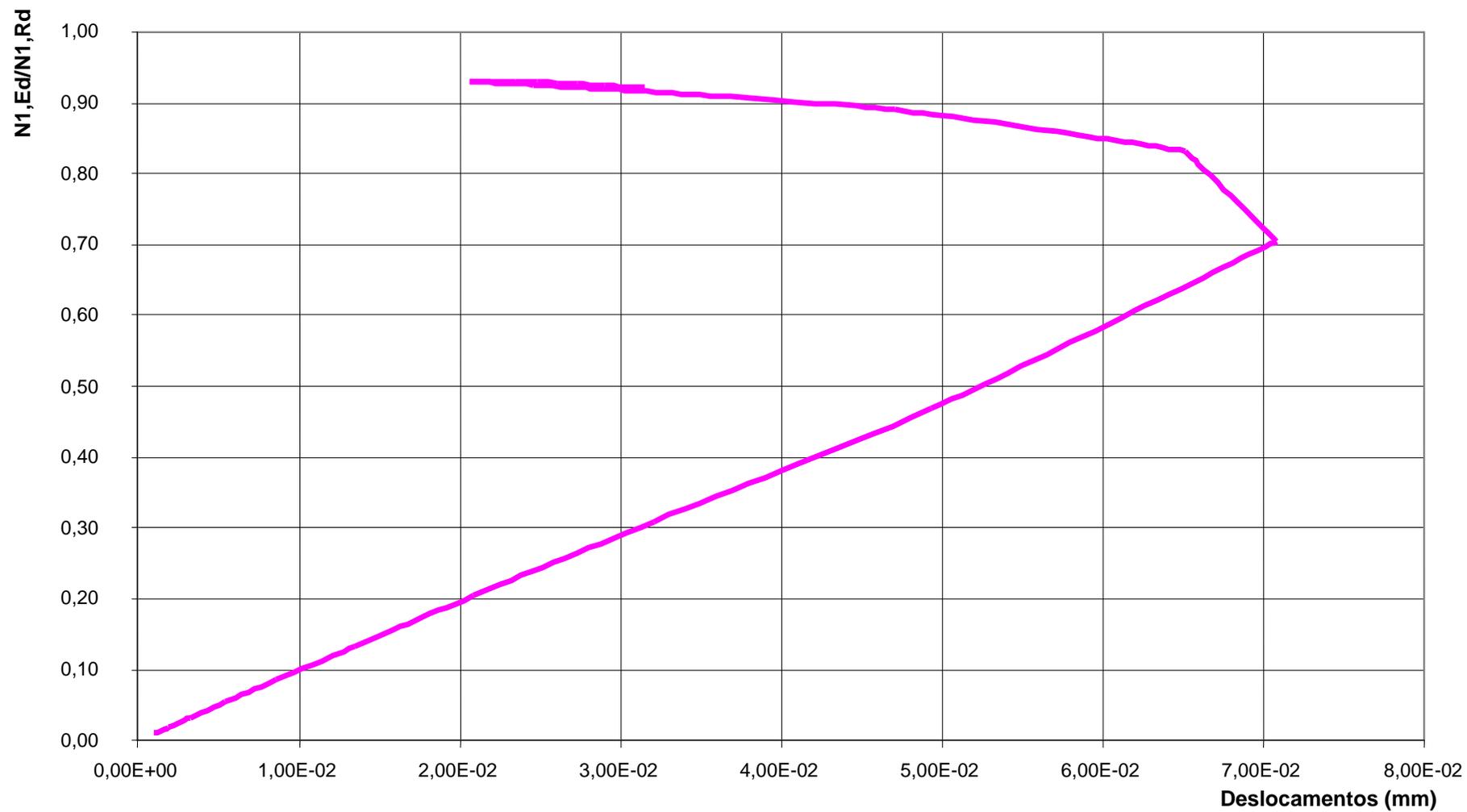
Modelo VI - Braços 42,4mm x 3,4mm - 45° - Sem Solda



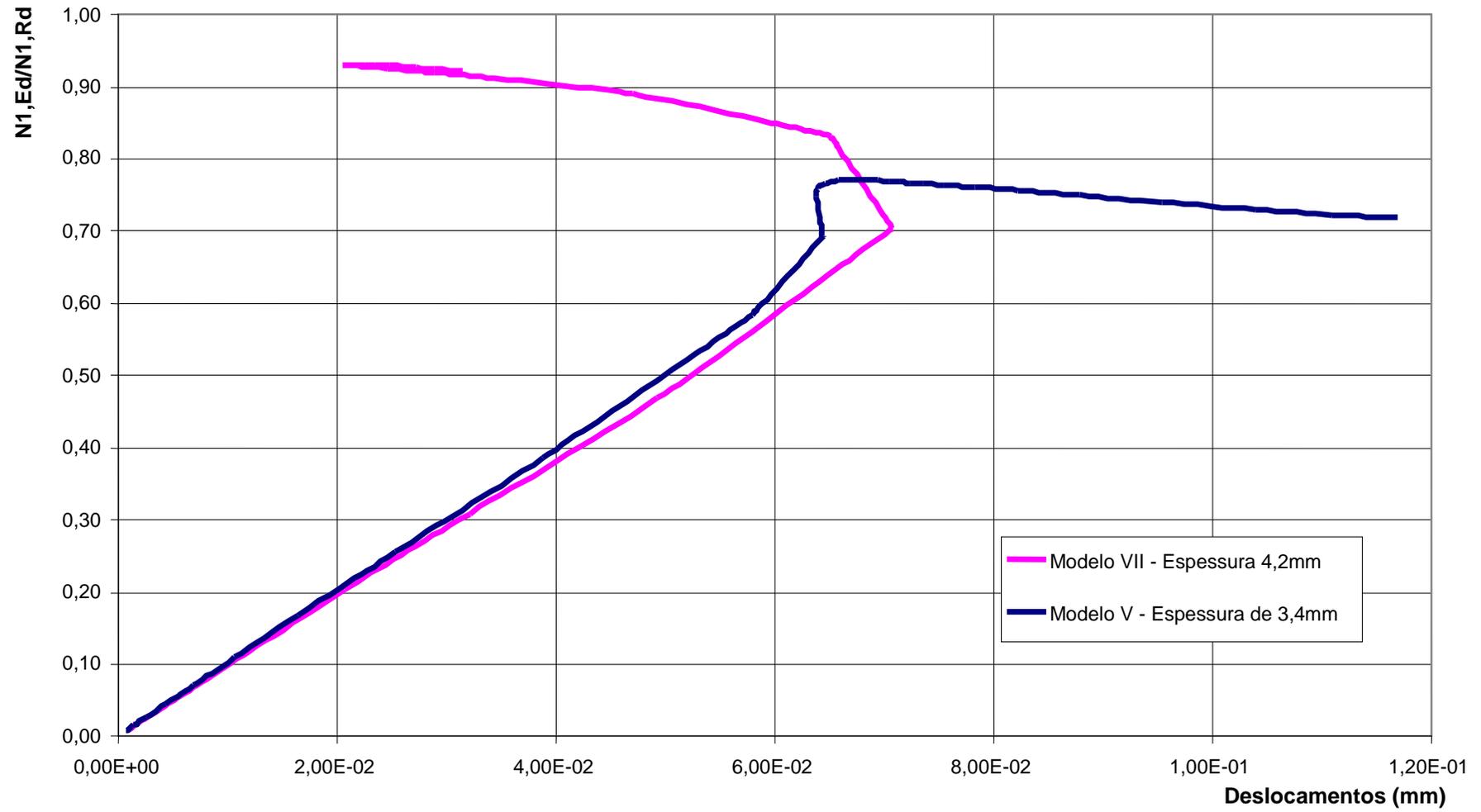
Comparativo - Modelo V e Modelo VI - Braços 42,4mm x 3,4mm - Com e Sem solda



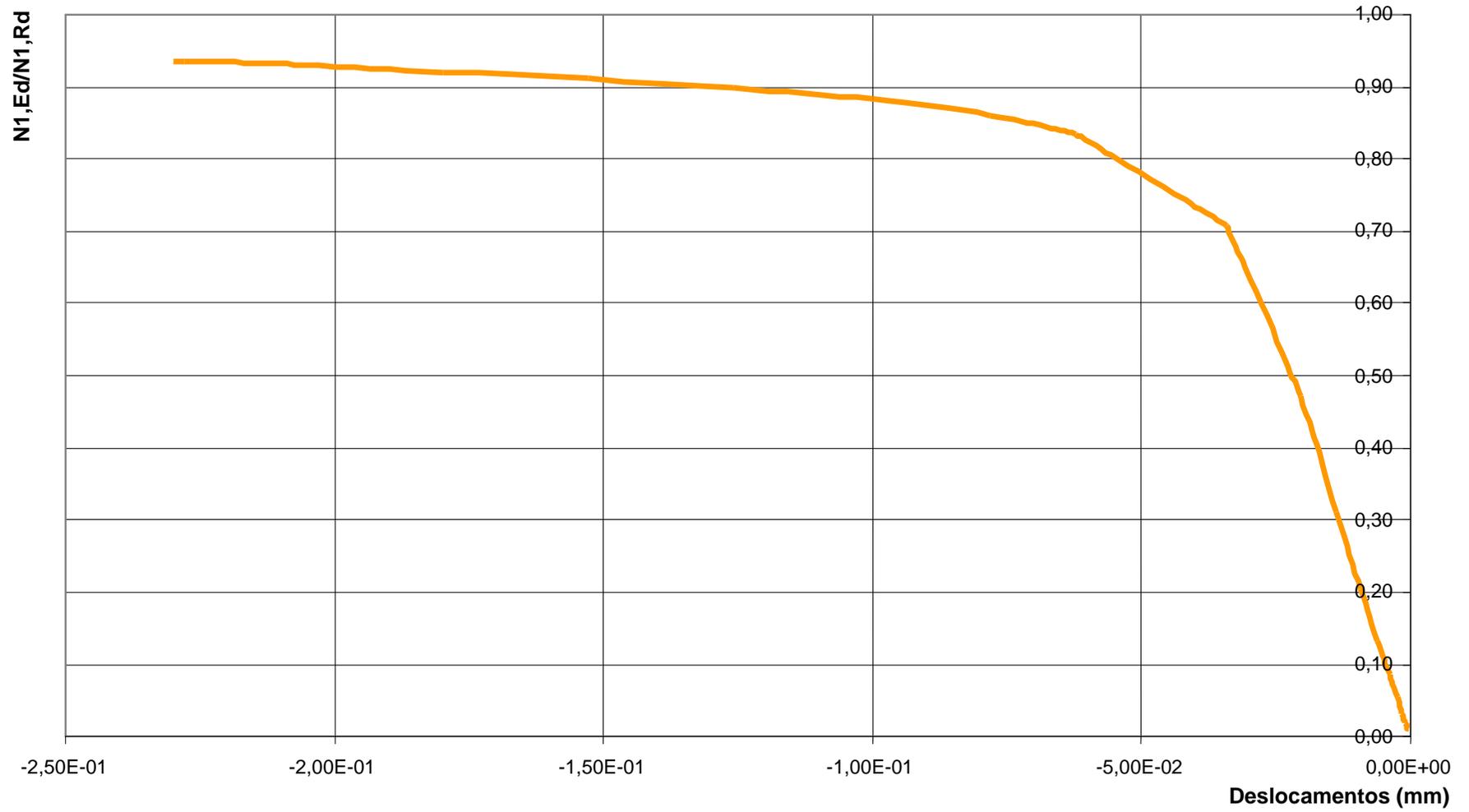
Modelo VII - Braços 42,4mm x 4,2mm - 45°



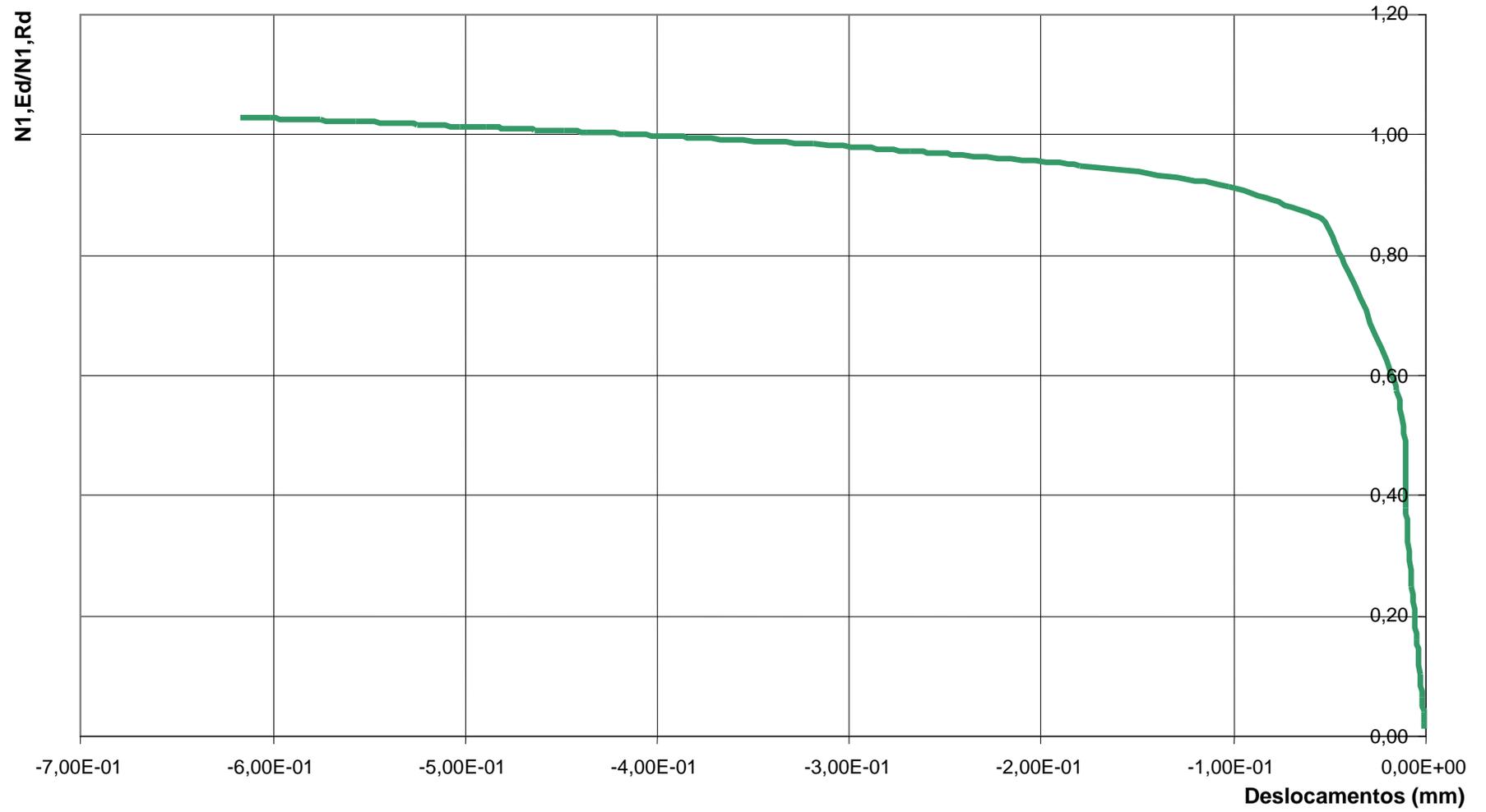
Comparativo - Modelo V e Modelo VII - Braços 42,4mm - 45°



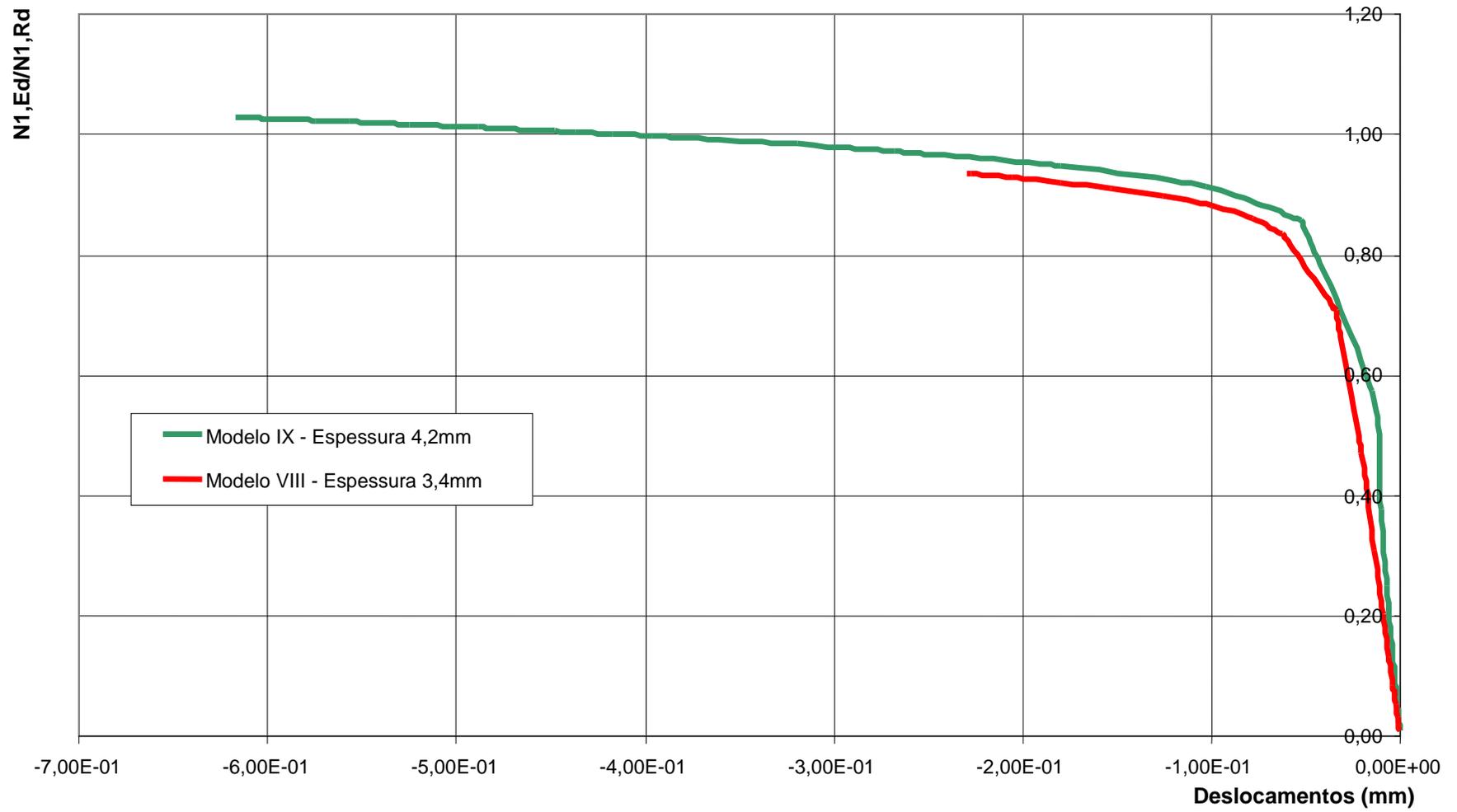
Modelo VIII - Braços 76,1mm x 4,2mm - 45°



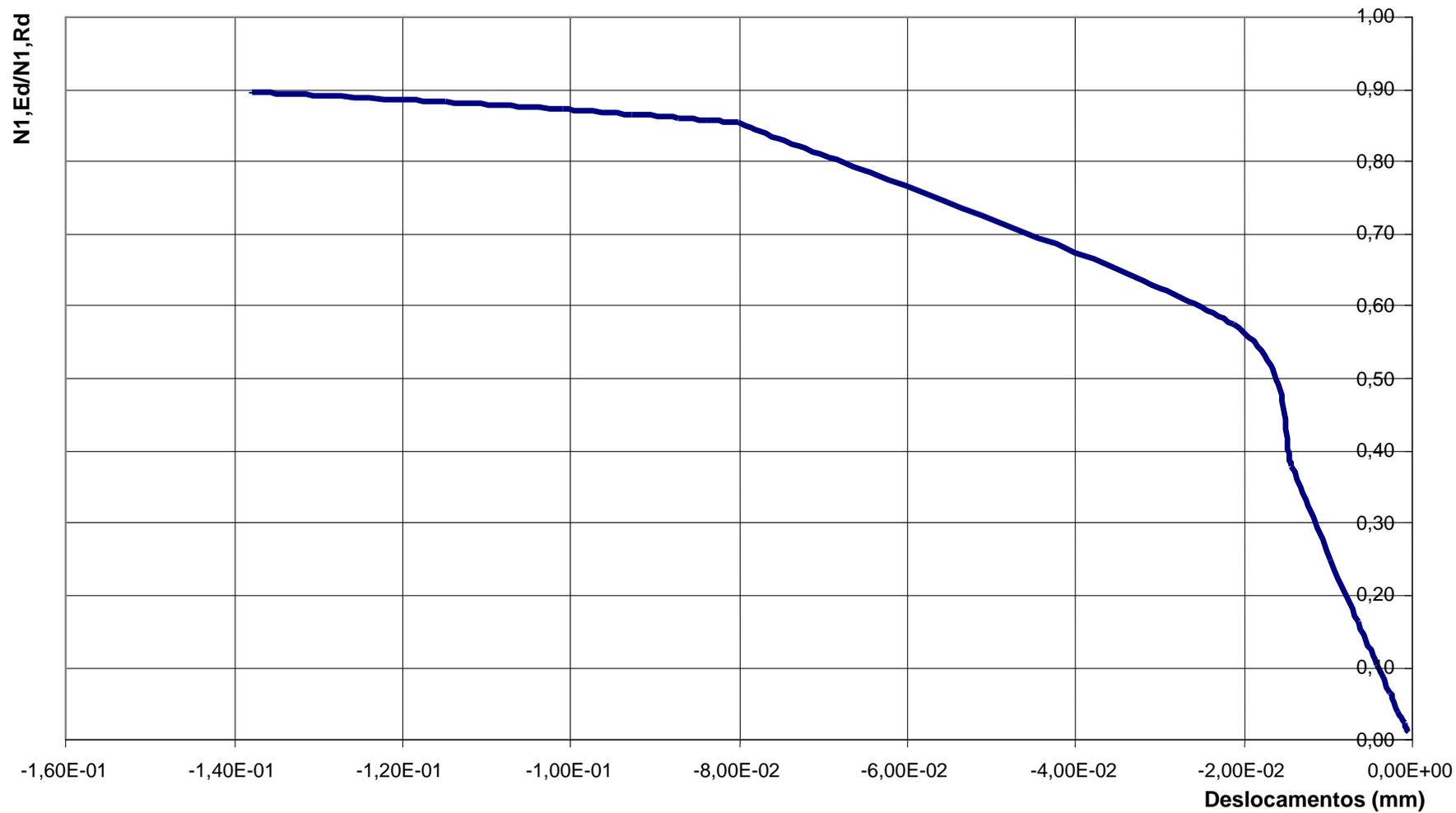
Modelo IX - Braços 76,1mm x 4,2mm - 45°



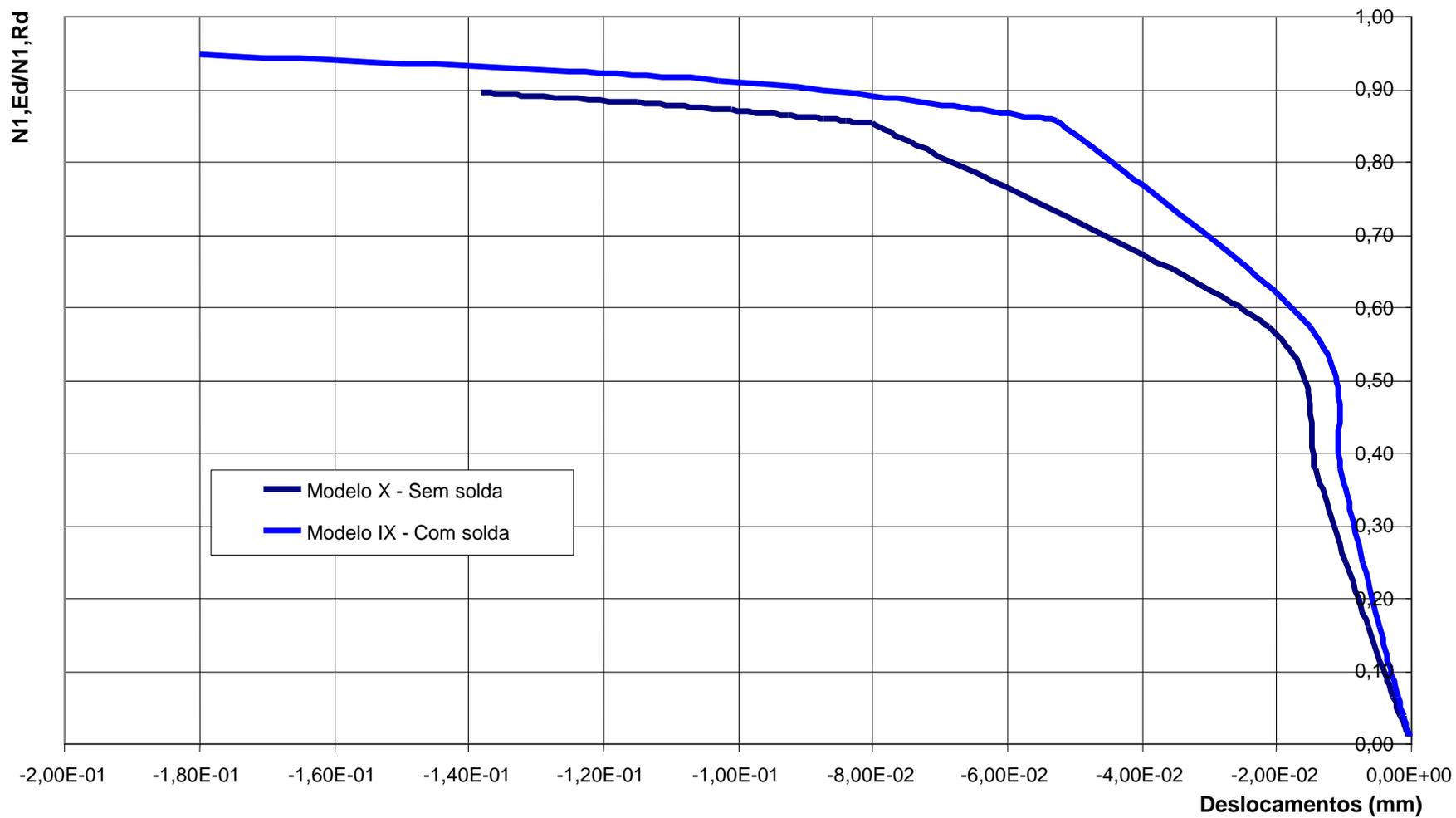
Comparativo - Modelo VIII e Modelo IX - Braços 76,1mm - 45°



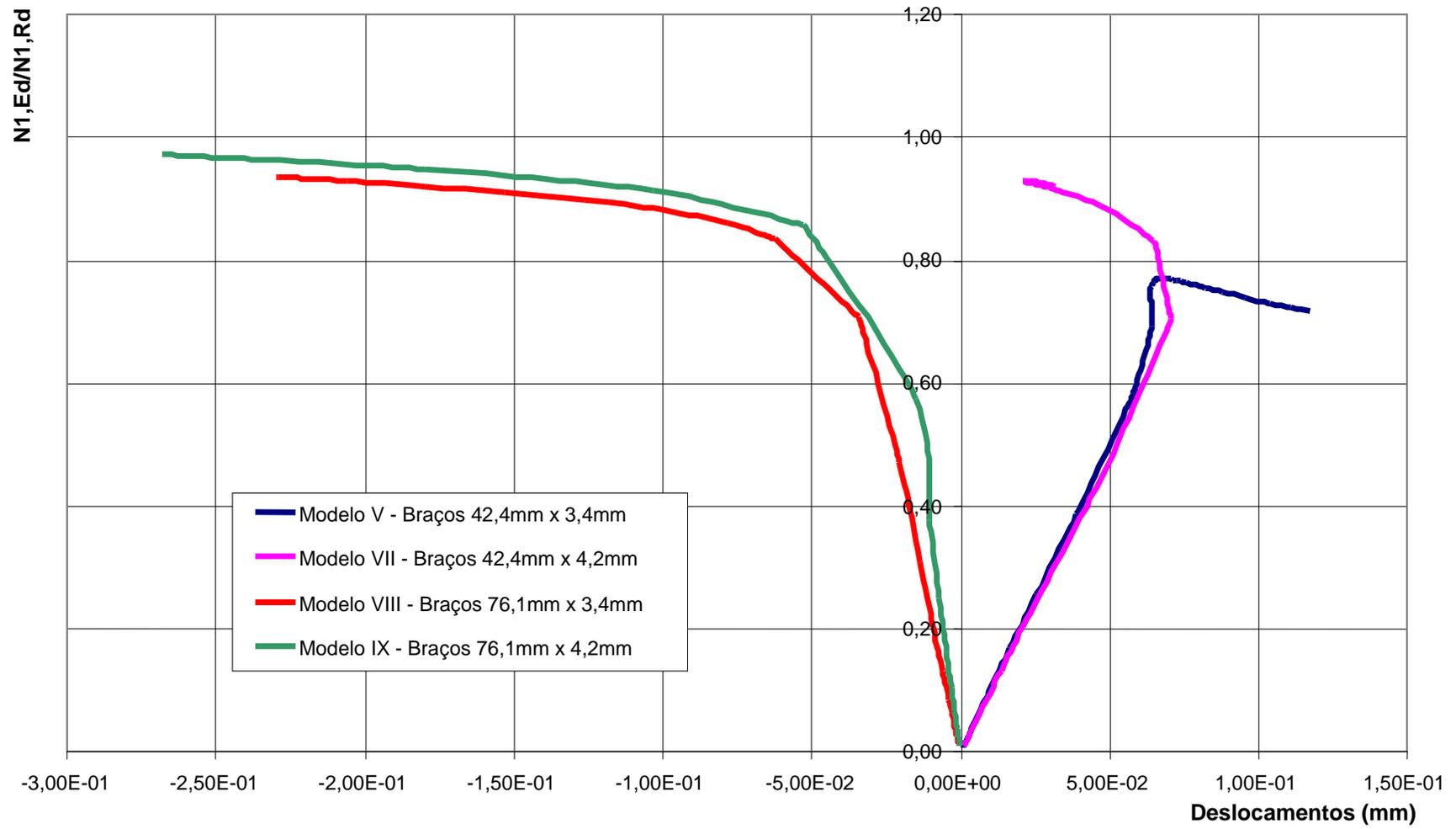
Modelo X - Braços 76,1mm x 4,2mm - 45° - Sem solda



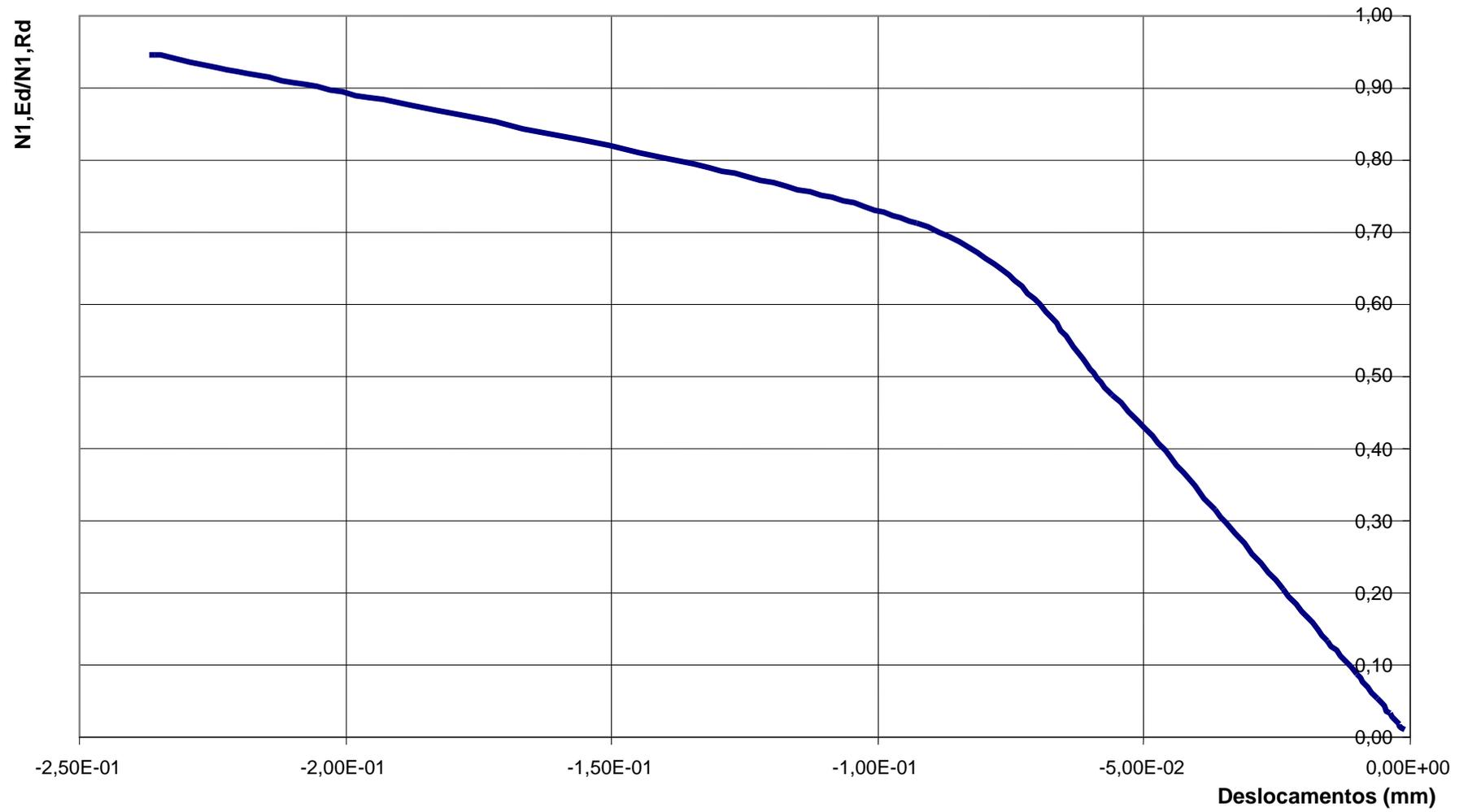
Comparativo - Modelo IX e Modelo X - Braços 76,1mm x 4,2mm - 45° - Com e Sem solda



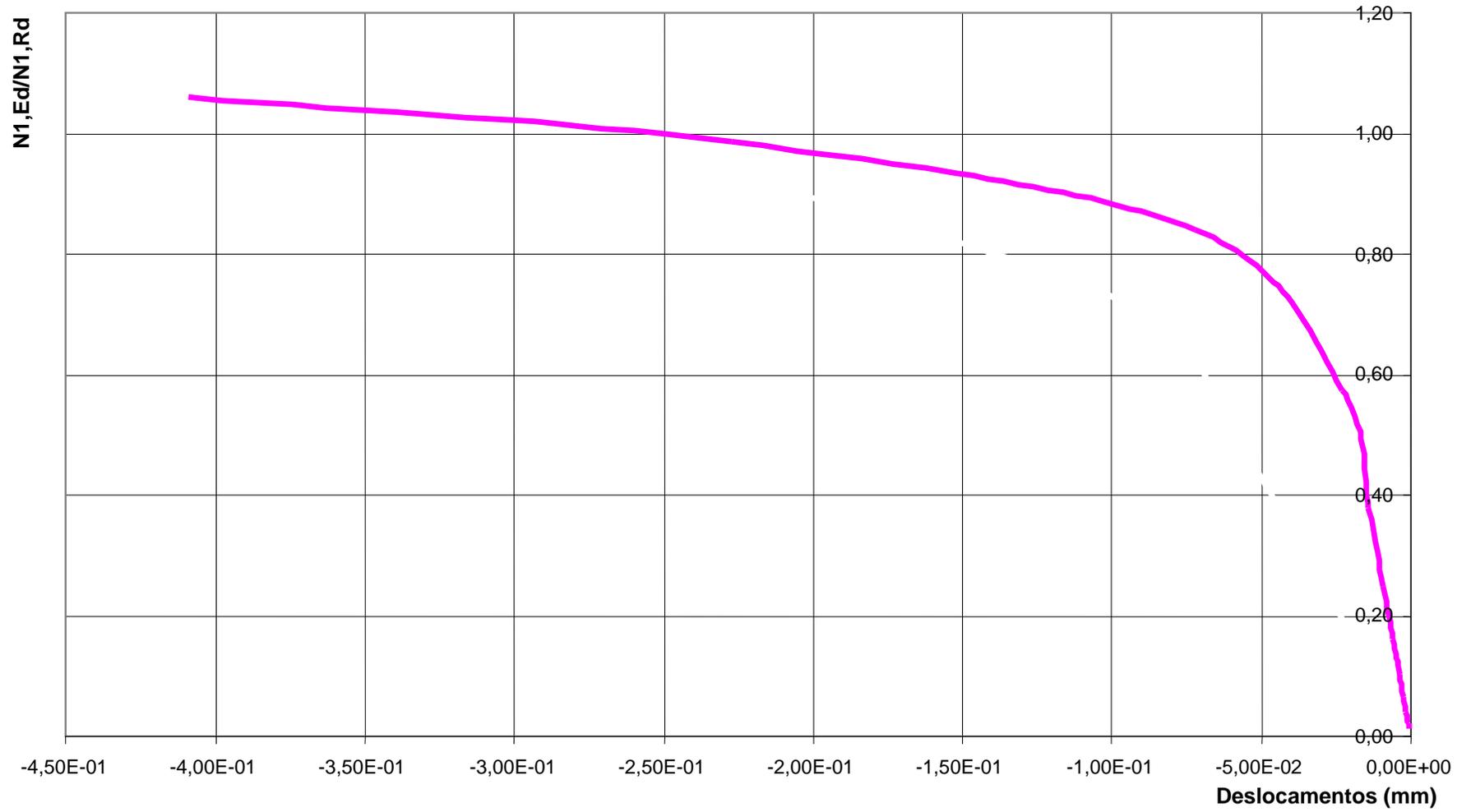
Comparativo - Modelos a 45° - Com solda



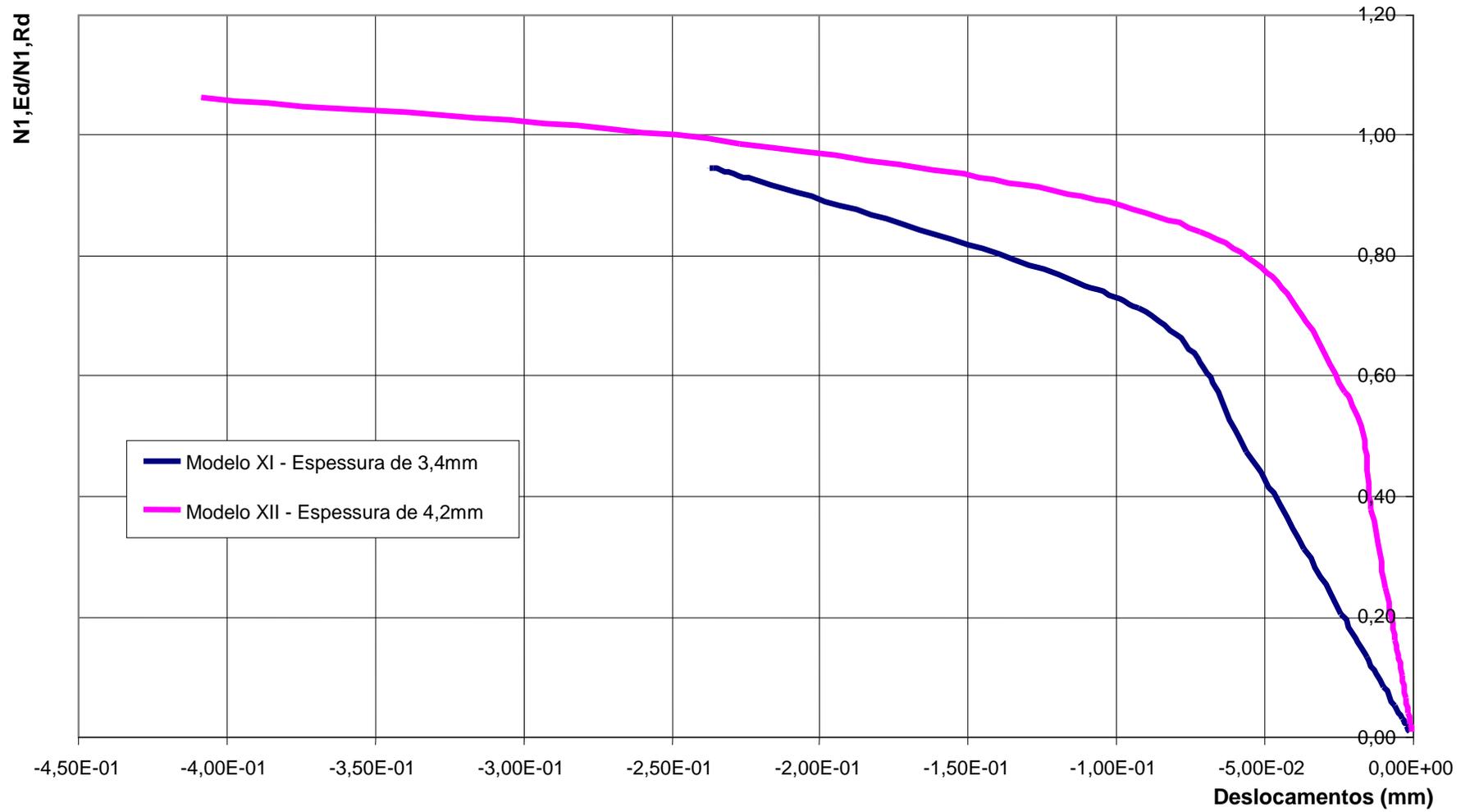
Modelo XI - Braços 42,4mm x 3,4mm - Ângulos 60°



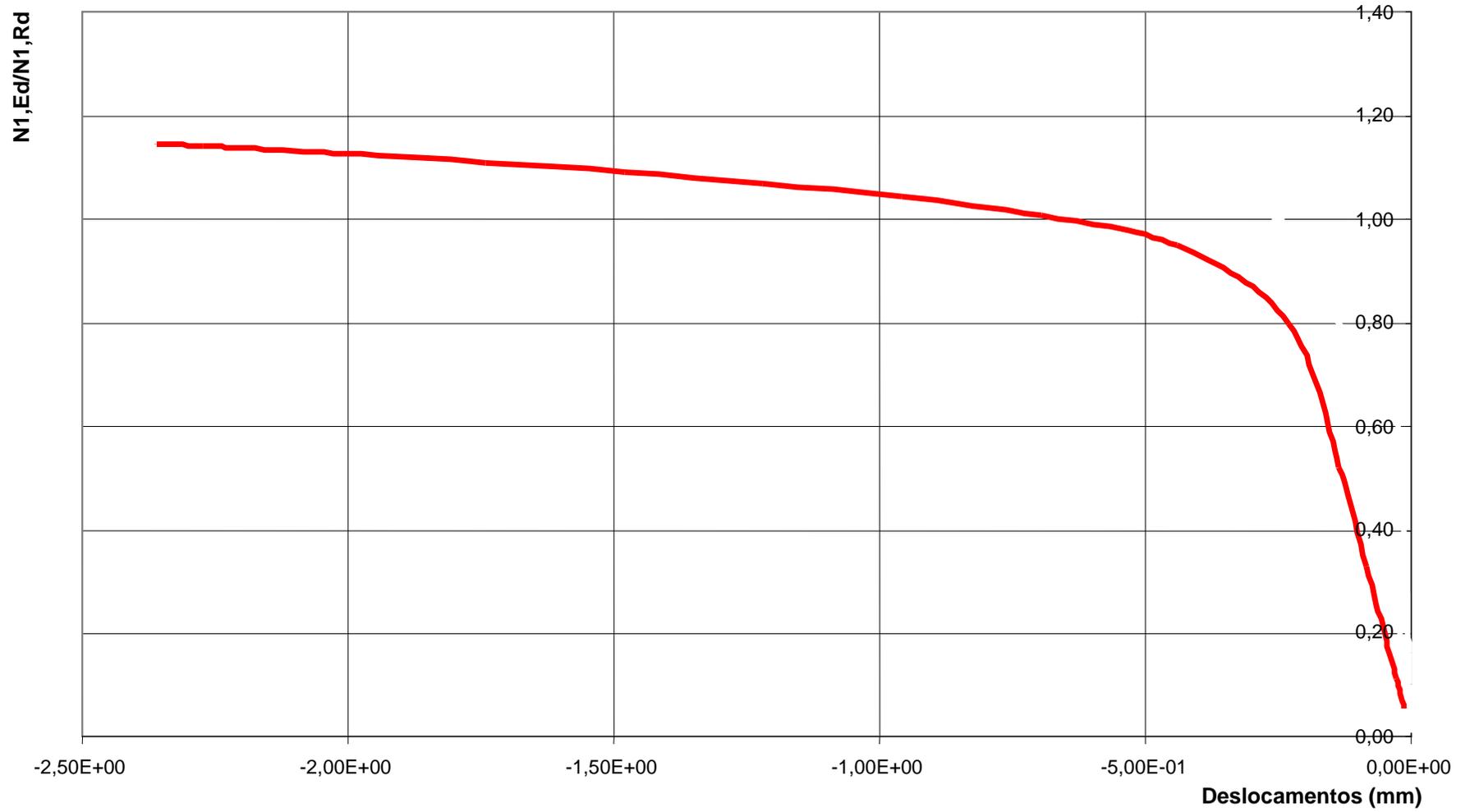
Modelo XII - Braços 42,4mm x 4,2mm - Ângulos 60°



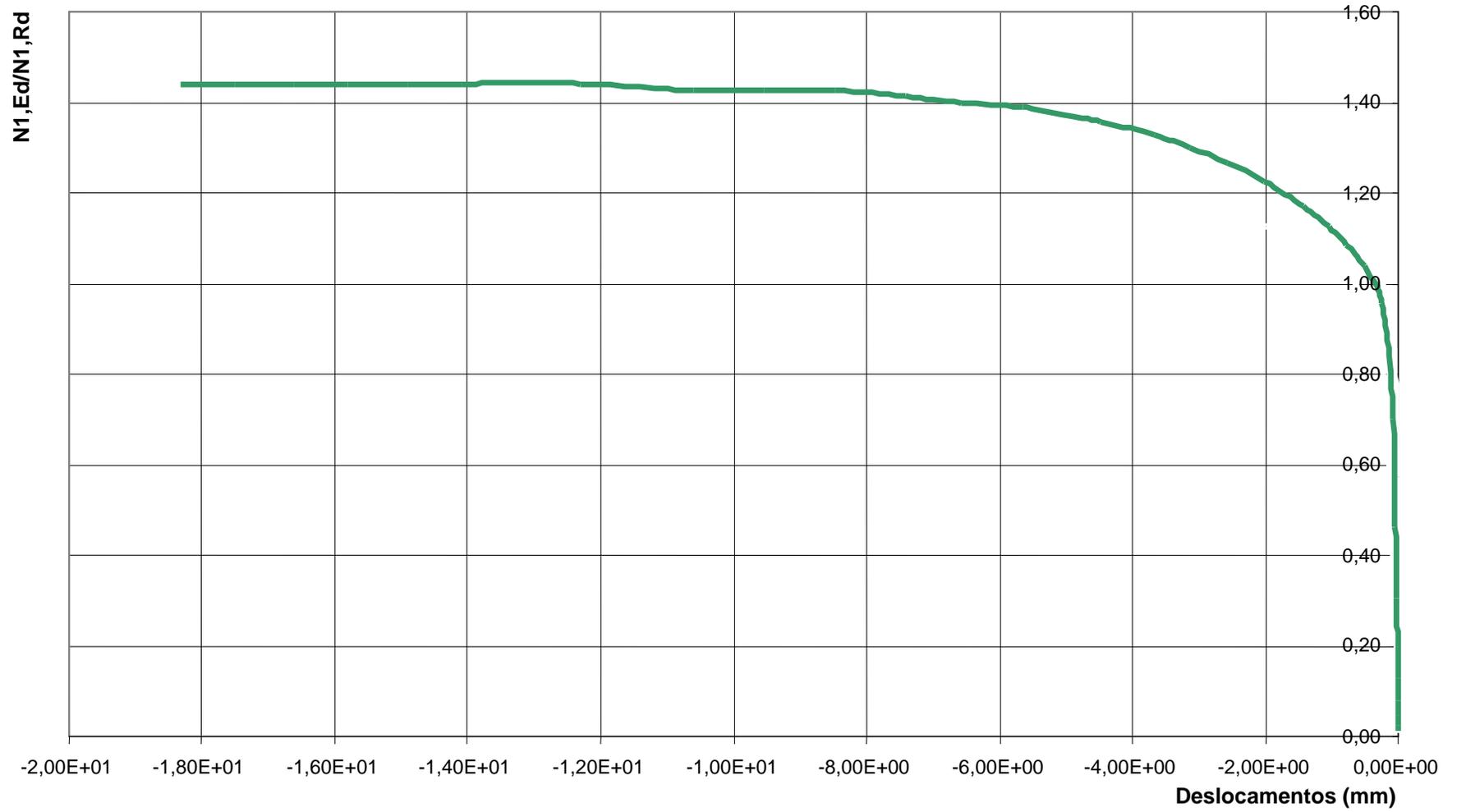
Comparativo - Modelo XI e Modelo XII - Braços 42,4mm - Ângulos 60°



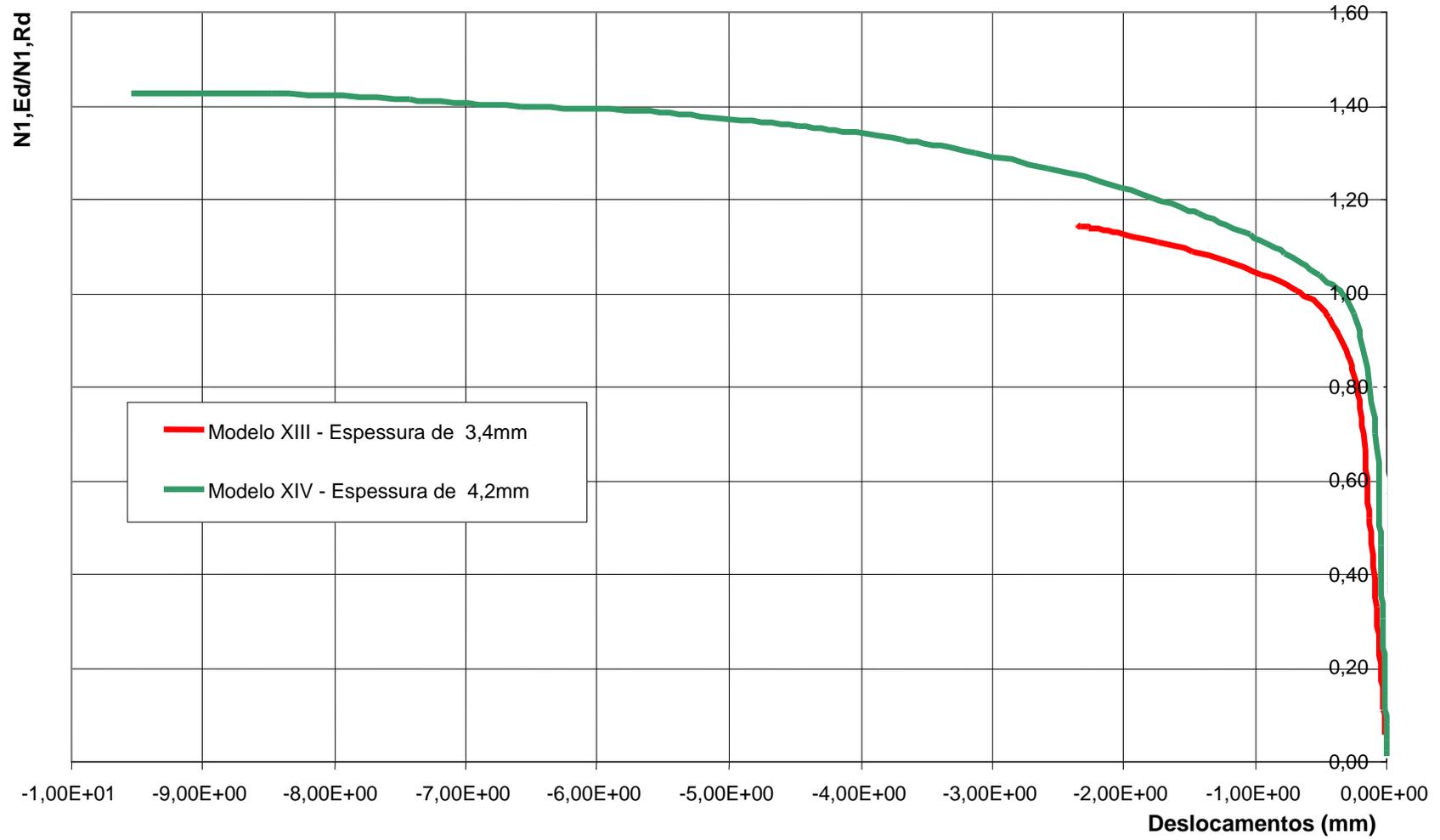
Modelo XIII - Braços 76,1mm x 3,4mm - Ângulos 60°



Modelo XIIV - Braços 76,1mm x 4,2mm - Ângulos 60°



Comparativo - Modelo XIII e Modelo XIV - Braços 76,1mm - Ângulos 60°



Comparativo - Modelos a 60°

