

FD-1245

ARMANDO MARGOTTO ESTEVES

Eng. Mecânico, PUC-RJ, 1985

MODELAGEM DA INTERAÇÃO PASTILHA-REVESTIMENTO  
DE VARETAS COMBUSTÍVEIS DE REATORES PWRs

Dissertação apresentada à  
Escola Politécnica da USP  
para obtenção do título de  
Mestre em Engenharia Mecânica

Orientador: Prof. Dr. Antonio Teixeira e Silva, IPEN/CNEN-SP

SÃO PAULO

1991

À Promissão, o que prometi.

À Dona Helena, o que consegui.

À Valeria, a quem não desisti.

## AGRADECIMENTOS

- À Coordenadoria para Projetos Especiais do Ministério da Marinha (COPESP) e ao Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares da Comissão Nacional de Energia Nuclear (IPEN/CNEN-SP), pelo fornecimento das instalações e equipamentos colocados a disposição para a realização deste trabalho.
- Ao Prof. Dr. Antonio Teixeira e Silva, Chefe da Seção de Análise de Acidentes da COPESP, pela orientação, apoio e incentivo e pelo enriquecimento do trabalho proporcionado por seus comentários.
- Ao MSc. José Augusto Perrotta, Chefe da Divisão de Engenharia do Núcleo da COPESP, pelo acompanhamento como co-orientador.
- Ao colega MSc. José Eduardo Rosa da Silva, Chefe da Seção de Projetos da Engenharia do Núcleo, por gentilmente ceder seu microcomputador para edição da dissertação.
- Ao colega Gelson Toshio Otani, Chefe da Divisão dos Sistemas CDC e IBM, por prover espaço físico em sua divisão e pelo suporte computacional.
- À Antonio Soares de Gouveia, Chefe da Divisão de Apoio à Engenharia e Pesquisa do Centro de Processamento de Dados

do IPEN, pelo fornecimento da impressora.

Às colegas Emília Kazumi Nakamura e Maria do Carmo Costa Falcão, Analistas de Sistemas do Departamento de Informática do IPEN, pelo suporte computacional.

Ao Prof. Dr. Oscar Brito Augusto, Professor do Departamento de Engenharia Naval da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, pela participação na banca examinadora.

Ao Prof. Dr. Pedro Carajilescov, Diretor do Departamento de Engenharia Mecânica da Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, pela participação na banca examinadora.

Aos colegas da Divisão de Engenharia do Núcleo, em especial, aos colegas Carlos Eduardo Trindade, MSc. Leandro da Silva Macedo, Cristina Sayuri Hayashi e Paulo Afonso Rodi.



## RESUMO

A interação termo-mecânica que pode ocorrer entre a pastilha de dióxido de urânio e o revestimento de varetas combustíveis de reatores a água leve pressurizada é modelada com os programas computacionais FRAPCON-1 e ANSYS. O programa de desempenho do combustível FRAPCON-1 analisa o comportamento da vareta combustível sob irradiação e gera as condições iniciais e de contorno para modelagens localizadas, térmicas e mecânicas, da vareta em elementos finitos bi e tri-dimensionais com o ANSYS. Na modelagem mecânica, um fragmento de pastilha é alocado na folga pastilha-revestimento da vareta.

Dois tipos de materiais de revestimento de varetas combustíveis são analisados: zircaloy e aço inoxidável austenítico. Comportamentos lineares e não-lineares dos materiais são admitidos, sendo que no revestimento os regimes elástico, plástico e de fluência são considerados.

A modelagem é aplicada à vareta combustível da Central Nuclear ANGRA-II. Os resultados obtidos na análise de desempenho e nas análises termo-mecânicas bi e tri-dimensionais são analisados e comparados.

## ABSTRACT

The pellet-cladding interaction that can occur in a PWR fuel rod design is modelled with the computer codes FRAPCON-1 and ANSYS. The fuel performance code FRAPCON-1 analyzes the fuel rod irradiation behavior and generates the initial conditions for the localized fuel rod thermal and mechanical modellings in two and three-dimensional finite elements with ANSYS. In the mechanical modelling, a pellet fragment is placed in the fuel rod gap.

Two types of fuel rod cladding materials are considered: Zircaloy and austenitic stainless steel. Linear and non-linear material behaviors are allowed. Elastic, plastic and creep behaviors are considered for the cladding materials.

The modelling is applied to ANGRA-II fuel rod design. The results are analyzed and compared.

## ÍNDICE

	Página
AGRADECIMENTOS.....	i
RESUMO.....	iii
ABSTRACT.....	iv
LISTA DE FIGURAS.....	vii
LISTA DE TABELAS.....	xv
Capítulo 1 - INTRODUÇÃO.....	1
Capítulo 2 - MECANISMOS DA INTERAÇÃO PASTILHA-REVESTIMENTO..	6
2.1 - Descrição Geral do Fenômeno da PCI.....	6
2.2 - Expansão Térmica e Formação de Trincas na Pastilha.	10
2.3 - Densificação, Inchamento e Reestruturação do Combustível.....	12
2.4 - Comportamento dos Materiais de Revestimento Zircaloy e Aço Inoxidável Austenítico.....	19
Capítulo 3 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA DA ANÁLISE DA PCI.....	27
Capítulo 4 - MODELAGEM PROPOSTA PARA A ANÁLISE DA PCI.....	46
Capítulo 5 - APLICAÇÃO DA MODELAGEM À VARETA COMBUSTÍVEL DE ANGRA-II.....	70
5.1 - Análise do Desempenho da Vareta Combustível de ANGRA-II.....	70
5.2 - Análise Térmica por EFs - ANGRA-II.....	90
5.3 - Análise Mecânica por EFs - ANGRA-II.....	97
Capítulo 6 - CONCLUSÕES.....	153
Capítulo 7 - REFERÊNCIAS.....	156

Apêndice 1 - ELEMENTOS COMBUSTÍVEIS DE REATORES A ÁGUA LEVE PRESSURIZADA.....	165
Apêndice 2 - PRINCIPAIS PROPRIEDADES MATERIAIS DO UO <sub>2</sub> , ZIRCALOY E AÇO INOXIDÁVEL AUSTENÍTICO.....	177
Apêndice 3 - LIMITES E CRITÉRIOS DE PROJETO TÍPICOS DE VARETAS COMBUSTÍVEIS DE PWRs.....	185
Apêndice 4 - DADOS DE ENTRADA: FRAPCON-1.....	187
Apêndice 5 - DADOS DE ENTRADA: ANSYS.....	189
Apêndice 6 - TEMPO DE EXECUÇÃO DOS MODELOS.....	197

## LISTA DE FIGURAS

	Página
FIGURA 2.1 - Aspecto da vareta combustível anterior e posterior à irradiação ("efeito bambú").....	13
FIGURA 2.2 - Comportamento da pastilha devido à primeira rampa de potência.....	13
FIGURA 3.1 - Revestimento de vareta combustível rompida por PCI causada por fragmento de pastilha e SCC (aço).....	28
FIGURA 3.2 - Aspecto da PCI com pastilha deformada e particionada.....	35
FIGURA 3.3 - Mapeamento da pastilha em exame pós-irradiação	35
FIGURA 4.1 - Elemento finito térmico bidimensional isoparamétrico de 4 nós.....	50
FIGURA 4.2 - Elemento finito térmico de transferência uniaxial de calor por convecção.....	50
FIGURA 4.3 - Modelo térmico bidimensional transversal de vareta combustível.....	52
FIGURA 4.4 - Modelo térmico bidimensional longitudinal de vareta combustível.....	54
FIGURA 4.5 - Elemento finito térmico tridimensional isoparamétrico de 8 nós.....	56
FIGURA 4.6 - Modelo térmico tridimensional de vareta combustível.....	57

FIGURA 4.7	- Elemento finito estrutural bidimensional isoparamétrico de 4 nós.....	59
FIGURA 4.8	- Elemento finito estrutural de interface bidimensional.....	59
FIGURA 4.9	- Modelo estrutural bidimensional transversal de vareta combustível.....	62
FIGURA 4.10	- Modelo estrutural bidimensional longitudinal de vareta combustível.....	63
FIGURA 4.11	- Elemento finito estrutural tridimensional isoparamétrico de 8 nós.....	67
FIGURA 4.12	- Elemento finito estrutural de interface tridimensional.....	67
FIGURA 4.13	- Modelo estrutural tridimensional de vareta combustível.....	68
FIGURA 5.1	- Vistas lateral e de topo da pastilha combustível da vareta de ANGRA-II; dimensões da pastilha.....	73
FIGURA 5.2	- Desenho de conjunto da pastilha e do revestimento da vareta combustível de ANGRA-II; dimensões do revestimento.....	74
FIGURA 5.3	- Variações radiais da pastilha e do revestimento de zircaloy ao longo da irradiação (ANGRA-II, caso-2).....	81
FIGURA 5.4	- Variações radiais da pastilha e do revestimento de aço-inox ao longo da irradiação (ANGRA-II, caso-2).....	81
FIGURA 5.5	- Temperaturas da pastilha e do revestimento de	

zircaloy ao longo da irradiação (ANGRA-II, caso-2).....	82
FIGURA 5.6 - Temperaturas da pastilha e do revestimento de aço-inox ao longo da irradiação (ANGRA-II, caso-2).....	82
FIGURA 5.7 - Pressão interna do gás na vareta de zircaloy ao longo da irradiação (ANGRA-II, caso-2).....	83
FIGURA 5.8 - Pressão interna do gás na vareta de aço-inox ao longo da irradiação (ANGRA-II, caso-2).....	83
FIGURA 5.9 - Distribuição radial das temperaturas na pastilha e no revestimento obtidas pela análise térmica por EFs (ANGRA-II, 100% potência).....	93
FIGURA 5.10 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 2-D, 70% potência).....	101
FIGURA 5.11 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 2-D, 100% potência).....	102
FIGURA 5.12 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 2-D, 70% potência).....	103
FIGURA 5.13 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 2-D, 100% potência).....	104
FIGURA 5.14 - Pontos nodais considerados na análise dos deslocamentos radiais nos modelos mecânicos transversal e longitudinal.....	107



FIGURA 5.15 - Deslocamentos da pastilha e do revestimento de zircaloy no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 2-D, 70% potência).....	113
FIGURA 5.16 - Deslocamentos da pastilha e do revestimento de zircaloy no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 2-D, 100% potência).....	113
FIGURA 5.17 - Deslocamentos da pastilha e do revestimento de aço-inox no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 2-D, 70% potência).....	114
FIGURA 5.18 - Deslocamentos da pastilha e do revestimento de aço-inox no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 2-D, 100% potência).....	114
FIGURA 5.19 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de zircaloy no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 2-D, regime elástico, fragmento parcialmente alocado, 100% potência).....	117
FIGURA 5.20 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de zircaloy no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 2-D, regime plástico, fragmento parcialmente alocado, 100% potência).....	118
FIGURA 5.21 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de zircaloy no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 2-D, regime fluência, fragmento parcialmente alocado, 100% potência).....	119
FIGURA 5.22 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de aço-inox no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 2-D, regime elástico, fragmento parcialmente alocado, 100%	



	potência).....	120
FIGURA 5.23 -	Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de aço-inox no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 2-D, regime plástico, fragmento parcialmente alocado, 100% potência).....	121
FIGURA 5.24 -	Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de aço-inox no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 2-D, regime fluência, fragmento parcialmente alocado, 100% potência).....	122
FIGURA 5.25 -	Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de zircaloy no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 2-D, regime elástico, fragmento parcialmente alocado, 100% potência).....	125
FIGURA 5.26 -	Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de zircaloy no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 2-D, regime plástico, fragmento parcialmente alocado, 100% potência).....	126
FIGURA 5.27 -	Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de zircaloy no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 2-D, regime fluência, fragmento parcialmente alocado, 100% potência).....	127
FIGURA 5.28 -	Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de aço-inox no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 2-D, regime elástico, fragmento parcialmente alocado, 100% potência).....	128

FIGURA 5.29 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de aço-inox no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 2-D, regime plástico, fragmento parcialmente alocado, 100% potência).....	129
FIGURA 5.30 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de aço-inox no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 2-D, regime fluência, fragmento parcialmente alocado, 100% potência).....	130
FIGURA 5.31 - Pontos nodais considerados na análise dos deslocamentos radiais no modelo mecânico tridimensional.....	134
FIGURA 5.32 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 3-D, 70% potência).....	136
FIGURA 5.33 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 3-D, 70% potência).....	137
FIGURA 5.34 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de zircaloy no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 3-D, regime elástico, fragmento parcialmente alocado, 70% potência).....	138
FIGURA 5.35 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de zircaloy no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 3-D, regime plástico, fragmento parcialmente alocado, 70% potência).....	139
FIGURA 5.36 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de zircaloy no plano transversal	

da vareta (ANGRA-II, 3-D, regime fluência, fragmento parcialmente alocado, 70% potência).....	140
<b>FIGURA 5.37</b> - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de zircaloy no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 3-D, regime elástico, fragmento parcialmente alocado, 70% potência).....	141
<b>FIGURA 5.38</b> - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de zircaloy no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 3-D, regime plástico, fragmento parcialmente alocado, 70% potência).....	142
<b>FIGURA 5.39</b> - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de zircaloy no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 3-D, regime fluência, fragmento parcialmente alocado, 70% potência).....	143
<b>FIGURA 5.40</b> - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de aço-inox no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 3-D, regime elástico, fragmento parcialmente alocado, 70% potência).....	144
<b>FIGURA 5.41</b> - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de aço-inox no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 3-D, regime plástico, fragmento parcialmente alocado, 70% potência).....	145
<b>FIGURA 5.42</b> - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de aço-inox no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 3-D, regime fluência, fragmento parcialmente alocado, 70%	

potência).....	146
FIGURA 5.43 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de aço-inox no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 3-D, regime elástico, fragmento parcialmente alocado, 70% potência).....	147
FIGURA 5.44 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de aço-inox no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 3-D, regime plástico, fragmento parcialmente alocado, 70% potência).....	148
FIGURA 5.45 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de aço-inox no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 3-D, regime fluência, fragmento parcialmente alocado, 70% potência).....	149
FIGURA A1.1 - Esquema de uma usina termo e elétrica convencional.....	166
FIGURA A1.2 - Esquema de uma usina termo e elétrica nuclear.....	166
FIGURA A1.3 - Reator PWR típico.....	168
FIGURA A1.4 - Elemento combustível de reator PWR.....	171
FIGURA A1.5 - Vareta combustível de reator PWR.....	172
FIGURA A2.1 - Diagrama tensão-deformação zircaloy.....	181
FIGURA A2.2 - Diagrama tensão-deformação aço-inox.....	184

## LISTA DE TABELAS

	Página
TABELA 2.1 - Comparação das principais propriedades materiais do zircaloy, aço-inox e UO <sub>2</sub> .....	22
TABELA 2.2 - Características metalúrgicas do zircaloy e do aço inoxidável austenítico como materiais de revestimento da vareta combustível.....	26
TABELA 3.1 - Comparação de modelagens da PCI adotadas pelas principais referências.....	44
TABELA 5.1 - Dados do projeto termoidráulico do núcleo do reator de ANGRA-II.....	71
TABELA 5.2 - Geometria do elemento combustível do reator de ANGRA-II.....	72
TABELA 5.3 - Resultados de FRAP1/ZR (ANGRA-II, caso-1).....	77
TABELA 5.4 - Resultados de FRAP1/SS (ANGRA-II, caso-1).....	78
TABELA 5.5 - Resultados de FRAP1/ZR (ANGRA-II, caso-2).....	79
TABELA 5.6 - Resultados de FRAP1/SS (ANGRA-II, caso-2).....	80
TABELA 5.7 - Resultados de FRAP1/ZR (ANGRA-II, caso-3).....	89
TABELA 5.8 - Resultados de FRAP1/SS (ANGRA-II, caso-3).....	89
TABELA 5.9 - Temperaturas do refrigerante e valores do coeficiente de transferência de calor à vários níveis de potência obtidos por FRAP1/ZR (ANGRA-II, caso-3).....	92

TABELA 5.10 - Temperaturas do refrigerante e valores do coeficiente de transferência de calor à vários níveis de potência obtidos por FRAP1/SS (ANGRA-II, caso-3).....	92
TABELA 5.11 - Comparação das temperaturas internas e externas da pastilha e do revestimento de zircaloy obtidas pela análise de desempenho e análises térmicas.....	95
TABELA 5.12 - Comparação das temperaturas internas e externas da pastilha e do revestimento de aço-inox obtidas pela análise de desempenho e análises térmicas.....	96
TABELA 5.13 - Variação do diferencial de pressão interna x externa à vários níveis de potência obtidos por FRAP1/ZR (ANGRA-II, caso-3).....	98
TABELA 5.14 - Variação do diferencial de pressão interna x externa à vários níveis de potência obtidos por FRAP1/SS (ANGRA-II, caso-3).....	98
TABELA 5.15 - Deslocamentos nodais radiais da pastilha e do revestimento de zircaloy e aço-inox obtidos pelo modelo mecânico transversal considerando 3 condições de hipóteses de estado plano (ANGRA-II, pastilha íntegra, 70 e 100% potência).....	106
TABELA 5.16 - Deslocamentos nodais radiais da pastilha e do revestimento de zircaloy e aço-inox obtidos pelo modelo mecânico longitudinal (ANGRA-II, pastilha íntegra, 70 e 100% potência).....	106
TABELA 5.17 - Deslocamentos nodais radiais da pastilha e do revestimento de zircaloy e aço-inox obtidos pelo modelo mecânico transversal para	

diferentes hipóteses de estado plano na pastilha (ANGRA-II, pastilha particionada, fragmento parcialmente alocado, 70 e 100% potência)..... 112

**TABELA 5.18** - Deslocamentos nodais radiais da pastilha e do revestimento de zircaloy e aço-inox obtidos pelo modelo mecânico longitudinal (ANGRA-II, pastilha particionada, fragmento parcialmente alocado, 70 e 100% potência)..... 112

**TABELA 5.19** - Tensões máximas no revestimento de zircaloy e aço-inox obtidos pelo modelo mecânico transversal com a hipótese de estado plano de tensão na pastilha (ANGRA-II, pastilha particionada, fragmento parcialmente alocado, 70 e 100% potência)..... 123

**TABELA 5.20** - Tensões máximas no revestimento de zircaloy e aço-inox obtidos pelo modelo mecânico transversal com a hipótese de estado plano de deformação na pastilha (ANGRA-II, pastilha particionada, fragmento parcialmente alocado, 70 e 100% potência)..... 123

**TABELA 5.21** - Tensões máximas no revestimento de zircaloy e aço-inox obtidos pelo modelo mecânico longitudinal (ANGRA-II, pastilha particionada, fragmento parcialmente alocado, 70 e 100% potência)..... 131

**TABELA 5.22** - Deslocamentos nodais radiais da pastilha e do revestimento de zircaloy e aço-inox obtidos pelo modelo mecânico tridimensional (ANGRA-II, pastilha íntegra, 70% potência)..... 133

**TABELA 5.23** - Deslocamentos nodais radiais da pastilha e do revestimento de zircaloy e aço-inox obtidos



	pelo modelo mecânico tridimensional (ANGRA-II, pastilha particionada, fragmento parcialmente alocado, 70% potência).....	133
<b>TABELA 5.24</b>	- Tensões máximas no revestimento de zircaloy e aço-inox obtidos pelo modelo mecânico tridimensional (ANGRA-II, pastilha particionada, fragmento parcialmente alocado, 70% potência).....	151
<b>TABELA A2.1</b>	- Variação do comportamento à tração do zircaloy-4 stress-relieved devido à irradiação em diferentes temperaturas.....	180
<b>TABELA A2.2</b>	- Variação do comportamento à tração do zircaloy-4 recristalizado devido à irradiação em diferentes temperaturas.....	180
<b>TABELA A2.3</b>	- Variação do comportamento à tração do aço AISI 347 devido à irradiação em diferentes temperaturas.....	183
<b>TABELA A4.1</b>	- Dados de entrada do programa FRAPCON-1 para simulação de uma rotina de operação normal da vareta combustível de ANGRA-II.....	187
<b>TABELA A4.2</b>	- Dados de entrada do programa FRAPCON-1 para simulação da vareta combustível de ANGRA-II a máxima potência.....	188
<b>TABELA A4.3</b>	- Dados de entrada do programa FRAPCON-1 para simulação da vareta combustível de ANGRA-II para uma rampa de 0 a 112% da potência nominal	188
<b>TABELA A5.1</b>	- Dados de entrada do programa ANSYS para simulação do modelo térmico tridimensional da vareta combustível de ANGRA-II com revestimento de zircaloy.....	189



<b>TABELA A5.2</b>	<b>- Dados de entrada do programa ANSYS para simulação do modelo térmico tridimensional da vareta combustível de ANGRA-II com revestimento de aço-inox.....</b>	<b>191</b>
<b>TABELA A5.3</b>	<b>- Dados de entrada do programa ANSYS para simulação do modelo mecânico tridimensional da vareta combustível de ANGRA-II com revestimento de zircaloy.....</b>	<b>193</b>
<b>TABELA A5.4</b>	<b>- Dados de entrada do programa ANSYS para simulação do modelo mecânico tridimensional da vareta combustível de ANGRA-II com revestimento de aço-inox.....</b>	<b>196</b>
<b>TABELA A6.1</b>	<b>- Tempo de processamento dos modelos térmicos e mecânicos bi e tri-dimensionais nos casos considerados.....</b>	<b>199</b>

## 1- INTRODUÇÃO

Uma densidade de potência elevada e uma radioatividade induzida associada são os principais fatores que distinguem os reatores nucleares das usinas convencionais. Estes fatores acionam uma gama de fenômenos químicos, térmicos, mecânicos e nucleares que resultam em um vasto campo de investigação em todas as áreas da engenharia.

Um componente da maior importância em um reator nuclear é a vareta combustível, pois em seu interior está contido o combustível nuclear, de onde provém o fornecimento de energia da usina. Do ponto de vista da segurança, a vareta atua como uma primeira barreira à liberação de radioatividade para o meio ambiente, pois retém, além do combustível, os produtos de fissão constituídos por radionuclídeos sólidos e gasosos. As condições de trabalho da vareta são muito severas, estando submetida à elevados gradientes de temperatura, alta pressão (principalmente no caso do reator ser do tipo refrigerado a água leve pressurizada, PWR - "Pressurized Water Reactor") e à irradiação. Este conjunto constitui um quadro de solicitações extremas e pouco comuns fora da área nuclear. Desta forma, um dos requisitos da maior relevância na engenharia de reatores nucleares é o de preservar a integridade da vareta combustível durante a irradiação.

Com a operação de diversos reatores de potência, muitas varetas falharam, mesmo quando em operação normal, demonstrando a

necessidade de uma maior compreensão sobre o seu comportamento. Dentre as falhas verificadas, a maioria ocorreu devido à interação termo-mecânica entre a pastilha combustível e o revestimento da vareta combustível (PCI - "Pellet Cladding Interaction").

Desde a sua constatação a aproximadamente duas décadas, a interação entre a pastilha combustível e o revestimento tem se estabelecido como o principal fenômeno causador de falhas em varetas combustíveis durante a irradiação em PWRs. Na verdade, não haveriam problemas mecânicos no revestimento caso não ocorresse a PCI. Na sua ausência, o revestimento estará praticamente sujeito às tensões de compressão para os quais foi projetado, já que, por critérios de projeto, a pressão externa induzida pelo fluido refrigerante deve ser sempre maior que a pressão interna devido ao gás de pressurização e aos gases de fissão liberados do combustível. Embora os efeitos da PCI tenham sido significativamente diminuídos através de melhores projetos e estratégias operacionais, novos aspectos da PCI continuam a surgir quando novas experiências são realizadas.

Entre os principais fenômenos que ocorrem na pastilha e que induzem à sua interação com o revestimento da vareta combustível incluem-se a expansão térmica, a formação de trincas devido ao elevado gradiente de temperaturas e a ciclagem térmica e o inchamento devido aos produtos de fissão, fenômenos estes que ocasionam o aumento do diâmetro da pastilha combustível. Em varetas com revestimento de zircaloy, devido à elevada pressão externa e à alta fluência térmica e induzida pela irradiação, o

revestimento tende a se comprimir auxiliando ainda mais para que o contato ocorra. Após o contato, a pastilha tende a impor a sua deformação ao revestimento, desenvolvendo tensões trativas e deformações que podem levar, auxiliadas por um meio corrosivo, à falha do revestimento da vareta combustível.

Estudos desenvolvidos para varetas combustíveis com revestimento de aço-inoxidável austenítico em operação normal de PWRs têm demonstrado que a PCI ocorre em um tempo de irradiação maior do que o observado para varetas combustíveis com revestimentos de zircaloy. A razão para isto, é a maior expansão térmica e a quase ausência de fluência térmica apresentada pelo aço-inox, que tende a manter a folga pastilha-revestimento aberta durante praticamente todo o período de irradiação. A fluência induzida pela irradiação do aço-inox é menor do que a do zircaloy nas temperaturas de operação de PWRs. Entretanto, trabalhos recentes têm demonstrado que, devido ao elevado gradiente térmico desenvolvido na pastilha, esta pode rachar, relocando fragmentos que podem se alojar na folga pastilha-revestimento. Além disto, fragmentos de pastilha podem também alojar-se na folga durante a fabricação e/ou transporte da vareta. Sendo assim, a interação pode ocorrer em varetas combustíveis a qualquer tempo, pois com o fragmento alojado na folga, qualquer aumento na potência do reator pode induzir, pelos fenômenos citados, à interação em PWRs.

A ocorrência da PCI gera elevadas tensões locais no revestimento as quais são altamente propícias à induzir a corrosão sob tensão (SCC - "Stress Corrosion Cracking"). Para varetas de

zircaloy este fenômeno ocorre na face interna do revestimento, pois os principais agentes corrosivos do zircaloy são os gases de fissão césio e iodo, enquanto que para varetas de aço-inox, a SCC ocorre preferencialmente na face externa do revestimento, já que o principal agente corrosivo é o meio aquoso de refrigeração.

Neste trabalho é desenvolvida uma modelagem através de programas computacionais para a análise da interação mecânica pastilha-revestimento de varetas combustíveis de PWRs. Em uma primeira fase, a análise é desenvolvida por um programa computacional de desempenho do combustível para toda a extensão da vareta, visando a observação dos vários fenômenos na pastilha e no revestimento que levam à esta interação. A seguir, com as condições iniciais e de contorno geradas pela análise de desempenho, uma análise termo-mecânica localizada da vareta combustível é desenvolvida através de modelos em elementos finitos bidimensionais (nos planos transversal e longitudinal) e tridimensionais. Nesta análise, é prevista a alocação de um fragmento de pastilha na folga pastilha-revestimento da vareta.

Dois tipos de materiais de revestimento de varetas combustíveis são analisados: zircaloy e aço inoxidável austenítico. Comportamentos lineares e não-lineares dos materiais da vareta combustível são admitidos, sendo que no revestimento são considerados os regimes elástico, plástico e de fluência.

O capítulo-2 descreve os fenômenos que levam à PCI na vareta combustível e o capítulo-3 apresenta uma revisão

bibliográfica de modelagens termo-mecânicas aplicadas à esta análise.

Os modelos bi e tri-dimensionais propostos são discutidos no capítulo-4. No capítulo-5, estes modelos são aplicados à vareta combustível da Central Nuclear ANGRA-II.

O apêndice-1 apresenta uma descrição dos elementos combustíveis de PWRs e o apêndice-2 as propriedades materiais dos componentes da vareta combustível, necessárias à análise da PCI. Os limites de projeto para varetas combustíveis de PWRs são apresentados no apêndice-3. Nos apêndices 4 e 5 são listados dados de entrada dos programas computacionais utilizados na análise.

## 2- MECANISMOS DA INTERAÇÃO PASTILHA-REVESTIMENTO

### 2.1- Descrição Geral do Fenômeno da PCI

Sob irradiação no reator, o diâmetro da pastilha combustível de dióxido de urânio ( $UO_2$ ) modifica-se em relação ao seu valor não irradiado devido aos seguintes efeitos:

- a) expansão térmica e formação de trincas, associadas ao fenômeno da relocação;
- b) densificação e inchamento induzidos pela irradiação e efeitos da reestruturação.

Da mesma forma, o diâmetro do revestimento modifica-se em relação ao seu valor não irradiado pelos seguintes efeitos:

- a) expansão térmica;
- b) diferencial de pressão aplicado;
- c) fluência térmica e sob irradiação.

Os efeitos da expansão térmica da pastilha combustível  $UO_2$  são aproximadamente proporcionais à potência aplicada e se manifestam logo no início da operação do reator. Quando a potência do reator é levada gradualmente ao seu valor nominal, um gradiente térmico desenvolve-se nas pastilhas de forma cilíndrica circular, gerando tensões térmicas tangenciais e longitudinais. As tensões térmicas tangenciais induzem à formação de trincas radiais que se abrem, causando, se a geometria da vareta permite, a interação



mecânica com o revestimento. O valor das forças de interação depende do nível de potência e de parâmetros de projeto da vareta combustível. A coluna de pastilhas expande axialmente e, em consequência, tende a deslizar em relação ao revestimento. Forças de atrito irão se opor ao deslizamento, formando um sistema de forças na pastilha e no revestimento. Quando a potência é aumentada, as forças de interação aumentam, formando mais trincas radiais e longitudinais na pastilha.

A maioria das forças de interação são aplicadas localmente nas interfaces da pastilha, resultando em concentrações locais de deformação. Cada uma destas deformações é muito pequena, mas adicionadas causarão aumentos mensuráveis no comprimento e no diâmetro do revestimento.

Se a potência é mantida constante no seu valor máximo, nenhuma deformação posterior será produzida por expansão térmica mas, com a queima prolongada, dois efeitos irão concorrer para a modificação do diâmetro da pastilha: a diminuição gradual por densificação e o aumento pelo inchamento causado por produtos de fissão sólidos e gasosos formados na fissão do urânio. Além disto, no caso da ciclagem da potência, aparece associado aos efeitos acima a relocação do combustível, que é também função do nível da potência e da queima. As partes rachadas da pastilha são relocadas na direção do revestimento, reduzindo a espessura efetiva da folga pastilha-revestimento.

Em varetas combustíveis que operam a uma taxa de queima elevada, podem ocorrer alterações substanciais na morfologia do



combustível provocada pelo nível elevado da temperatura e pelo gradiente térmico acentuado. Essas alterações caracterizam a reestruturação do combustível e envolvem crescimento equiaxial dos grãos da região intermediária do combustível, migração das cavidades (poros e bolhas) das regiões mais centrais do combustível para a linha central, levando ao aparecimento de grãos colunares e de um vazio central. O resultado direto deste processo é a redistribuição do combustível para a periferia.

Da concorrência dos efeitos acima e com a queima prolongada, o efeito do inchamento, associado aos efeitos da relocação e reestruturação, pode predominar sobre a densificação, levando o diâmetro da pastilha a um valor maior do que o inicialmente obtido por expansão térmica.

A folga pastilha-revestimento é um fator determinante para a ocorrência da PCI. No caso da folga inicial ser relativamente pequena, a expansão térmica associada aos fenômenos acima, podem levar à interação, uma vez que a expansão térmica do revestimento pode ser de menor magnitude devido às menores temperaturas aí desenvolvidas. Uma solução seria aumentar a folga pastilha-revestimento para um valor no qual pudesse ser evitada a interação. Isto, entretanto, levaria à deterioração da condução de calor na folga, elevando as temperaturas no combustível e, conseqüentemente, a sua expansão térmica.

Em PWRs, o revestimento da vareta combustível está sob alta pressão externa, levando a um diferencial de pressão no revestimento. Este diferencial de pressão tende a colapsar o

revestimento em direção à pastilha, auxiliando para que a interação ocorra. Apesar de que uma certa pressurização interna é feita na vareta combustível, esta não pode ser aumentada indiscriminadamente para diminuir o diferencial de pressão no revestimento, pois, em casos de acidentes, a temperatura da vareta se eleva, aumentando a pressão interna a níveis que podem causar a falha do revestimento.

Com a irradiação prolongada, outro fenômeno no revestimento que contribui para que a interação ocorra é a fluência, que é uma deformação lenta e permanente do material devido à aplicação de uma tensão constante. A temperatura é um fator de aceleração deste processo, e quando presente, a fluência é conhecida como térmica. Em reatores nucleares, a fluência é também acelerada pela irradiação, e depende do tempo de irradiação e do fluxo de neutrons no reator. A aplicação de uma tensão compressiva no revestimento, em ambiente de alta temperatura e elevado fluxo neutrônico, tende a deformar o revestimento em direção da pastilha, auxiliando para que a interação ocorra.

Em regime de operação normal de PWRs, muitas varetas combustíveis falharam devido à interação mecânica entre a pastilha e o revestimento acompanhada por corrosão assistida por tensão [01]. A corrosão sob tensão (SCC) implica que tanto uma tensão trativa quanto o meio corrosivo devem estar presentes simultaneamente para causar a falha do material. A tensão pode ser de natureza microestrutural, intergranular ou macroscópica para nuclear o ataque por corrosão, que no caso da vareta combustível tem na interação pastilha-revestimento a sua maior fonte de

tensões para esta nucleação. A probabilidade das varetas virem a falhar durante a irradiação depende de fatores tais como o grau da interação pastilha-revestimento, o tempo de permanência na máxima potência alcançada, a taxa de variação da potência, a queima do combustível, entre outros. Quando há a ocorrência do contato pastilha-revestimento e é grande a magnitude da variação de potência, podem ocorrer instabilidades plásticas locais e escoamento do material de revestimento. Quando a magnitude e a taxa de variação da potência não são valores elevados, a expansão térmica da pastilha não imprime esforço suficiente ao revestimento para produzir uma deformação plástica indesejável, mas a presença de produtos de fissão no caso do zircaloy e do meio aquoso de refrigeração no caso do aço-inox possibilitam a ocorrência de falhas por corrosão sob tensão.

## 2.2- Expansão Térmica e Formação de Trincas na Pastilha

Quando irradiada, a pastilha de  $UO_2$  sofre expansão térmica e se deforma, deixando a sua forma cilíndrica original. À um nível relativamente baixo de potência, a pastilha desenvolve um processo de trincamento e particionamento ao longo dos planos transversais e longitudinais ao seu eixo e que deve se estender com a elevação da potência. Estas trincas são devidas às elevadas tensões térmicas que excedem a tensão de ruptura à tração do  $UO_2$  (~100 MPa).

O processo de trincamento ocorre de fora para dentro da pastilha, pois as maiores tensões trativas localizam-se na região mais externa da pastilha, onde se observa um comportamento frágil

do material combustível ( $T < 1400^{\circ}\text{C}$ ). Na região interna da pastilha, as tensões térmicas são compressivas e, devido à tensão de ruptura do  $\text{UO}_2$  para compressão ser de maior magnitude, trincas nesta região não devem surgir. Além disto, a região interna da pastilha apresenta uma transição de comportamento frágil para dúctil induzida pela elevada temperatura central, podendo então sustentar uma pequena deformação plástica antes de se fraturar.

A maior consequência do trincamento da pastilha combustível é criar um volume de vazios entre as superfícies da trinca, o qual é ocupado pelos gases de fissão, causando um deslocamento da pastilha em direção ao revestimento. Quando a pastilha se particiona, a tensão normal à trinca se anula neste ponto e este alívio de tensão, juntamente com o sistema de tensões ainda elevadas no interior do combustível, faz com que a trinca seja aberta ainda mais e acompanhada pela deformação e deslocamentos radiais dos bordos da pastilha.

O particionamento da pastilha, aliada à expansão térmica da primeira rampa de potência, faz com que os segmentos da pastilha particionada se desloquem radialmente, causando o fechamento de parte da folga inicial entre a pastilha e o revestimento. Este fenômeno é denominado de relocação inicial e é capaz de fechar a folga pastilha-revestimento de 50 a 70% logo no início da irradiação da vareta [52][60][61]. Se a geometria da vareta permitir, a expansão térmica e a relocação da pastilha levarão à ocorrência da PCI. Com a irradiação, a altura das pastilhas também aumenta fazendo com que deslizem axialmente por sobre o tubo de revestimento. Forças de atrito opõem-se à este

deslizamento formando um sistema de forças trativas no revestimento e um sistema de forças compressivas na coluna de pastilhas combustíveis.

A maioria das forças de interação são aplicadas nos pontos extremos da pastilha, resultando em locais de deformações concentradas no revestimento. Estas deformações são relativamente pequenas, mas fornecem um aumento mensurável no tamanho e no diâmetro do revestimento nas interfaces com a pastilha ("efeito bambú"), Fig.(2.1).

Ciclos de potência posteriores podem induzir à formação e propagação de novas trincas, podendo, inclusive, originar fragmentos desconectados da pastilha e que venham a se alojar entre a pastilha e o revestimento, constituindo pontos de concentração de tensão e/ou corrosão.

### 2.3- Densificação, Inchamento e Reestruturação do Combustível

Se a potência é mantida no seu valor máximo, não serão produzidas maiores deformações no revestimento por expansão térmica da pastilha, mas com a queima, dois efeitos concorrem para a modificação do diâmetro da pastilha: a diminuição gradual por densificação e o aumento devido ao inchamento induzido pela irradiação. Nestas condições, as forças de interação alteram-se de forma que parte da variação volumétrica da pastilha acomoda-se por deformações elasto-plásticas da própria pastilha e do revestimento. Se, no entanto, o histórico de potência for irregular, a deformação no revestimento induzida pela pastilha não

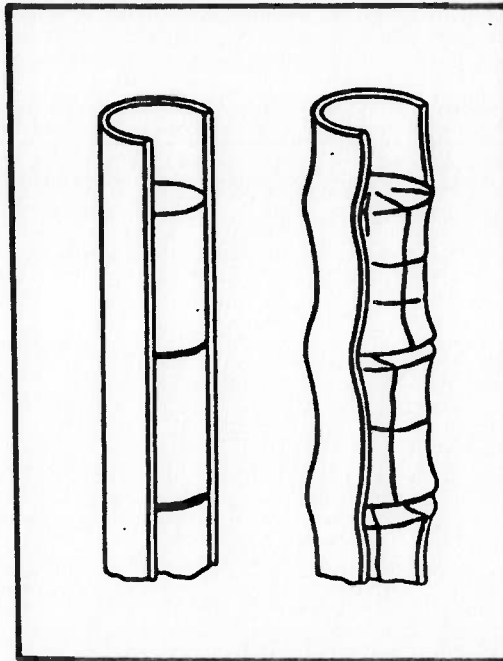


FIGURA 2.1 - Aspecto da vareta combustível anterior e posterior à irradiação ("efeito bambú").

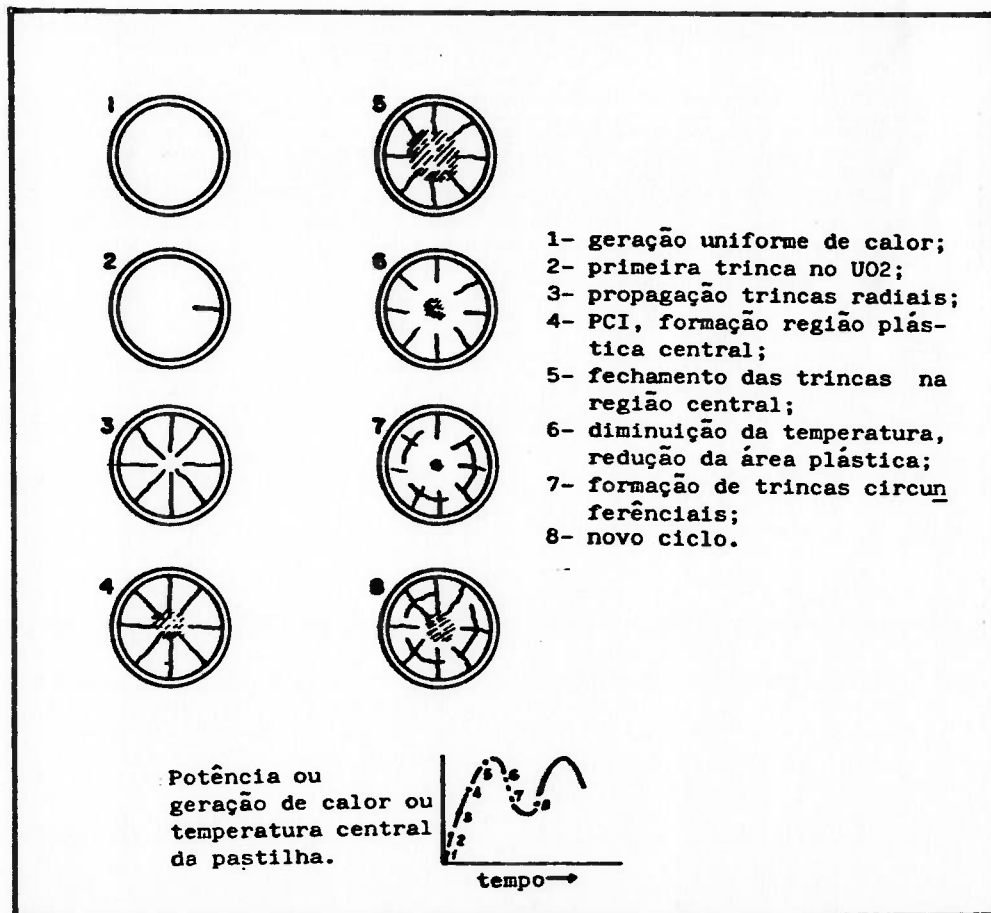


FIGURA 2.2 - Comportamento da pastilha devido à primeira rampa de potência.

mais será aplicada continuamente, mas sim por incrementos de deformação durante os picos de potência. A magnitude do incremento de deformação que ocorre durante o pico de potência, depende do nível máximo desta e da variação do diâmetro da pastilha que tenha ocorrido desde o último pico de potência. O montante da deformação depende de quão rápida a potência é elevada. A Fig.(2.2) mostra em forma de diagrama, as trincas e deformações da pastilha devido à primeira rampa de potência.

Após algumas horas de irradiação, a densificação da pastilha combustível torna-se o efeito preponderante, onde devido à baixa queima, a porosidade inicial de fabricação ainda se encontra presente. Seu efeito causa uma diminuição volumétrica da pastilha e um aumento na sua densidade, resultando no aumento da folga pastilha-revestimento e na redução do comprimento da coluna de pastilhas.

A densificação ocorre pela eliminação da porosidade inicial dispersa na pastilha que perdura no processo de fabricação (sinterização) e, por isto, ocorre com maior intensidade em pastilhas com baixa densidade. As condições de temperatura e pressão favorecem a densificação, mas é a irradiação o principal agente causador do fenômeno, pois interage com os gases aprisionados nos poros, dissolvendo-os na matriz do material cerâmico.

As altas temperaturas e o elevado gradiente térmico na pastilha induzem substanciais alterações na morfologia do material combustível durante a sua irradiação. Apesar da pastilha

combustível ser originariamente sólida, uma considerável região de vazios pode se desenvolver no seu centro. O vazio é formado pelo movimento da porosidade original do material cerâmico para o centro da pastilha.

Imediatamente adjacente ao vazio, localiza-se uma região sólida caracterizada por grãos colunares. Os contornos destes grãos são linhas radiais que são caminhos de migração dos poros presentes no material combustível, ou ainda, bolhas de gases de fissão que se movem induzidas pelo gradiente de temperatura. O movimento da porosidade até o centro da pastilha é o processo causador do desenvolvimento do vazio central.

Externamente à região de grãos colunares, encontra-se uma faixa de grãos equiaxiais. Nesta região, a temperatura ao invés do gradiente térmico é o parâmetro significativo. Observa-se que os pequenos grãos do material, como originariamente fabricado, têm um crescimento de várias vezes o seu tamanho. Este processo de crescimento de grãos não é estritamente peculiar de materiais combustíveis irradiados e não requer exposição à radiação nuclear. O fenômeno é observado em materiais cerâmicos mantidos a elevadas temperaturas.

Externamente à região de grãos equiaxiais e próximo ao revestimento, há um anel de combustível que mantém a microestrutura original. As temperaturas nesta região são muito baixas para causar qualquer reestruturação observável do material combustível.



A principal consequência da reestruturação do combustível é a densificação das regiões de grãos colunares e equiaxiais a densidades específicas de cada região e que independem da densidade original de fabricação. A densidade da região dos grãos colunares é estimada ser da ordem de 95 à 99% da densidade teórica do combustível a mesma temperatura. Estima-se que as temperaturas para a formação desta estrutura seja da ordem de 1700 à 2150°C . A densidade e as temperaturas da zona de grãos equiaxiais estão ligeiramente abaixo daquelas observadas para a zona de grãos colunares.

Após o processo de reestruturação e densificação devido à remoção da porosidade original de fabricação da pastilha e do crescimento de grãos, a densidade da pastilha volta a decrescer devido à geração de produtos de fissão sólidos e gasosos na estrutura interna do combustível.

Durante a irradiação da pastilha combustível, diversos produtos de fissão sólidos e gasosos inseridos na rede cristalina do UO<sub>2</sub> tendem a se liberar para o exterior da pastilha combustível ou para o vazio central criado pela reestruturação do combustível. Dentre os vários elementos que contribuem para este processo, os mais importantes são o Xe e o Kr. Isto se deve, principalmente, à insolubilidade destes na rede cristalina do combustível e ao fato de serem gasosos nos seus estados normais puros. A insolubilidade e o estado gasoso implicam que, se cineticamente possível, o Xe e o Kr serão rejeitados da rede cristalina do combustível

A liberação e a dissolução dos produtos de fissão na

folga pastilha-revestimento levam a um aumento da pressão interna da vareta combustível e deterioram as propriedades de transferência de calor do gás He usado na pressurização interna da vareta. Quando da ocorrência da PCI, os produtos de fissão liberados podem quimicamente contribuir para a ocorrência de SCC em revestimentos de zircaloy.

A parcela de gases de fissão retida no interior da pastilha irá formar bolhas no combustível. Como a densidade do gás nas bolhas é consideravelmente menor que a do combustível sólido, os átomos dos gases residentes nas bolhas ocupam um volume maior do que aquele ocupado pelos átomos físseis. Os gases contidos nas bolhas irão precipitar-se na sua fase sólida, formando metais nobres inseridos na rede cristalina do combustível. Estes gases e seus precipitados proporcionam uma expansão volumétrica permanente da pastilha em uma escala maior do que se o Xe e o Kr tivessem permanecido dispersos na rede cristalina do combustível. A este processo denomina-se inchamento ("swelling").

O inchamento influi no desempenho da vareta combustível, pois as bolhas de gás de baixa condutividade térmica diminuem a condutividade térmica do combustível, levando à maiores temperaturas centrais na pastilha e favorecendo a ocorrência da PCI.

O inchamento e a liberação de produtos de fissão são fenômenos complementares. Uma região do combustível que apresentar uma grande liberação de gases de fissão irá exibir um pequeno inchamento devido ao pouco gás remanescente no combustível para

formar bolhas. Por sua vez, a completa retenção dos gases de fissão em uma região do combustível é, normalmente, acompanhada por um significativo inchamento. Estes efeitos podem ser observados pelo exame do comportamento dos gases de fissão como uma função da posição radial na pastilha combustível. Próximo a periferia do combustível, onde são encontradas as menores temperaturas, os gases de fissão estão praticamente imóveis levando então a uma liberação e a um inchamento relativamente pequenos nesta região. Em uma posição radial intermediária, ocorre uma apreciável liberação de gases de fissão associada a um grande inchamento devido à uma significativa fração de gases retidos no combustível na forma de bolhas. Na região interna da pastilha, onde as maiores temperaturas do combustível são atingidas, praticamente todo o gás de fissão é liberado a medida que é produzido, e o inchamento é muito pequeno.

No início da vida a porosidade diminui o efeito do inchamento, pois os produtos de fissão se acomodam nos poros. Este fato é comprovado através de experimentos que registram um inchamento maior em pastilhas sem porosidade (100% densas) do que em pastilhas com porosidade [16]. Verifica-se que o inchamento é muito pequeno enquanto a maioria dos poros não estiver totalmente ocupada. Nota-se, portanto, que uma parcela de porosidade na pastilha é favorável ao desempenho do combustível para acomodar produtos de fissão que poderiam provocar o inchamento e permitir a reestruturação do combustível em uma configuração anular que diminua a temperatura central. Durante a fabricação do combustível, o  $UO_2$  é compactado e sinterizado em elevadas temperaturas para a obtenção de pastilhas com uma densidade de

-95% da densidade teórica do cristal. Maiores densidades poderiam ser atingidas, mas alguma porosidade homogeneamente distribuída através do sólido com poros de formato irregular é, como visto, até desejável.

#### 2.4- Comportamento dos Materiais de Revestimento Zircaloy e Aço Inoxidável Austenítico

Aço inoxidável austenítico foi o material escolhido para revestimento do combustível nos primeiros PWRs. A partir dos anos sessenta, os aços-inox foram substituídos nos reatores comerciais por ligas de zircônio, devido à sua menor seção de choque de absorção para nêutrons térmicos e à sua maior temperatura de fusão. Uma menor absorção de nêutrons térmicos permite que núcleos com combustíveis revestidos de zircaloy operem com menores custos de enriquecimento do que núcleos com combustíveis revestidos de aço-inox. Uma maior temperatura de fusão permite ao zircaloy manter uma maior integridade (melhor resistência mecânica) do que o aço-inox durante acidentes extremos nos quais as temperaturas do revestimento podem exceder 1200°C.

Apesar dos fatores acima, existem algumas vantagens em se utilizar aço-inox em PWRs [04][05][08]. Durante operação normal e transientes controlados, o aço-inox é mais resistente do que o zircaloy e é então menos susceptível a danos devidos à interação mecânica entre a pastilha combustível e o revestimento. O aço-inox é também menos susceptível do que o zircaloy à corrosão sob tensão por produtos de fissão gerados no combustível. Em consequência, a formação de trincas na parede interna do revestimento é menos

provável e maiores concentrações de produtos de fissão podem ser toleradas em varetas de aço-inox. Durante acidentes de perda de refrigerante primário, onde as temperaturas do revestimento permanecem abaixo de  $1200^{\circ}\text{C}$ , o aço-inox exibe uma taxa de reação metal-vapor, uma quantidade de hidrogênio liberada e um calor de reação menor do que o zircaloy. O potencial de fragilização por oxigênio é quase nulo para o aço-inox e a sua resistência mecânica e ductilidade são melhores do que as do zircaloy. Disto resulta uma menor deformação do revestimento e menor bloqueio do canal de refrigeração.

Após o acidente de Three Mile Island, implicações de segurança levaram ao estabelecimento de limites de projeto (vide apêndice-3 para a temperatura e o nível de oxidação do revestimento. Com a imposição do limite de temperatura do revestimento em  $1200^{\circ}\text{C}$ , a maior temperatura de fusão do zircaloy não constituía uma vantagem adicional sobre o aço-inox e foi repensada a sua utilização em PWRs. No caso, a utilização do aço-inox não levaria em conta aspectos econômicos, mas sim aspectos de segurança.

Os aços inoxidáveis austeníticos utilizados como revestimento nos primeiros reatores eram do tipo AISI 304, 347 e 348. Com exceção de pequenas falhas isoladas, o seu desempenho em PWRs tinha sido excelente. Apesar disto, somente estudos limitados tinham sido realizados para modelar o comportamento termo-mecânico de varetas combustíveis com revestimento de aço-inox. Concluiu-se, então, que esforços deveriam ser aplicados tanto na modelagem termo-mecânica de varetas de zircaloy como na modelagem de varetas

de aço-inox. Para o zircaloy, dois tipos tem sido mais frequentemente utilizados como materiais de revestimento de varetas combustíveis de PWRs: Zircaloy-4 stress-relieved e recristalizado. Para o aço-inox, uma ênfase particular tem sido dada ao tipo AISI 347/348.

A Tab.(2.1) apresenta uma comparação entre as principais propriedades materiais dos dois tipos de revestimento (zircaloy e aço-inox) e do material cerâmico da pastilha, UO<sub>2</sub>.

O zircaloy possui excelente resistência à corrosão em meio aquoso e em muitos outros meios corrosivos ácidos e alcalinos [18]. Os principais agentes corrosivos do zircaloy são os produtos de fissão que atuam na parede interna do revestimento, especialmente o Cs e o I, tidos como os responsáveis pelo mecanismo de clivagem transgranular que propaga a trinca durante a PCI.

O revestimento de zircaloy pode ter uma taxa de corrosão acentuada e sofrer fragilização devido à captura de hidrogênio incorporado na forma de hidretos. Do lado interno da vareta, a corrosão ocorre devido à liberação de moléculas de hidrogênio retidos nos poros do combustível durante a fabricação:



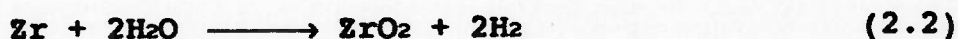
Do lado externo, a fonte é o próprio meio aquoso de refrigeração. Além disto, as condições de pressão e temperatura na parede externa da vareta induzem à formação de uma camada oxidada,

**TABELA 2.1 - Comparação das principais propriedades materiais do zircaloy, aço-inox e UO<sub>2</sub>.**

	ZIRC4	AÇO	UO <sub>2</sub>
Fusão (°C)	1821,	1415,	2865,
Sç.Chq.Abs. (barns)			
σ <sub>t</sub> térmico	,19	2,8	-
σ <sub>a</sub> rápido	15,1	0,8	-
Cond.Térm. (k) [W/mm°C]			
25°C	,0127	,0143	,0086
350°C	,0168	,0185	,0050
1000°C	-	-	,0028
2000°C	-	-	,0024
Exp.Térm. (α) [10 <sup>-6</sup> /°C]			
25°C	4,08(tg) 5,58(ax)	15,88	5,61
350°C	8,91(tg) 5,58(ax)	17,50	7,20
1000°C	-	-	9,55
2000°C	-	-	12,97
Mód.Elast. (E) [10 <sup>3</sup> MPa]			
25°C	98,	200,	189,
350°C	77,	176,	182,
1000°C	-	-	168,
2000°C	-	-	147,
Módulo de Poisson (ν)			
25°C	,299	,300	,316
350°C	,276	,300	,316
Lim.Escoam. (σ <sub>y</sub> ) [MPa]			
25°C	665,(rel) 416,(rec)	238,	-
350°C	311,(rel) 174,(rec)	182,	-
Lim.Resist. (σ <sub>y</sub> ) [MPa]			
25°C	741,(rel) 522,(rec)	603,	-
350°C	340,(rel) 212,(rec)	426,	-
Tx.Def.Fluên. (ε̇) [/hr]			
φ=1.E14n/cm s <sup>2</sup>			
350°C	1,95E-5	3,64E-7	-
t=1000hrs			
σ=220MPa			



onde parte do hidrogênio também é absorvida pelo revestimento:



Esta reação cria uma camada oxidada que pode dificultar a transferência de calor para o fluido refrigerante, tendo em vista que a camada oxidada age como uma resistência térmica. Um outro agravante é que esta camada permite que moléculas de vapor d'água se alojem em rugosidades, deteriorando o regime de refrigeração da vareta.

Um problema encontrado em aços inoxidáveis austeníticos é a sensitização, que é a formação de carbonetos de cromo do tipo  $\text{M}_{23}\text{C}_6$  em contornos de grão. Esta reação leva ao empobrecimento da matriz adjacente ao contorno de grão, tornando esta região susceptível à corrosão, podendo ocorrer um trincamento de tipo intergranular [20]. A forma de se diminuir a sensitização é reduzir o valor de carbono do aço-inox para um teor abaixo de 0,03% em peso ou estabilizar o carbono em forma de carbonetos do tipo MC que sejam mais estáveis do que os de cromo, como o titânio ou o nióbio.

No caso de varetas combustíveis de aço inoxidável austenítico, o principal agente corrosivo é o próprio meio aquoso de refrigeração que atua na parede externa do revestimento e relacionado, na maioria das vezes, à condição sensitizada. Assim, em reatores nucleares refrigerados a água, a corrosão sob tensão de aços inoxidáveis austeníticos está associada à existência ou não de sensitização e à química da água, como o teor de oxigênio

proveniente da radiólise e do cloro. Em reatores de água pressurizada, o teor de oxigênio é mantido abaixo de 10 ppb, sendo que este controle é dado pela adição de hidrogênio à água. Para este teor de oxigênio, a concentração de cloro pode atingir até o mesmo teor de oxigênio sem que teoricamente ocorra o trincamento.

O níquel é o principal elemento de liga que influe na resistência à corrosão sob tensão de aços inoxidáveis austeníticos, onde a menor resistência ao trincamento é encontrada para teores de aproximadamente 7 a 8% em peso e a imunidade é atingida para teores acima de 30% em peso (ligas Fe-Cr-Ni). Outros elementos de liga como molibdênio e cromo também melhoram a resistência à corrosão sob tensão.

Além dos elementos de liga e do meio corrosivo, a tensão afeta o trincamento por corrosão sob tensão. Existem limiares de tensão que dependem do tipo de aço-inox e do meio corrosivo, abaixo dos quais, o trincamento não ocorre. Como há uma variação muito grande dos limiares de tensão para cada tipo de material, estes são embutidos nos limites de projeto. É também verificado que o trabalho a frio altera a susceptibilidade de um aço inoxidável austenítico à corrosão sob tensão. Trabalhos a frio menores que aproximadamente 20%, aumentam a susceptibilidade e acima de 20% diminuem.

O hidrogênio pode estar presente em aços inoxidáveis austeníticos como impureza intersticial. Parece que a influência fragilizante do hidrogênio à temperatura ambiente em aços inoxidáveis austeníticos é menor do que aquela encontrada em aços

inoxidáveis martensíticos e ferríticos. No entanto, pressupõe-se que o hidrogênio pode atuar de alguma forma na corrosão sob tensão pela sua migração até a ponta de uma trinca. Em temperaturas de operação de PWRs (acima de 300°C), não é encontrado o efeito fragilizante do hidrogênio devido, possivelmente, à sua alta mobilidade. O efeito fragilizante é maior a temperaturas abaixo de 100°C e não é formado hidretos como encontrados em revestimentos de zircaloy.

A Tab.(2.2)[20], apresenta uma comparação das principais características de corrosão do zircaloy e do aço inoxidável austenítico, quando utilizados como material de revestimento em PWRs.

**TABELA 2.2 - Característica metalúrgica do zircaloy e do aço inoxidável austenítico como materiais de revestimento da vareta combustível.**

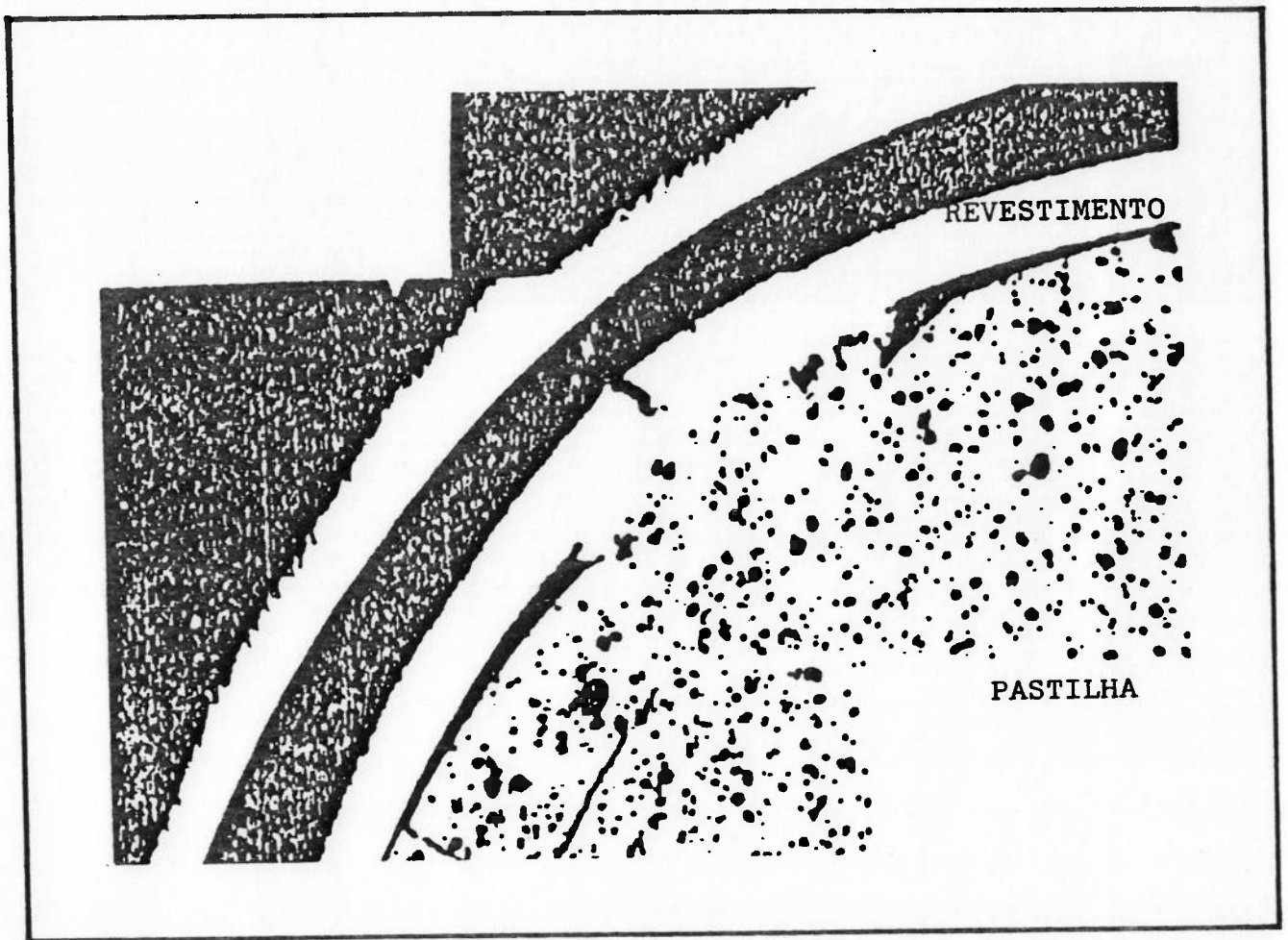
CARACTERÍST.	ZIRCALOY-4	AÇO-INOX AUSTENÍT.
Corrosão generalizada em água	Boa resistência à oxidação pela formação de uma camada protetora de óxido de zircônio.	Boa resistência à oxidação pela formação de uma camada protetora de óxido de cromo.
Corrosão sob tensão	Pode sofrer corrosão sob tensão devido aos produtos de fissão Cs e I em pontos de PCI.	Pode sofrer corrosão sob tensão onde o teor de oxigênio e cloro é alto em pontos de PCI.
Corrosão intergranul.		Pode sofrer corrosão intergranular por sensitização e/ou presença de P, Si em contorno de grão.
Fragilização por hidrog.	Absorve hidrogênio formado nas reações de oxidação (de 20 a 30%). Formação de hidretos.	Não é problemática nas temperaturas de operação.
Crescimento axial	Crescimento no eixo C (Zr possui estrut. Hc) sob irrad. de neutrons.	Não ocorre.
Inchamento	Não ocorre.	Começa a tornar significativa para fluências neutrônicas acima de $1.E22n/cm^2$ ( $E > 0,1Mev$ ).
Fluência devido à irradiação	Possui comportamento mais acentuado do que o aço-inox austenítico	Começa a tornar significativa para fluências neutrônicas acima de $1.E22n/cm^2$ ( $E > 0,1Mev$ ).
Fragilização por hélio	Não ocorre.	Leva à fragilização em fluências neutrônicas acima de $1.E22 n/cm^2$ ( $E > 0,1Mev$ ).

### 3- REVISÃO BIBLIOGRÁFICA DA ANÁLISE DA PCI

Vários experimentos têm sido desenvolvidos por diversos laboratórios para uma melhor compreensão do desempenho sob irradiação da vareta combustível e da ocorrência da PCI. Muitos dos dados obtidos nestes experimentos são de caráter restrito às instituições que o desenvolvem, sendo de precária divulgação.

Exames pós-irradiação sempre foram de grande importância no estudo do desempenho da vareta combustível. Estes tem demonstrado que a falha do revestimento ocorre normalmente junto às extremidades da pastilha combustível, onde há uma maior deformação radial devido ao gradiente térmico, ou em pontos onde ocorre a inserção de fragmentos desconectados da pastilha na folga pastilha-revestimento, como os localizados por Aas [32] em varetas combustíveis com revestimento de zircaloy e por Pasupathi et al [34] em varetas combustíveis com revestimento de aço-inox. A Fig.(3.1) [34], apresenta a micrografia de uma vareta combustível com revestimento de aço-inox com falha devido à PCI ocasionada por fragmento e acompanhada por SCC.

Apesar de ser a principal fonte de informações dos fenômenos nucleares, os exames pós-irradiação fornecem pouca informação sobre as variações dimensionais da vareta combustível durante a irradiação, sendo por isto necessário o desenvolvimento de aparatos que permitam experimentos "in-core". Para este propósito, Kjaerheim e Rolstad [35] e Rolstad e Knudsen [36] monitoraram um grande número de varetas combustíveis utilizando



**FIGURA 3.1** - Revestimento de vareta combustível rompida por PCI causada por fragmento de pastilha e SCC (aço).

instrumentos para medir a variação do tubo de revestimento e da coluna de pastilhas. A elongação do revestimento foi monitorada por ser um dado de fácil detecção e bom indicador do nível da interação entre a pastilha e o revestimento. A elongação final do tubo é a soma de todas as pequenas deformações axiais localmente impostas por cada pastilha combustível durante a irradiação. No experimento foram variadas parametricamente a altura da pastilha, o tamanho da folga pastilha-revestimento e o formato da extremidade da pastilha combustível, visando observar a interferência de cada um destes itens na elongação da vareta e, conseqüentemente, na ocorrência da PCI. Uma rampa de potência positiva de 0 à 100% foi aplicada às varetas, seguida por uma rampa negativa de 100% a 0% da potência total. A elongação do tubo de revestimento atingiu -0,45% durante a rampa positiva de potência e, quando a potência retornou a zero, aproximadamente 2/3 da elongação foi mantida como deformação permanente. Com uma nova elevação da potência, a elongação do tubo seguiu a mesma curva da rampa negativa do primeiro ciclo e as varetas operaram ao longo desta curva até serem removidas do reator. O comportamento da elongação durante a primeira rampa positiva de potência é então completamente diferente da elongação das rampas posteriores. Esta diferença advém parcialmente do fato do combustível ter expandido e deformado o tubo de revestimento. Outro fato, é que durante a primeira rampa de potência, as pastilhas são gradualmente particionadas quando a potência é elevada. Uma pastilha que tenha atingido um elevada potência encontra-se bastante fragmentada e não irá deformar tanto por dilatação térmica quanto na primeira rampa positiva. Nas operações posteriores, foi concluído que, antes que o inchamento induzido pela irradiação se torne



relevante, a vareta combustível estará livre de sofrer interação até -85% da máxima potência atingida. Por esta razão, é aconselhado que varetas não irradiadas sejam submetidas à máxima potência de operação no início da irradiação, pois o revestimento da vareta combustível apresenta um comportamento mais dúctil por ainda estar livre de danos por irradiação e pode, portanto, assimilar maiores deformações advindas da pastilha. Ainda que todas as varetas monitoradas tenham demonstrado um comportamento qualitativamente similar, as elongações obtidas variaram significativamente devido aos diferentes parâmetros de projeto considerados. Foi observado que, quanto maior a altura da pastilha, maior a elongação do revestimento. Pastilhas planas induzem uma maior elongação do que pastilhas côncava/chanfradas e pastilhas côncava e sem chanfros induzem uma elongação intermediária entre as duas. Da variação do tamanho da folga pastilha-revestimento, concluiu-se que uma menor folga induz à uma maior elongação do revestimento.

Aas [33] verificou que uma menor folga pastilha-revestimento favorece à ocorrência da PCI. Varetas combustíveis com pequenos tamanhos de folga pastilha-revestimento falharam sob um dado histórico de potência, enquanto o mesmo não aconteceu com varetas nominalmente idênticas e de maiores tamanhos de folga. Relacionando a variação de potência com a variação da deformação do revestimento, observou-se que a deformação de 1% do revestimento apresenta-se como um limite para a ocorrência de falhas. Este fato é tido como um fator limitante e comumente considerado em projeto [16] (vide apêndice-3).

Carter [38] realizou diferentes testes experimentais com rampas de potência para várias geometrias de pastilhas com o objetivo de analisar as deformações impostas ao revestimento. Nos testes, foram variados parâmetros geométricos tais como, a razão comprimento ( $l$ ) e diâmetro ( $d$ ) da pastilha, o volume da concavidade e as larguras da borda e do chanfro. Observou-se que a altura das ondulações circunferenciais do revestimento durante a PCI foram reduzidas pelo uso de pastilhas com menores razões  $l/d$ , bordas mais largas e chanfro de  $45^\circ$ . Deformações axiais na vareta também foram reduzidas pela diminuição da razão  $l/d$  e majoradas com o aumento da largura da borda. Tanto as deformações diâmetrais como as deformações axiais foram reduzidas por uma dupla concavidade na pastilha.

Teixeira e Silva [06] realizou um estudo sobre o dimensionamento geométrico de pastilhas de  $UO_2$  em PWRs. Para isto, utilizou o programa estrutural em elementos finitos SAP-IV [68] para observar a influência de diferentes geometrias da pastilha na deformação imposta ao revestimento da vareta combustível. Pastilhas com faces planas, com concavidades em ambas as faces, bordas e chanfros foram analisadas e comparadas com dados experimentais [36][38]. O gradiente de temperatura, tido como dado inicial da pastilha, foi gerado por um programa computacional de desempenho do combustível pela aplicação de uma rampa de potência máxima. Como resultado, verificou-se que pastilhas com dupla concavidade, menores razões  $l/d$ , bordas mais largas e chanfro de  $45^\circ$  reduzem deformações no revestimento durante rampas de potência. Somente as deformações advindas do gradiente térmico foram consideradas e foi admitido um comportamento linear do

material combustível UO<sub>2</sub>.

A execução de análises experimentais da PCI requer complexos equipamentos e um cuidado especial em relação à segurança, pois sempre se estará envolvido com um objeto ou um meio radioativo, o que torna a análise onerosa. Além disto, o fenômeno da PCI abrange uma extensa gama de mecanismos complexos e interdependentes que dificultam a análise do fenômeno, pois a simples variação de um parâmetro pode desencadear uma rede de alterações em diversos mecanismos. O conjunto destes mecanismos, associados ao histórico de potência do reator, compõem a análise do comportamento da vareta combustível sob irradiação, a qual, devido à diversidade de parâmetros e fenômenos, apresenta-se como um caso típico a ser modelado por computador. Na verdade, cada vez mais o computador tem se firmado como importante ferramenta de análise térmica e mecânica de reatores, o que originou diversos programas computacionais desenvolvidos por várias instituições de projeto e pesquisa [39]. Estes programas podem se direcionar a enfoques específicos, possuir características próprias e diversos níveis de sofisticação, não sendo incomum a sua interligação.

A KWU (Kraftwerk Union) utiliza o programa computacional de desempenho do combustível em regime permanente CARO [40] para gerar as condições da vareta para um dado histórico de potência. Estas condições são utilizadas pelo programa computacional baseado no MEF (Método dos Elementos Finitos), ANSYS [67], para análise local da PCI. O programa CARO distingue três tipos de condições da vareta para um dado histórico de potência. O primeiro caso depende dos parâmetros de projeto da vareta e da taxa linear de geração de

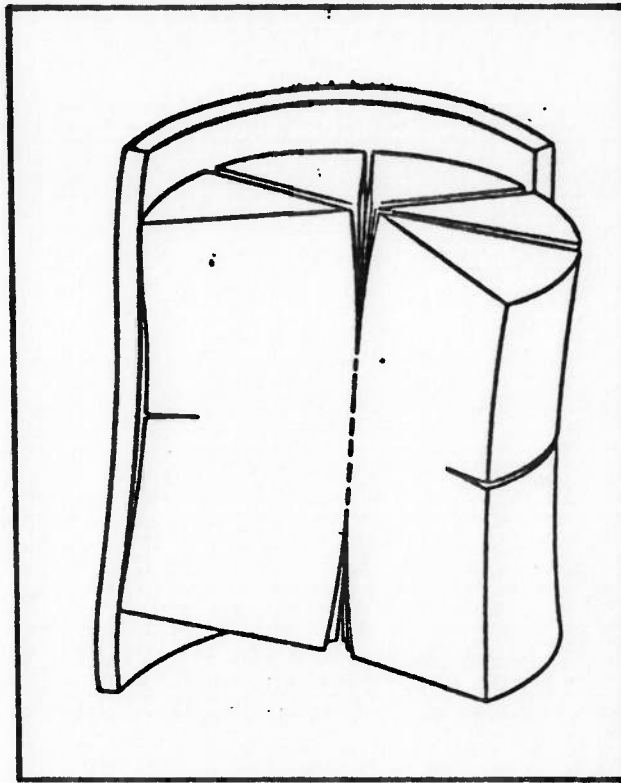
calor e ocorre quando a folga pastilha-revestimento ainda perdura apesar do aumento do diâmetro da pastilha combustível sob irradiação. Esta situação é típica do início de vida da vareta combustível, quando ainda são limitados os fenômenos de fluência do revestimento e da densificação da pastilha. O segundo caso se refere a uma situação onde a folga pastilha-revestimento se encontra fechada, fato este que ocorre normalmente à médias queimas com elevada taxa linear de geração de calor, ou em elevadas queimas após um estrangulamento substancial do revestimento e inchamento da pastilha. Nestas condições, o programa CARO assume que as pastilhas combustíveis ainda não estão em contato rígido com o revestimento. Em termos da transferência de calor, a pastilha está em contato com o revestimento, mas uma pressão de contato não é assumida ocorrer entre a pastilha e o revestimento. O terceiro caso ocorre à altas queimas do combustível, quando o programa assume uma pressão de contato causada pelo inchamento sob irradiação da pastilha e tensionando o revestimento. O programa CARO não possui modelos para calcular as deformações plásticas e por fluência devidas à tensões térmicas e à pressão de contato. Para considerar estes efeitos, foi desenvolvido o programa SENATOR, a ser executado após a análise de desempenho para fornecer as tensões e deformações médias circunferenciais na vareta. O programa ANSYS é utilizado na KWU para a obtenção das tensões e deformações locais na superfície interna do revestimento (zircaloy) para a determinação da nucleação e propagação de eventuais trincas. Logicamente, os resultados quantitativos dependem muito das propriedades mecânicas da pastilha e do revestimento, muitas das quais, ainda não muito bem conhecidas (por exemplo, coeficiente de atrito

pastilha-revestimento).

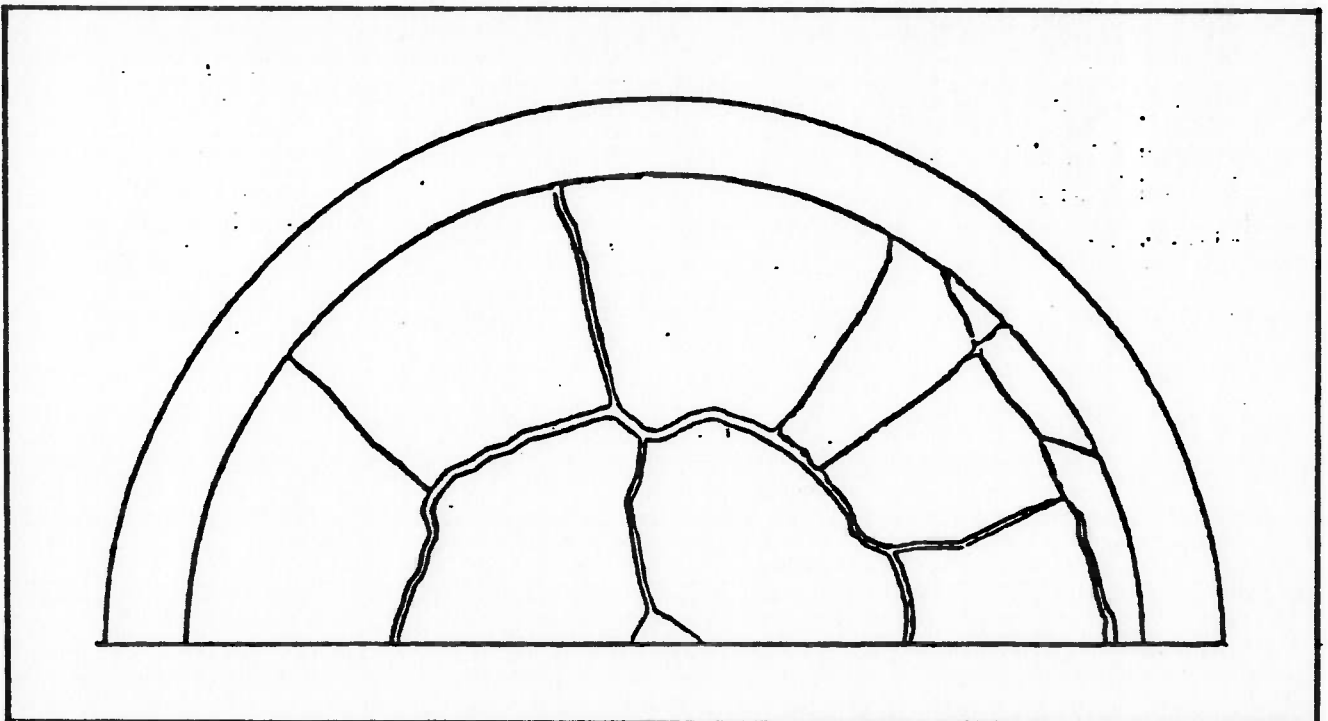
A pastilha de  $UO_2$  possui grande resistência à compressão mas pouca resistência à tração. As elevadas tensões térmicas que se desenvolvem na pastilha sob irradiação ultrapassam o valor da tensão de ruptura do material combustível provocando o aparecimento de trincas ao longo dos planos transversais e longitudinais da pastilha. As deformações da pastilha, as trincas que surgem durante a irradiação e a interação com o revestimento podem ser observadas na Fig.(3.2). O processo de fragmentação da pastilha ocorre randomicamente durante a irradiação, como pode ser observado no mapeamento de uma micrografia de pastilha em um exame de pós-irradiação, Fig.(3.3).

A dúvida em como se modelar a pastilha combustível recae em como se proceder o particionamento da pastilha, a sua forma mais adequada e o número de trincas desenvolvidas. A solução encontrada pela maioria dos autores foi realizar uma análise paramétrica da pastilha combustível utilizando modelos em EFs (elementos finitos) a vários ângulos de particionamento equidistantes.

Levy e Wilkinson [41] procederam uma análise da PCI para varetas em início de irradiação ("startup") através de um modelo em EFs tridimensionais. Primeiramente, os cálculos foram realizados para uma pastilha não particionada e as tensões circunferenciais na superfície da pastilha foram encontradas acima da tensão de ruptura do  $UO_2$ . A pastilha foi então dividida em 16 partições sob a forma de cunhas com trincas equidistantes a  $22,5^\circ$ .



**FIGURA 3.2** - Aspecto da PCI com pastilha deformada e particionada.



**FIGURA 3.3** - Mapeamento da pastilha em exame pós-irradiação.



Este novo cálculo demonstrou que as tensões agora encontradas na superfície da pastilha estavam bem abaixo da tensão de ruptura do  $UO_2$ , indicando que muitas partições haviam sido escolhidas. Assim, o cálculo foi repetido para apenas 8 partições com trincas equidistantes de  $45^\circ$ . Desta vez, a máxima tensão circunferencial na superfície estava próxima da tensão de ruptura da pastilha, indicando que o número correto de partições fôra encontrado. O modelo foi então utilizado para a análise de início de operação do reator, onde somente as deformações devidas ao gradiente térmico são significativas. Não foram considerados fenômenos como a densificação e o inchamento. As deformações na região central da pastilha demonstraram a necessidade de se introduzir efeitos de plasticidade, não sendo comentado se o mesmo foi feito no revestimento. Visando uma melhor observação dos efeitos da PCI, uma folga pastilha-revestimento muito pequena foi assumida no modelo. Como resultados, foram identificadas regiões de tração e compressão na pastilha e no revestimento e foi observado que o contato pastilha-revestimento desenvolveu-se apenas nas arestas da pastilha (ao menos enquanto os efeitos da fluência ainda não eram proeminentes e/ou considerados). Concluíram ao final, que maiores implementações deveriam ser feitas ao modelo, principalmente no que tange ao comportamento da pastilha combustível devido ao efeito da fluência.

Fredrikson e Rydholm [42] utilizaram EFs triangulares bidimensionais para representar o seu modelo no plano transversal. Neste, a pastilha possui 10 trincas espaçadas equidistantemente a  $36^\circ$ . Para um maior conservantismo da análise, trincas foram também consideradas no revestimento, coincidentemente às trincas da



pastilha combustível, sendo considerado inclusive um fragmento alocado entre a pastilha e o revestimento. Através deste modelo, uma análise térmica foi desenvolvida para diferentes condições de contato e foi demonstrado que grandes variações na temperatura da pastilha, com ou sem a existência da folga, não apresentavam variações consideráveis na temperatura do revestimento. No cálculo das temperaturas, a influência das trincas não foi considerada. A análise mecânica foi desenvolvida para condições de deformação plana, tanto na pastilha quanto no revestimento e somente a elasticidade foi considerada. Foram parametrizados diferentes valores do coeficiente de atrito pastilha-revestimento e vários tamanhos de trinca no revestimento. Os efeitos da densificação e inchamento foram embutidos na expansão térmica.

Mukai, Nuno, Takahashi e Ogawa [44] procederam sua análise para aplicá-la a um pequeno reator de potência com varetas combustíveis com revestimento de aço-inox. Primeiramente, foi feita uma análise de desempenho para a vareta submetida à uma rampa de potência onde os principais fenômenos de desempenho foram considerados. Posteriormente, realizaram uma análise mecânica transversal através de EFs retangulares bidimensionais, assumindo as condições de deformação plana da pastilha e do revestimento e considerando o deslocamento de um grande fragmento de pastilha. A plasticidade não foi considerada, pois as tensões obtidas estavam abaixo da tensão de escoamento do aço-inox, além de serem constatadas apenas deformações muito pequenas. Os efeitos advindos da densificação, inchamento e fluência foram admitidos como desprezíveis para uma subida rápida de potência e por isto não considerados na análise. A omissão destes fenômenos resultaram em

tensões conservativas no revestimento.

Darling, Fiero e Scott [45] utilizaram o programa ANSYS para o desenvolvimento de modelos para uma análise térmica e mecânica nos planos transversal e longitudinal da vareta combustível. Da análise térmica foram gerados os gradientes de temperaturas desenvolvidos na pastilha e no revestimento para os dois planos da vareta, que foram transferidos para os modelos mecânicos correspondentes como dados iniciais. Os modelos térmico e mecânico transversais desenvolvidos foram construídos a partir de uma fina placa de EFs retangulares tridimensionais, onde o número de trincas foi parametricamente variado (6 à 12). Os modelos térmico e mecânico longitudinais foram formados por EFs retangulares axissimétricos. Através da combinação destes modelos, foi realizada uma análise de sensibilidade [46] da variação do coeficiente de atrito pastilha-revestimento e do número de trincas na pastilha. Plasticidade foi assumida na pastilha e no revestimento. Não foi desenvolvida uma análise de desempenho e fenômenos como densificação e inchamento não foram considerados.

Alujevic e Skerget [47][48] desenvolveram modelos axisimétricos em EFs triangulares bidimensionais muito simples, onde a pastilha foi considerada como um corpo de revolução sem considerar o seu particionamento. Apenas o regime elástico foi considerado, não sendo assumido nenhum outro fenômeno como a densificação, o inchamento ou a fluência. Como resultado, foram obtidas tensões extremamente elevadas na pastilha e no revestimento, que se por um lado demonstram um comportamento qualitativo destes componentes, por outro indicam claramente a

necessidade de se desenvolver modelos mais aprimorados.

Dehon, Dodelier, Joseph e Bernard [49] realizaram a interligação entre um programa de desempenho do combustível e um programa de análise termo-mecânica. O programa de desempenho gerava as condições de pré-rampa como dados iniciais de uma modelagem em EFs retangulares bidimensionais nos planos transversal e longitudinal da vareta. No plano transversal, 8 trincas foram consideradas equidistantemente separadas a  $45^\circ$ . Quando em contato, dois casos básicos foram considerados: coeficiente de atrito pastilha-revestimento igual a zero e igual a um.

Perrotta [01] analisou o comportamento da vareta combustível em seguimento de carga com ênfase na interação pastilha-revestimento. Foi desenvolvido um programa para análise mecânica do revestimento, empregando para tal EFs retangulares bidimensionais no plano transversal da vareta. Este programa foi implementado com os fundamentos básicos para a análise de ciclos de potência, e assim, rampas de potência foram simuladas considerando a existência de 12 rachaduras na pastilha, equidistantes a  $30^\circ$  e para valores do coeficiente de atrito pastilha-revestimento de zero a um, que de acordo com dados experimentais, parece ter seu valor real em torno de 0,5. Foram simulados casos de ciclos de potência a partir de uma história prévia da vareta combustível, observando-se os efeitos devidos ao seu condicionamento e descondicionamento. Como resultado, foi recomendado um procedimento para a utilização da vareta combustível em ciclos de potência, tendo como base as condições

das máximas tensões desenvolvidas na superfície interna do revestimento, que devem ser inferiores às tensões mínimas para a ocorrência da corrosão sob tensão do zircaloy em meio de iodo, determinadas em testes de laboratório.

Nerman [50] observou que falhas em varetas combustíveis ocorrem após um incremento de potência de 15 à 20 kW/m e em níveis de potência de 40 kW/m, ou mais. De forma a estudar a baixa probabilidade de falhas por pequenos incrementos de potência, foi desenvolvido um modelo em EFs triangulares e retangulares bidimensionais com propriedades materiais bastante conservativas e com relocação de fragmentos de pastilha na folga pastilha-revestimento. O modelo foi assumido no plano transversal na condição de deformação plana e com 16 trincas radiais simetricamente posicionadas na pastilha. Os fragmentos alocados na folga pastilha-revestimento foram primeiramente considerados como infinitamente rígidos, podendo ser consideradas, se uma análise mais realística fosse desejada, as propriedades do  $UO_2$ . O principal resultado desta análise foi que os fragmentos de pastilha na folga podem levar à picos de tensão na superfície interna do revestimento maiores do que aqueles do caso de referência simulado para um coeficiente de atrito igual a um. Uma análise de desempenho do combustível não é comentada.

Basombrio [51] realizou a modelagem de uma vareta combustível com revestimento de aço-inox. As condições de pré-rampa foram fornecidas por um programa de desempenho do combustível para um modelo em EFs triangulares bidimensionais no plano transversal da vareta nas condições de tensão plana. As

trincas na pastilha foram assumidas como simetricamente distribuidas a  $30^\circ$  e o modelo foi simulado para diversas velocidades de rampa de potência, de 0 à 200 s . O contato pastilha-revestimento foi observado ocorrer em torno de 45 kW/m, e quando este fato foi estabelecido, a pastilha e o revestimento foram admitidos como em movimento solidário ( $\mu=1.0$ ). Uma análise paramétrica foi efetuada para avaliar os efeitos da taxa de fluência da pastilha combustível nas tensões desenvolvidas no revestimento da vareta. A primeira conclusão, foi que para altas taxas de fluência do  $UO_2$ , as elevadas concentrações de tensão no revestimento originadas pelas trincas da pastilha essencialmente desaparecem. Para baixos valores, ou nulos, da taxa de fluência, o colapso plástico do revestimento foi brevemente atingido. O balanço entre as pressões interna e externa foi desprezado.

O programa FEMAXI-III, apresentado por Ichikawa et al [52], é um programa para análise do desempenho da vareta combustível onde ênfase é dada ao cálculo das deformações localizadas advindas do contato pastilha-revestimento através do MEF. São considerados fenômenos tais como elasto-plasticidade, fluência, quebra da pastilha, relocação, densificação, inchamento, produtos de fissão e efeitos do contato pastilha-revestimento. O programa desenvolve uma análise térmica e uma análise mecânica independente. Na análise térmica, são calculadas a distribuição radial de temperaturas e a pressão interna da vareta, assumindo uma transferência unidirecional de calor. Na análise mecânica são calculadas as deformações localizadas na pastilha e no revestimento através de EFs retangulares axisimétricos. O programa foi validado frente à diversos experimentos realizados no Reator

Halden, apresentando uma boa confiabilidade. Yanagisawa e Saito [53], utilizando o programa FEMAXI-III, demonstraram que a elevadas potências ou a níveis de interação pastilha-revestimento relativamente elevados, a magnitude da deformação imposta ao revestimento na altura média da pastilha torna-se relevante e não mais apenas nas extremidades da pastilha. O programa FEMAXI-III foi implementado para análise de condições transientes, originando o programa FEMAXI-IV [54].

Rashid, Zangari e Lin [57] observaram que apesar do problema da PCI ter um caráter tridimensional, a experiência e a observação indicavam que o fenômeno era predominantemente bidimensional e fortemente orientado no plano transversal da vareta. Neste plano, a pastilha e o revestimento foram modelados por EFs retangulares com trincas na pastilha a cada 30°. O mapeamento de micrografias em exames de pós-irradiação demonstraram ser a divisão por 12 trincas um comportamento típico do problema. A simulação da partição da pastilha no plano transversal foi assumida como suficiente para representar a PCI e onde interações do tipo trinca-a-trinca podem ser ignoradas.

Tanajura [58][59] desenvolveu um algoritmo baseado no MEF para análise axisimétrica da PCI. O modelo no plano longitudinal constituía-se de EFs retangulares para a análise de duas meia-pastilhas e do revestimento, considerando assim a interação pastilha-pastilha e pastilha-revestimento.

Das referências pesquisadas, nota-se que não há uma concordância entre os autores quanto a melhor modelagem a ser



aplicada na análise da PCI. A modelagem mecânica foi desenvolvida basicamente através do MEF nos planos de corte transversal e longitudinal da vareta combustível, com gradientes de temperatura e pressão gerados da análise do desempenho e/ou da análise térmica. Divergências existem quanto ao plano da vareta mais apropriado para retratar o fenômeno, sendo que alguns autores consideraram o plano transversal e outros o longitudinal. Outros, ainda, modelaram a pastilha e o revestimento nos dois planos, buscando uma análise mais precisa das tensões e deformações desenvolvidas pela observação simultânea das componentes mais representativas de cada plano. Na modelagem mecânica transversal, há dúvidas quanto a hipótese de estado plano a ser considerada na pastilha e no revestimento, sendo que alguns autores optaram por estado plano de tensão, enquanto outros optaram por estado plano de deformação. A maioria dos autores consideraram o processo de particionamento da pastilha nos planos transversal e longitudinal através da liberação de condições de contorno estipuladas pela variação de potência relacionadas a tensão de ruptura à tração do  $UO_2$ . No plano transversal, o ângulo de partição considerado pelos que desenvolveram esta análise converge para  $30^\circ$ . O regime elástico foi considerado pela maioria dos autores para os dois componentes da vareta, sendo que alguns autores ainda consideraram a plasticidade e/ou a fluência na pastilha e/ou no revestimento.

As principais características das modelagens desenvolvidas são apresentadas na Tab.(3.1). Um ponto de concordância entre os autores é que uma análise tridimensional é a que melhor reproduziria o fenômeno da PCI. Em muitas referências onde foram apresentadas análises bidimensionais, foi demonstrada a



TABELA 3.1 - Comparação da modelagem da PCI adotada pelas principais referências.

AUTOR	Ref.	ANO	EF	PLANO		MAT	PLAST		FLUEN		Observação
				TRV	LGT		REV	REV	PST	REV	
Levy	[41]	74	3-D $\square$	X	X	Z	*	-	-	-	startup
Fredrikson	[42]	78	2-DA	*	-	Z	-	-	-	-	frag. alocado
Mukai	[44]	79	2-D $\square$	*	-	A	-	-	-	-	pequeno reator
Darling	[45]	79	2 $\angle$ D $\square$	*	*	Z	*	*	*	*	ANSYS
Hering	[46]	79	2 $\angle$ D $\square$	*	*	Z	*	*	-	-	ANSYS
Alujevic	[47]	79	2-DA	-	*	Z	-	-	-	-	past. íntegra
Dehon	[49]	80	2-D $\square$	*	*	Z	-	-	-	-	seguint. carga
Perrotta	[01]	80	2-D $\square$	*	*	Z	-	*	-	-	frag. alocado
Nerman	[50]	80	2-DA $\square$	*	-	Z	-	-	-	-	densif.incham.
Ichikawa	[52]	80	2-D $\square$	-	*	Z	*	*	*	*	
Basombrio	[51]	82	2-DA	*	-	A	-	*	*	*	
Rashid	[57]	88	2-D $\square$	*	*	Z	-	-	-	-	mec. fratura
Tanajura	[58]	88	2-D $\square$	-	*	Z	-	-	-	-	past. íntegra

intenção de prosseguir os trabalhos até o desenvolvimento de uma análise tridimensional do fenômeno.

#### 4- MODELAGEM PROPOSTA PARA A ANÁLISE DA PCI

Em uma primeira fase, a vareta combustível é analisada por um programa de desempenho apropriado. Os programas de desempenho são normalmente programas computacionais de análise axisimétrica que simulam para toda a extensão da vareta o comportamento de parâmetros térmicos e mecânicos da pastilha combustível e do revestimento para um dado histórico de potência no reator. Estes programas são determinísticos, ou seja, simulam de uma maneira ampla os fenômenos envolvidos na vareta combustível sob irradiação. A interligação entre estes fenômenos é complexa, existindo a necessidade de uma validação dos modelos termo-mecânicos do programa frente a dados experimentais. Depois de validados, estes programas são instrumentos úteis no projeto da vareta combustível, no seu acompanhamento sob irradiação e no licenciamento de usinas nucleares. Neste trabalho, o programa de desempenho proposto para a análise foi o FRAPCON-1 [64].

O programa FRAPCON-1 simula o comportamento da vareta combustível em condição de estado estacionário para um dado histórico de potência do reator. Uma análise em estado estacionário simula o comportamento de varetas combustíveis para condições constantes de potência e transferência de calor. Desta forma, pode-se simular patamares e variações (rampas e ciclos) de potência com pequena taxa de variação.

A análise é executada para vários nós ao longo da vareta e os diversos fenômenos são simulados axisimetricamente no plano

transversal para cada nó axial. Os dados de entrada consistem do histórico e da densidade local de potência na vareta, da geometria da vareta e das condições de temperatura e pressão no núcleo do reator. Como resultado, obtêm-se, por exemplo, a distribuição radial e axial de temperaturas na vareta, a pressão dos gases internos e as tensões e deformações de membrana no revestimento da vareta.

O programa FRAPCON-1 não apresenta a opção de tratar deterministicamente varetas combustíveis com revestimento de aço-inox. Para isto, foi necessário desenvolver a adequação deste programa computacional para gerar um novo programa específico que considerasse varetas de aço-inox, sendo criada a versão FRAPCON-1/aço [05][08]. A este programa foi dado o nome de FRAP1/SS, reservando o nome de FRAP1/ZR para o programa FRAPCON-1 com opção para tratar revestimentos de zircaloy.

Na adequação do FRAPCON-1 para FRAP1/SS foram modificadas as subrotinas que tratam das propriedades materiais do revestimento. Nove propriedades definidas para o zircaloy foram alteradas para os aços AISI 347/348: capacidade de calor específico, expansão térmica axial e diametral, emissividade, dureza Meyer, coeficiente de Poisson, fluência, crescimento axial devido à irradiação e relação tensão-deformação na região plástica. Todas as propriedades são relacionadas à variação da temperatura e algumas são ainda funções do fluxo neutrônico, do tempo de irradiação e da tensão desenvolvida no revestimento.

Construído FRAP1/SS, o próximo passo seria a validação

dos seus modelos frente a dados experimentais de varetas de aço conhecidas. Em se tratando de programas computacionais originais, um grande número de comparações seriam necessárias. Modelos para o combustível, folga e revestimento deveriam ser sujeitos à verificação. Este não é o caso de FRAP1/SS, pois todos os modelos para o combustível e para a folga pastilha-revestimento tinham sido exaustivamente verificados para FRAP1/ZR [08]. Desde que os mesmos modelos termo-mecânicos são utilizados em FRAP1/SS e somente propriedades materiais foram modificadas, nenhuma comparação foi necessária.

Os valores de tensão e deformação no revestimento obtidos da análise do desempenho com os programas FRAP1/ZR e FRAP1/SS são valores médios. Para a análise de fenômenos de natureza pontual, como a alocação de um fragmento de pastilha na folga pastilha-revestimento da vareta, uma abordagem mais localizada deve ser desenvolvida. Para isto, é proposto o programa baseado no Método dos Elementos Finitos, ANSYS [67], para proceder localmente as análises térmica e mecânica da vareta combustível. Duas fases distintas e consecutivas são consideradas: uma análise bidimensional (nos planos transversal e longitudinal da vareta) e uma análise tridimensional. Devido ao menor tempo de processamento e custo computacional, a análise bidimensional é realizada para a obtenção da discretização das malhas em EFs mais apropriadas à construção dos modelos e para o desenvolvimento de um estudo paramétrico, que busca identificar a influência e a relevância da variação dos fatores mais predominantes na análise da PCI. As conclusões desta avaliação são utilizadas para o desenvolvimento de uma análise tridimensional do problema, que apesar de onerosa,

é a que mais pode se aproximar do caso real. Após a execução das análises térmica e mecânica realizadas bi e tri-dimensionalmente, os resultados seriam confrontados para uma estimativa de custo x benefício.

A análise térmica é um estágio intermediário na modelagem desenvolvida, pois utiliza como condições de contorno, os dados da análise do desempenho da vareta para fornecer o perfil de temperaturas na pastilha e no revestimento a ser utilizado como dado inicial na análise mecânica.

Para a análise térmica bidimensional são propostos modelos em elementos finitos nos planos de corte transversal e longitudinal da vareta. Tanto a pastilha quanto o revestimento são modelados por elementos térmicos retangulares isoparamétricos bidimensionais de 4 nós como representado na Fig.(4.1). No centro da pastilha, o mesmo elemento é assumido como triangular, coincidindo-se os nós K e L. Em todas as faces do elemento pode ser considerado convecção forçada como condição de contorno e isto é adotado para a parede externa do tubo de revestimento. O elemento também permite considerar uma geração interna de calor, o que é adotado para os elementos que compõem a pastilha combustível.

O elemento de ligação dos dois componentes da vareta é um elemento de convecção uniaxial que tem a capacidade de transferir calor por convecção entre dois pontos nodais, Fig.(4.2). Este elemento simula a transferência de calor do gás de pressurização interna e dos produtos de fissão na folga



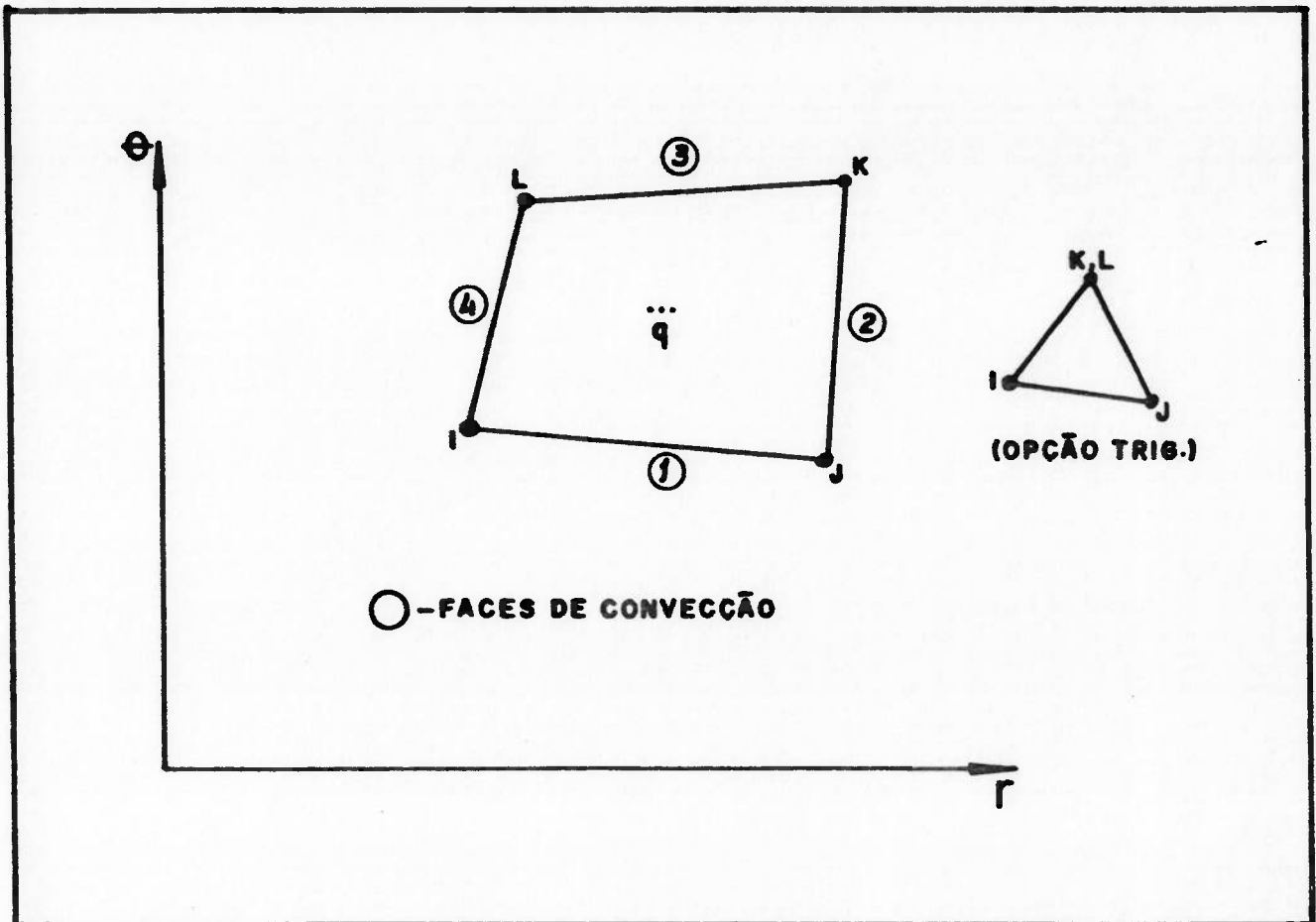


FIGURA 4.1 - Elemento finito térmico bidimensional isoparamétrico de 4 nós.

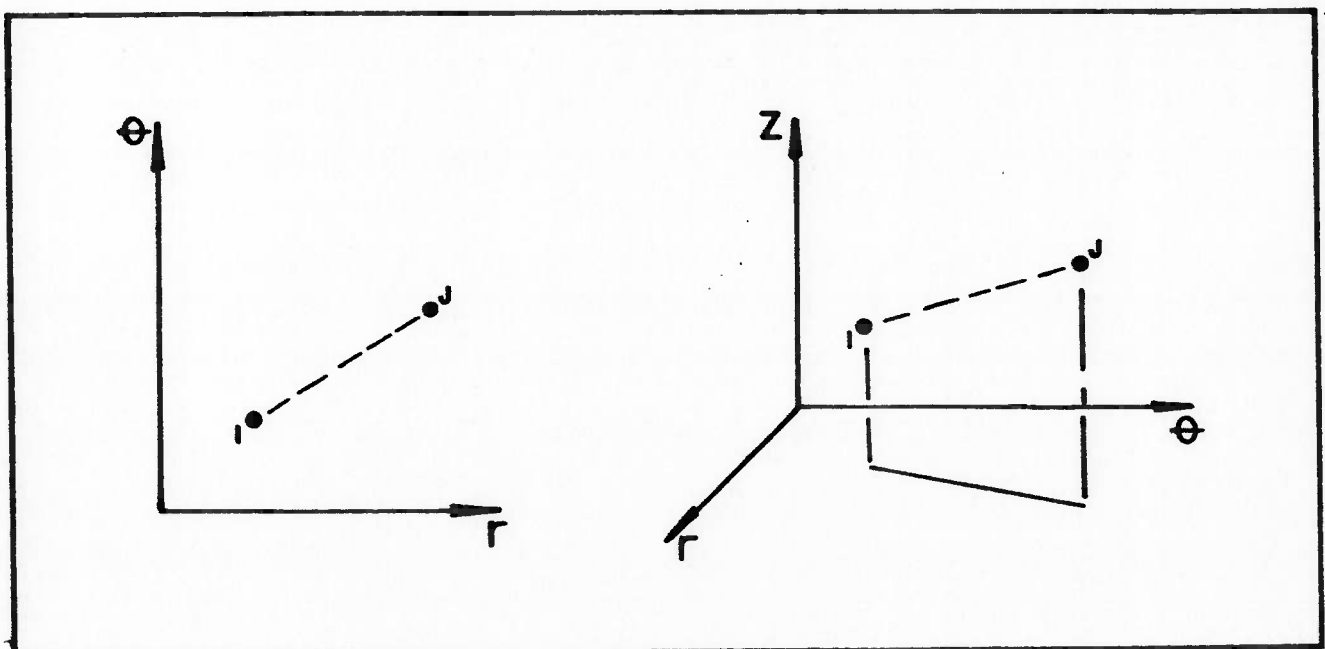


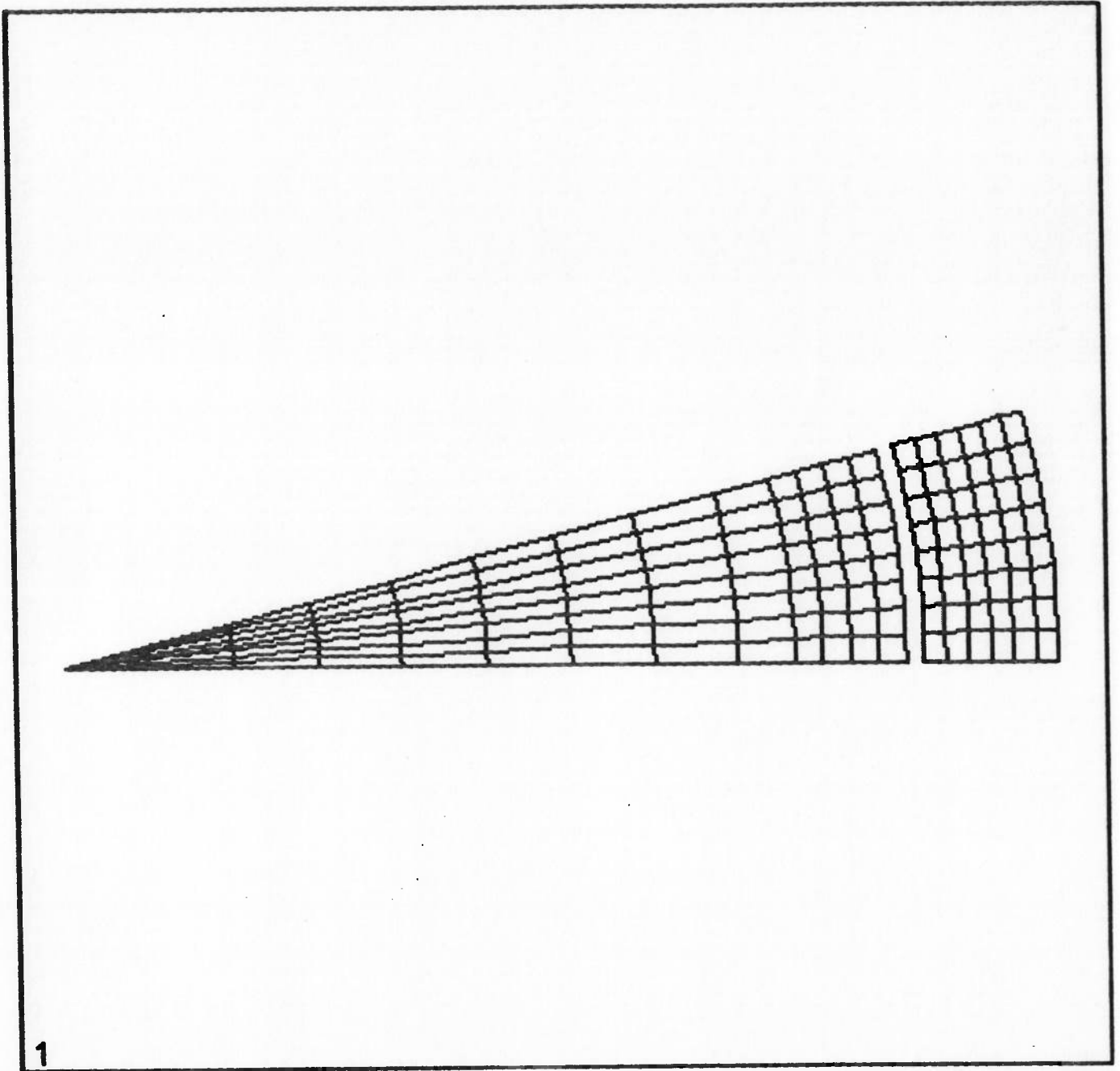
FIGURA 4.2 - Elemento finito térmico de transferência uniaxial de calor por convecção.



pastilha-revestimento.

A discretização das malhas em elementos finitos para os planos transversal e longitudinal foi desenvolvida tendo em vista a compatibilização dos fenômenos térmicos e mecânicos com o tempo de processamento. Em uma primeira abordagem foram considerados os pontos radiais na vareta assumidos pelo programa de desempenho (capítulo 5.1), onde na análise axisimétrica a pastilha foi subdividida em cinco partes (ou seis pontos) equidistantes e o revestimento em duas partes (ou três pontos, um em cada face e um central). A partir destes pontos e da geometria da vareta, os modelos foram desenvolvidos e ainda mais refinados. Um maior refinamento do revestimento e da pastilha combustível nas proximidades de sua periferia foi realizado devido às concentrações de tensões surgidas pela imposição do contato pastilha-revestimento na modelagem mecânica (capítulo 5.3).

Uma análise paramétrica foi desenvolvida para diversas configurações dos modelos térmico e mecânico no plano de corte transversal da vareta para verificar a distribuição circunferencial mais adequada das trincas na pastilha. Desta análise concluiu-se que partições a  $30^\circ$  seriam as mais adequadas, o que concorda com os resultados das referências consultadas sobre o assunto. A partição de  $30^\circ$  foi utilizada para representar a pastilha ao longo do plano transversal. Por simetria, esta partição foi reduzida a uma seção de  $15^\circ$ , para consideração no modelo em EFs da seção transversal da vareta combustível como representado na Fig.(4.3).

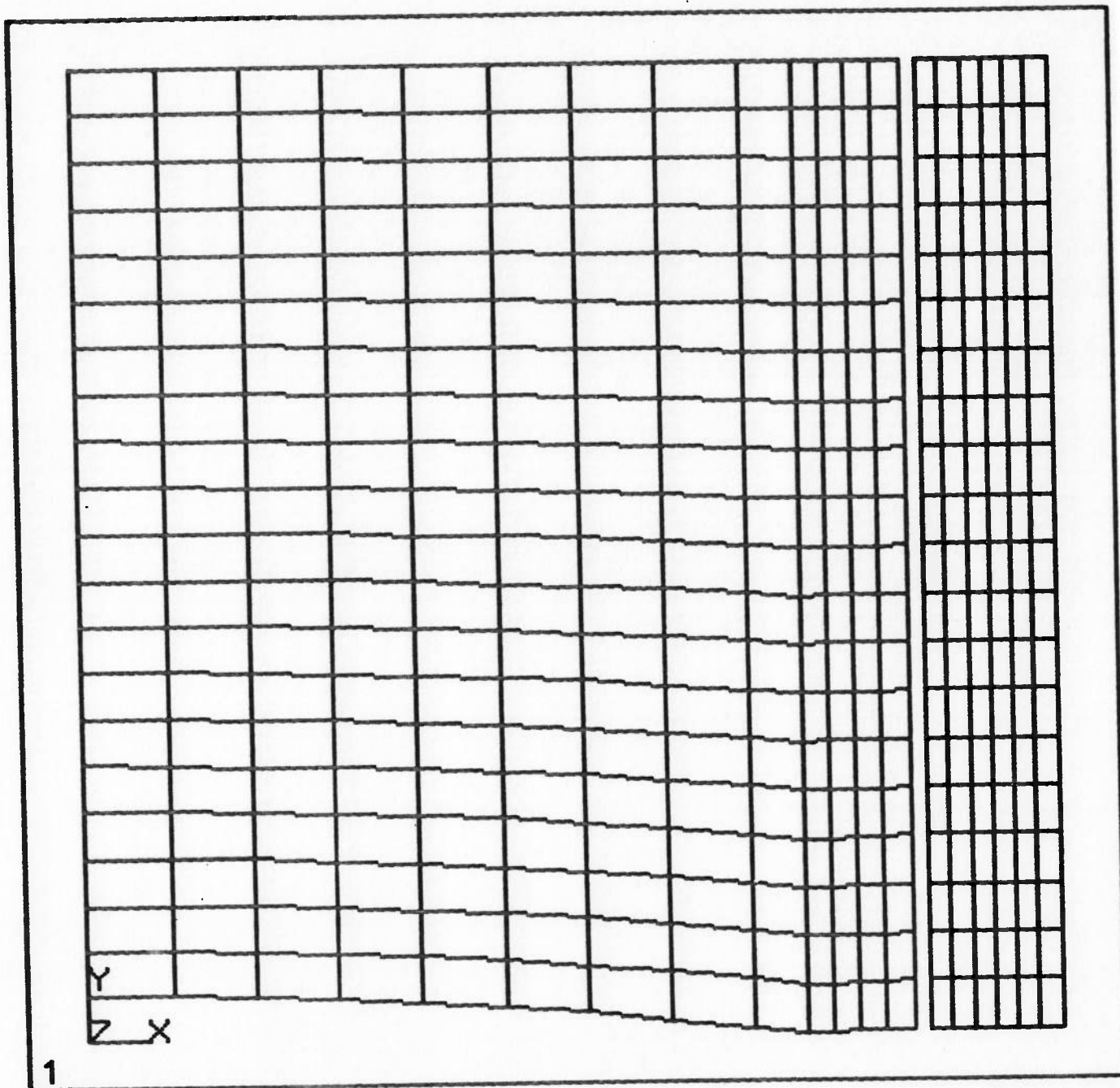


**FIGURA 4.3 - Modelo térmico bidimensional transversal de vareta combustível.**

A distribuição radial considerada no plano transversal foi extrapolada para o modelo térmico no plano longitudinal, o que foi desenvolvido considerando a geometria da pastilha e do revestimento e a dupla simetria da vareta, como observado na Fig.(4.4). O modelo térmico longitudinal foi assumido axisimétrico.

As principais propriedades materiais consideradas no modelo térmico da pastilha combustível, da folga e do revestimento são dependentes da temperatura e como a distribuição de temperaturas é uma incógnita a ser encontrada, um processo de alimentação e realimentação de dados se faz necessário, o que torna a análise térmica um procedimento iterativo.

As condições de contorno da pastilha combustível são tais que a única face trocadora de calor é a face que sofre a convecção forçada causada pelos gases internos da vareta, sendo as demais faces admitidas como adiabáticas. As condições iniciais da pastilha são dadas pela temperatura de entrada do refrigerante e pela taxa de geração interna de calor. O elemento de convecção tem como dados de entrada o valores do coeficiente de convecção do gás de pressurização e dos produtos de fissão na folga pastilha-revestimento fornecidos pela análise do desempenho da vareta. As condições de contorno do revestimento são dadas na parede interna do revestimento pela convecção dos gases de pressurização e dos produtos de fissão e na parede externa pela temperatura do refrigerante e pelo seu coeficiente de convecção, também fornecidos pela análise de desempenho. As faces de corte por simetria do revestimento são admitidas como adiabáticas.



**FIGURA 4.4 - Modelo térmico bidimensional longitudinal de vareta combustível.**

A análise térmica bidimensional serve de base para o desenvolvimento da análise tridimensional, cujo modelo em EFs é construído da conjugação do modelo térmico bidimensional transversal com o modelo térmico bidimensional longitudinal. Para isto, são utilizados elementos térmicos isoparamétricos tridimensionais de 8 nós como representado na Fig.(4.5). O mesmo elemento é utilizado para representar o centro da pastilha na forma de cunha, coincidindo-se os nós O,P e K,L. Como no elemento plano, em todas as faces do elemento pode ser considerada a convecção como condição de contorno e isto é assumido para a parede externa do tubo de revestimento. O elemento também permite considerar a geração interna de calor, o que é assumido para os elementos que compõem a pastilha combustível. O elemento de ligação dos dois componentes da vareta é o mesmo elemento de convecção uniaxial utilizado na análise plana. Também, são consideradas as mesmas propriedades materiais, as mesmas condições iniciais e as condições de contorno análogas. O modelo térmico tridimensional é apresentado na Fig.(4.6), de onde se pode observar que a discretização nos planos de corte transversal e longitudinal é menor do que aquela dos modelos térmicos bidimensionais análogos, para que não se inviabilizasse a execução do modelo, devido ao grande número de nós e elementos.

Análoga à análise térmica, a análise mecânica bidimensional é desenvolvida por dois modelos em elementos finitos nos planos de corte transversal e longitudinal da vareta. Tanto a pastilha quanto o revestimento são formados por elementos estruturais retangulares isoparamétricos bidimensionais de 4 nós,

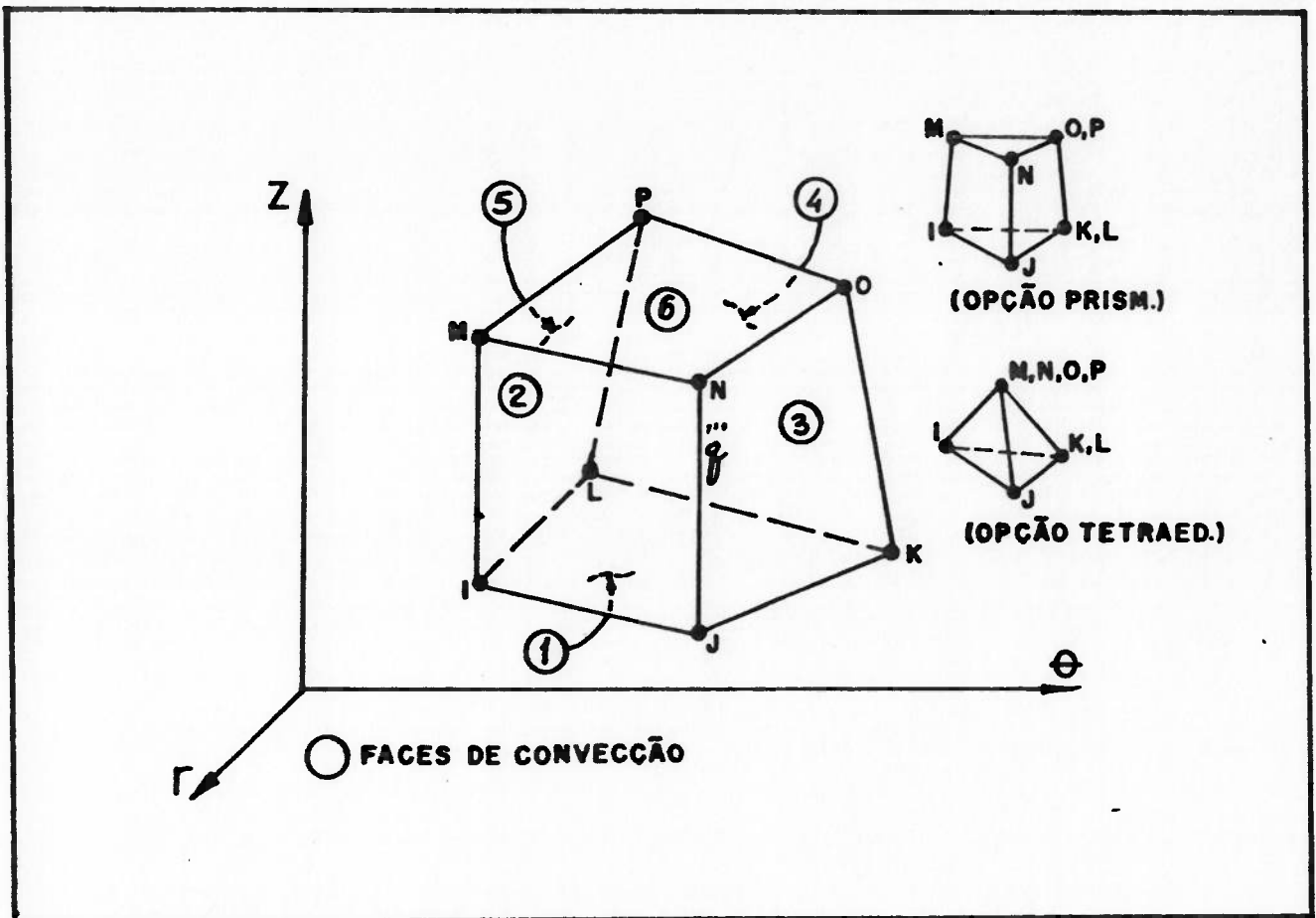
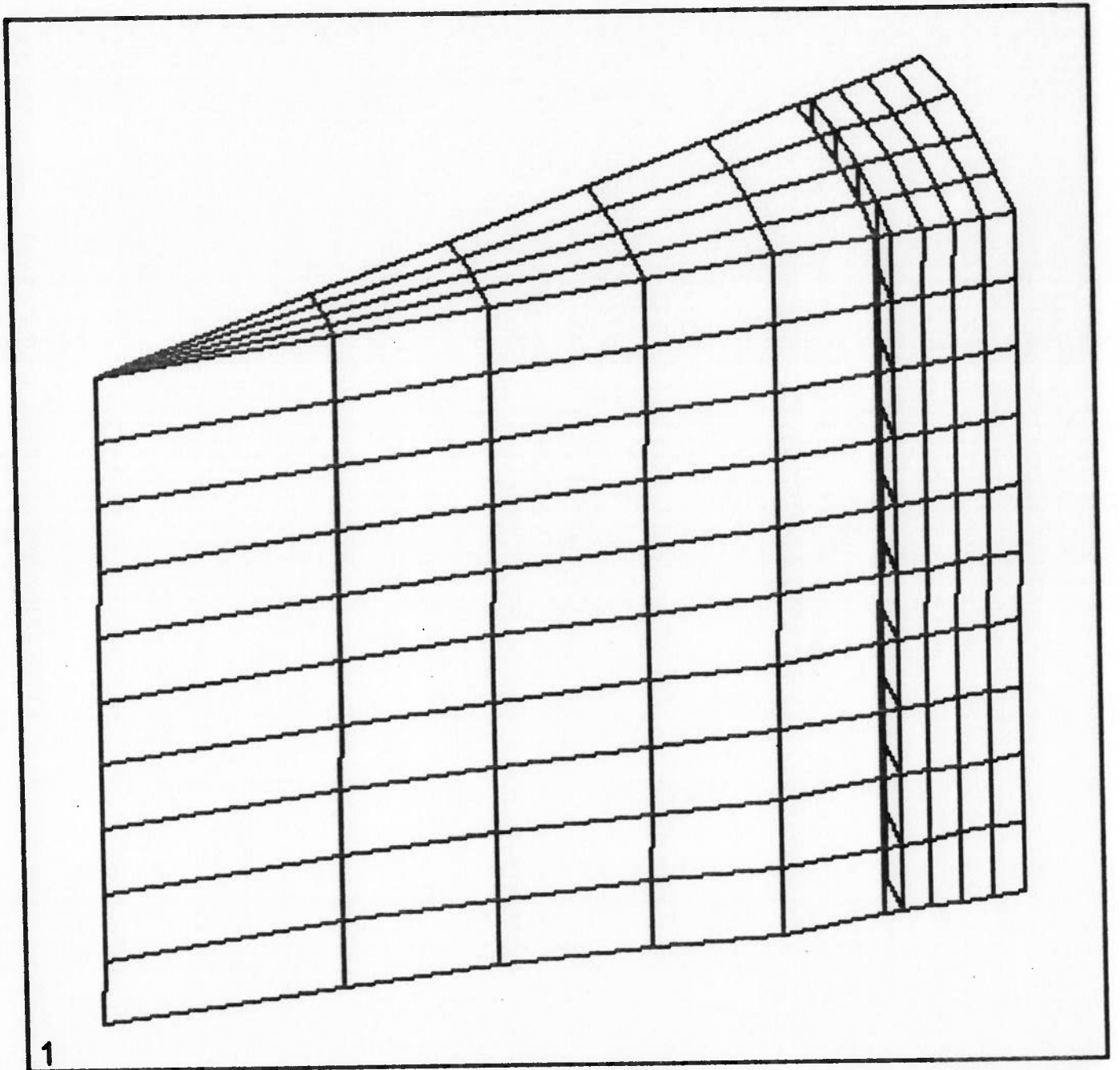


FIGURA 4.5 - Elemento finito térmico tridimensional isoparamétrico de 8 nós.



1

**FIGURA 4.6 - Modelo térmico tridimensional de vareta combustível.**



apresentado na Fig.(4.7). Este elemento estrutural é o elemento equivalente do utilizado na análise térmica bidimensional. No centro da pastilha, o mesmo elemento é assumido como triangular coincidindo-se os nós K e L.

No modelo mecânico bidimensional transversal havia dúvida de qual hipótese de estado plano a ser considerada para modelar a pastilha e o revestimento da vareta combustível. No estado plano de tensão, a tensão axial é admitida como nula ( $S_z=0$ ), enquanto que no estado plano de deformação esta consideração é feita para a deformação axial ( $\epsilon_z=0$ ). Admitir a tensão axial como nula pode levar à deformações menores do que as obtidas pelo estado plano de deformação. Por outro lado, admitir a deformação axial nula pode levar à tensões axiais extremamente elevadas, pois [69]:

$$S_z = \nu (S_r + S_\theta) - \alpha_z \Delta T E \quad (4.1)$$

onde:  $S_i$  = tensões em coordenadas cilíndricas;

$\nu$  = coeficiente de Poisson;

$\alpha_z$  = coef. expansão térmica axial;

$\Delta T$  = variação da temperatura;

$E$  = módulo de elasticidade.

A obtenção de tensões axiais extremamente elevadas e não condizentes com o caso real é principalmente agravado no caso da vareta combustível, onde são obtidas grandes variações de temperaturas. Uma hipótese intermediária e que de certa forma pode melhor representar as tensões e deformações envolvidas no

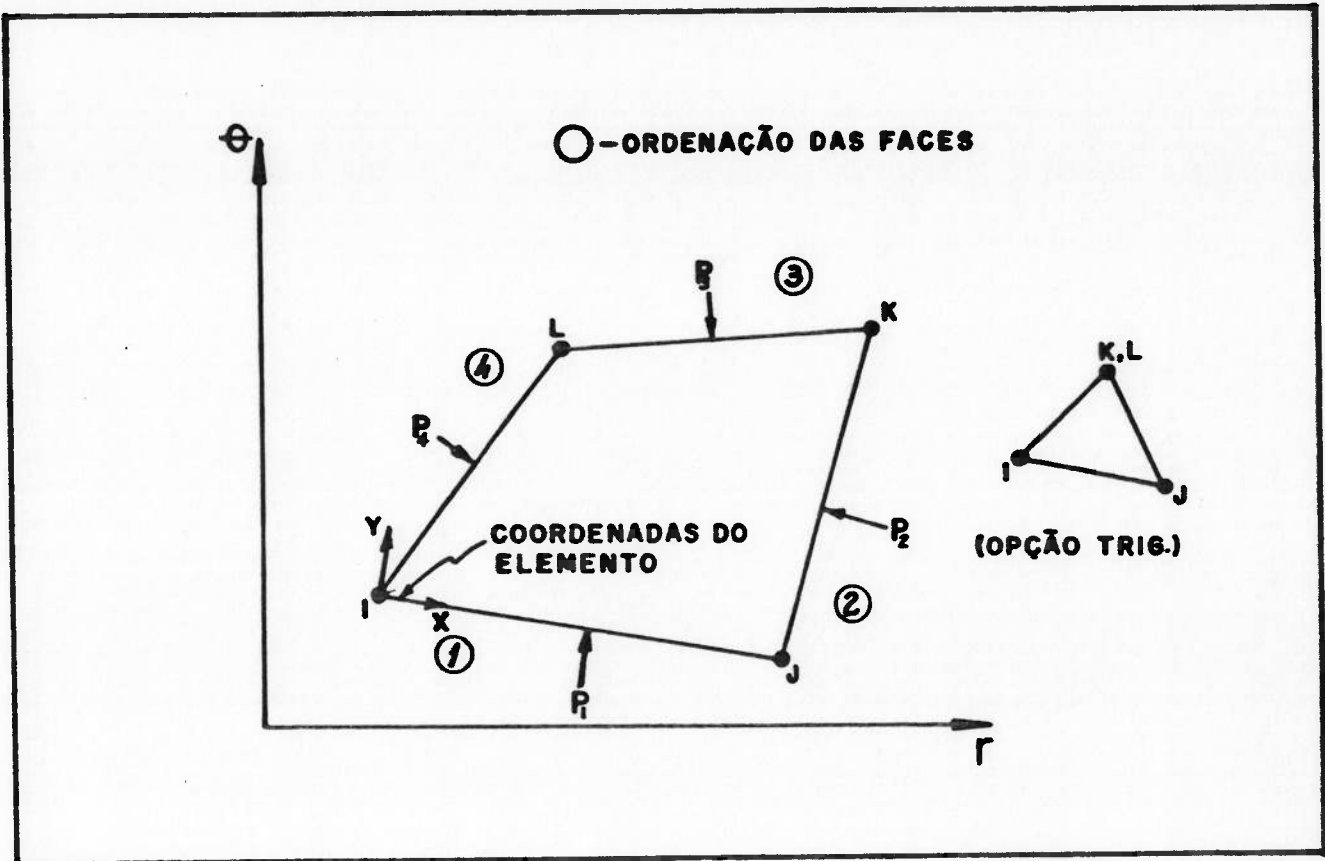


FIGURA 4.7 - Elemento finito estrutural bidimensional isoparamétrico de 4 nós.

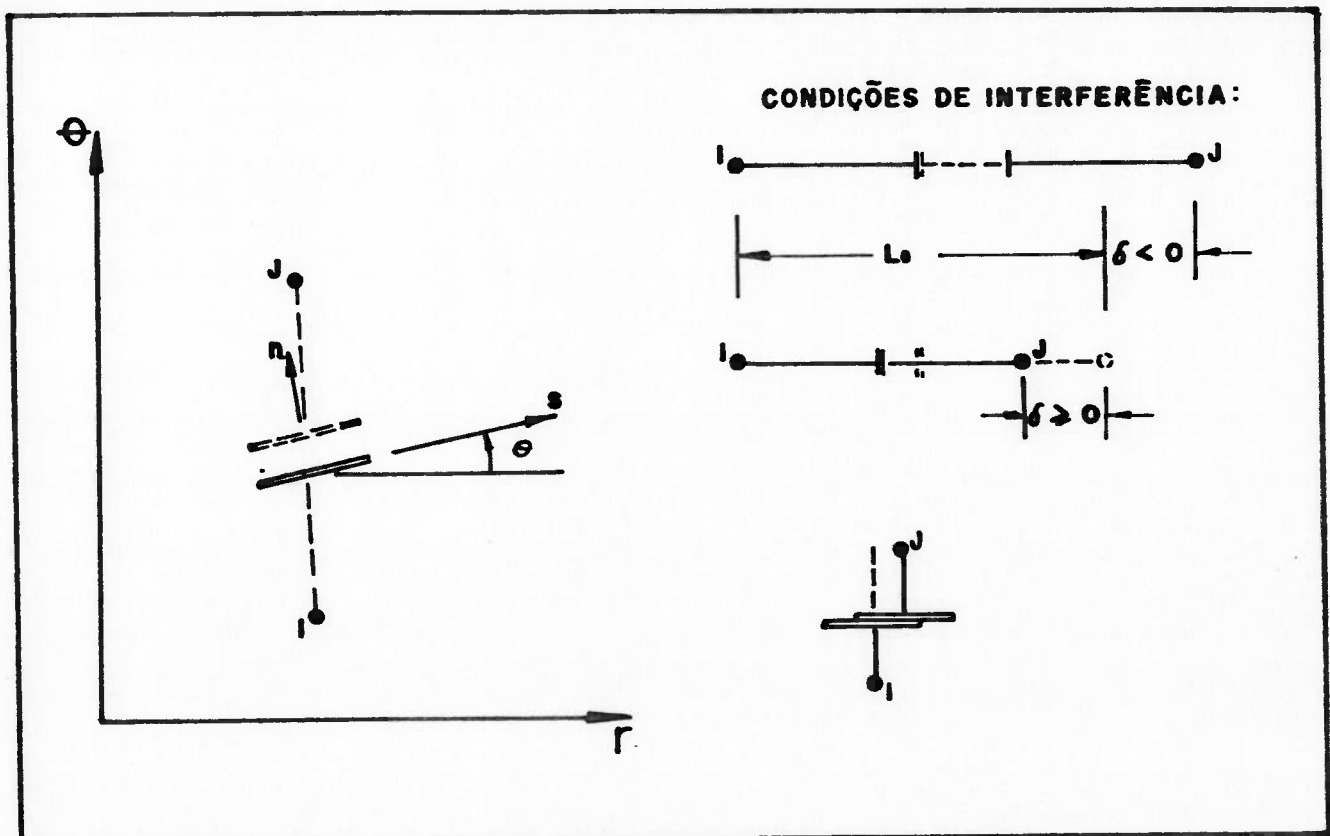


FIGURA 4.8 - Elemento finito estrutural de interface bidimensional.

plano transversal da vareta é a consideração do estado plano de deformação com um coeficiente de expansão térmica axial nulo ( $\alpha_z=0$ ) [01]. Uma análise paramétrica do modelo mecânico transversal combinando as diversas hipóteses é realizada e comparada aos modelos mecânicos longitudinal e tridimensional para a avaliação da hipótese de estado plano mais apropriada a ser aplicada na pastilha e no revestimento (capítulo 5.3). No modelo mecânico longitudinal, os EFs são assumidos como axisimétricos.

A ligação dos dois componentes da vareta é realizada pela utilização de um elemento de interface bidimensional, o qual possibilita o contato físico de duas faces e o deslizamento de uma em relação à outra. O elemento pode suportar apenas compressão na direção normal às superfícies e atrito na direção ortogonal. A geometria, localização dos pontos nodais e o sistema de coordenadas do elemento podem ser vistos na Fig.(4.8). O elemento é definido por dois pontos nodais, um ângulo para definir a interface, um coeficiente de rigidez, uma folga ou interferência entre as faces e um estado inicial (aberto ou fechado).

A discretização das malhas em elementos finitos para os planos transversal e longitudinal é similar às desenvolvidas para a análise térmica, a qual já havia sido elaborada prevendo o refinamento da malha no revestimento e na periferia da pastilha, devido à concentração de tensões nesta face. Entretanto, a simetria do problema é alterada pelo contato pastilha-revestimento e os modelos mecânicos foram modificados para representar esta nova situação. No modelo transversal a geometria é satisfeita considerando-se um quarto de seção do anel de revestimento, como

apresentado na Fig.(4.9). No caso longitudinal, a flexão do revestimento causada pela imposição da pastilha se dissipa a medida em que se afasta do ponto de contato. A parcela de revestimento a ser considerada deve ser tal que permita uma certa flexibilidade do revestimento sem no entanto aumentar demasiadamente o número de nós e elementos do modelo. Esta parcela de revestimento foi estipulada através da execução de várias configurações do modelo mecânico longitudinal. Neste trabalho, a parcela considerada foi cerca de duas vezes a meia pastilha adotada na análise térmica, como apresentado na Fig.(4.10).

As condições iniciais dos modelos mecânicos transversal e longitudinal são dadas pelo diferencial de pressão externa e interna na vareta, fornecido pela análise de desempenho, e pela distribuição de temperaturas geradas na análise térmica. O diferencial de pressão é imposto à superfície externa do revestimento e as temperaturas da pastilha e do revestimento para um dado nível de potência são transferidas da análise térmica para a análise mecânica através de um arquivos de dados.

As propriedades materiais da análise mecânica, tais como, o módulo de elasticidade e o coeficiente de expansão térmica, sofrem grande influência da temperatura. O gradiente de temperatura aplicado aos modelos mecânicos favorece a ocorrência do contato devido à expansão térmica da pastilha, que apesar de possuir um coeficiente de expansão térmica menor que o do revestimento, desenvolve temperaturas sensivelmente maiores, resultando em uma diminuição da espessura da folga pastilha-revestimento. A expansão térmica da pastilha provoca a

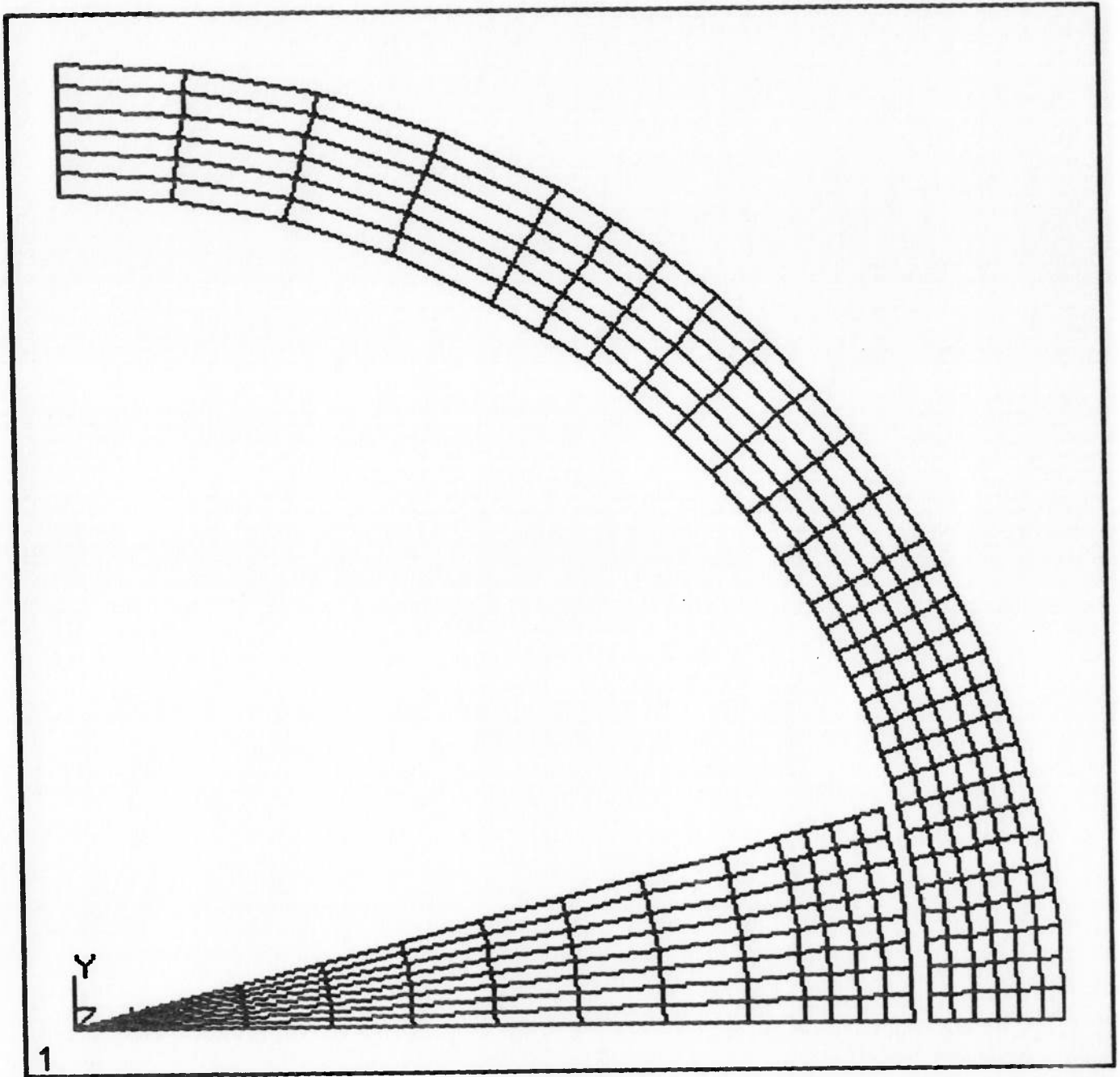


FIGURA 4.9 - Modelo estrutural bidimensional transversal de vareta combustível.

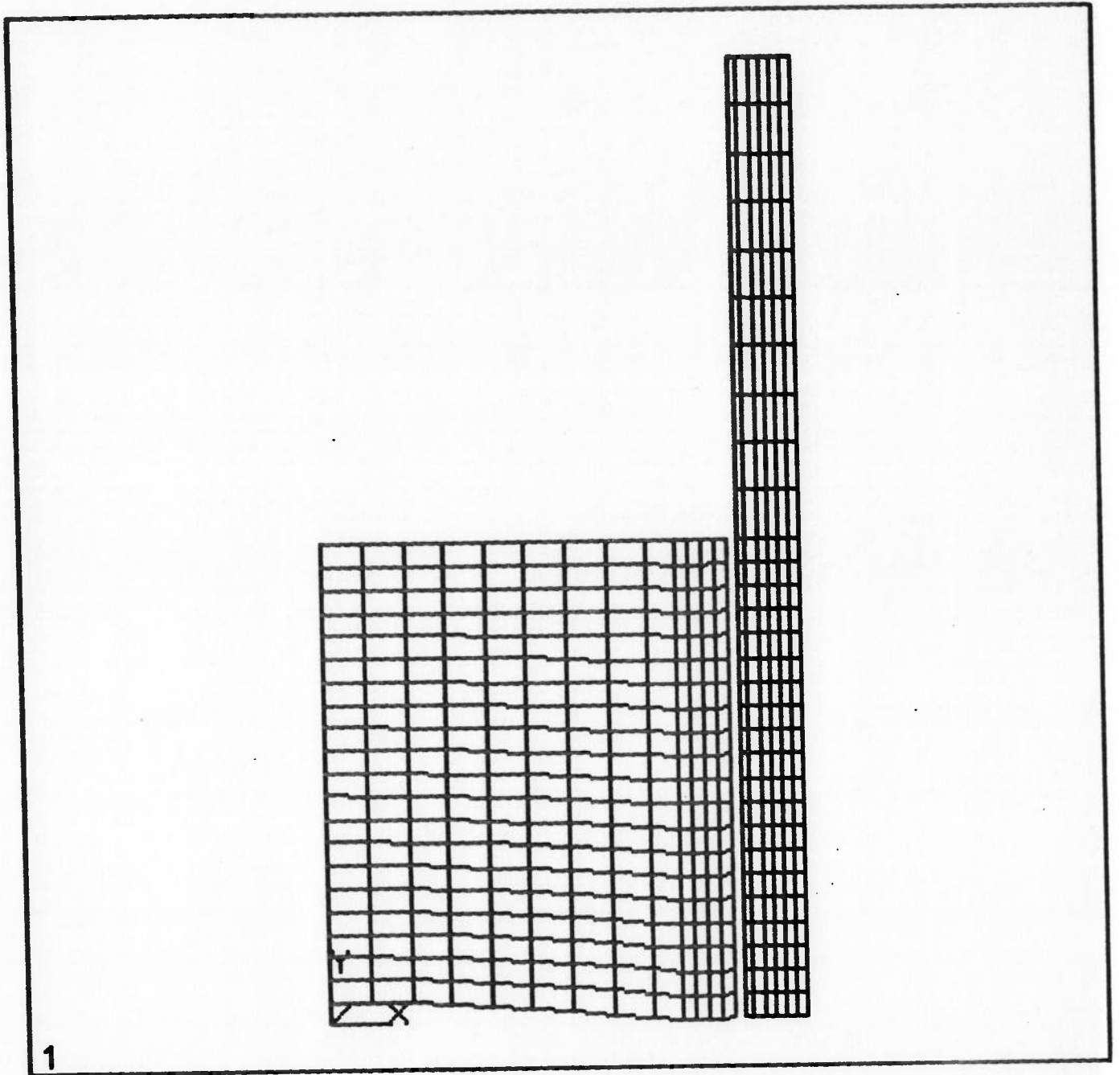


FIGURA 4.10 - Modelo estrutural bidimensional longitudinal de vareta combustível.

deformação convexa de seu corpo cilíndrico, e leva as extremidades da pastilha ao contato com o revestimento. Havendo o contato, este é influenciado pelo coeficiente de atrito, fornecido como dado de entrada para os elementos de interface.

Em princípio, as condições de contorno da análise mecânica transversal e longitudinal foram dadas pela consideração de pastilha íntegra, onde todas as condições de simetria do modelo são impostas. Após o processamento destes modelos constatou-se que, mesmo para baixas potências de operação, as dilatações térmicas diferenciais na pastilha provocavam elevadas tensões tratativas, as quais excediam a tensão de ruptura do material cerâmico. Este fato causou o trincamento da pastilha que foi representado nos modelos pela alteração e liberação das condições de contorno impostas à pastilha.

A não ser que a vareta considerada na análise tenha sido definida em projeto com uma folga pastilha-revestimento relativamente pequena, as deformações causadas pela imposição das cargas térmicas e de pressão podem não ser suficientes para levar ao contato da pastilha com o revestimento. Este contato, dependendo do material de revestimento, pode também não ocorrer durante a irradiação da vareta, onde fenômenos como relocação, densificação, reestruturação e inchamento são considerados. Sendo assim, é admitida a hipótese no modelo mecânico (vide capítulo 5.1), de que um fragmento de pastilha é alocado na folga pastilha-revestimento no início da operação e qualquer excursão de potência levará ao surgimento de tensões.



Nos modelos mecânicos desenvolvidos em EF, o fragmento é representado por elementos de interface. Isto é feito devido à possibilidade destes elementos serem definidos com a existência ou não de uma folga entre as faces, independente da localização dos pontos nodais, o que faz com que atuem como uma chave a ser determinada como aberta ou fechada. Este procedimento facilita em muito a execução dos modelos, pois permite que a dimensão do fragmento seja variada abrindo ou fechando os elementos de interface. Quando fechados, estes elementos atuam como verdadeiros anéis vinculando os dois nós em contato, devido à elevada rigidez imposta ao elemento por conservantismo, mas que ainda permite o deslizamento dos nós entre si. O elemento de interface, quando fechado, é um elemento de comportamento não-linear exigindo, mesmo para o caso de regime elástico, mais de uma execução do modelo para a convergência dos resultados.

O regime plástico é considerado fornecendo-se ao modelo curvas tensão x deformação para ao menos duas diferentes condições de temperaturas. O programa define por interpolação as curvas para as temperaturas dadas nos modelos pelas condições iniciais e realiza um processo iterativo para a convergência da solução elasto-plástica.

O regime de fluência do revestimento é também considerado após a execução dos regimes elástico e plástico. A fluência é fornecida ao programa por uma taxa de deformação que, além das constantes características do material, tem como variáveis a tensão equivalente desenvolvida, a fluência neutrônica e o tempo total considerado para o desenvolvimento deste regime.

Concluída a análise mecânica bidimensional esta serve como base para o desenvolvimento da análise tridimensional, cujo modelo em EFs é construído através da conjugação do modelo mecânico bidimensional transversal com o modelo mecânico bidimensional longitudinal. Para isto, são utilizados elementos estruturais isoparamétricos tridimensionais de 8 nós como representado na Fig.(4.11). Este elemento é o equivalente do utilizado na análise térmica tridimensional. O mesmo elemento é utilizado para representar o centro da pastilha na forma de cunha, coincidindo-se os nós O,P e K,L.

A ligação dos dois componentes da vareta é realizada pela utilização de um elemento de interface tridimensional, o qual pode possibilitar o contato físico de duas faces e ainda permitir o deslizamento de uma em relação à outra. O elemento pode suportar compressão na direção normal às superfícies e atrito nas direções ortogonais. A geometria, localização dos pontos nodais e o sistema de coordenadas do elemento podem ser vistos na Fig.(4.12). O elemento é definido por dois pontos nodais, um coeficiente de rigidez, uma folga ou interferência entre as faces e um estado inicial (aberto ou fechado).

O modelo mecânico tridimensional é equivalente ao modelo térmico tridimensional e é apresentado na Fig.(4.13). Como anteriormente, pode-se observar que a discretização nos planos de corte transversal e longitudinal é menor que nos modelos mecânicos bidimensionais análogos, para que não se inviabilizasse a execução do modelo, devido ao grande número de nós e elementos.

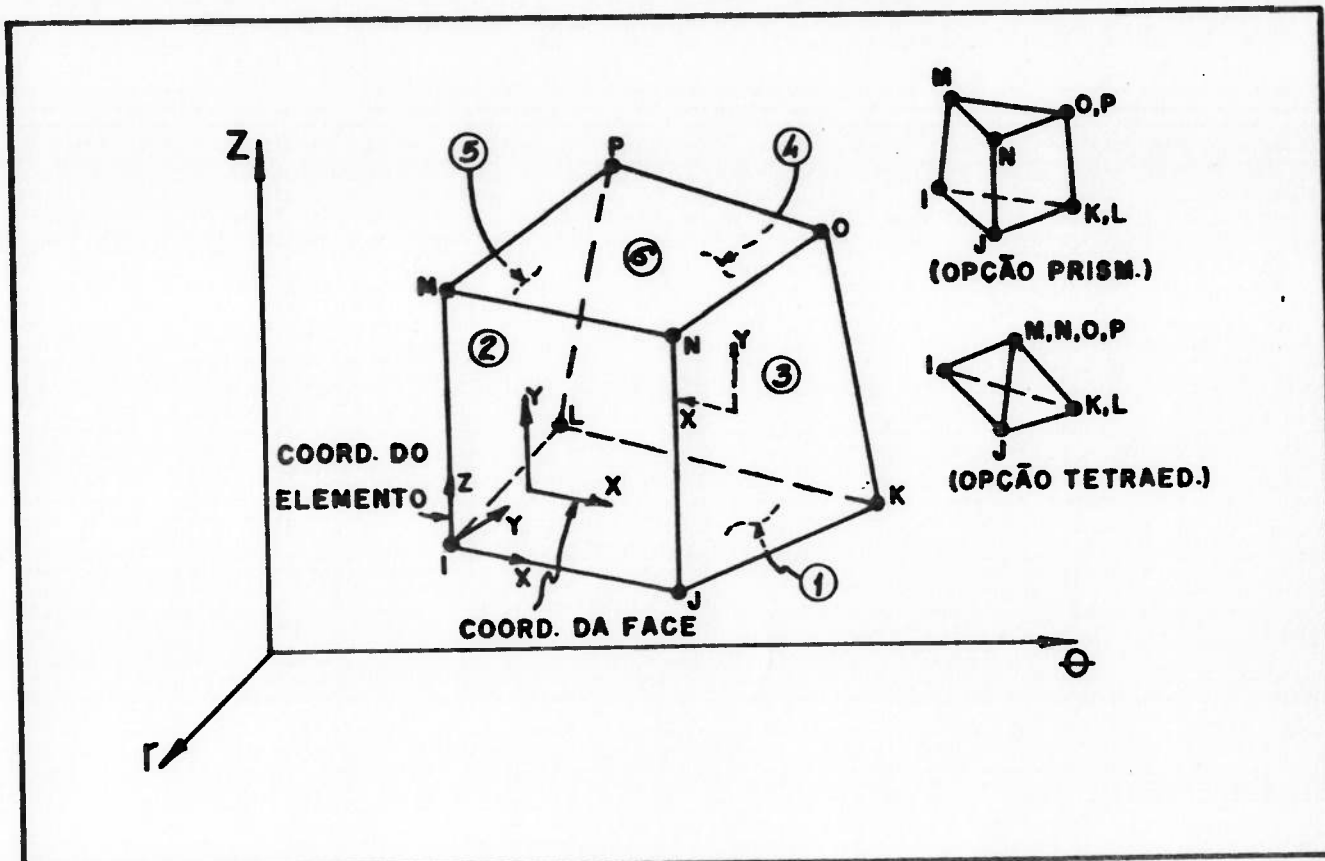


FIGURA 4.11 - Elemento finito estrutural tridimensional isoparamétrico de 8 nós.

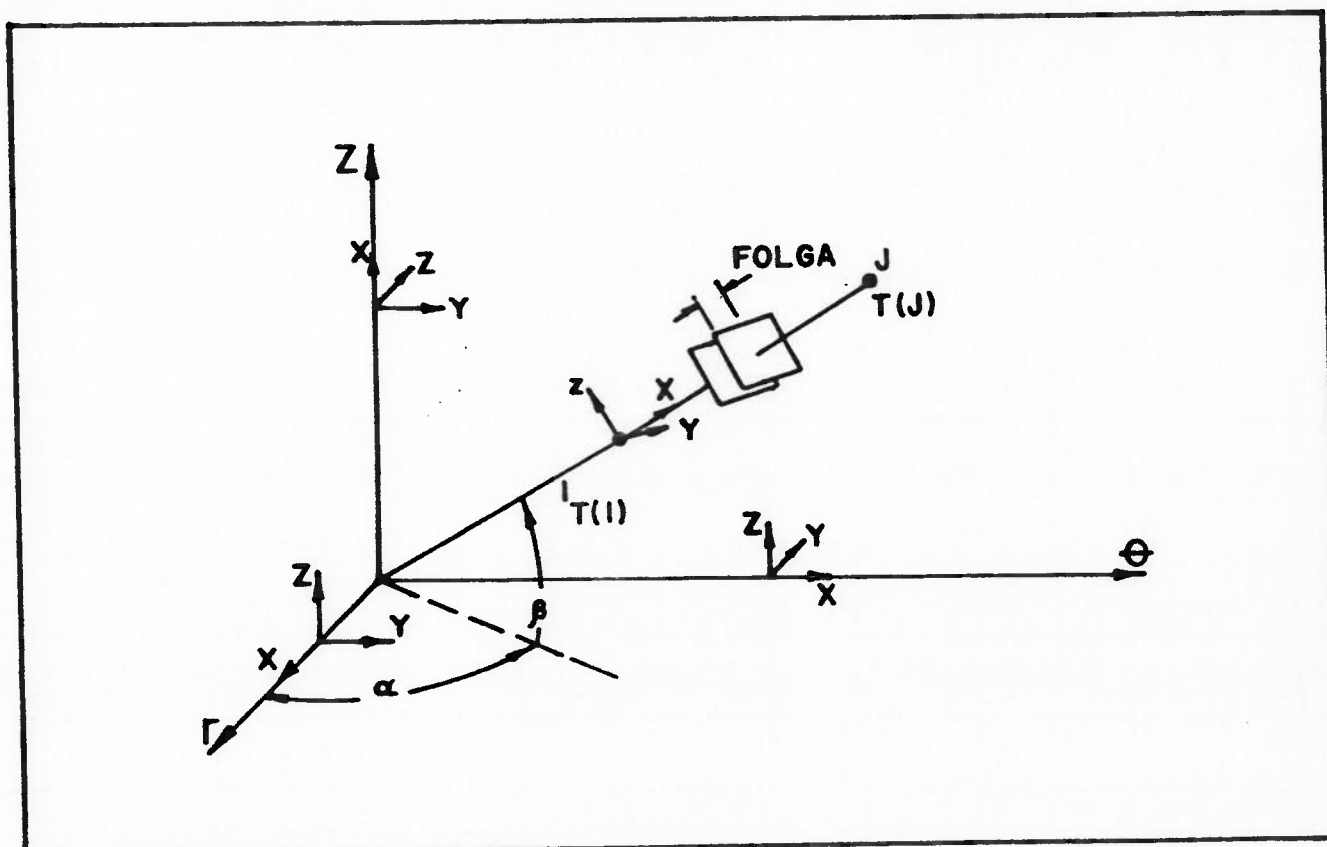
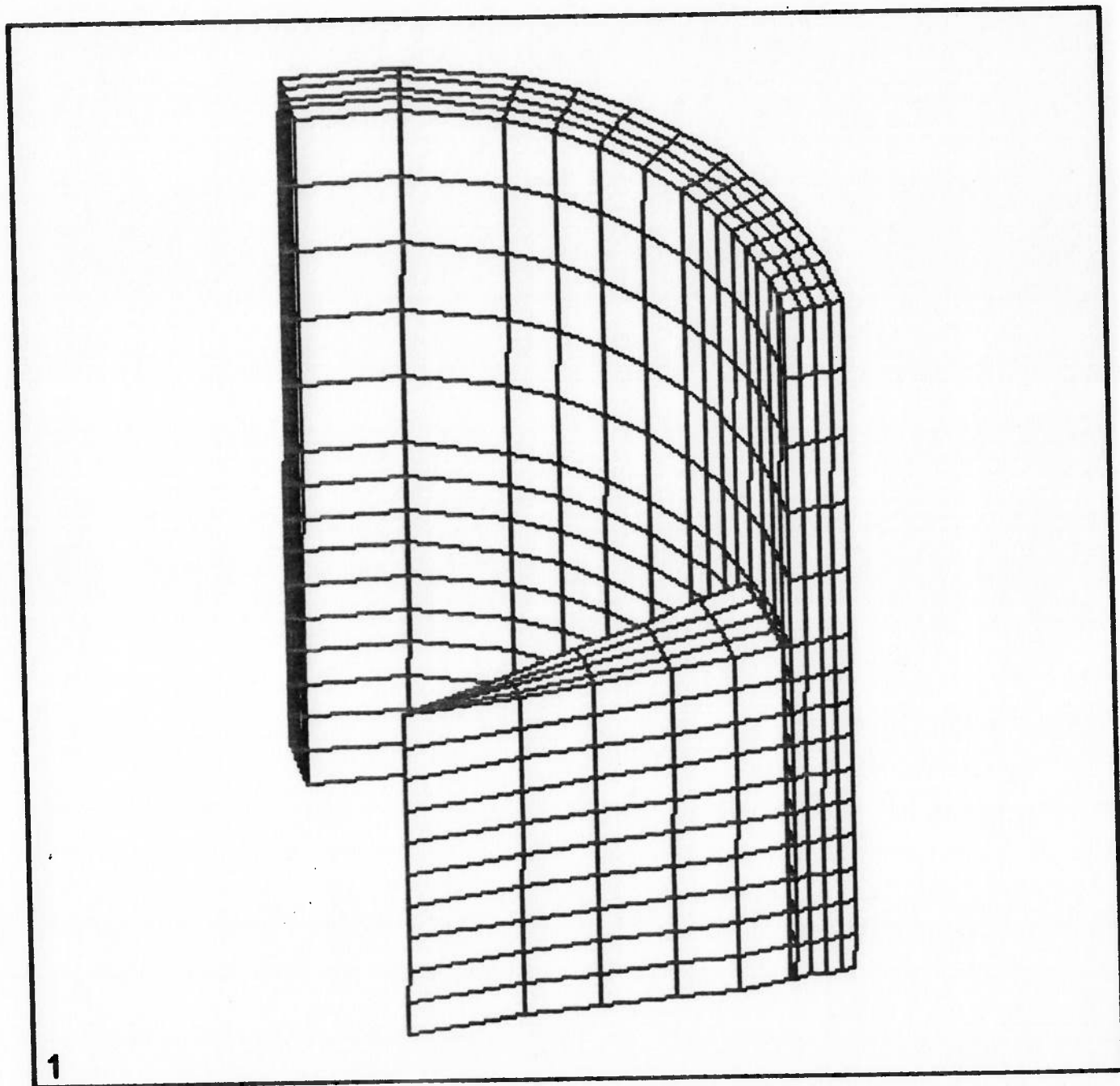


FIGURA 4.12 - Elemento finito estrutural de interface tridimensional.



**FIGURA 4.13 - Modelo estrutural tridimensional de vareta combustível.**

O mesmo procedimento de análise mecânica aplicado aos modelos bidimensionais é aplicado ao modelo mecânico tridimensional, sendo consideradas as mesmas propriedades materiais, as mesmas condições iniciais e as condições de contorno análogas. A análise deve partir da consideração de pastilha íntegra, onde todas as condições de simetria do modelo são impostas. Esta consideração define o comportamento mais apropriado do particionamento da pastilha e a extensão das trincas obtidas. As execuções posteriores do modelo consideraram a existência das trincas, através da liberação de condições de contorno impostas à pastilha.

Na modelagem mecânica desenvolvida por EFs, os materiais da pastilha e do revestimento são considerados como homogêneos, não havendo qualquer variação de suas propriedades devido à defeitos de fabricação, danos devido à irradiação ou qualquer modificação química do material original. Não é considerada a geração de calor no revestimento devido à irradiação.

## 5- APLICAÇÃO DA MODELAGEM À VARETA COMBUSTÍVEL DE ANGRA-II

A modelagem desenvolvida para análise da PCI pode ser aplicada à qualquer vareta combustível de PWR. Entretanto, para possibilitar uma análise quantitativa do fenômeno, a modelagem foi aplicada à vareta combustível da Central Nuclear ANGRA-II. As Tabs.(5.1) e (5.2) apresentam os principais dados termoidráulicos e a geometria do elemento combustível deste reator (vide apêndice-1). As Figs.(5.1) e (5.2) apresentam a geometria da pastilha combustível e do revestimento da vareta combustível de ANGRA-II [63].

### 5.1- Análise do Desempenho da Vareta Combustível de ANGRA-II

A análise do desempenho da vareta combustível de ANGRA-II foi simulada com o programa computacional FRAP1/ZR. Para efeito comparativo, a mesma simulação foi executada com o programa FRAP1/SS, onde foi hipoteticamente considerada a vareta de ANGRA-II com revestimento de aço-inox.

Dois casos básicos foram simulados, respectivamente, para os dois tipos de revestimento:

- 1- histórico de potência proposto para operação em regime permanente da Central ANGRA-II [72];
- 2- histórico de potência considerando a máxima potência nominal do reator constante durante um

**TABELA 5.1 - Dados do projeto termoidráulico do núcleo do reator de ANGRA-II.**

<b>PROJETO TERMOIDRÁULICO DO NÚCLEO</b>	
<b>Dados do Refrigerante</b>	
Taxa de escoamento	17.672 kg/s
Área total transv. escoam. no EC	5,597 m <sup>2</sup>
Velocidade média de escoamento	4,472 m/s
Massa média de escoam./unid.área	3.158 kg/m <sup>2</sup> s
Temperatura de entrada	291,3 °C
Aumento médio da temperatura	34,8 °C
Pressão nominal do sistema	15,8 MPa
Máxima sobrepotência	12 %
Máxima temperatura de saída (para P=15,8MPa e 1,12x1979MW)	346,3 °C
<b>Dados da Vareta Combustível</b>	
Área total de transf. de calor	6.040,6 m
Densidade média do fluxo calor	61,1 W/cm <sup>2</sup>
Potência média linear	20,79 kW/m
Fator de pico máximo	2,5
Potência máxima linear	51,98 kW/m
Potência média por quilo urânio	36,6 kW/kg



**TABELA 5.2 - Geometria do elemento combustível do reator de ANGRA-II.**

<b>GEOMETRIA DO ELEMENTO COMBUSTÍVEL</b>	
<b>Elemento Combustível</b>	
Arranjo de varetas	16x16
Número de tubos guia	20
Número de varetas comb./EC	236
Seção transversal	(229,6 mm) <sup>2</sup>
Distância centro varetas (pitch)	14,3 mm
Distância centro EC	230,6 mm
Altura do EC	4.835 mm
Número de grades espaçadoras/EC	9
Pêso de urânio/EC	534 kg
<b>Vareta Combustível</b>	
Material de revestimento	Zircaloy-4
Diâmetro externo de revestimento	10,75 mm
Espessura do revestimento	0,725 mm
Composição do gás pressurização	96%He+4%Ar
Pressão do gás de pressurização	2,25 MPa
Altura da vareta	4.407 mm
Altura ativa da vareta	3.900 mm
<b>Pastilha Combustível</b>	
Formato da pastilha	cil.chan.dish
Altura da pastilha	11 mm
Diâmetro da pastilha	9,11 mm
Densidade (% da dens. teórica)	94,8 %
Enriquecimento (% em pêso U <sup>235</sup> )	3,2 %
Fração volumétrica do dishing	2,2 %

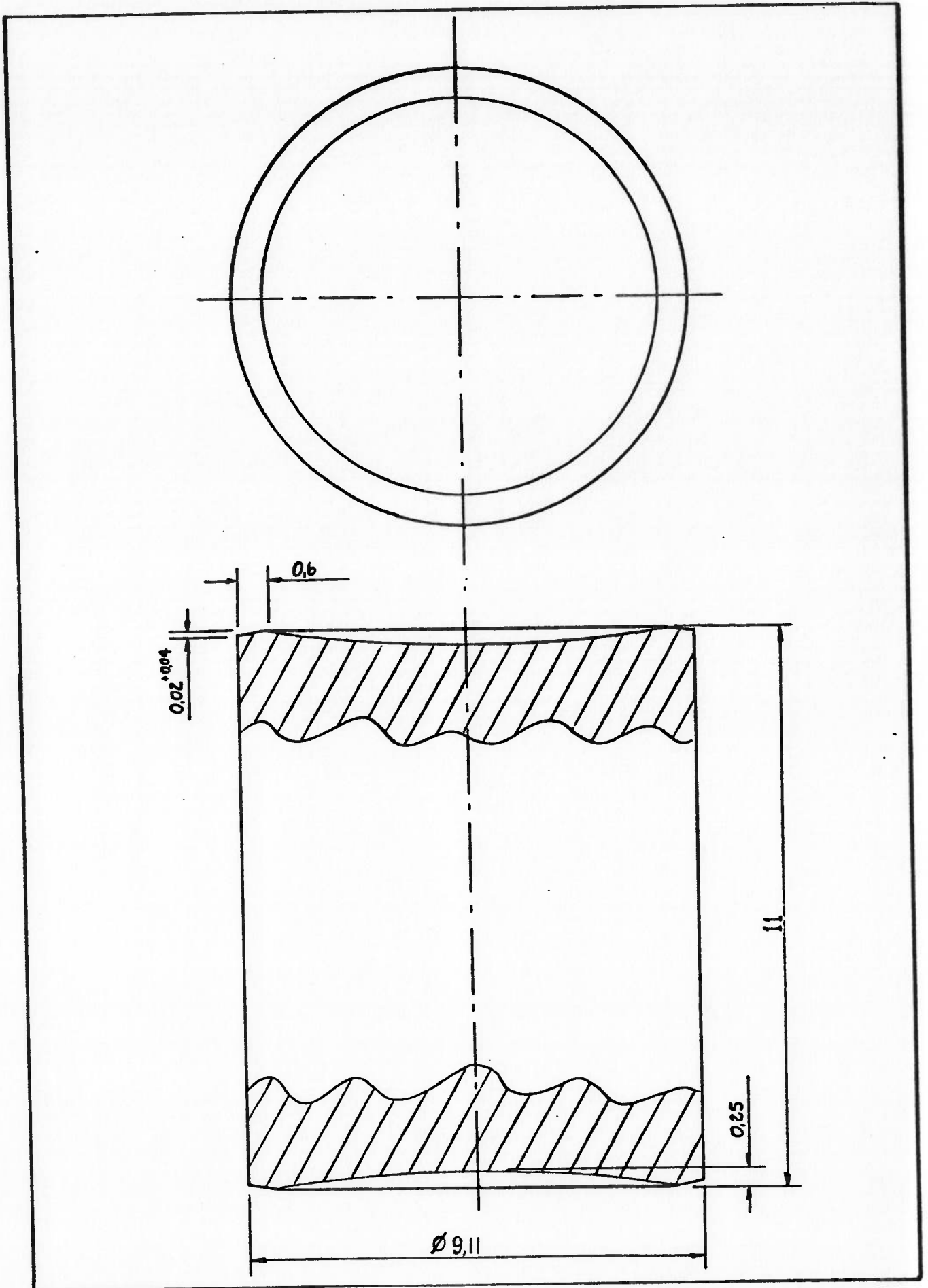


FIGURA 5.1 - Vistas lateral e de topo da pastilha combustível da vareta de ANGRA-II; dimensões da pastilha.

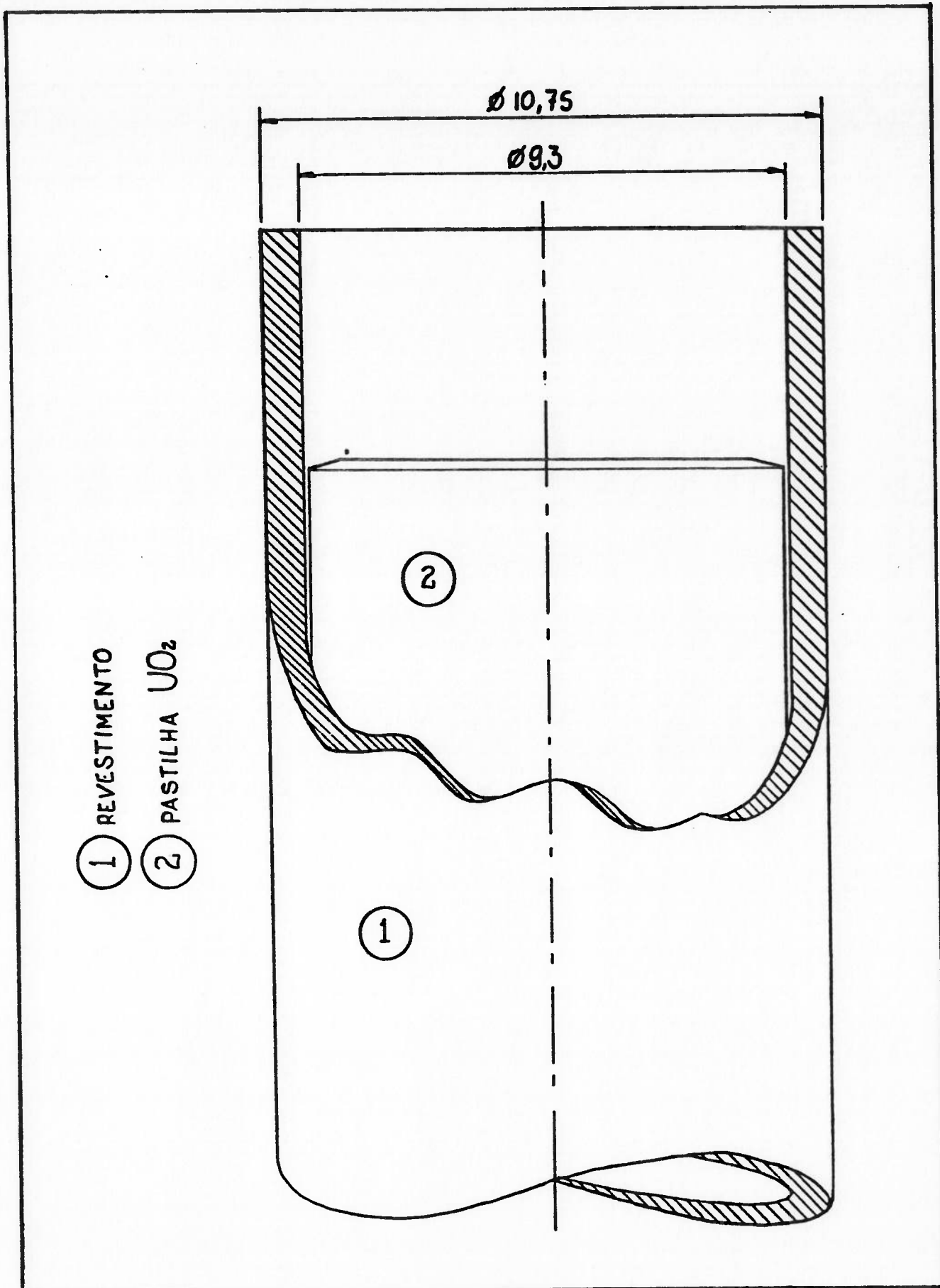


FIGURA 5.2 - Desenho de conjunto da pastilha e do revestimento da vareta combustível de ANGRA-II; dimensões do revestimento.

tempo de irradiação de 1 ano.

O primeiro caso simulado permite observar o desempenho global da vareta combustível de ANGRA-II para uma rotina de operação normal da usina. No caso, são considerados três ciclos de queima no reator, atingindo uma queima total de 50000 MWd/TU em três anos. O histórico de potência no reator é variável, atingindo picos de densidade média de potência linear de 36,4 kW/m por vareta (70% da potência linear nominal por vareta). O segundo caso simula uma análise conservativa, onde é hipoteticamente admitido, que a vareta está submetida à potência máxima no reator por um período de um ano. Neste caso, a potência média linear por vareta é de 52,0 kW/m. Análises de desempenho desenvolvidas com o programa FRAPCON-1 têm demonstrado que o segundo caso apresenta resultados conservativos em relação ao primeiro. Admitindo-se a mesma queima total nos dois casos, a vareta combustível no segundo caso atinge temperaturas mais elevadas, fornecendo resultados conservativos devidos à fenômenos tipicamente dependentes da temperatura como a expansão térmica, a densificação, a liberação de gases, a pressão na folga e a fluência no revestimento.

As Tabs.(A4.1) e (A4.2) no apêndice-4 apresentam os dados de entrada para a simulação com o programa FRAP1/ZR da vareta combustível de ANGRA-II nos dois casos acima. Os mesmos dados de entrada foram mantidos na simulação da vareta combustível de ANGRA-II com revestimento de aço-inox. As diferenças nos dados de entrada para os dois casos considerados refletem-se apenas na potência média linear por vareta (QMPY, variável no primeiro caso e constante no segundo), no tempo de irradiação (TIME, 3 anos e 1

ano) e na densidade de potência axial na vareta (QF). No primeiro caso, foi utilizada uma densidade de potência axial variável devido à inserção de barras de controle e, no segundo caso, foi considerada uma distribuição cosseinodal de potência. As outras variáveis que compõem os dados de entrada do programa FRAPCON-1 fornecem a geometria e os parâmetros de fabricação da vareta combustível de ANGRA-II. A descrição destas variáveis pode ser vista no manual do programa [64].

As Tabs.(5.3) e (5.5) apresentam, respectivamente, os resultados obtidos na simulação dos dois casos acima para a vareta combustível de ANGRA-II. As Tabs.(5.4) e (5.6) apresentam os mesmos resultados para a vareta de aço-inox. Os resultados foram obtidos no ponto axial da vareta onde ocorre o pico de densidade linear de potência. As Figs.(5.3), (5.5) e (5.7) apresentam, respectivamente, as variações radiais da pastilha e do revestimento, as temperaturas e as pressões interna e externa na vareta combustível de ANGRA-II para o segundo caso. Os mesmos resultados são apresentados nas Figs.(5.4), (5.6) e (5.8) para a vareta de ANGRA-II com revestimento de aço-inox.

O programa FRAPCON-1 distingue dois tipos de cálculo para a folga pastilha-revestimento. No primeiro cálculo, a espessura da folga é obtida levando-se em conta o fenômeno da relocação. Neste caso, um acréscimo de deformação, dependendo do nível de potência, é fornecido no diâmetro do combustível. A espessura de folga resultante é utilizada apenas no modelo de transferência de calor do combustível e dada pela variável GAP (mm) nas Tabs.(5.3) a (5.6). No segundo cálculo, a espessura da

TABELA 5.3 - Resultados de FRAP1/ZR (ANGRA-II, caso-1).

TIME HOURS	BURNUP MWD/TU	POWER W/CM	CLAD DD	CLAD TEMP (C) AVG	ID.	GAP (MM)	GAP (C)	FUEL OD.	FUEL TEMP (C) AVG	CEN	CONT. (MPA)	CLAD HOOP STRESS	AXIAL STRESS	STRAIN PCT	FUEL DD (MM)	GAP W/M2-C	FGAS (MPA)
1	0.	0.	348.1	346.	393.	0.0000	407.	421.	973.	1603.	0.00	-73.68	-42.65	0.014	9.2191	46881.	6.8
2	96.	245.	344.3	345.	369.	0.0000	405.	418.	965.	1588.	0.00	-73.18	-42.42	0.014	9.2177	46715.	6.7
3	480.	1188.	331.9	344.	366.	0.0000	401.	414.	923.	1503.	0.00	-73.59	-42.60	0.004	9.2104	46443.	6.6
4	840.	2053.	325.0	343.	365.	0.0000	397.	409.	908.	1470.	0.00	-73.81	-42.71	0.007	9.1904	46248.	6.6
5	1680.	4022.	316.8	342.	363.	0.0000	395.	406.	873.	1399.	0.00	-74.57	-43.06	0.013	9.1835	45860.	6.5
6	3360.	7858.	308.5	341.	362.	0.0000	392.	403.	826.	1301.	0.00	-74.89	-43.21	0.024	9.1782	45178.	6.5
7	5040.	11558.	297.7	339.	360.	0.0000	392.	403.	826.	1301.	0.00	-75.04	-43.28	0.039	9.1730	44528.	6.5
8	8904.	20024.	296.1	340.	360.	0.0000	392.	404.	800.	1247.	0.00	-74.49	-43.02	0.049	9.1746	43304.	6.6
9	8904.	20024.	338.6	347.	370.	0.0000	406.	419.	843.	1338.	0.00	-72.50	-42.10	0.068	9.1813	43935.	6.8
10	9000.	20262.	336.0	346.	369.	0.0000	405.	419.	838.	1328.	0.00	-72.51	-42.10	0.068	9.1807	43852.	6.8
11	10584.	23796.	301.5	341.	362.	0.0000	395.	407.	778.	1203.	0.00	-73.53	-42.58	0.069	9.1738	42871.	6.7
12	12264.	27536.	300.9	342.	362.	0.0000	395.	407.	767.	1179.	0.00	-73.18	-42.42	0.076	9.1746	42371.	6.7
13	13944.	30959.	275.4	338.	357.	0.0000	387.	399.	715.	1073.	0.00	-73.75	-42.68	0.083	9.1692	41709.	6.7
14	15624.	34400.	276.8	338.	357.	0.0000	388.	400.	716.	1076.	0.00	-73.31	-42.48	0.089	9.1718	41417.	6.8
15	16080.	35336.	277.5	339.	358.	0.0000	388.	400.	718.	1079.	0.00	-72.95	-42.31	0.094	9.1701	41205.	6.7
16	16080.	35336.	267.8	337.	355.	0.0000	385.	396.	700.	1043.	0.00	-73.26	-42.45	0.096	9.1697	41155.	6.7
17	176176.	35524.	265.5	337.	355.	0.0000	384.	396.	696.	1034.	0.00	-73.37	-42.50	0.096	9.1697	41155.	6.7
18	17760.	38318.	238.3	332.	349.	0.0000	375.	386.	647.	937.	0.00	-74.34	-42.95	0.100	9.1648	40632.	6.6
19	19440.	41215.	233.0	332.	348.	0.0000	374.	384.	638.	919.	0.00	-74.28	-42.93	0.100	9.1656	40438.	6.6
20	21120.	44100.	232.1	332.	348.	0.0000	374.	384.	637.	917.	0.00	-73.99	-42.79	0.104	9.1675	40305.	6.6
21	22800.	47018.	234.7	333.	349.	0.0000	375.	385.	642.	927.	0.00	-73.55	-42.59	0.108	9.1702	40208.	6.7
22	3328.	47935.	234.6	333.	349.	0.0000	375.	385.	642.	927.	6.82	-73.39	-25.26	0.112	9.1709	41886.	6.7
23	3760.	48689.	235.7	333.	349.	0.0000	375.	385.	644.	932.	6.86	-73.12	-21.92	0.114	9.1717	41862.	6.8

TABELA 5.4 - Resultados de FRAP1/SS (ANGRA-II, caso-1).

TIME HOURS	BURNUP MWD/TU	POWER W/CM	CLAD TEMP (C) DD.	AVG ID.	GAP (MM)	GAP (C) XXXX	FUEL TEMP (C) DD.	AVG CEN	CONT. (MPA) XXXXX	CLAD STRESS HOOP	AXIAL	STRAIN PCT	FUEL DD (MM)	GAP W/M2-C XXXXX	FGAS (MPA) XXXXX
1	0.	0.	348.1	346.	366.	387.	422.	1045.	0.00	-73.79	-42.70	.0056	9.2307	46691.	6.4
2	96.	245.	344.3	345.	366.	386.	413.	1031.	0.00	-73.79	-42.54	.0056	9.2286	46370.	6.4
3	480.	1188.	331.9	343.	363.	383.	408.	1008.	0.00	-74.99	-43.25	.0055	9.2087	44973.	6.2
4	840.	2053.	325.0	342.	362.	381.	405.	1038.	0.00	-74.18	-42.88	.0055	9.2031	44519.	6.2
5	1680.	4022.	316.8	341.	360.	379.	410.	1027.	0.00	-75.05	-43.28	.0055	9.2018	43826.	6.2
6	3360.	7858.	308.5	340.	358.	377.	407.	979.	0.00	-75.08	-43.29	.0054	9.2016	43556.	6.2
7	5040.	11558.	297.7	338.	356.	374.	401.	961.	0.00	-73.64	-42.63	.0054	9.2096	38559.	6.4
8	8964.	20024.	296.1	338.	356.	374.	401.	961.	0.00	-71.97	-41.86	.0056	9.2235	39370.	6.6
9	8904.	20024.	338.6	344.	365.	385.	414.	1039.	0.00	-71.93	-41.84	.0056	9.2231	39392.	6.6
10	9000.	20262.	336.0	344.	364.	384.	414.	1034.	0.00	-72.68	-42.18	.0054	9.2180	37380.	6.6
11	10584.	23796.	301.5	339.	357.	375.	403.	963.	0.00	-71.82	-41.79	.0054	9.2149	36366.	6.7
12	12264.	27536.	300.9	338.	357.	375.	403.	954.	0.00	-72.32	-42.02	.0053	9.2115	34596.	6.6
13	13944.	30959.	275.4	335.	351.	368.	396.	901.	0.00	-71.69	-41.72	.0053	9.2140	33576.	6.7
14	15624.	34400.	276.8	335.	352.	368.	397.	901.	0.00	-71.93	-41.84	.0053	9.2148	33385.	6.7
15	16080.	35336.	277.5	335.	352.	369.	397.	901.	0.00	-71.93	-41.84	.0053	9.2116	33012.	6.7
16	16080.	35336.	267.8	333.	350.	366.	394.	882.	0.00	-72.01	-41.87	.0053	9.2110	32930.	6.7
17	17176.	38318.	265.5	333.	349.	365.	387.	877.	0.00	-73.23	-42.44	.0052	9.2027	29663.	6.5
18	17760.	35524.	238.3	329.	343.	358.	387.	814.	0.00	-73.14	-42.40	.0052	9.2025	29676.	6.5
19	19440.	41215.	233.0	328.	342.	357.	385.	799.	0.00	-72.95	-42.31	.0052	9.2040	29875.	6.5
20	21120.	44100.	232.1	328.	342.	356.	384.	796.	0.00	-72.45	-42.08	.0052	9.2068	30479.	6.6
21	22800.	47018.	234.7	328.	343.	357.	384.	801.	0.00	-72.33	-42.02	.0052	9.2073	30448.	6.6
22	23226.	47935.	234.6	328.	343.	357.	384.	800.	0.00	-72.17	-41.95	.0052	9.2083	30505.	6.6
23	23760.	48689.	235.7	329.	343.	357.	384.	802.	0.00						



TABELA 5.5 - Resultados de FRAP1/ZR (ANGRA-II, caso-2).

TIME HOURS	BURNUP MWD/TU	POWER W/CM	CLAD OD.	CLAD AVG ID.	CLAD TEMP (C)	GAP (MM)	GAP (C)	FUEL OD.	FUEL AVG CEN	FUEL TEMP (C)	CONT. (MPA)	CLAD HOOP STRESS	CLAD AXIAL STRESS	STRAIN PCT	FUEL OD (MM)	GAP W/M2-C	FGAS (MPa)
1	0.	.1	291.	291.	291.	0.0355	291.	291.	291.	291.	0.00	-89.01	-49.76	.0008	9.1263	9922.	4.3
2	23.	259.2	332.	350.	368.	0.0000	379.	390.	813.	1326.	0.00	-80.02	-45.59	.0012	9.1934	45233.	5.7
3	24.	518.4	349.	384.	419.	0.0000	437.	455.	1162.	1976.	0.00	-73.79	-42.70	.0011	9.2535	48146.	6.7
4	240.	518.4	349.	384.	419.	0.0000	437.	456.	1160.	1972.	0.00	-73.35	-42.50	.0009	9.2531	48069.	6.7
5	480.	518.4	349.	384.	419.	0.0000	438.	456.	1170.	1986.	0.00	-73.30	-42.47	-.0003	9.2348	47920.	6.7
6	720.	518.4	350.	385.	419.	0.0000	438.	457.	1163.	1975.	0.00	-73.48	-42.55	-.0010	9.2307	47755.	6.7
7	960.	518.4	350.	385.	419.	0.0000	438.	457.	1158.	1967.	0.00	-73.53	-42.58	-.0015	9.2285	47557.	6.7
8	1200.	518.4	350.	385.	419.	0.0000	438.	457.	1152.	1959.	0.00	-73.60	-42.61	-.0020	9.2269	47344.	6.7
9	1440.	518.4	350.	385.	420.	0.0000	438.	457.	1148.	1952.	0.00	-73.69	-42.56	-.0024	9.2258	47122.	6.7
10	2160.	518.4	350.	385.	420.	0.0000	439.	458.	1139.	1939.	0.00	-73.19	-42.42	-.0028	9.2284	46381.	6.7
11	2880.	518.4	351.	386.	420.	0.0000	439.	459.	1138.	1937.	0.00	-72.79	-42.24	-.0038	9.2335	45596.	6.8
12	3600.	518.4	351.	386.	420.	0.0000	440.	460.	1140.	1940.	0.00	-72.26	-41.99	-.0046	9.2392	44760.	6.9
13	4320.	518.4	352.	386.	421.	0.0000	439.	458.	1135.	1934.	13.69	-29.34	7.42	-.0049	9.2438	51303.	6.9
14	5040.	518.4	352.	387.	422.	0.0000	438.	454.	1131.	1929.	22.67	28.27	55.32	-.0044	9.2485	57012.	7.0
15	5760.	518.4	353.	387.	422.	0.0000	437.	453.	1129.	1928.	29.24	70.40	88.72	-.0040	9.2537	60727.	7.1
16	6480.	518.4	353.	388.	423.	0.0000	437.	452.	1129.	1928.	32.28	89.91	101.86	-.0035	9.2590	61667.	7.2
17	7200.	518.4	354.	388.	423.	0.0000	438.	453.	1129.	1928.	33.53	97.91	107.54	-.0030	9.2645	61713.	7.3
18	7920.	518.4	354.	388.	423.	0.0000	438.	454.	1131.	1929.	34.23	102.39	111.33	-.0025	9.2700	61011.	7.4
19	8760.	518.4	354.	389.	424.	0.0000	439.	454.	1131.	1930.	36.01	113.83	123.55	-.0020	9.2764	60888.	7.5

TABELA 5.6 - Resultados de FRAP1/SS (ANGRA-II, caso-2).

TIME HOURS	BURNUP MWD/TU	POWER W/CM	CLAD OD.	CLAD TEMP (C) AVG	GAP ID.	GAP (MM)	GAP (C)	FUEL OD.	FUEL TEMP (C) AVG	CEN	CONT. (MPA)	CLAD HOOP STRESS	AXIAL STRESS	STRAIN PCT	FUEL OD (MM)	GAP W/M2-C	FGAS (MPA)
1	0.	0.	.1	291.	291.	.0673	291.	291.	291.	292.	0.00	-89.94	-50.19	.0041	9.1263	5906.	4.1
2	23.	259.2	332.	348.	363.	0.0000	379.	394.	374.	1462.	0.00	-80.49	-45.81	.0052	9.2037	42174.	5.5
3	69.	518.4	349.	379.	410.	0.0000	429.	447.	429.	2046.	0.00	-74.53	-43.04	.0059	9.2626	47627.	6.3
4	240.	897.	518.4	349.	379.	410.	0.0000	429.	448.	2082.	0.00	-74.26	-42.91	.0059	9.2476	47435.	6.3
5	480.	1818.	518.4	349.	379.	410.	0.0000	429.	448.	2085.	0.00	-74.55	-43.05	.0059	9.2453	47189.	6.2
6	720.	2738.	518.4	349.	379.	410.	0.0000	429.	448.	2089.	0.00	-74.52	-43.04	.0059	9.2445	46896.	6.3
7	960.	3659.	518.4	349.	379.	410.	0.0000	429.	448.	2089.	0.00	-74.55	-43.05	.0059	9.2440	46582.	6.3
8	1200.	4580.	518.4	349.	379.	410.	0.0000	429.	449.	2093.	0.00	-74.48	-43.02	.0059	9.2442	46255.	6.3
9	1440.	5500.	518.4	349.	379.	410.	0.0000	430.	449.	2084.	0.00	-74.16	-42.87	.0059	9.2464	45194.	6.3
10	2160.	8262.	518.4	349.	379.	410.	0.0000	430.	450.	2076.	0.00	-73.76	-42.69	.0059	9.2496	44064.	6.4
11	2880.	11024.	518.4	349.	379.	410.	0.0000	431.	451.	2069.	0.00	-73.39	-42.51	.0059	9.2529	42907.	6.4
12	3600.	13785.	518.4	349.	379.	410.	0.0000	431.	452.	2061.	0.00	-72.83	-42.26	.0059	9.2562	41811.	6.5
13	4320.	16547.	518.4	349.	379.	410.	0.0000	432.	454.	2054.	0.00	-72.41	-42.06	.0059	9.2597	40685.	6.6
14	5040.	19309.	518.4	349.	379.	410.	0.0000	432.	455.	2054.	0.00	-71.64	-41.70	.0059	9.2632	39573.	6.7
15	5760.	22070.	518.4	349.	379.	410.	0.0000	433.	455.	2046.	0.00	-70.99	-41.40	.0059	9.2668	38502.	6.8
16	6480.	24832.	518.4	349.	379.	410.	0.0000	433.	456.	2039.	0.00	-70.37	-41.11	.0059	9.2704	37472.	6.9
17	7200.	27594.	518.4	349.	379.	410.	0.0000	434.	457.	2032.	0.00	-69.69	-40.80	.0059	9.2741	36485.	7.0
18	7920.	30355.	518.4	349.	379.	410.	0.0000	434.	458.	2024.	0.00	-68.96	-40.46	.0059	9.2786	35394.	7.1
19	8760.	33577.	518.4	349.	379.	410.	0.0000	435.	460.	2016.	0.00	-68.96	-40.46	.0059	9.2786	35394.	7.1

- - - - - RAI0 REVESTIMENTO COM RUGOSIDADE  
 - - - - - RAI0 REVESTIMENTO SEM RUGOSIDADE  
 - - - - - RAI0 PASTILHA COM RUGOSIDADE  
 - - - - - RAI0 PASTILHA SEM RUGOSIDADE

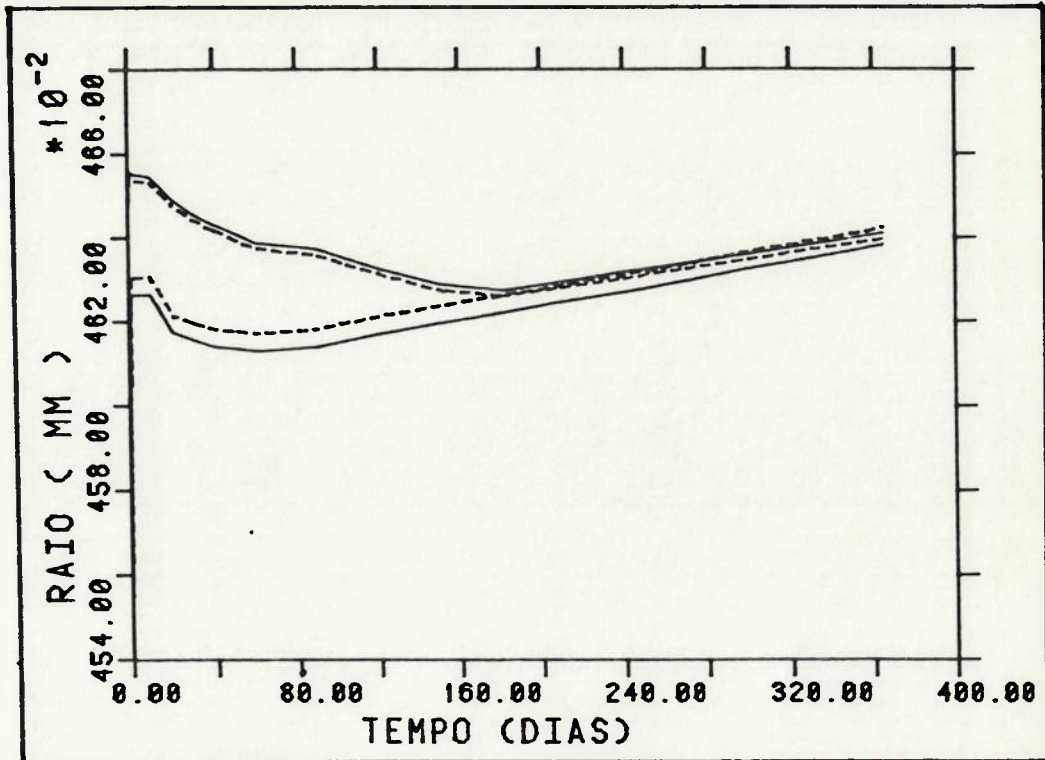


FIGURA 5.3 - Variações radiais da pastilha e do revestimento de zircaloy ao longo da irradiação (ANGRA-II, caso-2).

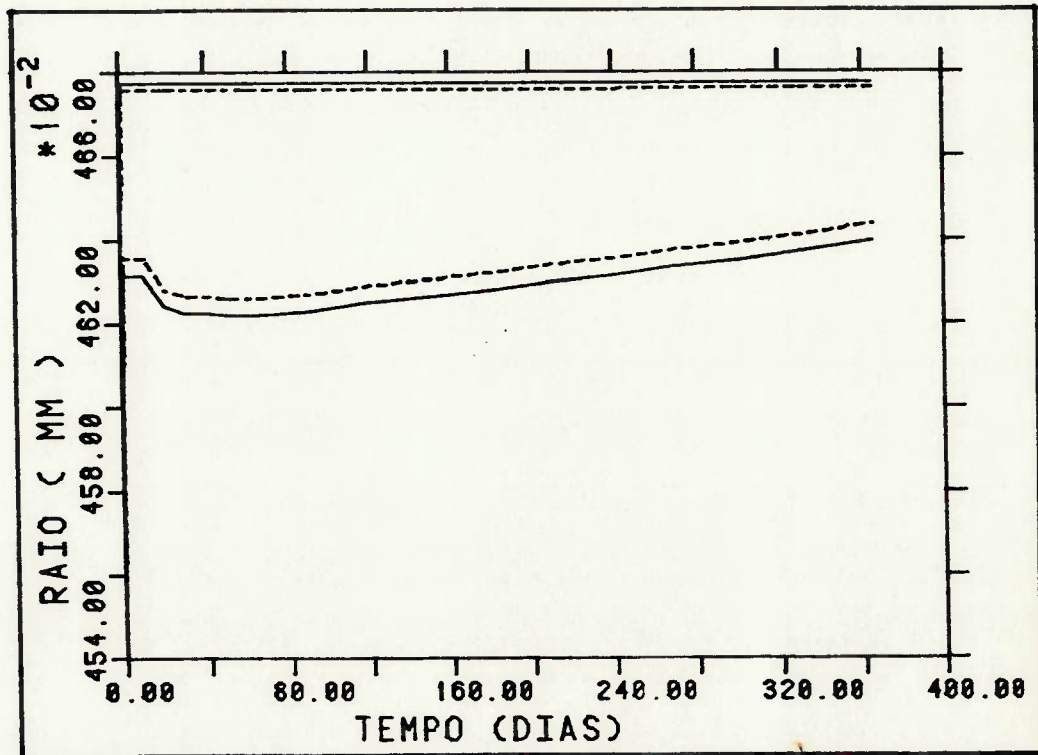


FIGURA 5.4 - Variações radiais da pastilha e do revestimento de aço-inox ao longo da irradiação (ANGRA-II, caso-2).

||||| TEMP. INTERNA REVESTIMENTO  
 - - - - TEMP. EXTERNA PASTILHA  
 ||||| TEMP. CENTRAL PASTILHA

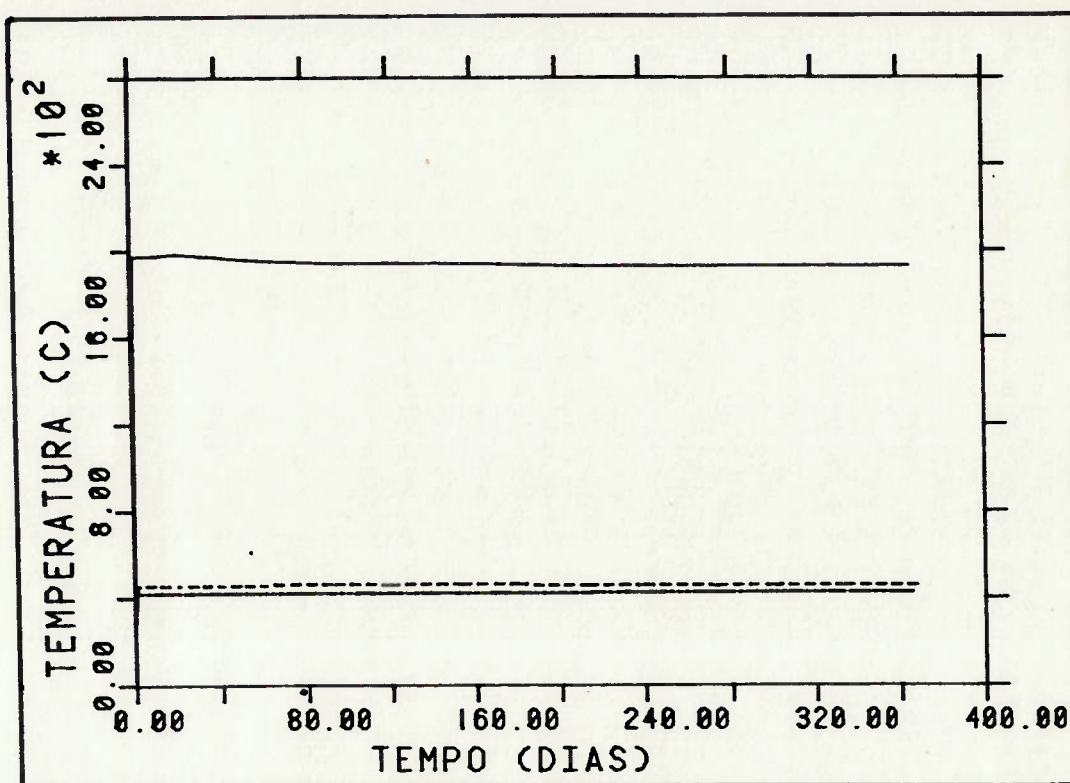


FIGURA 5.5 - Temperaturas da pastilha e do revestimento de zircaloy ao longo da irradiação (ANGRA-II, caso-2).

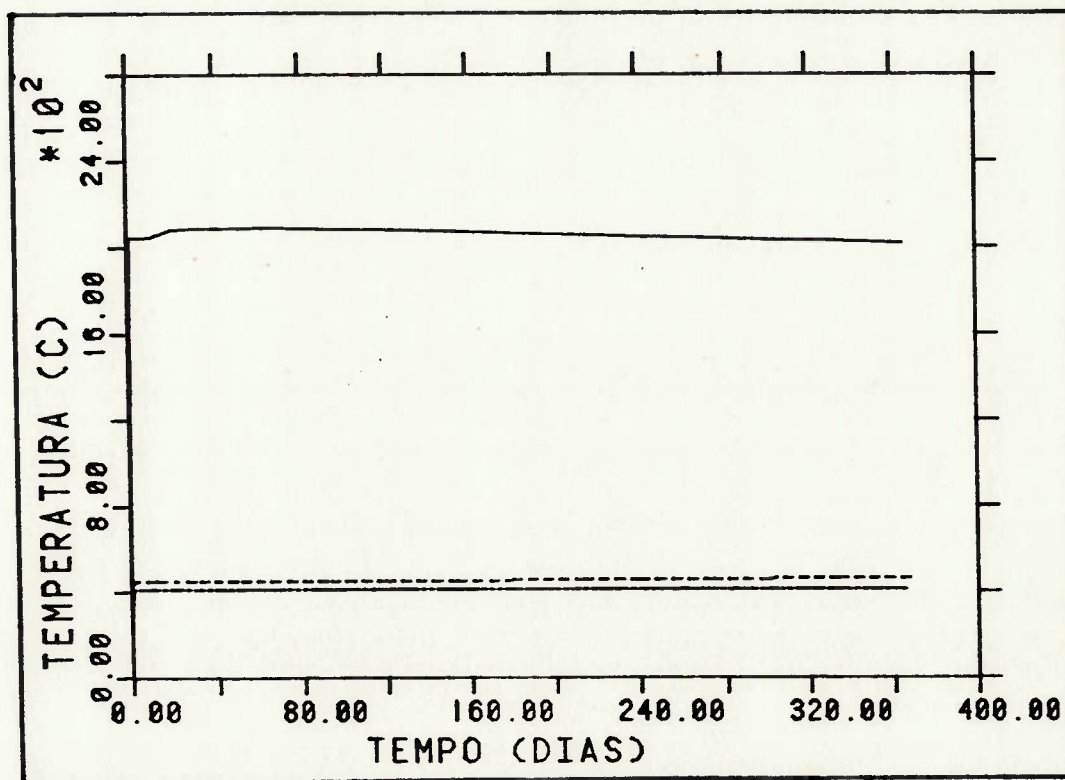


FIGURA 5.6 - Temperaturas da pastilha e do revestimento de aço-inox ao longo da irradiação (ANGRA-II, caso-2).

— PRESSAO EXTERNA VARETA  
- - - PRESSAO INTERNA VARETA

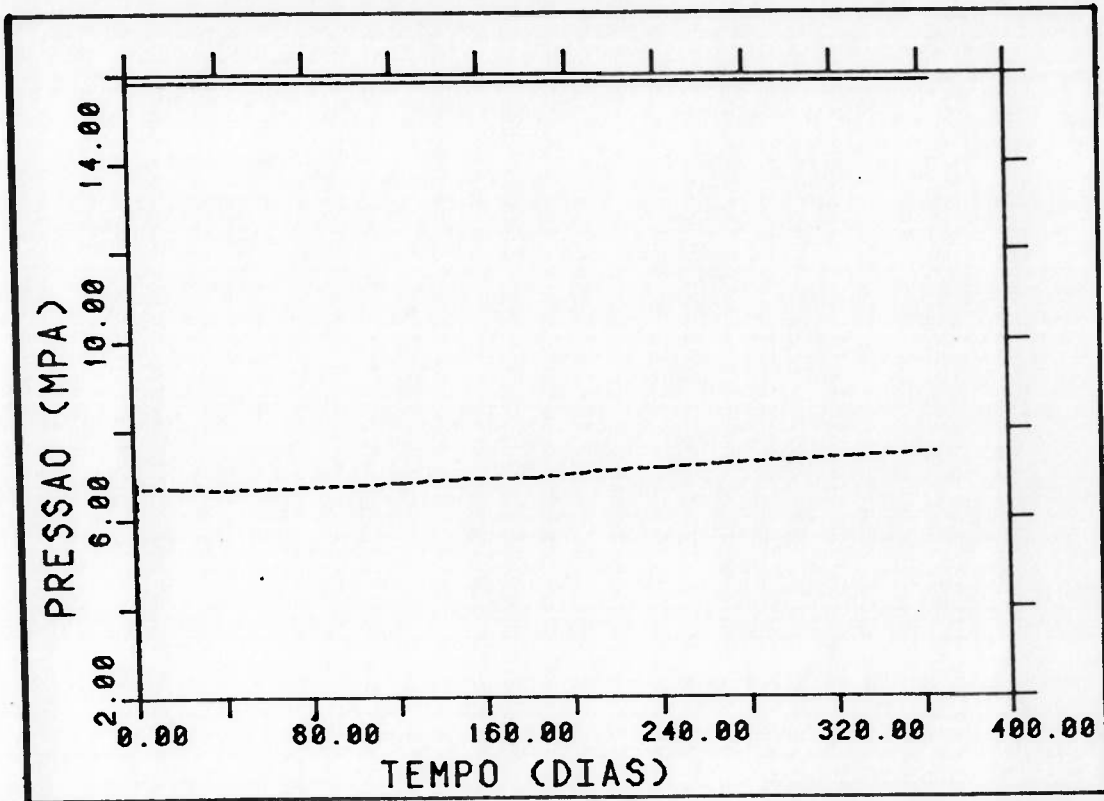


FIGURA 5.7 - Pressão interna do gás na vareta de zircaloy ao longo da irradiação (ANGRA-II, caso-2).

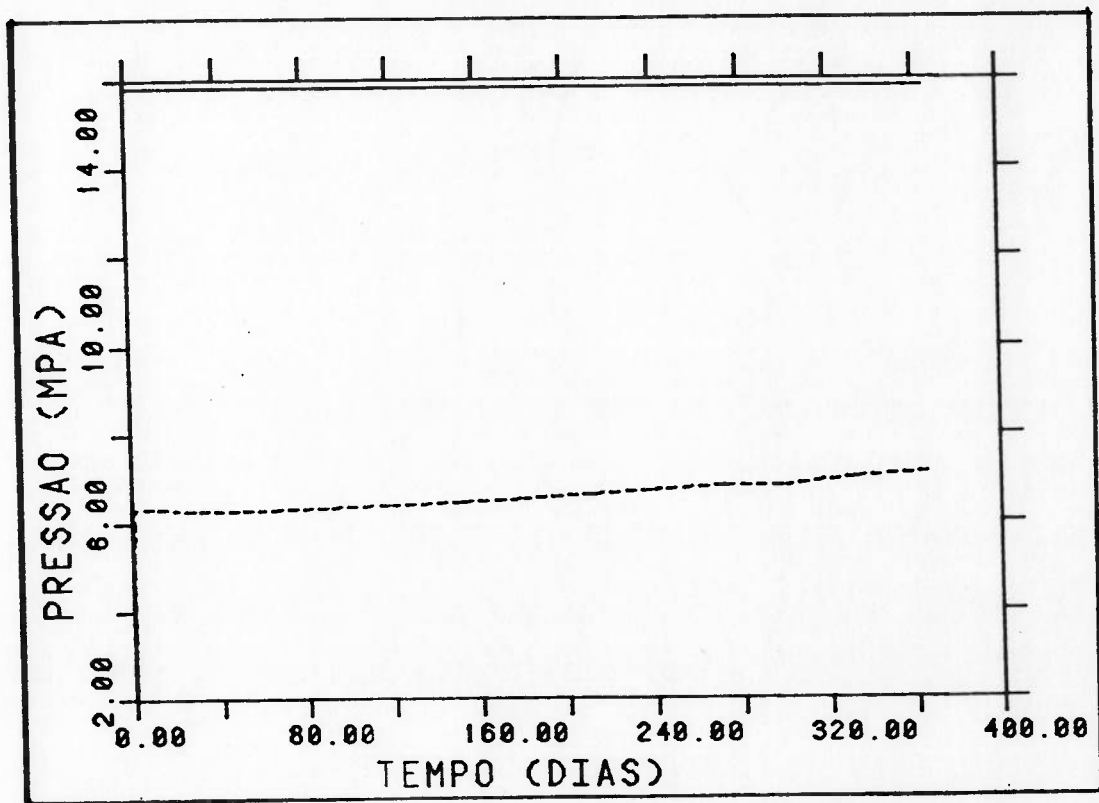


FIGURA 5.8 - Pressão interna do gás na vareta de aço-inox ao longo da irradiação (ANGRA-II, caso-2).

folga é obtida sem o acréscimo de deformação fornecida pela relocação do combustível. Esta folga é utilizada nos modelos mecânicos do programa e nos cálculos da pressão interna e da condutância de calor na folga. Esta distinção é feita no programa FRAPCON-1 pois a relocação de fragmentos de pastilha promove um contato pastilha-revestimento denominado mole e que melhora as propriedades de transferência de calor, mas não é suficiente para gerar uma pressão de contato no revestimento. Somente quando um contato dito rígido é estabelecido, devido aos fenômenos que ocorrem no combustível e no revestimento sem a consideração da relocação, uma pressão de contato é estabelecida e representada na coluna CONT (MPa).

As diferenças no comportamento sob irradiação das varetas de zircaloy e aço-inox refletem as diferenças nas propriedades materiais dos dois tipos de revestimento. O aço-inox exibe um coeficiente de expansão térmica maior do que o zircaloy. O principal resultado desta comparação é que a vareta de aço-inox mantém uma folga pastilha-revestimento maior do que a vareta de zircaloy. Esta consideração não é nítida nas Tabs.(5.3) a (5.6), pois a coluna GAP (mm) representa a espessura da folga acrescida da deformação por relocação do combustível, que se mantém igual a zero durante praticamente todo o tempo de irradiação. Entretanto, sem a consideração da relocação, a vareta de aço-inox mantém ao longo da irradiação uma folga maior do que a vareta de zircaloy, o que pode ser observado nas Figs.(5.3) e (5.4), onde a folga utilizada nos modelos mecânicos é representada. Além disto, pode ser notado na coluna CONT, que o contato rígido ocorre para um tempo de irradiação menor nas varetas de zircaloy, o que confirma



a menor folga neste tipo de vareta. Desde que a composição do gás na folga é idêntica nas duas varetas, a pressão interna (FGAS), a condutância térmica da folga ( $GAP-W/mm^2\text{°C}$ ) e a temperatura do combustível (FUEL TEMP) são governadas principalmente pela espessura da folga. As temperaturas no centro do combustível (TEMP CEN) são maiores e a pressão interna do gás (FGAS) são menores na vareta de aço-inox, Tabs.(5.3) a (5.6) e Figs.(5.5) a (5.8). Apesar de maiores temperaturas no combustível, a vareta de aço-inox apresenta menores temperaturas no revestimento (CLAD TEMP) e na folga (GAP-C) do que a vareta de zircaloy, pois a condutividade térmica do aço-inox é maior do que a do zircaloy.

A fluência do zircaloy sob irradiação é acentuada. Em termos do desempenho, isto leva à deformação do revestimento (STRAIN-%) na direção da pastilha. Analisando os dois casos isoladamente, nota-se no primeiro caso que ao final da irradiação ocorre o contato pastilha-revestimento na vareta combustível de zircaloy, representado pela pressão de contato (CONT) entre a pastilha e o revestimento na Tab.(5.3). Já na vareta de aço-inox, a maior expansão térmica e a menor fluência fazem com que folgas mais largas sejam mantidas por um tempo de irradiação maior e, assim, maiores temperaturas na pastilha (FUEL TEMP) e menor pressão interna (FGAS) persistem nesta vareta. Ao contrário do que ocorre na vareta de zircaloy, a folga pastilha-revestimento na vareta de aço-inox permanece aberta durante todo o tempo de irradiação. No segundo caso, devido às elevadas temperaturas na vareta combustível, o contato entre a pastilha e o revestimento ocorre em um tempo de irradiação menor para a vareta combustível de zircaloy, Tab.(5.5). Na vareta de aço-inox, o contato também



não ocorre neste segundo caso.

O estado de tensão compressiva inicial (CLAD STRESS) nos dois casos e nos dois tipos de revestimento é devido à elevada pressão do fluido refrigerante frente à pressão interna na vareta. As tensões de membrana primária efetiva (HOOP e AXIAL) na vareta de aço-inox são maiores do que as da vareta de zircaloy, pois na primeira uma menor pressão interna persiste ao longo da irradiação, devido à maior folga pastilha-revestimento. O contato pastilha-revestimento coloca o revestimento da vareta de zircaloy em tração até o final da irradiação, mas as tensões atingidas não são suficientes para levar à plasticidade no revestimento.

As Figs.(5.3) e (5.4) destacam as modificações na folga pastilha-revestimento durante a irradiação para os dois tipos de revestimento no caso do histórico de máxima potência nominal durante 1 ano. Nestas figuras, é possível verificar os tempos de irradiação onde predominam os efeitos da expansão térmica, densificação e inchamento na pastilha e da fluência no revestimento. Nota-se que somente ao final da irradiação, os efeitos combinados da expansão térmica, densificação e inchamento do combustível proporcionam um diâmetro da pastilha (FUEL OD) maior do que o mesmo diâmetro fornecido pela expansão térmica no início da irradiação.

Da análise de desempenho desenvolvida para ANGRA-II, nota-se que os limites de projeto da vareta combustível (apêndice-3), passíveis de verificação com um programa de desempenho, não são ultrapassados tanto para a vareta de zircaloy

como para a vareta de aço-inox. As temperaturas no combustível estão abaixo da temperatura de fusão do  $UO_2$  e os níveis de tensão e deformação atingidos no revestimento estão abaixo, respectivamente, da tensão de escoamento dos materiais analisados e da deformação máxima de 1%. A operação a 100% de potência até uma queima de cerca 30000 Mwd/TU (admitida na maioria dos PWRs) não levou à falhas na vareta. Entretanto, podem ocorrer situações na vareta combustível que não são admitidas em um programa de desempenho. Como visto anteriormente, sob irradiação, devido ao particionamento e à relocação do combustível, um fragmento de pastilha pode alojar-se na folga pastilha-revestimento. Esta situação pode também ocorrer quando um fragmento desconectado da pastilha é alojado na folga a frio da vareta durante a sua fabricação e/ou transporte. A alocação do fragmento tem sido a principal causa de falha da vareta por SCC.

O fragmento alojado na folga gera deformações localizadas no revestimento e que não são contempladas por um programa de desempenho, necessitando uma análise mecânica isolada. Estabelecer uma análise mecânica da vareta com fragmento alocado na folga a diferentes tempos de irradiação seria de difícil execução, uma vez que nestes tempos deveriam ser contemplados fenômenos na pastilha que normalmente não são descritos em programas de análise mecânica. Desta forma, foi proposto um modelo mecânico onde um fragmento de pastilha é alocado na folga a frio da vareta, e já na primeira rampa de potência a interação é estabelecida. A deformação localizada imposta ao revestimento pela alocação do fragmento depende do seu tamanho e do nível de potência aplicado no início da irradiação e certamente suplantará

a deformação imposta pela pastilha no final da vida, como obtida da análise de desempenho. A análise mecânica da vareta no início da irradiação gera algumas simplificações, pois os danos de irradiação não são considerados nos materiais. Na pastilha, apenas a expansão térmica e o particionamento devido ao gradiente térmico são considerados. No revestimento, os danos de irradiação devido ao fluxo neutrônico no reator e que levam à mudanças nas propriedades mecânicas dos materiais também não são considerados. Nas Tabs.(A2.1), (A2.2) e (A2.3) do apêndice-2, pode-se notar que as tensões de escoamento e ruptura do zircaloy e do aço-inox aumentam e as elongações uniforme e total diminuem com a irradiação. Estudos tem demonstrado que a elongação pode ser reduzida à cerca de 1% dependendo da fluência (fluxo de neutrons x tempo) atingida durante a irradiação.

A modelagem termo-mecânica da interação pastilha-revestimento com fragmento alocado na folga foi desenvolvida para a vareta combustível de ANGRA-II com revestimento de zircaloy e aço-inox. Para fornecer as condições iniciais e de contorno para as análises térmica e mecânica da vareta combustível no início da irradiação, uma análise de desempenho da vareta combustível de ANGRA-II com revestimento de zircaloy e aço-inox foi executada para uma elevação de potência de 0 à 112% em 58 segundos, através de uma série de patamares sucessivos de 10% da potência. As Tabs.(5.7) e (5.8) apresentam, respectivamente, os resultados obtidos para as varetas de zircaloy e aço-inox.

TABELA 5.7 - Resultados de FRAP1/ZR (ANGRA-II, caso-3).

TIME HOURS	BURNUP MWD/TU	POWER W/CM	CLAD OD	CLAD TEMP (C) AVG	ID.	GAP (MM)	GAP (C)	FUEL TEMP (C) OD	AVG	CEN	CONT. (MPA)	CLAD HOOP STRESS	AXIAL STRESS	STRAIN PCT	FUEL OD (MM)	W/M2-C	FGAS (MPA)
1	0.	0.	1.291	291.	291.	.0355	291.	291.	291.	291.	0.00	-89.01	-49.76	.0008	9.1263	9922.	4.3
2	0.	51.8	299.	303.	307.	.0260	314.	320.	394.	471.	0.00	-87.17	-48.91	.0009	9.1368	12470.	4.6
3	0.	103.7	308.	315.	322.	.0144	333.	343.	502.	676.	0.00	-85.21	-48.00	.0010	9.1492	18219.	4.9
4	0.	155.5	316.	327.	338.	.0011	346.	354.	608.	899.	0.00	-83.28	-47.10	.0011	9.1632	39013.	5.2
5	0.	207.3	324.	338.	353.	0.0000	361.	369.	712.	1119.	0.00	-81.53	-46.29	.0011	9.1781	44208.	5.5
6	0.	259.2	332.	350.	368.	0.0000	378.	387.	811.	1324.	0.00	-79.86	-45.51	.0012	9.1932	45200.	5.7
7	0.	311.0	340.	361.	382.	0.0000	394.	406.	906.	1523.	0.00	-78.29	-44.78	.0013	9.2088	45981.	6.0
8	0.	362.9	348.	372.	397.	0.0000	410.	424.	994.	1641.	0.00	-76.81	-44.10	.0014	9.2225	46786.	6.2
9	0.	414.7	348.	376.	404.	0.0000	419.	435.	1064.	1774.	0.00	-75.60	-43.54	.0014	9.2348	47330.	6.4
10	0.	466.5	348.	380.	411.	0.0000	428.	445.	1117.	1878.	0.00	-74.57	-43.06	.0015	9.2445	47762.	6.5
11	0.	518.4	349.	383.	418.	0.0000	437.	455.	1168.	1983.	0.00	-73.65	-42.64	.0015	9.2544	48180.	6.7
12	0.	580.2	349.	387.	426.	0.0000	447.	467.	1226.	2102.	0.00	-72.74	-42.21	.0015	9.2662	48644.	6.8

TABELA 5.8 - Resultados de FRAP1/SS (ANGRA-II, caso-3).

TIME HOURS	BURNUP MWD/TU	POWER W/CM	CLAD OD	CLAD TEMP (C) AVG	ID.	GAP (MM)	GAP (C)	FUEL TEMP (C) OD	AVG	CEN	CONT. (MPA)	CLAD HOOP STRESS	AXIAL STRESS	STRAIN PCT	FUEL OD (MM)	W/M2-C	FGAS (MPA)
1	0.	0.	1.291	291.	291.	.0673	291.	291.	291.	292.	0.00	-89.94	-50.19	.0041	9.1263	5906.	4.1
2	0.	51.8	299.	303.	306.	.0581	318.	330.	405.	482.	0.00	-88.12	-49.34	.0044	9.1377	6793.	4.4
3	0.	103.7	308.	314.	321.	.0462	342.	363.	526.	704.	0.00	-86.12	-48.42	.0046	9.1516	8356.	4.7
4	0.	155.5	316.	325.	335.	.0320	358.	382.	642.	939.	0.00	-84.07	-47.47	.0048	9.1668	12117.	4.9
5	0.	207.3	324.	337.	349.	.0165	371.	393.	765.	1206.	0.00	-82.28	-46.64	.0050	9.1851	17312.	5.2
6	0.	259.2	332.	348.	363.	0.0000	376.	389.	869.	1458.	0.00	-80.40	-45.77	.0052	9.2032	41874.	5.5
7	0.	311.0	340.	359.	377.	0.0000	389.	401.	974.	1598.	0.00	-78.72	-44.98	.0054	9.2195	45212.	5.7
8	0.	362.9	348.	369.	391.	0.0000	405.	418.	1095.	1736.	0.00	-77.39	-44.37	.0057	9.2329	46541.	5.9
9	0.	414.7	348.	373.	398.	0.0000	413.	428.	1111.	1842.	0.00	-76.27	-43.85	.0057	9.2429	46984.	6.0
10	0.	466.5	348.	376.	404.	0.0000	421.	438.	1163.	1945.	0.00	-75.24	-43.37	.0058	9.2526	47377.	6.2
11	0.	518.4	349.	379.	410.	0.0000	429.	447.	1213.	2046.	0.00	-74.34	-42.96	.0059	9.2625	47809.	6.3
12	0.	580.2	349.	383.	417.	0.0000	438.	459.	1270.	2160.	0.00	-73.53	-42.58	.0059	9.2742	48210.	6.4



## 5.2- Análise Térmica por EFs - ANGRA-II

Quatro níveis de potência foram considerados como condições iniciais nos modelos térmicos em EF bi e tri-dimensionais em porcentagem da máxima potência linear nominal do reator de ANGRA-II (52 kW/m): 70, 80, 90 e 100%. As potências foram fornecidas aos elementos que compõem a pastilha combustível pela taxa de geração volumétrica de calor correspondente, como indicadas a seguir:

$$\begin{aligned} 70\% & \longrightarrow \dot{q} = 36,40/(\pi 4,5550^2) = 0,55844 \text{ (W/mm}^3\text{)} \\ 80\% & \longrightarrow \dot{q} = 41,60/(\pi 4,5550^2) = 0,63821 \text{ (W/mm}^3\text{)} \\ 90\% & \longrightarrow \dot{q} = 46,80/(\pi 4,5550^2) = 0,71799 \text{ (W/mm}^3\text{)} \\ 100\% & \longrightarrow \dot{q} = 52,00/(\pi 4,5550^2) = 0,79777 \text{ (W/mm}^3\text{)} \end{aligned} \quad (5.1)$$

Foi também considerada como condição inicial dos modelos térmicos a temperatura de entrada do refrigerante no reator,  $T_1$ , de 291,3 °C.

As condições de contorno dos modelos térmicos foram obtidas da execução dos programas computacionais FRAP1/ZR e FRAP1/SS para a rampa de potência de zero à máxima sobrepotência em 58 segundos de irradiação em patamares de 10% da máxima potência linear nominal. Os resultados obtidos para o coeficiente de transferência de calor por convecção do fluido de refrigeração na parede externa do revestimento ( $h_{ref}$ ) e para a temperatura do fluido de refrigeração ( $T_{ref}$ ) no ponto axial de máxima densidade de potência foram coincidentes nos casos das varetas combustíveis

com revestimento de zircaloy e aço-inox. Estes dados são apresentados a seguir:

$$\begin{aligned} 70\% & \longrightarrow h_{ref} = ,032688 \text{ (W/mm}^2\text{C)}, T_{ref} = 313,7 \text{ (}^\circ\text{C)} \\ 80\% & \longrightarrow h_{ref} = ,033033 \text{ (W/mm}^2\text{C)}, T_{ref} = 316,8 \text{ (}^\circ\text{C)} \\ 90\% & \longrightarrow h_{ref} = ,033378 \text{ (W/mm}^2\text{C)}, T_{ref} = 319,8 \text{ (}^\circ\text{C)} \\ 100\% & \longrightarrow h_{ref} = ,033601 \text{ (W/mm}^2\text{C)}, T_{ref} = 322,7 \text{ (}^\circ\text{C)} \end{aligned} \quad (5.2)$$

Através dos programas de desempenho FRAP1/ZR e FRAP1/SS foram também obtidos os valores do coeficiente de transferência de calor por convecção do gás na folga pastilha-revestimento ( $h_g$ ) para os casos de vareta combustível com revestimento de zircaloy e aço-inox, que neste caso, possuem valores distintos e foram fornecidos aos modelos térmicos em função da temperatura, como apresentados nas Tabs.(5.9) e (5.10).

Definidas as condições térmicas iniciais e de contorno, os modelos bidimensionais (transversais e longitudinais) e tridimensionais foram executados para os casos zircaloy e aço-inox. Os resultados encontrados apresentaram distribuições radiais de temperaturas na pastilha e no revestimento como a apresentada na Fig.(5.9) para o caso a 100% de potência. Na pastilha, devido à geração interna de calor e à sua baixa condutividade térmica, é desenvolvido um gradiente radial de temperatura elevado sob a forma de parábola, ao passo que no revestimento, onde a geração de calor por irradiação não é considerada e há uma boa transferência de calor, a distribuição radial de temperaturas é linear. Em torno do eixo as temperaturas se apresentaram constantes.

TABELA 5.9 - Temperaturas do refrigerante e valores do coeficiente de transferência de calor à vários níveis de potência obtidos por FRAP1/ZR (ANGRA-II, caso-3).

FRAP1/ZR (temp.refrig., coef.transf.cal.gás)			
ST	Pot(kW/m)	Temp(°C)	$h_g$ (W/mm <sup>2</sup> °C)
01	0,	291,	,009922
02	10,	314,	,012470
03	20,	333,	,018219
04	30,	346,	,039013
05	40,	361,	,044208
06	50,	378,	,045200
07	60,	394,	,045981
08	70,	410,	,046786
09	80,	419,	,047330
10	90,	428,	,047762
11	100,	437,	,048180
12	112,	447,	,048644

TABELA 5.10 - Temperaturas do refrigerante e valores do coeficiente de transferência de calor à vários níveis de potência obtidos por FRAP1/SS (ANGRA-II, caso-3).

FRAP1/SS (temp.refrig., coef.transf.cal.gás)			
ST	Pot(kW/m)	Temp(°C)	$h_g$ (W/mm <sup>2</sup> °C)
01	0,	291,	,005906
02	10,	318,	,006793
03	20,	342,	,008356
04	30,	358,	,012117
05	40,	371,	,017312
06	50,	376,	,041874
07	60,	389,	,045212
08	70,	405,	,046541
09	80,	413,	,046984
10	90,	421,	,047377
11	100,	429,	,047809
12	112,	438,	,048210



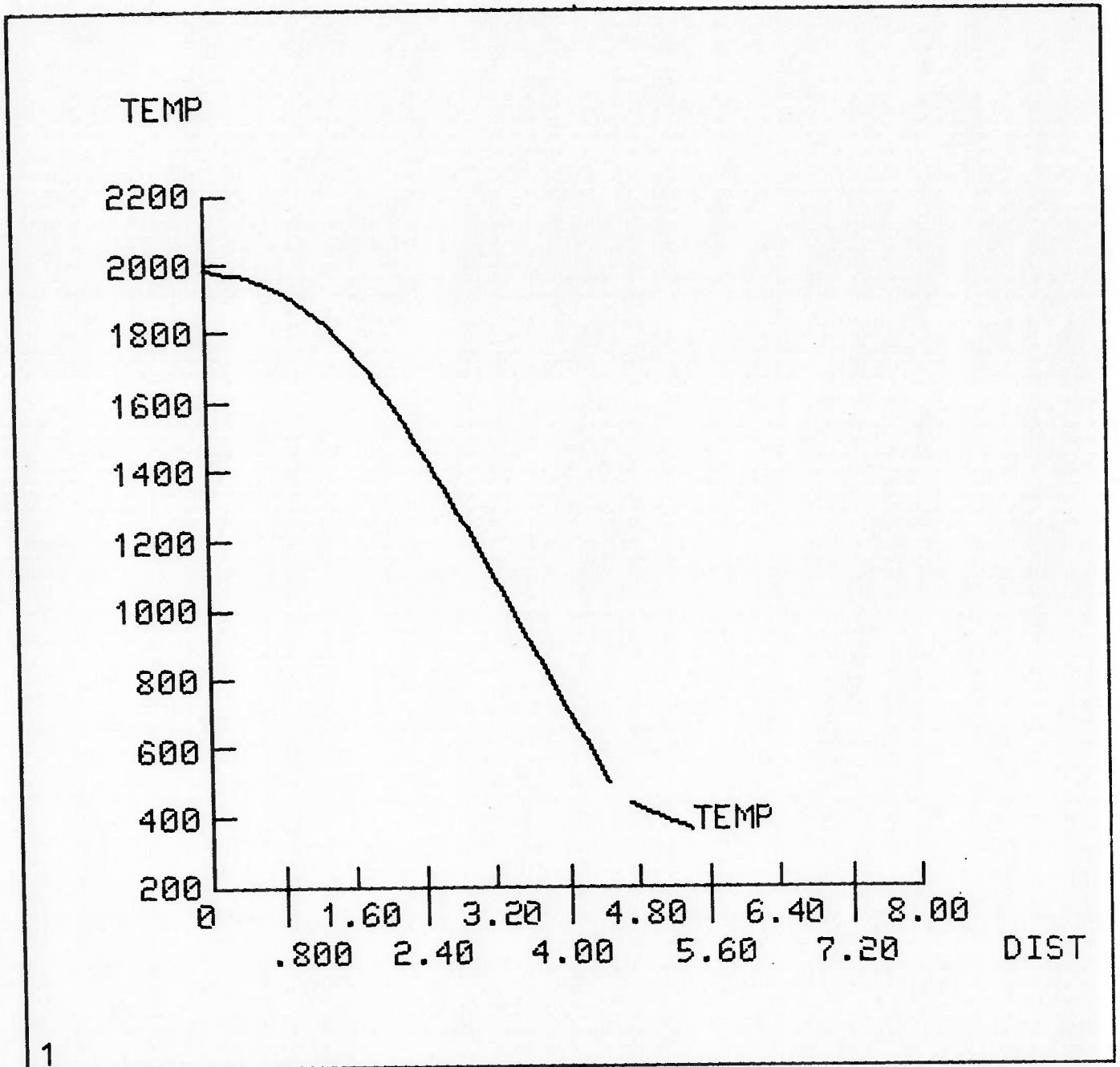


FIGURA 5.9 - Distribuição radial das temperaturas na pastilha e no revestimento obtidas pela análise térmica por EFs (ANGRA-II, 100% potência).

Nas Tabs.(5.11) e (5.12), são comparadas as temperaturas do centro e da parede externa da pastilha ( $T_p^i$  e  $T_p^e$ ) e paredes interna e externa do revestimento ( $T_r^i$  e  $T_r^e$ ) obtidas pelos modelos térmicos em EF com os resultados obtidos pela análise de desempenho. Destas tabelas, nota-se divergências nos valores da temperatura central do combustível obtidos pelo FRAPCON-1 e pelo ANSYS. Estas divergências ocorreram devido aos diferentes modelos de transferência de calor utilizados nos dois programas. No FRAPCON-1, a condutividade térmica é reduzida por um modelo de transferência de calor que leva em conta as trincas produzidas na pastilha durante a rampa de potência e que não está presente no ANSYS. Desta forma, menores condutividades térmicas na pastilha foram obtidas pelo FRAPCON-1, levando à maiores temperaturas no combustível. Estudos posteriores mostraram que o modelo mecânico não era tão sensível à temperatura central do combustível e optou-se por considerar nos modelos térmicos e mecânicos os valores obtidos no ANSYS que cobriam uma maior faixa de temperaturas.

Além dos casos apresentados, foram considerados modelos com EFs de barras com geração interna de calor ao invés dos EFs de convecção nos pontos onde o fragmento de pastilha na folga foi assumido. Foi também considerado o contato térmico entre a pastilha e o revestimento. Em ambos os casos, não foram verificadas variações de temperaturas diferentes das anteriormente observadas e que justificassem estas análises.

TABELA 5.11 - Comparação das temperaturas internas e externas da pastilha e do revestimento de zircaloy obtidas pela análise de desempenho e análises térmicas.

ZIR/070%	$T_p^i$	$T_p^e$	$\Delta T_p$	%	$T_r^i$	$T_r^e$	$\Delta T_r$	%
FRAP1	1641,	424,	1217,	*	397,	348,	49,	*
2-D tr	1308,	415,	893,	-27,	398,	347,	51,	4,
2-D lg	1302,	413,	889,	-27,	398,	347,	51,	4,
3-D	1328,	407,	921,	-24,	399,	348,	51,	4,
ZIR/080%	$T_p^i$	$T_p^e$	$\Delta T_p$	%	$T_r^i$	$T_r^e$	$\Delta T_r$	%
FRAP1	1774,	435,	1339,	*	404,	348,	56,	*
2-D tr	1545,	431,	1114,	-17,	412,	354,	58,	4,
2-D lg	1538,	429,	1109,	-17,	412,	354,	58,	4,
3-D	1573,	422,	1151,	-14,	413,	354,	59,	5,
ZIR/090%	$T_p^i$	$T_p^e$	$\Delta T_p$	%	$T_r^i$	$T_r^e$	$\Delta T_r$	%
FRAP1	1878,	445,	1433,	*	411,	348,	63,	*
2-D tr	1770,	446,	1324,	-8,	426,	361,	65,	3,
2-D lg	1762,	445,	1317,	-8,	426,	361,	65,	3,
3-D	1806,	437,	1369,	-4,	427,	361,	66,	5,
ZIR/100%	$T_p^i$	$T_p^e$	$\Delta T_p$	%	$T_r^i$	$T_r^e$	$\Delta T_r$	%
FRAP1	1983,	455,	1528,	*	418,	349,	69,	*
2-D tr	1985,	426,	1559,	2,	440,	369,	71,	3,
2-D lg	1976,	460,	1516,	-1,	440,	369,	71,	3,
3-D	2026,	451,	1575,	3,	441,	367,	74,	7,

TABELA 5.12 - Comparação das temperaturas internas e externas da pastilha e do revestimento de aço-inox obtidas pela análise de desempenho e análises térmicas.

ACO/070%	$T_p^i$	$T_p^e$	$\Delta T_p$	%	$T_r^i$	$T_r^e$	$\Delta T_r$	%
FRAP1	1736,	418,	1318,	*	391,	348,	43,	*
2-D tr	1300,	410,	890,	-32,	393,	347,	46,	7,
2-D lg	1294,	409,	885,	-33,	393,	347,	46,	7,
3-D	1320,	402,	918,	-30,	394,	347,	47,	9,
ACO/080%	$T_p^i$	$T_p^e$	$\Delta T_p$	%	$T_r^i$	$T_r^e$	$\Delta T_r$	%
FRAP1	1842,	428,	1414,	*	398,	348,	50,	*
2-D tr	1535,	425,	1110,	-21,	407,	354,	53,	6,
2-D lg	1528,	424,	1104,	-22,	407,	354,	53,	6,
3-D	1563,	416,	1147,	-19,	408,	354,	54,	8,
ACO/090%	$T_p^i$	$T_p^e$	$\Delta T_p$	%	$T_r^i$	$T_r^e$	$\Delta T_r$	%
FRAP1	1945,	438,	1507,	*	404,	348,	56,	*
2-D tr	1758,	441,	1317,	-13,	420,	361,	59,	5,
2-D lg	1750,	439,	1311,	-13,	420,	361,	59,	5,
3-D	1794,	431,	1363,	-10,	421,	361,	60,	7,
ACO/100%	$T_p^i$	$T_p^e$	$\Delta T_p$	%	$T_r^i$	$T_r^e$	$\Delta T_r$	%
FRAP1	2046,	447,	1599,	*	410,	349,	61,	*
2-D tr	1974,	456,	1518,	-5,	433,	369,	64,	5,
2-D lg	1964,	459,	1505,	-6,	433,	369,	64,	5,
3-D	2015,	445,	1570,	-2,	434,	369,	65,	7,

### 5.3- Análise Mecânica por EFs - ANGRA-II

Executadas a análise de desempenho com os programas computacionais FRAP1/ZR e FRAP1/SS e a análise térmica em EFs com o programa computacional ANSYS para a vareta combustível de ANGRA-II com revestimentos de zircaloy e aço-inox, foi desenvolvida a análise mecânica em EFs bidimensionais (transversais e longitudinais) e tridimensionais para obtenção das tensões e deformações nos componentes desta vareta.

Os modelos em EFs são os discutidos no capítulo anterior com as dimensões da vareta de ANGRA-II. As condições iniciais do modelo são o diferencial de pressão interna x externa fornecido pela análise de desempenho e a distribuição de temperaturas na pastilha e no revestimento. As Tabs.(5.13) e (5.14) apresentam a pressão interna ( $P_{int}$ ) e a variação das pressões interna x externa ( $P_e - P_i$ ) obtidas, respectivamente, pelos programas FRAP1/ZR e FRAP1/SS para o caso da rampa de potência de zero à máxima sobrepotência em 58 segundos de irradiação e com patamares de 10% da máxima potência linear nominal.

As temperaturas nodais foram transferidas dos arquivos de dados dos modelos em EFs térmicos para os modelos mecânicos.

Vários casos foram parametricamente executados visando identificar fatores relevantes na análise da PCI. Diversos aspectos foram considerados, como podem ser observados através da nomenclatura utilizada para identificar os arquivos de dados e os



**TABELA 5.13 - Variação do diferencial de pressão interna x externa à vários níveis de potência obtidos por FRAP1/ZR (ANGRA-II, caso-3).**

FRAP1/ZR (variação pressão interna x externa)				
ST	Pot(kW/m)	Pext(MPa)	Pint(MPa)	Pe-Pi(MPa)
01	0,	15,800	4,341	11,459
02	10,	15,800	4,636	11,164
03	20,	15,800	4,930	10,870
04	30,	15,800	5,215	10,585
05	40,	15,800	5,483	10,317
06	50,	15,800	5,734	10,066
07	60,	15,800	5,973	9,827
08	70,	15,800	6,199	9,601
09	80,	15,800	6,375	9,422
10	90,	15,800	6,535	9,265
11	100,	15,800	6,684	9,116
12	112,	15,800	6,810	8,990

**TABELA 5.14 - Variação do diferencial de pressão interna x externa à vários níveis de potência obtidos por FRAP1/SS (ANGRA-II, caso-3).**

FRAP1/SS (variação pressão interna x externa)				
ST	Pot(kW/m)	Pext(MPa)	Pint(MPa)	Pe-Pi(MPa)
01	0,	15,800	4,101	11,699
02	10,	15,800	4,385	11,415
03	20,	15,800	4,667	11,133
04	30,	15,800	4,938	10,862
05	40,	15,800	5,202	10,598
06	50,	15,800	5,455	10,345
07	60,	15,800	5,687	10,113
08	70,	15,800	5,880	9,920
09	80,	15,800	6,033	9,767
10	90,	15,800	6,179	9,621
11	100,	15,800	6,302	9,498
12	112,	15,800	6,439	9,361

casos considerados, CPGGMR, onde:

- C - T : caso bidimensional transversal;
- L : caso bidimensional longitudinal;
- S : caso tridimensional (sólido);
- P - 1 : 70% da máxima potência;
- 2 : 80% da máxima potência;
- 3 : 90% da máxima potência;
- 4 : 100% da máxima potência;
- GG -GA : folga inicialmente aberta (s/ fragmento);
- GP : folga parcialmente fechada (c/ fragmento);
- GT : folga totalmente fechada (c/ fragmento);
- M - Z : material de revestimento zircaloy;
- A : material de revestimento aço-inox;
- R - E : regime elástico;
- P : regime elasto-plástico;
- C : regime elasto-plástico + fluência.

A análise mecânica bidimensional foi primeiramente abordada para, em seguida, ser desenvolvida a análise mecânica tridimensional.

A análise mecânica bidimensional foi iniciada com a consideração de pastilha íntegra nos modelos em EFs para definir o tamanho das trincas nos planos transversal e longitudinal da pastilha na potência considerada. Da análise paramétrica executada anteriormente a vários ângulos de particionamento e da observação de micrografias de pastilhas em exames pós-irradiação, tinha sido demonstrado a tendência do particionamento a ângulos de 30° no



plano transversal, enquanto que no plano longitudinal, o particionamento tinha sido observado na linha central e no plano central ortogonal. Este particionamento foi assumido no modelo bidimensional para estabelecer o tamanho das trincas na pastilha para 70, 80, 90 e 100% da máxima potência linear por vareta (52 kW/m). Os seguintes arquivos de dados foram gerados: TIGAZE, TIGAAE, LIGAZE e LIGAAE (I=1,2,3,4).

Os resultados encontrados para os quatro casos de potência mostraram-se semelhantes e podem ser observados nas Figs.(5.10) e (5.11) para o plano transversal e nas Figs.(5.12) e (5.13) para o plano longitudinal nos níveis de 70 e 100% da máxima potência linear. A legenda nas figuras representa os valores de tensão em MPa desenvolvidos na pastilha e no revestimento.

Pode-se observar na pastilha o desenvolvimento de uma região interna compressiva e uma região externa trativa geradas pelo elevado gradiente de temperatura. Com a elevação da potência, houve um aumento significativo nos valores das tensões, mas não foi observado deslocamento da linha neutra e da linha de iso-tensão normal de 100 MPa, que é a tensão de ruptura por tração do UO<sub>2</sub>. Identificada a linha de 100 MPa, esta determinou o tamanho das trincas desenvolvidas na pastilha para as quatro potências consideradas. As trincas foram então simuladas nos modelos mecânicos em EFs pela eliminação das condições de contorno nos pontos indicados. Uma análise paralela considerando potências menores demonstrou que o comportamento observado manifesta-se mesmo a níveis relativamente baixos de potência.

ANSYS 4.28  
 JUL 26 1991  
 16:51:18  
 POST1 STRESS  
 STEP=1  
 ITER=10  
 SY  
 CSYS=1

ZU=1  
 DIST=2.96  
 XF=2.69  
 YF=2.69  
 MX=761  
 MN=-522  
 A=-458  
 B=-390  
 C=-322  
 D=-254  
 E=-186  
 F=-118.5  
 G=-50.5  
 H=17.5  
 I=85.5  
 J=154  
 K=222  
 L=290  
 M=358  
 N=426  
 O=494  
 P=562  
 Q=630  
 R=698

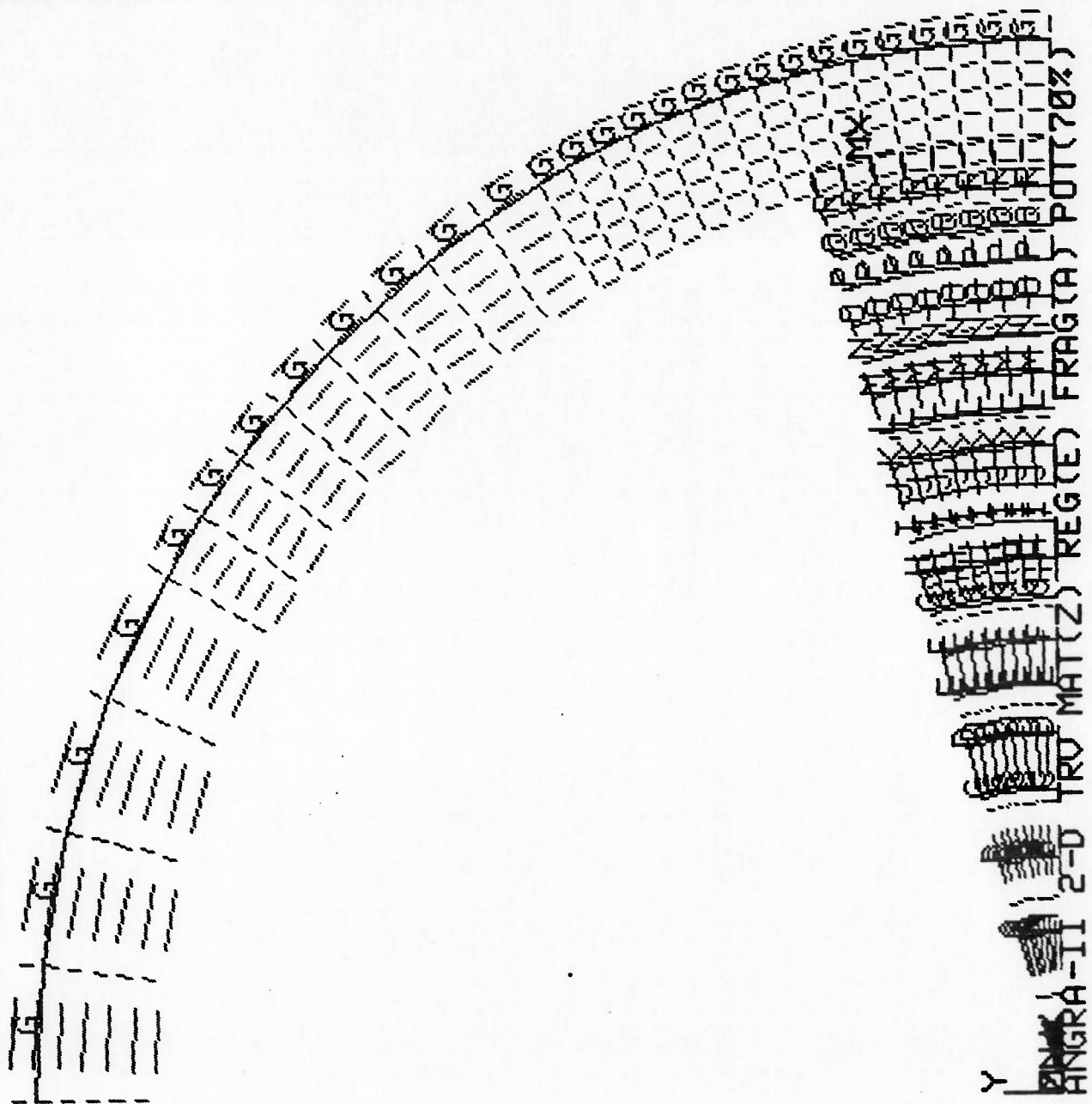


FIGURA 5.10 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 2-D, 70% potência).

ANSYS 4.28  
 JUL 26 1991  
 16:56:27  
 POST1 STRESS  
 STEP=4  
 ITER=10  
 SY  
 CSYS=1

ZU=1  
 DIST=2.96  
 XF=2.69  
 YF=2.69  
 MX=1448  
 MN=-1068  
 A=-940  
 B=-807  
 C=-674  
 D=-541  
 E=-408  
 F=-275  
 G=-142  
 H=-9.47  
 I=124  
 J=257  
 K=390  
 L=523  
 M=656  
 N=789  
 O=922  
 P=1055  
 Q=1188  
 R=1321

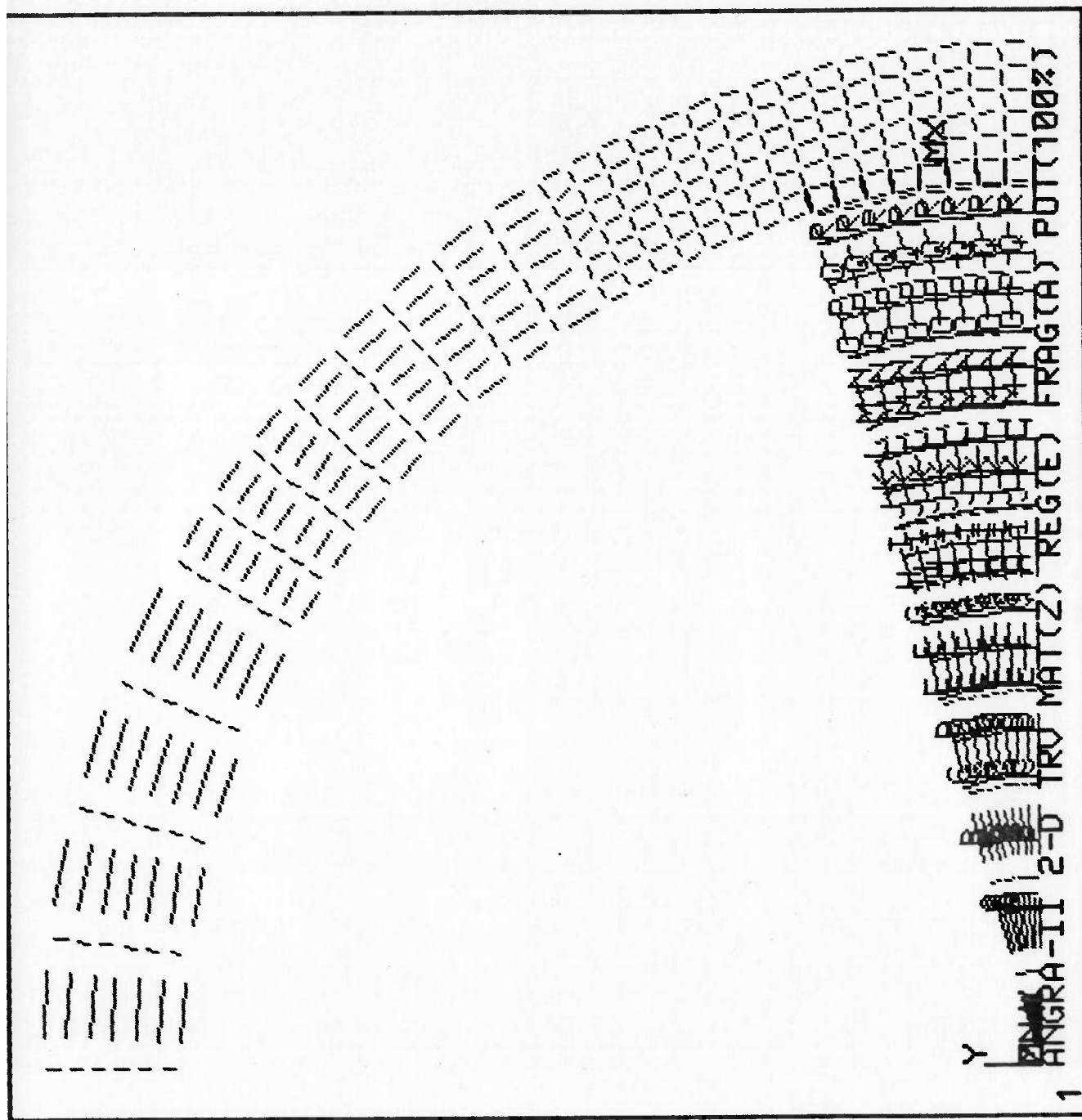


FIGURA 5.11 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 2-D, 100% potência).

ANSYS 4.28  
 JUL 26 1991  
 17:04:19  
 POST1 STRESS  
 STEP=1  
 ITER=10  
 SZ  
 STRESS GLOBAL

ZU=1  
 DIST=6.05  
 XF=2.69  
 YF=5.5  
 MX=1079  
 MN=-909  
 A=-808  
 B=-703  
 C=-598  
 D=-493  
 E=-388  
 F=-283  
 G=-178  
 H=-72.5  
 I=32.5  
 J=137  
 K=242  
 L=347  
 M=452  
 N=557  
 O=662  
 P=767  
 Q=872  
 R=977

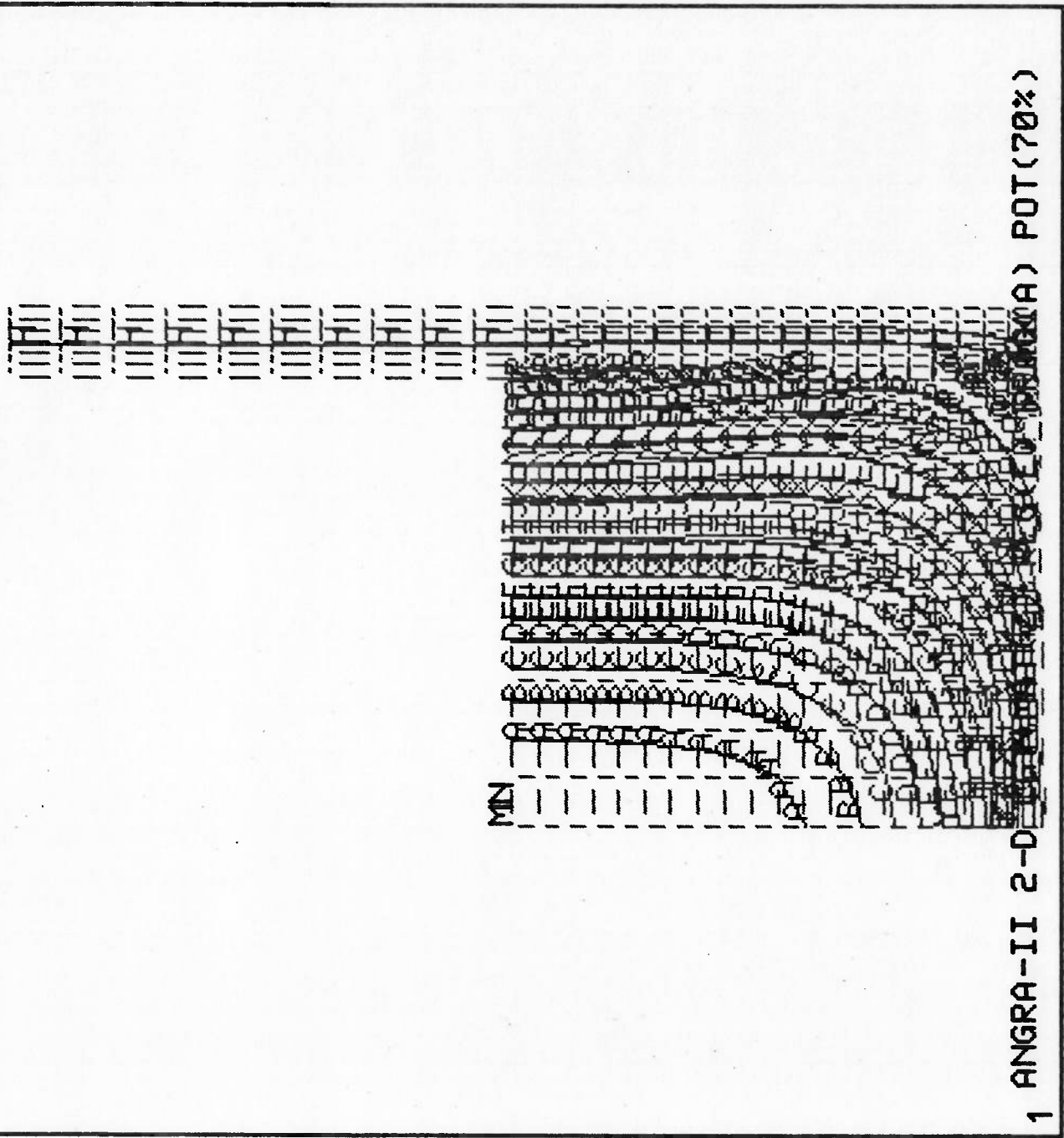


FIGURA 5.12 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 2-D, 70% potência).

ANSYS 4.28  
 JUL 26 1991  
 17:11:29  
 POST1 STRESS  
 STEP=4  
 ITER=10  
 SZ  
 STRESS GLOBAL

ZU=1  
 DIST=6.05  
 XF=2.69  
 YF=5.5  
 MX=2071  
 MN=-1857  
 A=-1652  
 B=-1445  
 C=-1238  
 D=-1031  
 E=-824  
 F=-617  
 G=-410  
 H=-203  
 I=3.58  
 J=211  
 K=418  
 L=625  
 M=832  
 N=1039  
 O=1246  
 P=1453  
 Q=1660  
 R=1867

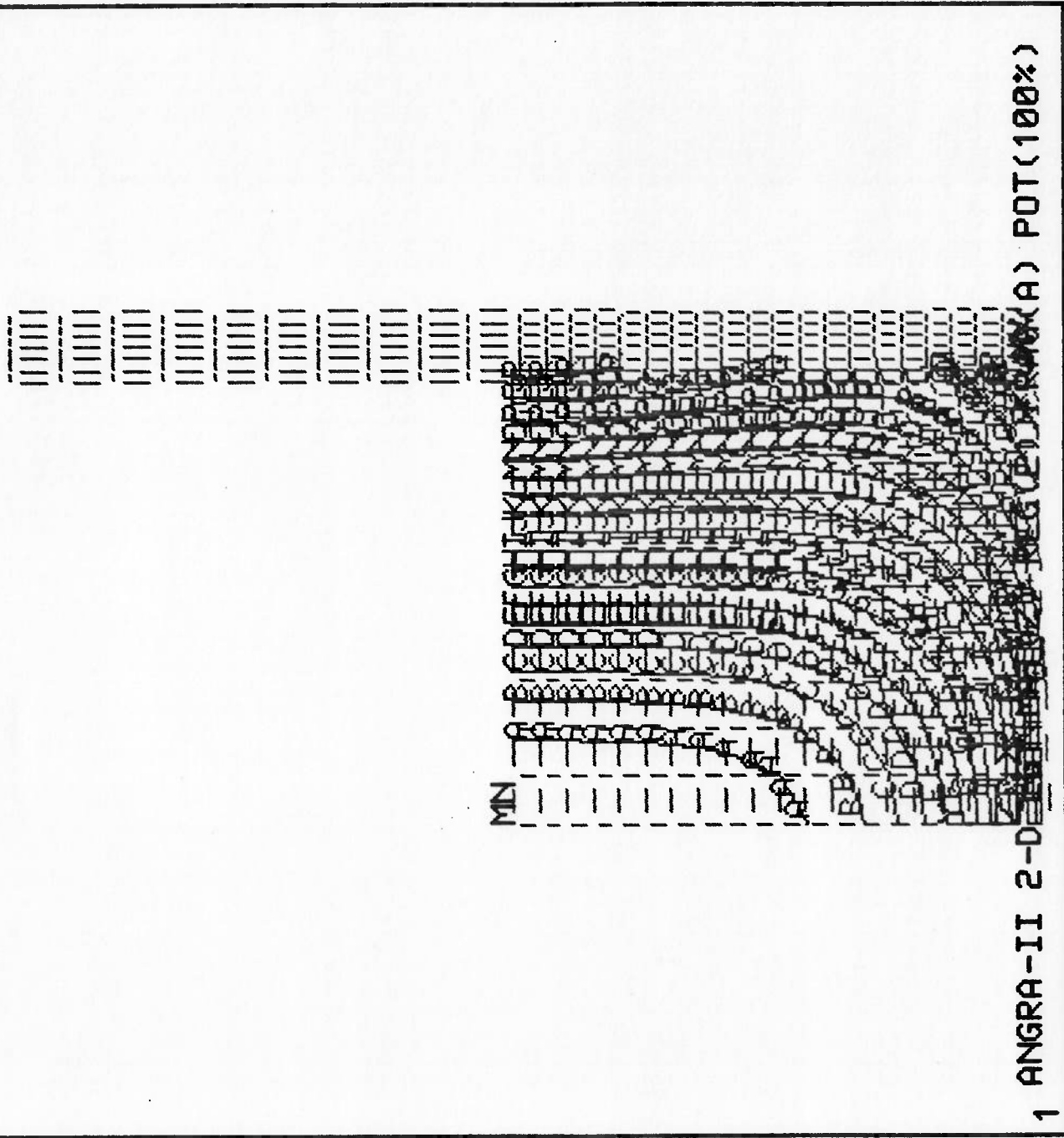


FIGURA 5.13 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 2-D, 100% potência).

Com o objetivo de verificar qual a melhor hipótese de estado plano a ser adotada no modelo mecânico bidimensional, três casos foram executados, como indicados a seguir:

- caso1 - estado plano de tensão na pastilha e no revestimento;
- caso2 - estado plano de deformação na pastilha e no revestimento;
- caso3 - estado plano de deformação na pastilha e no revestimento com coeficientes de expansão térmica axial nulo ( $\alpha_z=0$ ).

Os deslocamentos nodais radiais da pastilha íntegra e do revestimento, obtidos no modelo transversal para as três combinações de hipótese de estado plano, são apresentados na Tab.(5.15). Na Tab.(5.16), são apresentados os deslocamentos radiais da pastilha íntegra e do revestimento, obtidos pelo modelo mecânico longitudinal. Os pontos nodais considerados nestas tabelas são indicados na Fig.(5.14) para os modelos mecânicos transversal e longitudinal.

No modelo mecânico transversal, o estado plano de tensão forneceu menores deformações radiais que o estado plano de deformação, mas a consideração de um coeficiente de expansão térmica nulo, aproximou os valores dos deslocamentos encontrados no estado plano de deformação aos valores do estado plano de tensão. Os valor do deslocamento radial do nó 118 é próximo do valor do deslocamento radial do nó 294 no modelo longitudinal para a hipótese de estado plano de tensão na pastilha, o que indica que a adoção desta hipótese simula o seu plano transversal médio. O



TABELA 5.15 - Deslocamentos nodais radiais da pastilha e do revestimento de zircaloy e aço-inox obtidos pelo modelo mecânico transversal considerando 3 condições de hipóteses de estado plano (ANGRA-II, pastilha íntegra, 70 e 100% potência).

Deslocamentos Nodais Radiais Past-Rev Mod Mec Transversal (pastilha íntegra / sem fragmento)						
ARQs	Ur <sub>(mm)</sub> <sup>118</sup>	Ur <sub>(mm)</sub> <sup>126</sup>	Ur <sub>(mm)</sub> <sup>201</sup>	Ur <sub>(mm)</sub> <sup>229</sup>	Ur <sub>(mm)</sub> <sup>375</sup>	FOLGA (mm)
T1GAZE						
caso1	,03397	,03397	,01118	,01116	,01379	,07221
caso2	,04475	,04475	,01418	,01414	,01727	,06443
caso3	,03400	,03400	,01154	,01151	,01421	,07254
T1GAAE						
caso1	,03364	,03364	,02810	,02799	,03287	,08946
caso2	,04431	,04431	,03735	,03720	,04356	,08804
caso3	,03367	,03367	,02829	,02818	,03309	,08962
T4GAZE						
caso1	,05402	,05402	,01353	,01346	,01649	,05451
caso2	,07126	,07126	,01672	,01663	,02018	,04046
caso3	,05415	,05415	,01387	,01380	,01689	,05472
T4GAAE						
caso1	,05339	,05339	,03096	,03080	,03616	,07257
caso2	,07042	,07042	,04105	,04088	,04782	,06563
caso3	,05351	,05351	,03115	,03099	,03637	,07264

TABELA 5.16 - Deslocamentos nodais radiais da pastilha e do revestimento de zircaloy e aço-inox obtidos pelo modelo mecânico longitudinal (ANGRA-II, pastilha íntegra, 70 e 100% potência).

Deslocamentos Nodais Radiais Past-Rev Mod Mec Longitudinal (pastilha íntegra / sem fragmento)						
ARQs	Ur <sub>(mm)</sub> <sup>274</sup>	Ur <sub>(mm)</sub> <sup>294</sup>	Ur <sub>(mm)</sub> <sup>301</sup>	Ur <sub>(mm)</sub> <sup>321</sup>	Ur <sub>(mm)</sub> <sup>487</sup>	FOLGA (mm)
L1GAZE	,04181	,03241	,01171	,01112	,01429	,06490
L1GAAE	,04141	,03208	,02957	,02798	,03425	,08316
L4GAZE	,06973	,05089	,01428	,01343	,01719	,03955
L4GAAE	,06891	,05025	,03305	,03080	,03813	,05914



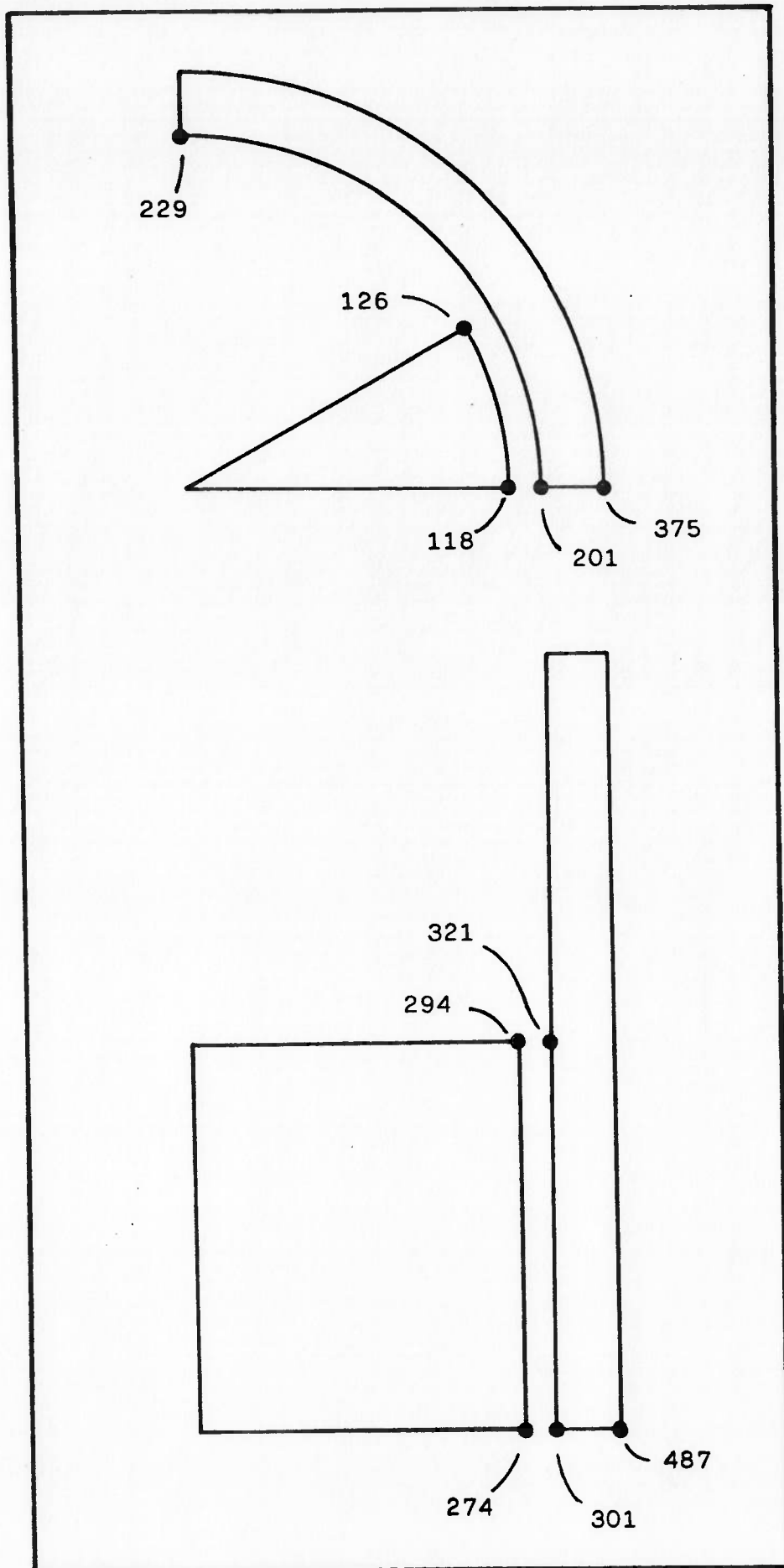


FIGURA 5.14 - Pontos nodais considerados na análise dos deslocamentos radiais nos modelos mecânicos transversal e longitudinal.

valor do deslocamento radial do nó 118 é próximo também do valor do deslocamento radial do nó 274 para a hipótese de estado plano de deformação na pastilha, o que indica que a adoção desta hipótese simula o seu plano transversal inferior. No que se refere às tensões, pela própria formulação dos EFs planos, a tensão axial é nula para o estado plano de tensão e extremamente elevada para o estado plano de deformação, devido às altas temperaturas atingidas na vareta. Como na análise plana transversal o nível das tensões axiais na pastilha é desconsiderado, as duas hipóteses foram admitidas nas execuções posteriores do modelo bidimensional transversal na pastilha. Para o revestimento, a consideração de estado plano de deformação com um coeficiente de expansão térmica nulo parece ser a mais adequada, pois além de apresentar um estado de tensões intermediário entre as duas hipóteses, ainda converge com os resultados de deslocamentos obtidos pela análise longitudinal.

Dos deslocamentos nodais radiais apresentados nas Tabs.(5.15) e (5.16), observa-se que a folga pastilha-revestimento permaneceu aberta, não havendo a ocorrência da PCI devido aos carregamentos de temperatura e pressão. Comparando-se o comportamento dos dois materiais de revestimento, observa-se que, da maior expansão térmica do aço-inox, a folga pastilha-revestimento na vareta de aço-inox é maior do que na vareta de zircaloy. As mesmas condições de temperatura e pressão foram impostas aos modelos transversal e longitudinal admitindo a ocorrência de trincas na pastilha. O estado plano de tensão e deformação na pastilha e o estado plano de deformação com  $\alpha_z=0$  no revestimento foram considerados no modelo transversal. Maiores

deslocamentos foram obtidos na pastilha, mas ainda não suficientes para fechar a folga e causar a PCI nas duas varetas.

Para estabelecer o contato pastilha-revestimento foi considerada a alocação de um fragmento de pastilha na folga. Este fragmento foi assumido fechando-se os elementos de interface e admitindo-os como rígidos.

Com a folga pastilha-revestimento totalmente fechada, os modelos mecânicos transversal e longitudinal foram executados para as varetas de zircaloy e aço-inox a 100% de potência, para a determinação do coeficiente de atrito entre a pastilha e o revestimento. Diferentes valores deste coeficiente foram considerados de zero a um e as tensões obtidas no revestimento não apresentaram variações sensíveis devido a este fato. Assim, nas análises posteriores, foi admitido o valor  $\mu = 0,5$ , considerado pela maioria dos autores pesquisados.

Uma análise paramétrica foi também desenvolvida para diferentes tamanhos de fragmentos de pastilha alocados na folga. Da observação de que no plano transversal a pastilha sob irradiação sofre um processo de fragmentação com partições equidistantes de  $30^\circ$ , foi considerado que o maior fragmento no modelo transversal teria esta dimensão, o que foi simulado pelo fechamento de todos os elementos de interface neste modelo. No plano longitudinal, foi observada a formação de trincas no plano médio ortogonal e o maior fragmento considerado neste plano teria a altura de meia pastilha, também simulado pelo fechamento de todos os elementos de interface deste. Este quadro levou à

consideração de que o fragmento localizado na folga deveria estar entre uma dimensão desprezível e as dimensões mencionadas acima. Um fragmento muito pequeno, apesar de induzir esforços muito localizados no revestimento, não suporta as tensões a ele impostas, não devendo ser considerado. Foram então executados casos considerando o fechamento total ( $30^\circ$  e  $1/2$  da altura da pastilha) e parcial ( $15^\circ$  e  $1/4$  da altura da pastilha) da folga. Para estes casos foram observados no revestimento os mesmos níveis de tensões, diferenciados apenas pelo deslocamento das linhas de iso-tensões conforme a zona de contato. Desta forma, optou-se por considerar o fechamento parcial da folga ( $15^\circ$  e  $1/4$ ) quando assumida a alocação de fragmento, pois este tamanho foi admitido como o mais provável de se alojar na folga.

Estimados o coeficiente de atrito pastilha-revestimento e o tamanho do fragmento alocado, os modelos mecânicos bidimensionais transversal e longitudinal foram executados para 70 e 100% da máxima potência linear na vareta para os regimes elástico, plástico e de fluência nos dois materiais de revestimento. Estes casos geraram os arquivos de dados CPGPMR ( $C=T,L$ ;  $P=Z,A$ ;  $R=E,P,C$ ). Foram admitidos nos modelos em EFs do plano transversal o estado plano de tensão e o estado plano de deformação na pastilha, enquanto que no revestimento foi admitido o estado plano de deformação com coeficiente de expansão térmica nulo. Para o regime elasto-plástico, foram considerados os gráficos bilineares apresentados nas Figs.(A2.1) para o zircaloy e (A2.2) para o aço-inox. Na Fig.(A2.1) dois tipos de zircaloy são apresentados: "stress-relieved" e recristalizado, sendo este último o adotado na análise. Para o regime de fluência, foram

consideradas as correlações apresentadas no apêndice-2 para um fluxo de irradiação de  $1 \times 10^{14}$  (n/cm<sup>2</sup>s) por um período de 1000 hrs. Os deslocamentos nodais radiais obtidos são apresentados nas Tab.(5.17) para o plano transversal e na Tab.(5.18) para o plano longitudinal. Na Tab.(5.17), os deslocamentos obtidos nos regimes elástico, plástico e de fluência são representados por um único valor, desde que pequenas variações (da ordem de  $10^{-5}$ mm) foram verificadas entre os valores nos três regimes.

Da Tab.(5.17), pode ser notado o maior conservantismo na adoção do estado plano de deformação na pastilha, o que indica que um fragmento alocado na posição inferior da pastilha é que imprime as maiores deformações no revestimento. Com a elevação da potência, a pastilha e o fragmento tendem a deformar o estado circunferencial inicial do revestimento, tornando-o ligeiramente ovalado. Este efeito é diferenciado nos materiais zircaloy e aço-inox da vareta, como pode ser observado nas Figs.(5.15) a (5.18) para os dois níveis de potência. No caso da vareta com revestimento de zircaloy, Figs.(5.15) e (5.16), a deformação imprimida pela pastilha tende a fazer com que a face localizada à  $90^\circ$  (e  $270^\circ$ ) do fragmento se desloque na direção da pastilha, que dependendo da potência, pode fechar a folga e causar um novo ponto de contato pastilha-revestimento. Este novo ponto de contato, apesar de não atingir tensões tão elevadas quanto o ponto de contato a  $0^\circ$ , restringe a deformação do revestimento elevando as tensões desenvolvidas pelo contato com o fragmento. No caso da vareta com revestimento de aço-inox, Figs.(5.17) e (5.18), este efeito é minimizado pela maior expansão térmica do aço quando comparada à do zircaloy, que permite uma maior folga

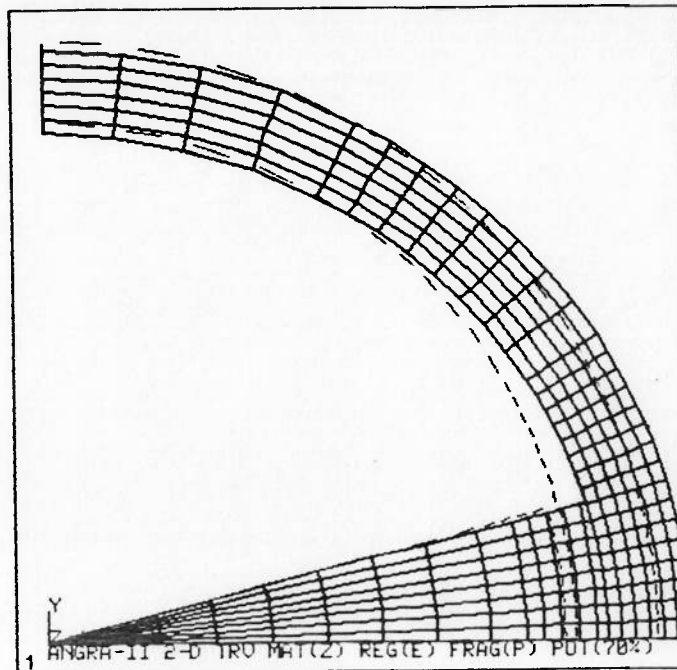
TABELA 5.17 - Deslocamentos nodais radiais da pastilha e do revestimento de zircaloy e aço-inox obtidos pelo modelo mecânico transversal para diferentes hipóteses de estado plano na pastilha (ANGRA-II, pastilha particionada, fragmento parcialmente alocado, 70 e 100% potência).

Deslocamentos Nodais Radiais Past-Rev Mod Mec Transversal (pastilha particionada / com fragmento)						
[pastilha(est.pl.tensão),revest.(est.pl.def. $\alpha_z=0$ )]						
ARQs	$U_{r_{(mm)}118}$	$U_{r_{(mm)}126}$	$U_{r_{(mm)}201}$	$U_{r_{(mm)}229}$	$U_{r_{(mm)}375}$	>INTER (mm)
T1GPZ*	,03944	,04044	,04048	-,01495	,04313	,03961
T1GPA*	,03907	,04007	,03988	,01758	,04467	,07251
T4GPZ*	,06569	,06740	,06767	-,03538	,07064	-,00778
T4GPA*	,06484	,06654	,06652	-,01168	,07172	,01678
[pastilha(est.pl.def.),revest.(est.pl.def. $\alpha_z=0$ )]						
ARQs	$U_{r_{(mm)}118}$	$U_{r_{(mm)}126}$	$U_{r_{(mm)}201}$	$U_{r_{(mm)}229}$	$U_{r_{(mm)}375}$	>INTER (mm)
T1GPZ*	,05193	,05325	,05336	-,02672	,05599	,01503
T1GPA*	,05145	,05276	,05286	-,02654	,05547	,01570
T4GPZ*	,08654	,08879	,08922	-,05507	,09216	-,04886
T4GPA*	,08540	,08765	,08772	-,02057	,09289	-,01322

TABELA 5.18 - Deslocamentos nodais radiais da pastilha e do revestimento de zircaloy e aço-inox obtidos pelo modelo mecânico longitudinal (ANGRA-II, pastilha particionada, fragmento parcialmente alocado, 70 e 100% potência).

Deslocamentos Nodais Radiais Past-Rev Mod Mec Longitudinal (pastilha particionada / com fragmento)						
ARQs	$U_{r_{(mm)}274}$	$U_{r_{(mm)}294}$	$U_{r_{(mm)}301}$	$U_{r_{(mm)}321}$	$U_{r_{(mm)}487}$	>INTER (mm)
L1GPZ*	,03859	,03968	,03859	,01162	,03961	,06694
L1GPA*	,03785	,03934	,03785	,02819	,04202	,08385
L4GPZ*	,06340	,06532	,06340	,01426	,06346	,04394
L4GPA*	,05915	,06516	,05915	,03262	,06274	,06246

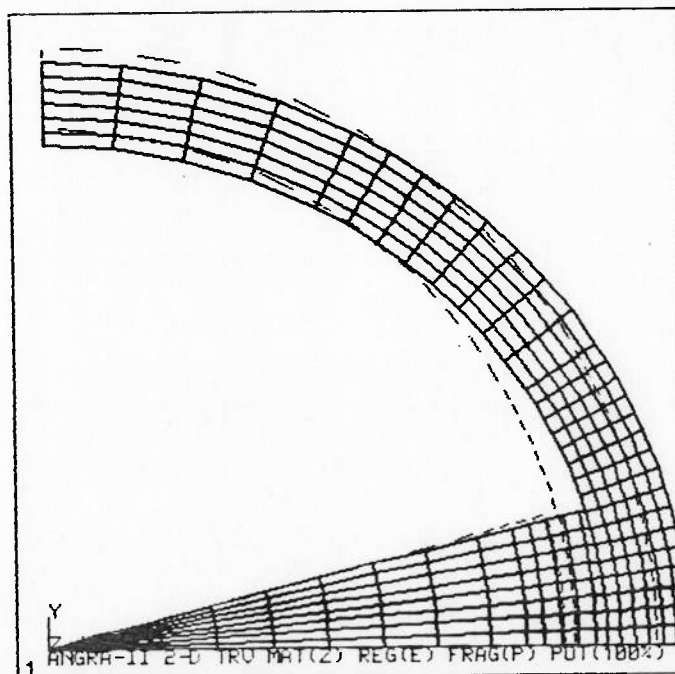




ANSYS 4.2B  
 JUL 29 1991  
 15:53:57  
 POST1 DISPL.  
 STEP=1  
 ITER=10

ZU=1  
 DIST=2.96  
 XF=2.69  
 YF=2.69  
 DMAX=.0431  
 DSCA=6.85

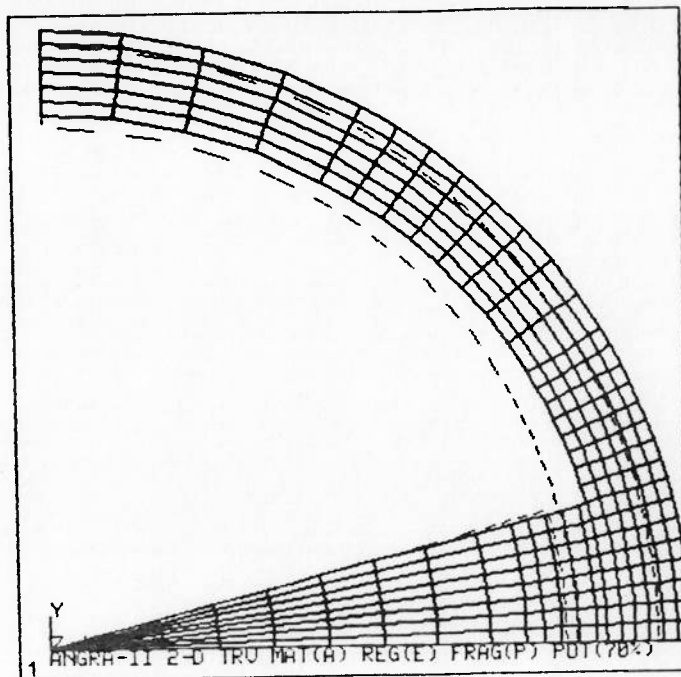
FIGURA 5.15 - Deslocamentos da pastilha e do revestimento de zircaloy no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 2-D, 70% potência).



ANSYS 4.2B  
 JUL 29 1991  
 15:57:51  
 POST1 DISPL.  
 STEP=1  
 ITER=10

ZU=1  
 DIST=2.96  
 XF=2.69  
 YF=2.69  
 DMAX=.0706  
 DSCA=4.19

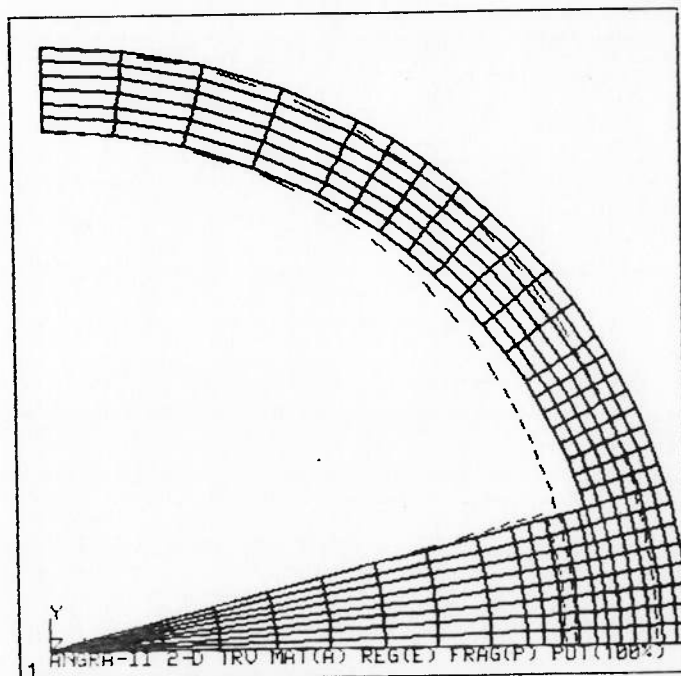
FIGURA 5.16 - Deslocamentos da pastilha e do revestimento de zircaloy no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 2-D, 100% potência).



ANSYS 4.2B  
 JUL 29 1991  
 16:12:59  
 POST1 DISPL.  
 STEP=1  
 ITER=10

ZU=1  
 DIST=2.96  
 XF=2.69  
 YF=2.69  
 DMAX=.0447  
 DSCA=6.62

FIGURA 5.17 - Deslocamentos da pastilha e do revestimento de aço-inox no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 2-D, 70% potência).



ANSYS 4.2B  
 JUL 29 1991  
 16:08:43  
 POST1 DISPL.  
 STEP=2  
 ITER=10

ZU=1  
 DIST=2.96  
 XF=2.69  
 YF=2.69  
 DMAX=.0717  
 DSCA=4.12

FIGURA 5.18 - Deslocamentos da pastilha e do revestimento de aço-inox no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 2-D, 100% potência).

pastilha-revestimento, e conseqüentemente, um maior espaço para deslocamento dos pontos ortogonais ao fragmento desta vareta. Este fato pode ser observado na Tab.(5.17) pelos maiores valores de interferência obtidos para a vareta com revestimento de zircaloy.

Da Tab.(5.18) pode-se notar para o modelo longitudinal que o deslocamento radial do nó 294 é maior do que o deslocamento radial do nó 274, sendo que este último, era o de maior deslocamento radial antes da alocação do fragmento. Isto mostra que um novo ponto de contato pastilha-revestimento pode se estabelecer no plano médio ortogonal da pastilha ("second ridge").

Nas Figs.(5.19) e (5.22) podem ser observadas as linhas de iso-tensões circunferenciais desenvolvidas no plano transversal para as varetas de zircaloy e aço-inox a 100% de potência. Pode-se observar destas figuras o deslocamento das tensões geradas na pastilha quando comparadas ao caso da pastilha íntegra, e o desenvolvimento de uma elevada concentração de tensões no ponto final da trinca. Estas tensões apresentam comportamentos semelhantes nos dois tipos de varetas consideradas, mas não são relevantes na análise pois o que importa no modelo com pastilha particionada são os deslocamentos desenvolvidos na pastilha. No revestimento, as tensões apresentaram-se em um estado compressivo induzido pela elevada pressão externa, com exceção da região externa aos pontos de contato pastilha-revestimento, que devido à imposição da pastilha apresentou um estado trativo. A região do revestimento próxima à zona de contato pastilha-revestimento foi caracterizada como a de maior concentração de tensões, tanto compressivas na região interna como trativas na região externa. A

vareta de aço-inox apresentou um gradiente de tensões mais elevado do que a vareta de zircaloy, devido à sua maior rigidez.

As Figs.(5.20),(5.21) e (5.23),(5.24) apresentam os mesmos casos considerados nas Figs.(5.19) e (5.22) para os regimes de plasticidade e de fluência no revestimento. Para uma análise quantitativa, são apresentadas nas Tabs.(5.19) e (5.20) as máximas tensões radiais, circunferenciais, axiais e equivalentes obtidas no plano transversal para as potências de 70 e 100%, fragmento parcialmente alocado, materiais de revestimento zircaloy e aço-inox, regimes elástico, plástico e de fluência. Na Tab.(5.19), foi considerado o estado plano de tensão na pastilha, enquanto, na Tab.(5.20), foi considerado o estado plano de deformação.

Das Tabs.(5.19) e (5.20) nota-se que as maiores tensões desenvolvem-se na direção circunferencial do revestimento. A consideração de estado plano de tensão na pastilha levam à tensões menores do que no estado plano de deformação. As tensões máximas no revestimento encontram-se no estado compressivo na face interna do revestimento junto a região periférica do fragmento (nó 205).

Pode ser observado o relaxamento das tensões máximas desenvolvidas no revestimento devido à plastificação e à fluência. Nota-se que, mais do que uma relaxação das tensões, o que ocorre é um acomodamento e uma melhor distribuição das tensões desenvolvidas, com o decréscimo das tensões mais elevadas e o aumento nas direções onde ocorrem as menores tensões.

Nas Figs.(5.25) e (5.28), são apresentadas as linhas de

ANSYS 4.2B  
 JUL 23 1991  
 15:37:58  
 POST1 STRESS  
 STEP=1  
 ITER=10  
 SY  
 CSYS=1

ZU=1  
 DIST=2.96  
 XF=2.69  
 YF=2.69  
 MX=1109  
 MN=-564  
 A=-484  
 B=-395  
 C=-306  
 D=-217  
 E=-128.9  
 F=-38.1  
 G=50.1  
 H=139  
 I=228  
 J=317  
 K=406  
 L=495  
 M=584  
 N=673  
 O=762  
 P=851  
 Q=940  
 R=1029

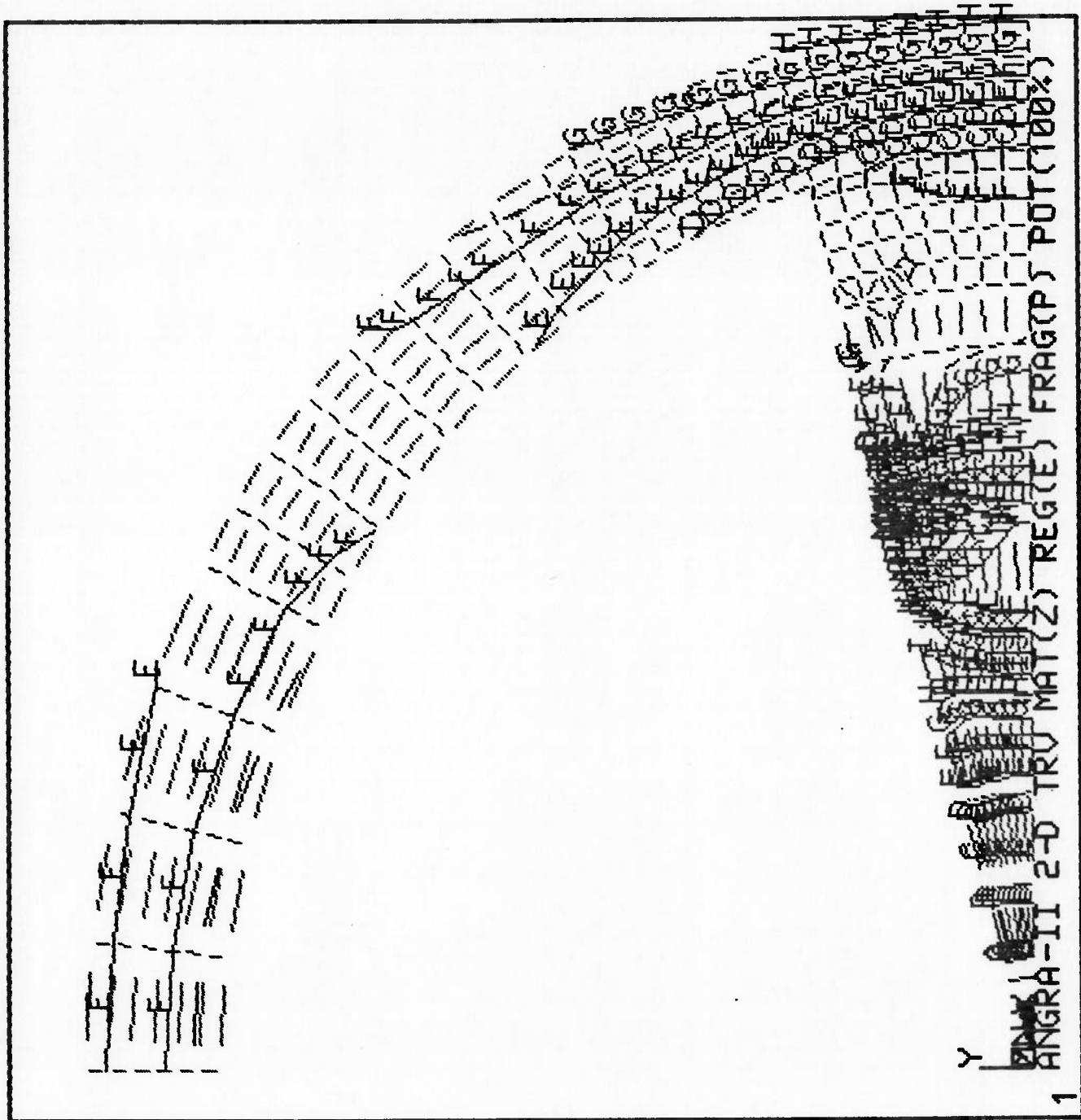


FIGURA 5.19 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de zircaloy no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 2-D, regime elástico, fragmento parcialmente alocado, 100% potência).

ANSYS 4.2B  
 JUL 23 1991  
 15:54:26  
 POST1 STRESS  
 STEP=2  
 ITER=10  
 SY  
 CSYS=1

ZU=1  
 DIST=2.96  
 XF=2.69  
 YF=2.69  
 MX=1109  
 MN=-564  
 A=-484  
 B=-395  
 C=-306  
 D=-217  
 E=-128.9  
 F=38.1  
 G=50.1  
 H=139  
 I=228  
 J=317  
 K=406  
 L=495  
 M=584  
 N=673  
 O=762  
 P=851  
 Q=940  
 R=1029

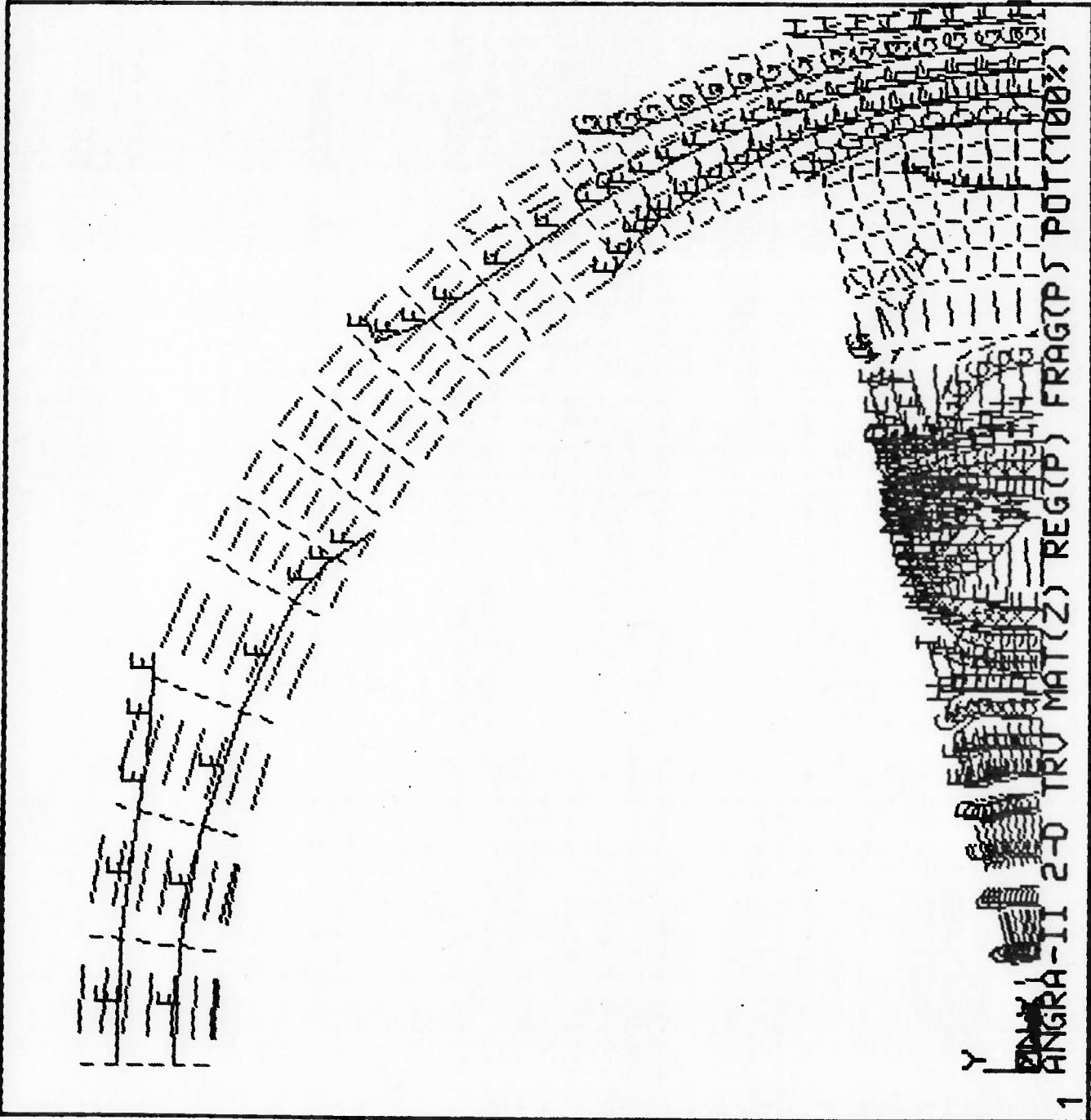


FIGURA 5.20 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de zircaloy no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 2-D, regime plástico, fragmento parcialmente alocado, 100% potência).

ANSYS 4.2B  
 JUL 24 1991  
 15:26:16  
 POST1 STRESS  
 STEP=3  
 ITER=10  
 TIME=1000  
 SY  
 CSYS=1

ZU=1  
 DIST=2.96  
 XF=2.69  
 YF=2.69  
 MX=1109  
 MN=-564  
 A=-484  
 B=-395  
 C=-306  
 D=-217  
 E=-128.9  
 F=-38.9  
 G=50.1  
 H=139  
 I=228  
 J=317  
 K=406  
 L=495  
 M=584  
 N=673  
 O=762  
 P=851  
 Q=940

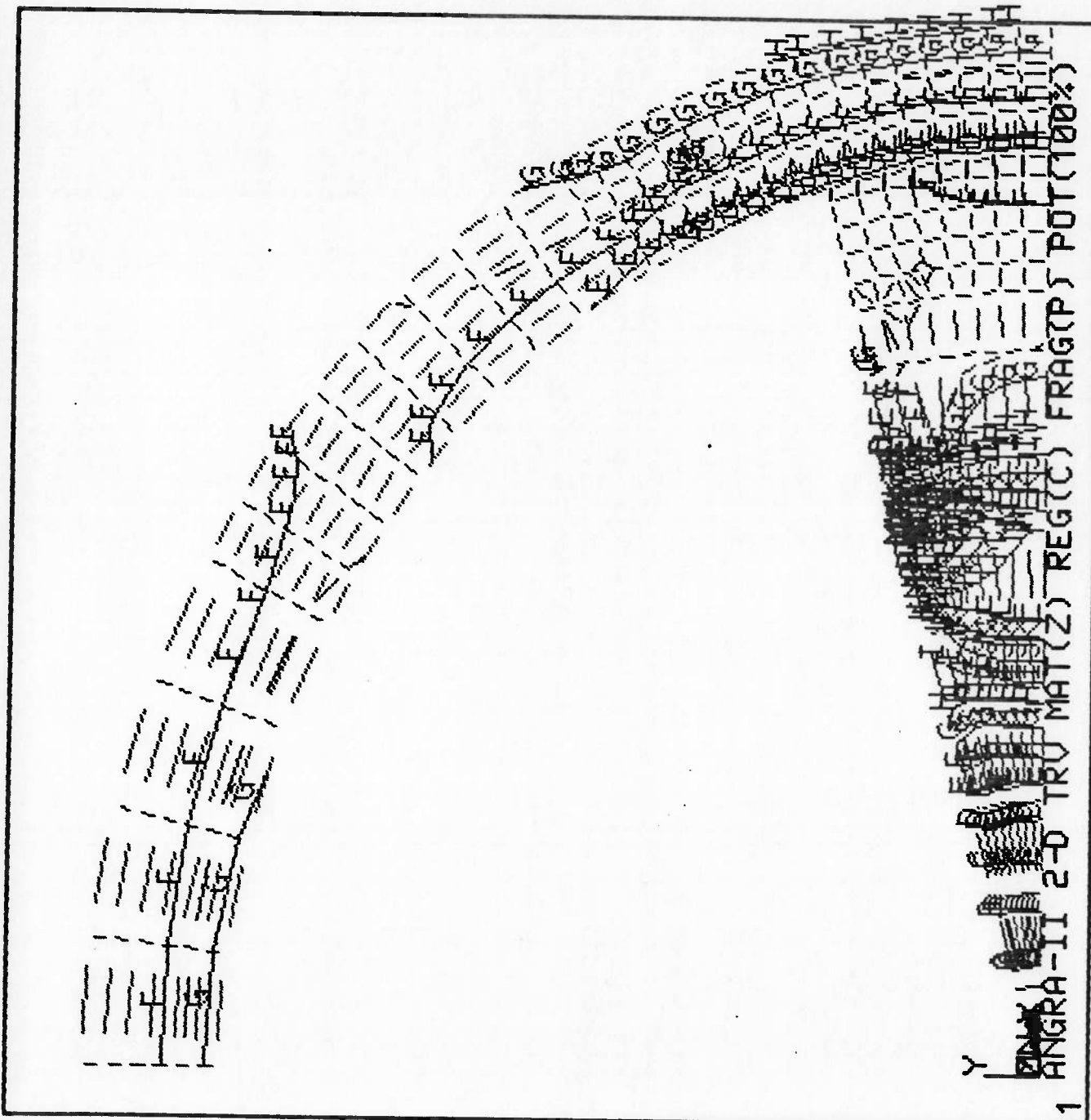


FIGURA 5.21 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de zircaloy no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 2-D, regime fluência, fragmento parcialmente alocado, 100% potência).



ANSYS 4.2B  
 JUL 23 1991  
 16:20:27  
 POST1 STRESS  
 STEP=1  
 ITER=10  
 SY  
 CSYS=1

ZV=1  
 DIST=2.96  
 XF=2.69  
 YF=2.69  
 MX=1093  
 MN=-567  
 A=-485  
 B=-397  
 C=-309  
 D=-221  
 E=-133  
 F=-44.8  
 G=43.2  
 H=131  
 I=219  
 J=307  
 K=395  
 L=483  
 M=571  
 N=659  
 O=747  
 P=835  
 Q=923  
 R=1011

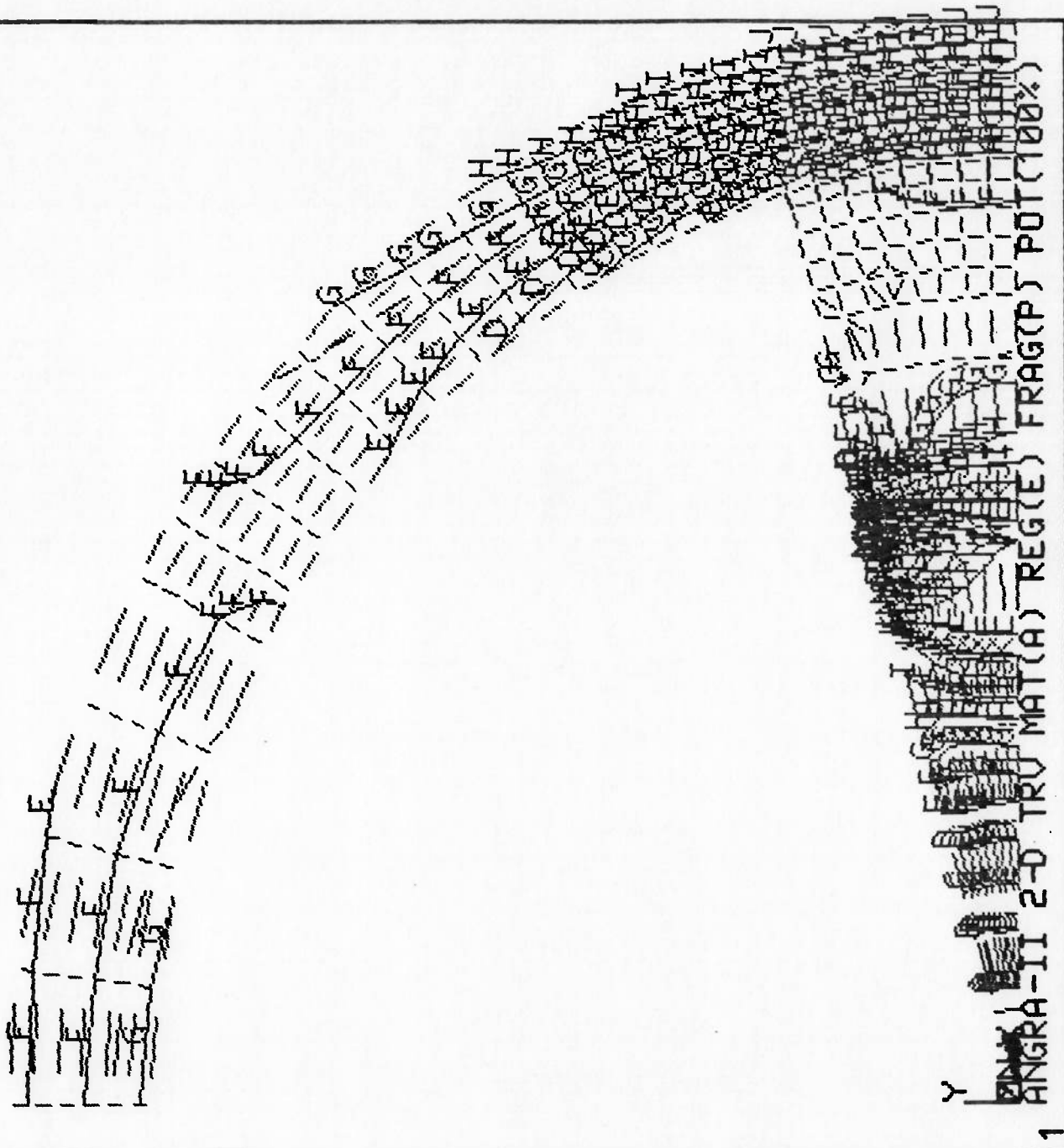


FIGURA 5.22 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de aço-inox no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 2-D, regime elástico, fragmento parcialmente alocado, 100% potência).

ANSYS 4.28  
 JUL 23 1991  
 16:28:01  
 POST1 STRESS  
 STEP=2  
 ITER=10  
 SY  
 CSYS=1

ZV=1  
 DIST=2.96  
 XF=2.69  
 YF=2.69  
 MX=1093  
 MN=-567  
 A=-485  
 B=-397  
 C=-309  
 D=-221  
 E=-133  
 F=-44.8  
 G=43.2  
 H=131  
 I=219  
 J=307  
 K=395  
 L=483  
 M=571  
 N=659  
 O=747  
 P=835  
 Q=923  
 R=1011

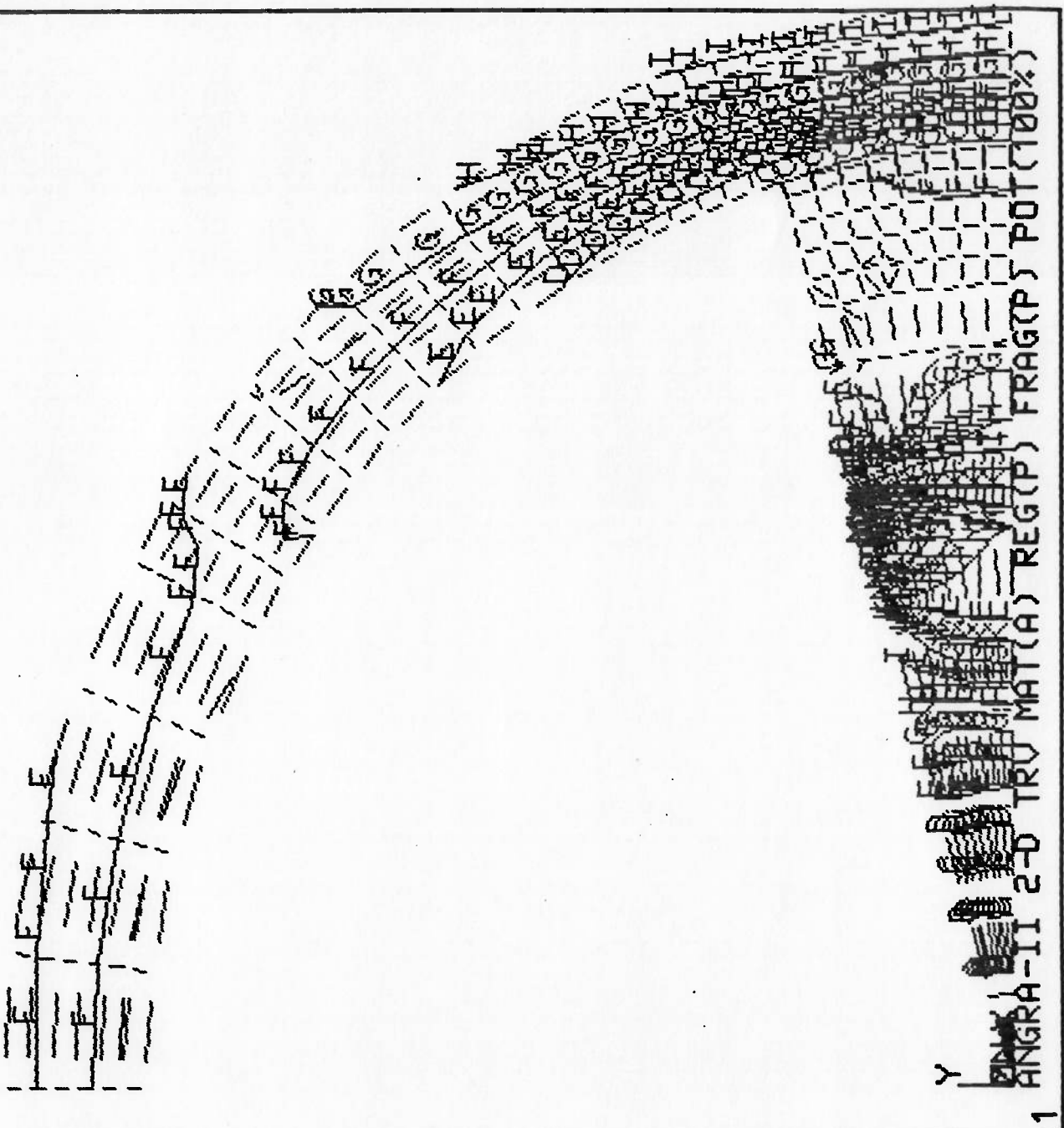


FIGURA 5.23 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de aço-inox no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 2-D, regime plástico, fragmento parcialmente alocado, 100% potência).

ANSYS 4.2B  
 JUL 23 1991  
 16:44:33  
 POST1 STRESS  
 STEP=3  
 ITER=10  
 TIME=1000  
 SY  
 CSYS=1

ZU=1  
 DIST=2.96  
 XF=2.69  
 YF=2.69  
 MX=1093  
 MN=-567  
 A=-485  
 B=-397  
 C=-309  
 D=-221  
 E=-133  
 F=-44.8  
 G=43.2  
 H=131  
 I=219  
 J=307  
 K=395  
 L=483  
 M=571  
 N=659  
 O=747  
 P=835  
 Q=923

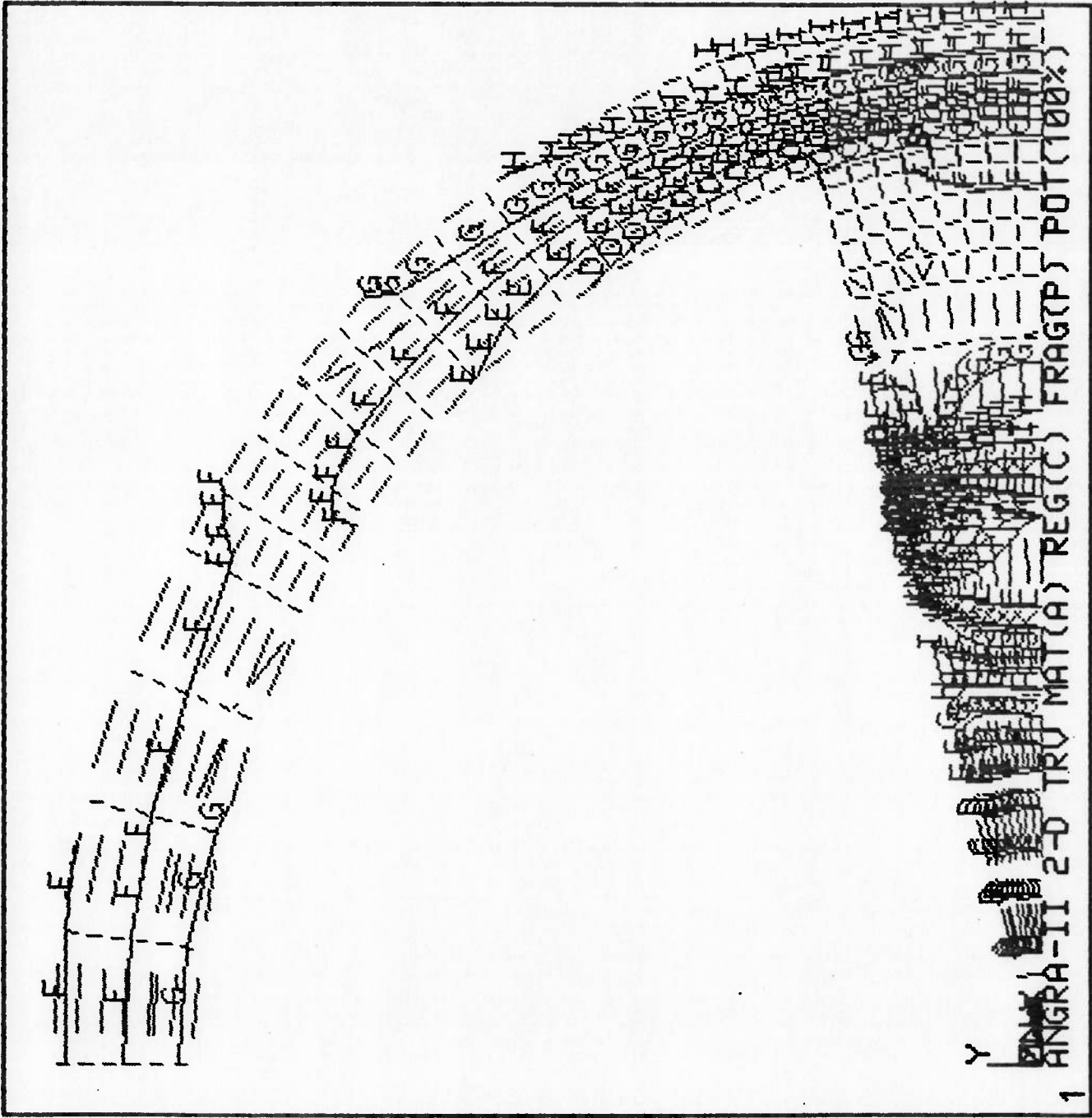


FIGURA 5.24 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de aço-inox no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 2-D, regime fluência, fragmento parcialmente alocado, 100% potência).

TABELA 5.19 - Tensões máximas no revestimento de zircaloy e aço-inox obtidos pelo modelo mecânico transversal com a hipótese de estado plano de tensão na pastilha (ANGRA-II, pastilha particionada, fragmento parcialmente alocado, 70 e 100% potência).

Tensões Máximas Revestimento Modelo Transversal [pastilha(est.pl.tensão), revest.(est.pl.def. $\alpha_z=0$ )]								
ARQUIV	$S_r$ (M Pa)	nó	$S_\theta$ (M Pa)	nó	$S_z$ (M Pa)	nó	$S_{ige}$ (M Pa)	nó
T1GPZE	-36,8	205	-231,6	205	-73,4	205	206,5	206
T1GPZP	-	-	-	-	-	-	-	-
T1GPZC	-98,5	259	-226,2	201	-83,8	205	231,1	201
T1GPAE	-35,6	205	-286,8	205	-96,7	205	253,6	206
T1GPAP	-	-	-	-	-	-	-	-
T1GPAC	-66,9	205	-239,0	205	-113,2	205	182,2	201
T4GPZE	-65,4	205	-340,9	205	-110,0	205	305,0	206
T4GPZP	-106,9	205	-283,5	205	-126,0	205	215,1	206
T4GPZC	-121,4	234	-305,8	205	-128,1	205	217,9	292
T4GPAE	-101,6	205	-556,9	205	-197,6	205	488,6	206
T4GPAP	-207,1	205	-398,5	205	-250,5	205	184,2	379
T4GPAC	-203,1	205	-403,4	205	-249,6	205	182,3	206

TABELA 5.20 - Tensões máximas no revestimento de zircaloy e aço-inox obtidos pelo modelo mecânico transversal com a hipótese de estado plano de deformação na pastilha (ANGRA-II, pastilha particionada, fragmento parcialmente alocado, 70 e 100% potência).

Tensões Máximas Revestimento Modelo Transversal [pastilha(est.pl.def.), revest.(est.pl.def. $\alpha_z=0$ )]								
ARQUIV	$S_r$ (M Pa)	nó	$S_\theta$ (M Pa)	nó	$S_z$ (M Pa)	nó	$S_{ige}$ (M Pa)	nó
T1GPZE	-52,5	205	-288,0	205	-93,1	205	257,1	206
T1GPZP	-71,4	205	-262,1	205	-100,2	205	216,9	206
T1GPZC	-111,8	262	-270,7	205	-100,7	205	223,8	206
T1GPAE	-52,2	205	-284,3	205	-92,1	205	253,9	206
T1GPAP	-69,3	205	-260,7	205	-98,6	205	217,1	206
T1GPAC	-70,9	205	-257,4	205	-100,4	205	212,3	206
T4GPZE	-91,0	205	-432,1	205	-141,6	205	387,0	206
T4GPZP	-136,0	205	-362,1	205	-166,6	205	214,6	206
T4GPZC	-149,2	234	-356,0	205	-176,1	205	216,5	263
T4GPAE	-163,7	205	-773,1	205	-281,0	205	688,6	206
T4GPAP	-329,0	205	-517,6	205	-371,1	205	187,9	401
T4GPAC	-324,5	205	-523,5	205	-369,7	205	182,0	401

iso-tensões circunferenciais desenvolvidas no plano longitudinal para as varetas de zircaloy e aço-inox a 100% de potência. Como no plano transversal, a pastilha apresentou uma concentração de elevadas tensões no ponto final da trinca. No revestimento, a distribuição de tensões apresentou um aspecto diferenciado do observado no plano transversal. Neste, a transição de região compressiva para região trativa ocorreu na direção da espessura do revestimento. Já no plano longitudinal, esta transição ocorreu na direção da altura do revestimento, delimitando uma região trativa em torno da região de contato pastilha-revestimento e compressiva acima desta. Sob as mesmas condições de carregamento, a vareta de aço-inox apresenta um maior gradiente de tensão. As Figs.(5.26),(5.27) e (5.29),(5.30) apresentam os mesmos casos das Figs.(5.25) e (5.28) para os regimes de plasticidade e de fluência no revestimento.

Na Tab.(5.21), são apresentadas as tensões máximas obtidas no modelo longitudinal para os dois tipos de revestimento a 70 e 100% de potência. Pode-se observar a relaxação das tensões devido à plasticidade e à variação das tensões devido à fluência.

Após a análise bidimensional, foi desenvolvido o modelo tridimensional para a vareta de ANGRA-II. O ponto inicial da modelagem foi considerar o caso de pastilha íntegra e sem fragmento alocado para as condições de carregamento de temperatura e pressão obtidas pelo programa de desempenho FRAPCON-1 e pela modelagem térmica por EFs. Devido ao elevado tempo de processamento do modelo 3-D e ao grande espaço de memória computacional requerido para a sua execução, apenas o nível de 70%

ANSYS 4.2B  
 JUL 24 1991  
 15:43:58  
 POST1 STRESS  
 STEP=1  
 ITER=10  
 SZ  
 STRESS GLOBAL

ZV=1  
 DIST=6.05  
 XF=2.69  
 YF=5.5  
 MX=2263  
 MN=-1814  
 A=-1603  
 B=-1388  
 C=-1173  
 D=-958  
 E=-743  
 F=-528  
 G=-313  
 H=-97.9  
 I=117  
 J=332  
 K=547  
 L=762  
 M=977  
 N=1192  
 O=1407  
 P=1622  
 Q=1837  
 R=2052

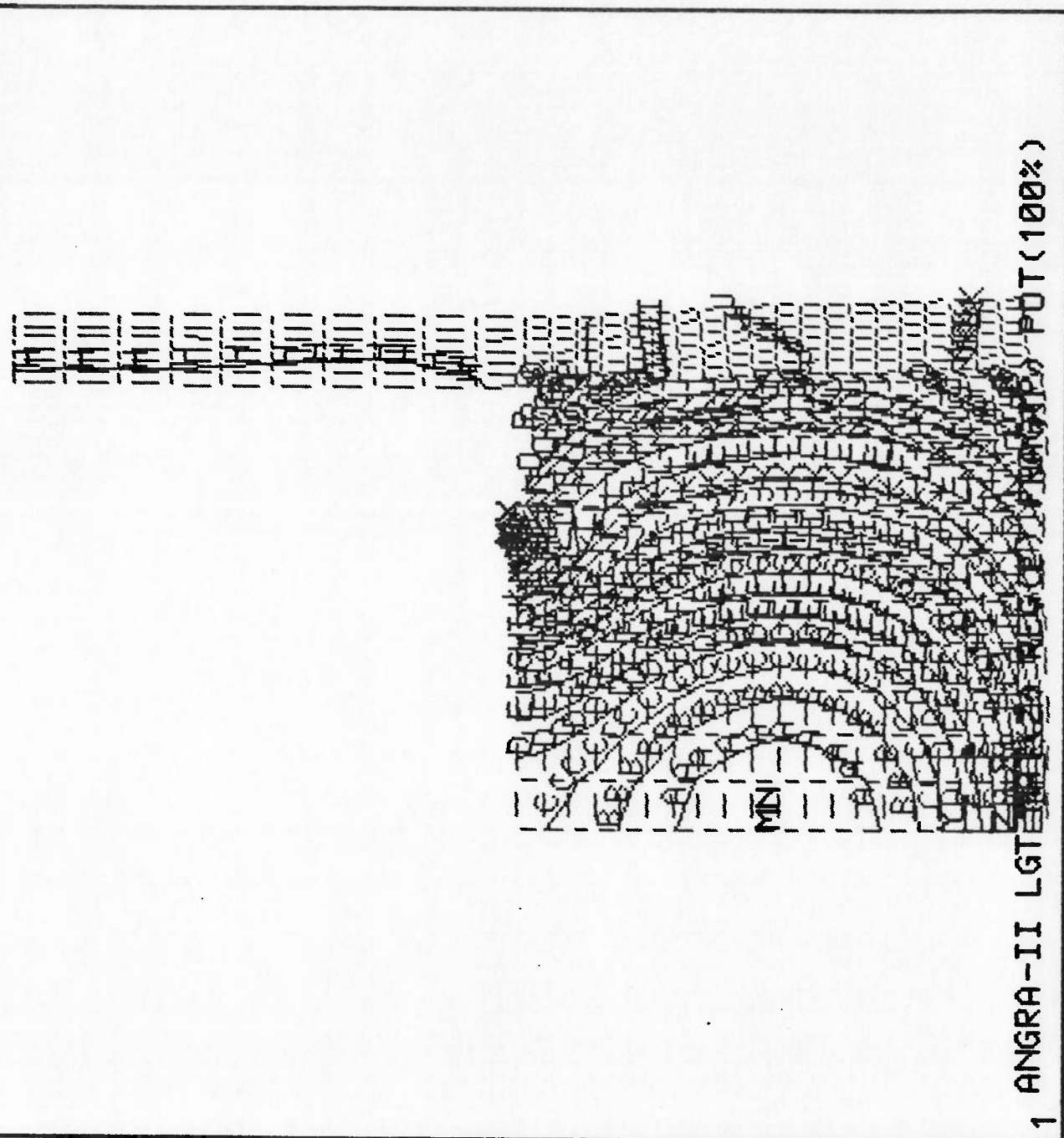


FIGURA 5.25 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de zircaloy no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 2-D, regime elástico, fragmento parcialmente alocado, 100% potência).



ANSYS 4.2B  
 JUL 24 1991  
 16:03:20  
 POST1 STRESS  
 STEP=2  
 ITER=10  
 SZ  
 STRESS GLOBAL

ZV=1  
 DIST=6.05  
 XF=2.69  
 YF=5.5  
 MX=2263  
 MN=-1814  
 A=-1603  
 B=-1388  
 C=-1173  
 D=-958  
 E=-743  
 F=-528  
 G=-313  
 H=-97.9  
 I=117  
 J=332  
 K=547  
 L=762  
 M=977  
 N=1192  
 O=1407  
 P=1622  
 Q=1837  
 R=2052

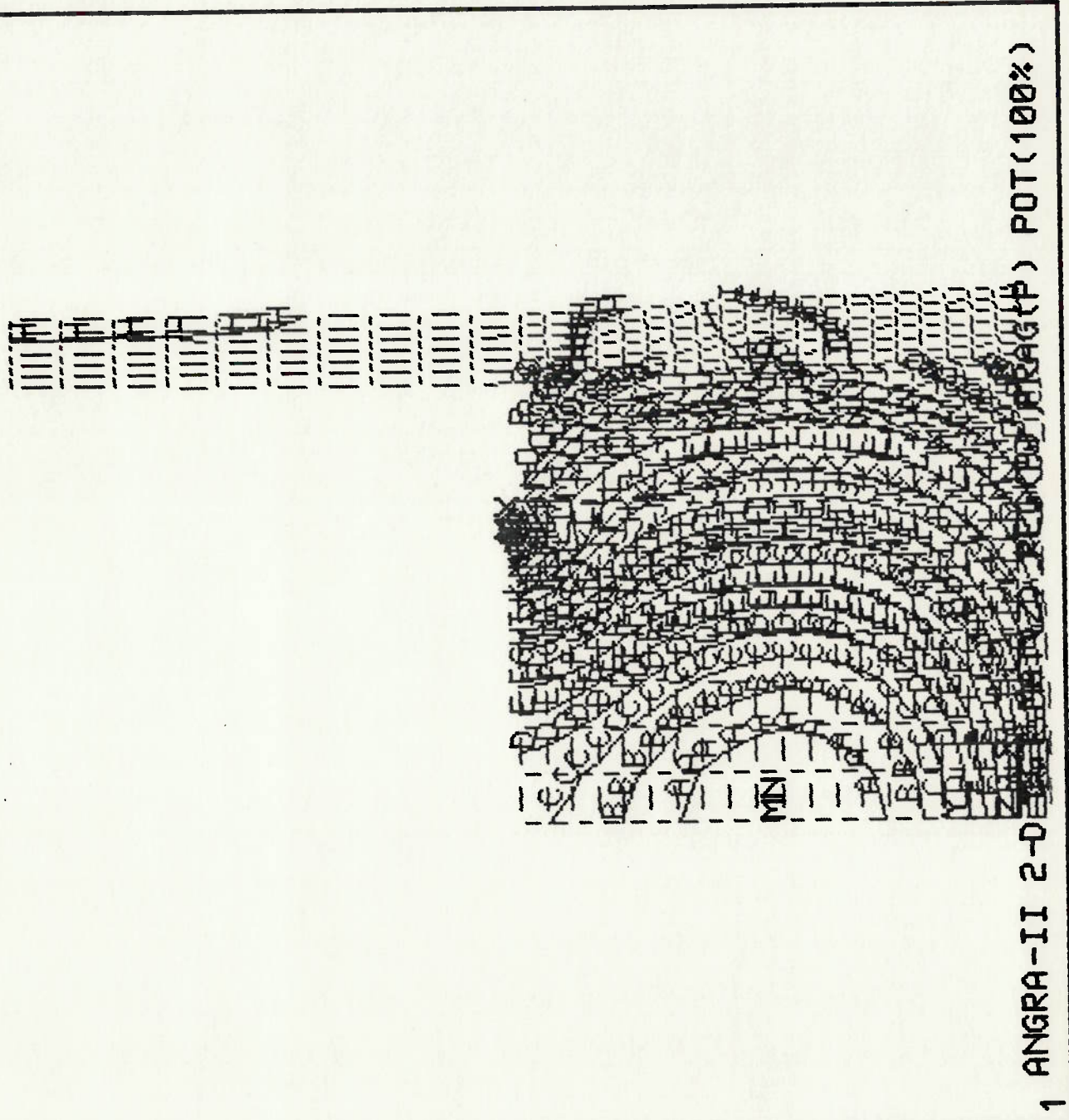


FIGURA 5.26 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de zircaloy no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 2-D, regime plástico, fragmento parcialmente alocado, 100% potência).



ANSYS 4.2B  
 JUL 23 1991  
 17:59:21  
 POST1 STRESS  
 STEP=3  
 ITER=10  
 TIME=1000  
 SZ  
 STRESS GLOBAL

ZU=1  
 DIST=6.05  
 XF=2.69  
 YF=5.5  
 MX=2263  
 MN=-1814  
 A=-1603  
 B=-1388  
 C=-1173  
 D=-958  
 E=-743  
 F=-528  
 G=-313  
 H=-97.9  
 I=117  
 J=332  
 K=547  
 L=762  
 M=977  
 N=1192  
 O=1407  
 P=1622  
 Q=1837



FIGURA 5.27 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de zircaloy no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 2-D, regime fluência, fragmento parcialmente alocado, 100% potência).

ANSYS 4.28  
 JUL 23 1991  
 18:08:50  
 POST1 STRESS  
 STEP=1  
 ITER=10  
 SZ  
 STRESS GLOBAL

ZU=1  
 DIST=6.05  
 XF=2.69  
 YF=5.5  
 MX=2446  
 MN=-1801  
 A=-1581  
 B=-1357  
 C=-1133  
 D=-909  
 E=-685  
 F=-461  
 G=-237.5  
 H=-13.5  
 I=211  
 J=435  
 K=659  
 L=883  
 M=1107  
 N=1331  
 O=1555  
 P=1779  
 Q=2003  
 R=2227

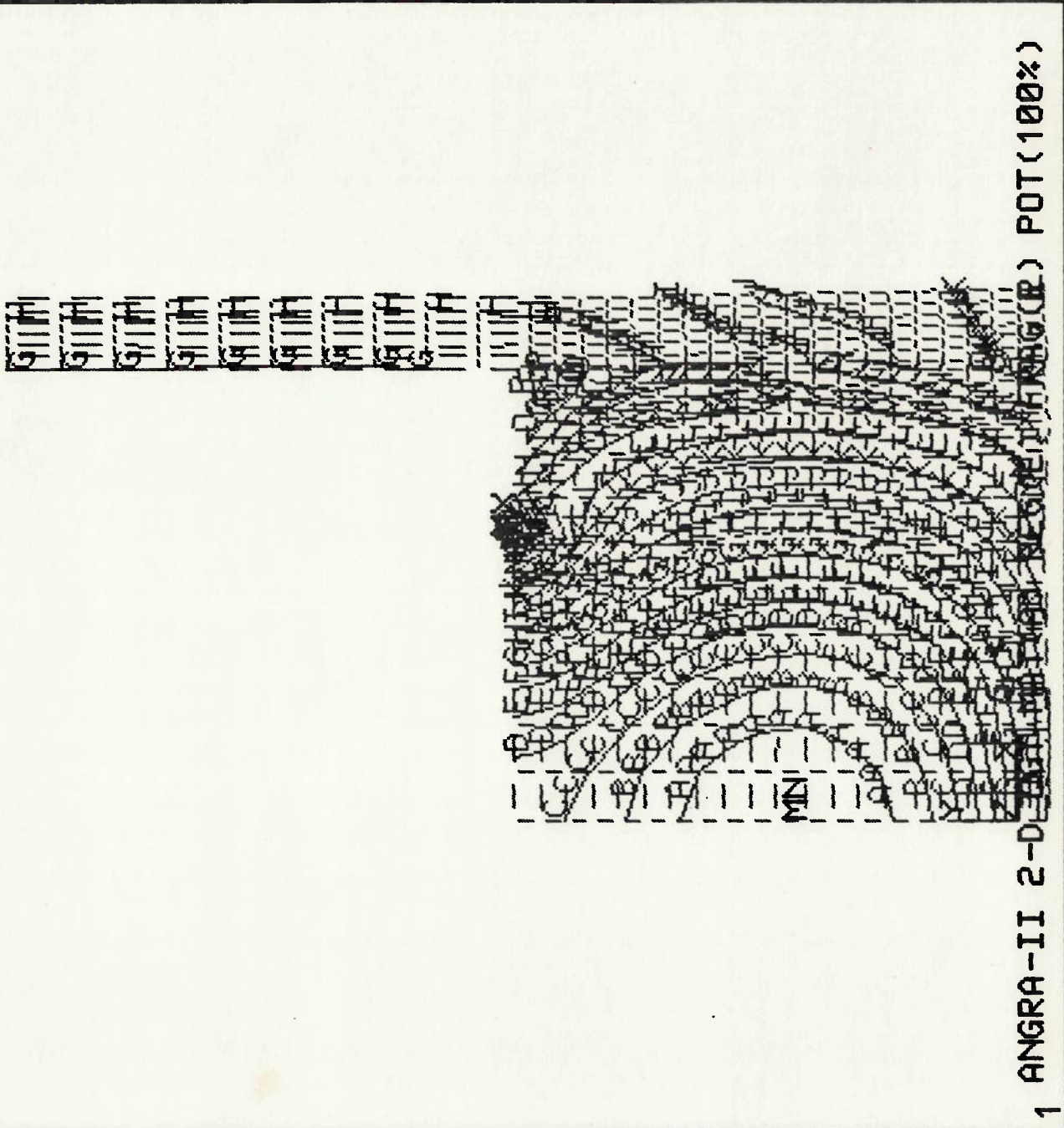
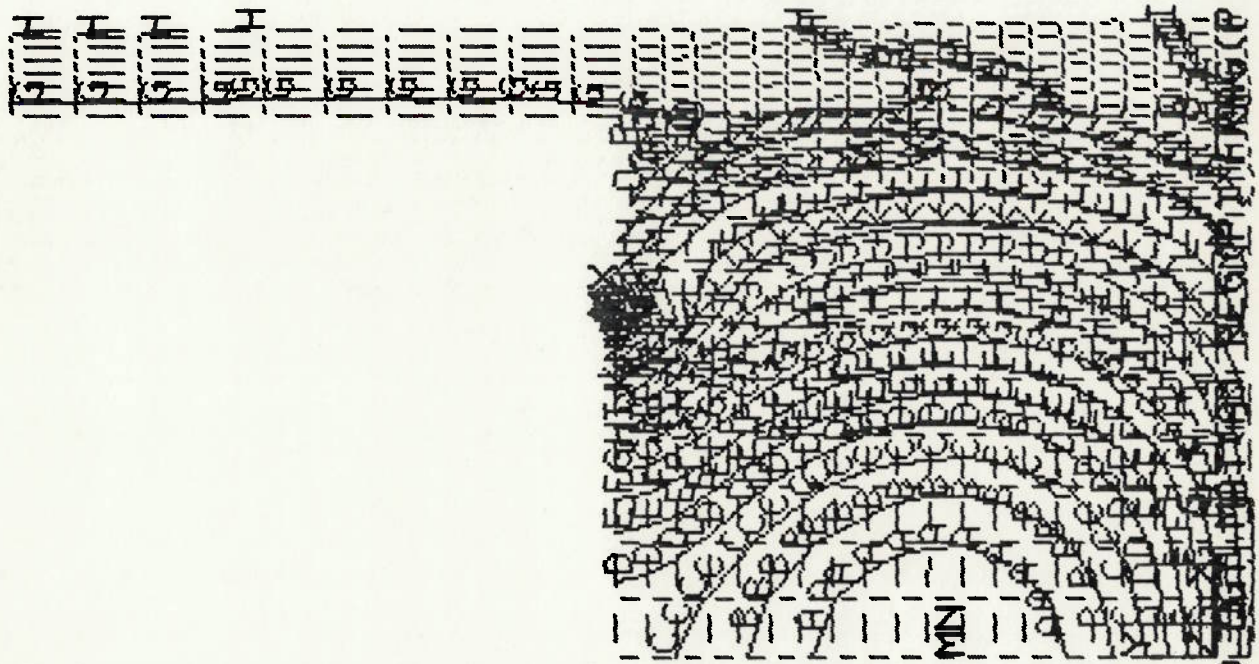


FIGURA 5.28 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de aço-inox no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 2-D, regime elástico, fragmento parcialmente alocado, 100% potência).



ANSYS 4.28  
 JUL 23 1991  
 18:17:00  
 POST1 STRESS  
 STEP=2  
 ITER=10  
 SZ  
 STRESS GLOBAL

ZV=1  
 DIST=6.05  
 XF=2.69  
 YF=5.5  
 MX=2446  
 MN=-1801  
 A=-1581  
 B=-1357  
 C=-1133  
 D=-909  
 E=-685  
 F=-461  
 G=-237  
 H=-13.5  
 I=211  
 J=435  
 K=659  
 L=883  
 M=1107  
 N=1331  
 O=1555  
 P=1779  
 Q=2003  
 R=2227



1 ANGRA-II 2-D EQUILIBRIUM (P) POT(100%)

FIGURA 5.29 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de aço-inox no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 2-D, regime plástico, fragmento parcialmente alocado, 100% potência).

ANSYS 4.2B  
 JUL 23 1991  
 18:25:02  
 POST1 STRESS  
 STEP=3  
 ITER=10  
 TIME=1000  
 SZ  
 STRESS GLOBAL

ZU=1  
 DIST=6.05  
 XF=2.69  
 YF=5.5  
 MX=2446  
 MN=-1801  
 A=-1581  
 B=-1357  
 C=-1133  
 D=-909  
 E=-685  
 F=-461  
 G=-237.5  
 H=-13.5  
 I=211  
 J=435  
 K=659  
 L=883  
 M=1107  
 N=1331  
 O=1555  
 P=1779  
 Q=2003

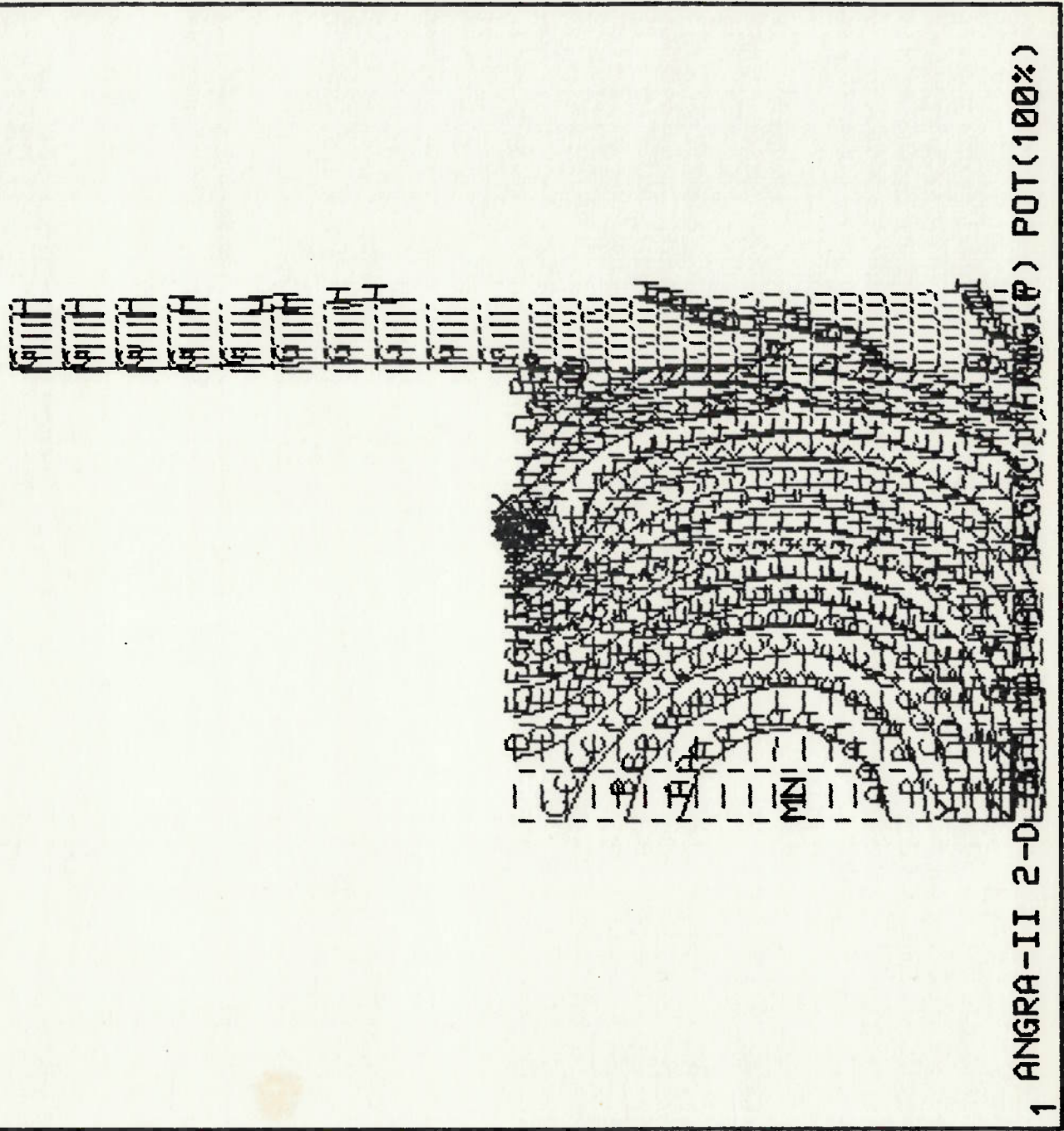


FIGURA 5.30 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de aço-inox no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 2-D, regime fluência, fragmento parcialmente alocado, 100% potência).

TABELA 5.21 - Tensões máximas no revestimento de zircaloy e aço-inox obtidos pelo modelo mecânico longitudinal (ANGRA-II, pastilha particionada, fragmento parcialmente alocado, 70 e 100% potência).

Tensões Máximas Revestimento Modelo Longitudinal								
ARQUIV	$S_r$ (M Pa)	nó	$S_\theta$ (M Pa)	nó	$S_z$ (M Pa)	nó	$S_{ige}$ (M Pa)	nó
L1GPZE	-321,5	311	322,4	456	-275,0	311	379,6	301
L1GPZP	-268,3	311	222,8	487	-217,5	311	216,9	317
L1GPZC	-220,8	311	212,6	301	-230,8	311	226,6	312
L1GPAE	-133,7	301	305,0	487	-164,5	311	314,0	487
L1GPAP	-114,5	301	-220,9	324	120,3	497	185,0	301
L1GPAC	-103,0	301	219,1	487	-148,9	328	189,0	487
L4GPZE	-547,0	311	624,7	456	-450,0	311	735,0	301
L4GPZP	-366,1	311	296,7	302	385,5	497	249,5	310
L4GPZC	-338,2	311	287,6	301	-366,3	311	228,2	301
L4GPAE	-456,1	311	899,1	487	-687,2	311	986,4	301
L4GPAP	-352,6	311	359,5	487	-431,8	311	204,9	310
L4GPAC	-357,5	311	360,2	487	-433,3	311	200,6	310



da máxima potência linear na vareta foi considerado. O objetivo principal da modelagem 3-D foi verificar a validade das modelagens bidimensionais e desta forma apenas um nível de potência foi considerado.

Os deslocamentos nodais radiais obtidos no modelo 3-D para a pastilha íntegra são listados na Tab.(5.22) e considerados os pontos nodais da Fig.(5.31) análogos aos apresentados nos modelos transversal e longitudinal Fig.(5.14).

Da comparação dos deslocamentos nodais radiais obtidos pelo modelo bidimensional transversal com os obtidos pelo modelo 3-D considerando pastilha rígida, respectivamente apresentados nas Tabs.(5.15) e (5.22), confirma-se a convergência dos nós 118 (2-D) e 166 (3-D) para a hipótese de estado plano de tensão e 118 (2-D) e 156 (3-D) para a hipótese de estado plano de deformação. Já no revestimento, os deslocamentos obtidos pelo modelo transversal bidimensional se encontram próximos aos obtidos pelo modelo 3-D quando considerado o estado plano de tensão, mas se aproximam ainda mais quando considerado o estado plano de deformação com coeficiente de expansão térmica nulo, que neste caso ainda fornece uma componente de tensão axial condizente com o fornecido pelo modelo 3-D. A adoção do estado plano de deformação no revestimento com coeficiente de expansão térmica não nulo fornece deslocamentos maiores do que os obtidos na modelagem 3-D e tensões axiais extremamente elevadas, não condizentes com as obtidas na modelagem 3-D.

A comparação dos deslocamentos nodais radiais obtidos



**TABELA 5.22 - Deslocamentos nodais radiais da pastilha e do revestimento de zircaloy e aço-inox obtidos pelo modelo mecânico tridimensional (ANGRA-II, pastilha íntegra, 70% potência).**

Desloc Nodais Rad Past-Rev Mod Mec Tri-Dimensional (pastilha íntegra / sem fragmento)					
ARQs	Ur <sub>1101</sub> <sup>156</sup> (mm)	Ur <sub>1111</sub> <sup>166</sup> (mm)	Ur <sub>1165</sub> <sup>556</sup> (mm)	Ur <sub>2501</sub> <sup>566</sup> (mm)	FOLGA (mm)
S1GAZE	,04123	,03222	,04123	,03222	,06545
	,01168	,01105	,01426	,01194	
S1GAAE	,04085	,03189	,04085	,03189	,08391
	,02976	,02812	,03444	,02968	

**TABELA 5.23 - Deslocamentos nodais radiais da pastilha e do revestimento de zircaloy e aço-inox obtidos pelo modelo mecânico tridimensional (ANGRA-II, pastilha particionada, fragmento parcialmente alocado, 70% potência).**

Desloc Nodais Rad Past-Rev Mod Mec Tri-Dimensional (pastilha particionada / com fragmento)					
ARQs	Ur <sub>1101</sub> <sup>156</sup> (mm)	Ur <sub>1111</sub> <sup>166</sup> (mm)	Ur <sub>1165</sub> <sup>556</sup> (mm)	Ur <sub>2501</sub> <sup>566</sup> (mm)	FOLGA (mm)
S1GPZ*	,05019	,04468	,05065	,04510	,02646
	,05103	,03106	,05347	-,01789	
S1GPA*	,04928	,04434	,04979	,04475	,06153
	,04937	,03624	,05396	,01632	

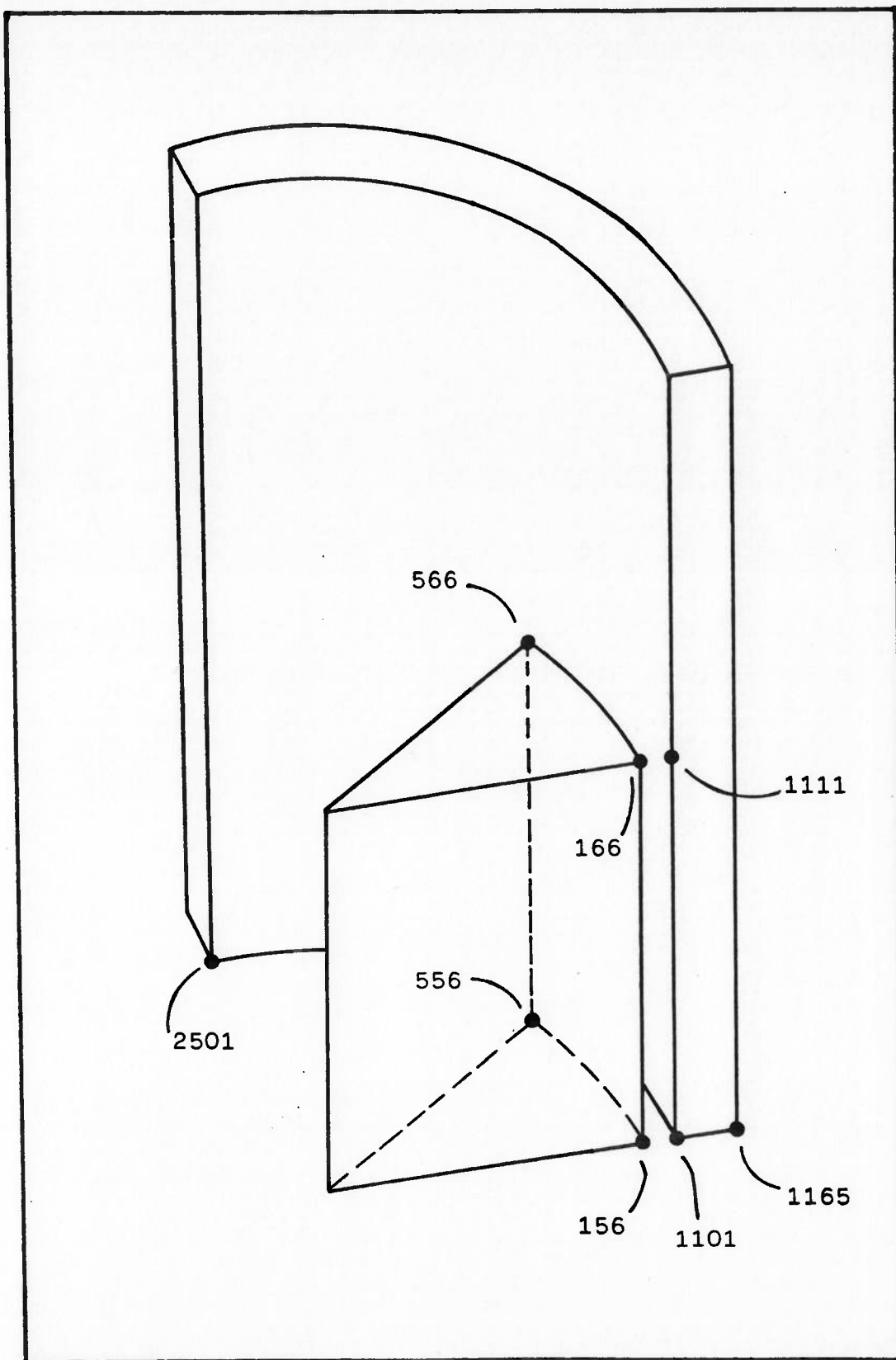


FIGURA 5.31.- Pontos nodais considerados na análise dos deslocamentos nodais no modelo mecânico tridimensional.

pelo modelo longitudinal com os obtidos pelo modelo 3-D, respectivamente apresentados nas Tabs.(5.16) e (5.22) apresentaram uma boa concordância, dado que o caso da pastilha íntegra e sem fragmento alocado é justamente a hipótese de axisimetria considerada pelo modelo longitudinal.

As Figs.(5.32) e (5.33) apresentam as linhas de iso-tensões circunferenciais obtidas na modelagem 3-D da pastilha íntegra a 70%, o que permite verificar a extensão das trincas desenvolvidas. Da comparação destas figuras com as anteriormente obtidas pelos modelos bidimensionais transversal e longitudinal, Figs.(5.10) e (5.12), nota-se que o mesmo padrão de particionamento foi obtido em todos os modelos..

Na Tab.(5.23) são apresentados os deslocamentos nodais radiais do modelo 3-D para o caso com fragmento alocado. Desta tabela, nota-se que a folga pastilha-revestimento encontra-se aberta mesmo no ponto a  $90^\circ$  do fragmento, não ocorrendo portanto, o contato ortogonal entre a pastilha e o revestimento nos dois tipos de vareta. Ao contrário do que foi observado pelo modelo bidimensional transversal, mesmo para o caso de material de revestimento de zircaloy no ponto ortogonal, o revestimento tende a se deslocar na direção oposta a da pastilha, permitindo uma maior folga pastilha-revestimento.

Nas Figs.(5.34) a (5.45), são apresentadas as iso-tensões geradas nos planos de corte transversal e longitudinal do modelo 3-D para o caso com fragmento alocado e regimes elástico, plástico e de fluência para os dois tipos de materiais.

ANSYS 4.2B  
 JUL 25 1991  
 18:47:52  
 POST1 STRESS  
 STEP=1  
 ITER=10  
 SY  
 CSYS=1

ZU=1  
 DIST=2.96  
 \*\* XF=2.69  
 \*\* YF=2.69  
 \*\* ZF=5.5  
 SECTION  
 MX=953  
 MN=-1139  
 A=-1037  
 B=-926  
 C=-815  
 D=-704  
 E=-593  
 F=-482  
 G=-371  
 H=-260  
 I=-149  
 J=-37.9  
 K=73.1  
 L=184  
 M=295  
 N=406  
 O=517  
 P=628

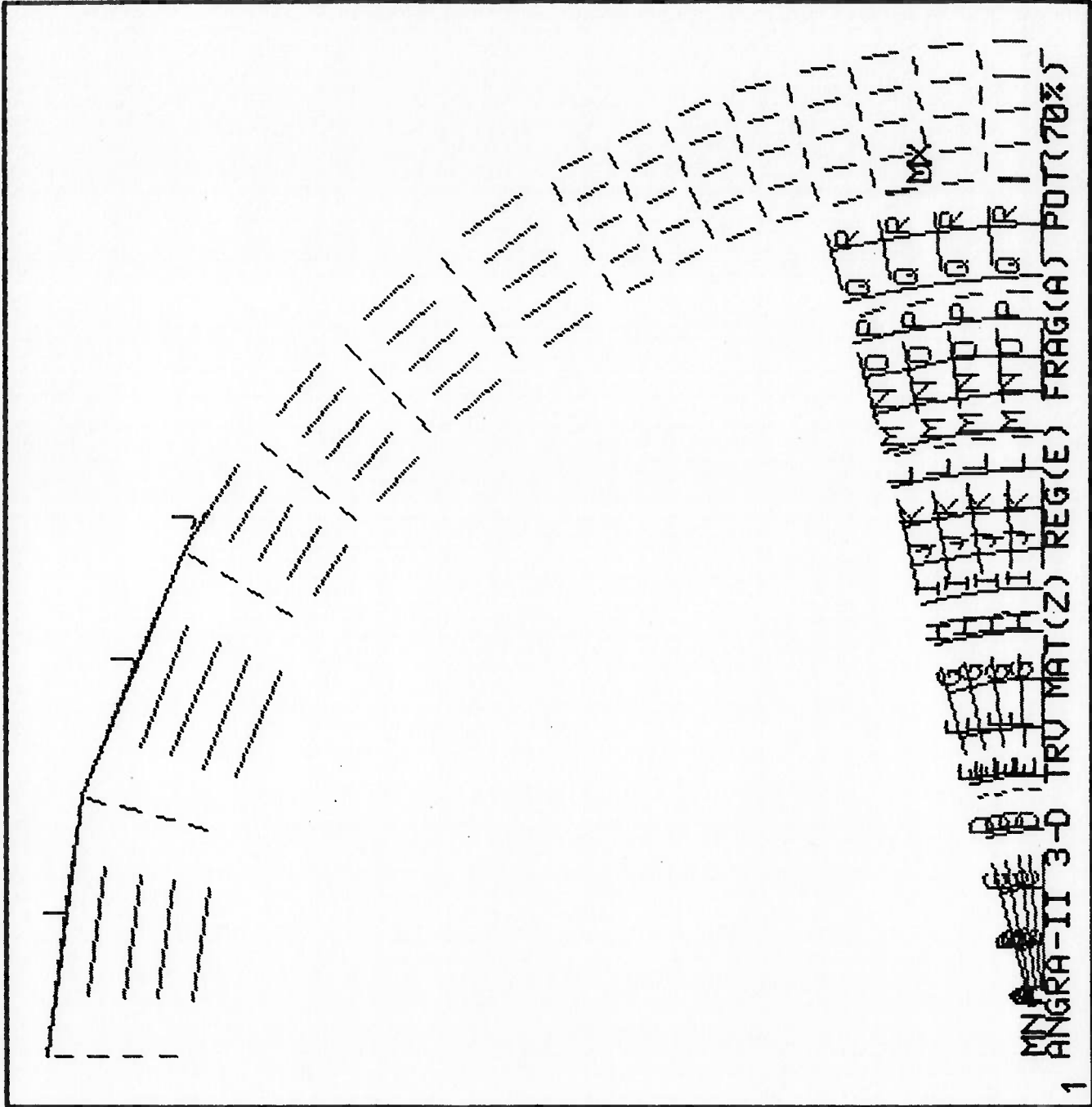
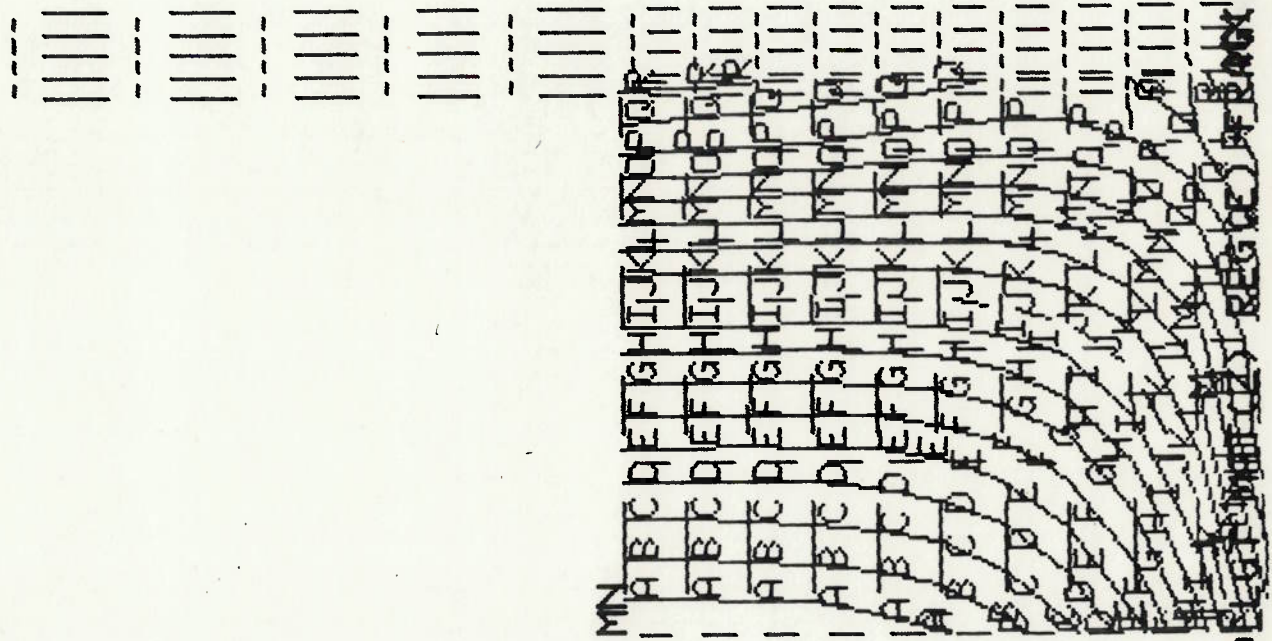


FIGURA 5.3 2 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 3-D, 70% potência).

ANSYS 4.2B  
 JUL 25 1991  
 18:52:54  
 POST1 STRESS  
 STEP=1  
 ITER=10  
 SY  
 CSYS=1

YU=-1  
 \* DIST=6.05  
 \* XF=2.69  
 \* ZF=5.5  
 \* SECTION  
 MX=1027  
 MN=-1139  
 A=-1034  
 B=-919  
 C=-804  
 D=-689  
 E=-574  
 F=-459  
 G=-344  
 H=-229  
 I=-114  
 J=1.36  
 K=116  
 L=231  
 M=346  
 N=461  
 O=576  
 P=691  
 Q=806



1 ANGRA-II 3-D REG (70% POT(70%))

FIGURA 5.33 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 3-D, 70% potência).

ANSYS 4.2B  
 JUL 24 1991  
 16:23:09  
 POST1 STRESS  
 STEP=1  
 ITER=10  
 SY  
 CSYS=1

ZV=1  
 DIST=2.96  
 \* \* \*  
 XF=2.69  
 YF=2.69  
 SECTION  
 MX=176  
 MN=-243  
 A=-10.13  
 B=-9.53  
 C=-7.93  
 D=-5.93  
 E=-4.33  
 F=-2.73  
 G=-1.13  
 H=4.72  
 I=2.07  
 J=3.67  
 K=5.27  
 L=6.87  
 M=8.47  
 N=10.1  
 O=11.7  
 P=13.3  
 Q=14.9

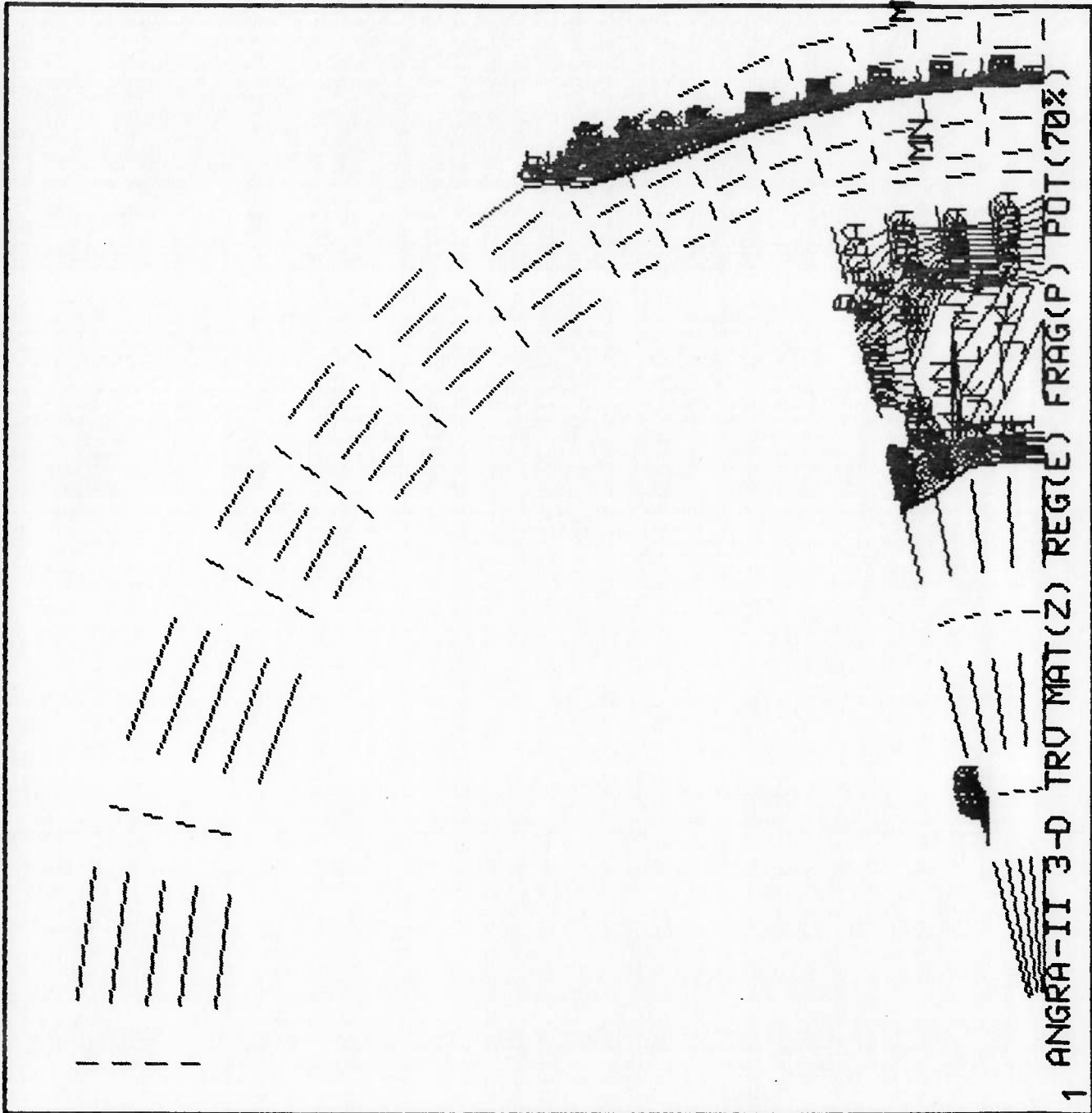


FIGURA 5.34 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de zircaloy no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 3-D, regime elástico, fragmento parcialmente alocado, 70% potência).



ANSYS 4.2B  
 JUL 24 1991  
 16:43:43  
 POST1 STRESS  
 STEP=2  
 ITER=10  
 SY  
 CSYS=1

ZU=1  
 \* DIST=2.96  
 \* XF=2.69  
 \* YF=2.69  
 \* SECTION  
 MX=170  
 MN=-226  
 A=-10.23  
 B=-8.63  
 C=-7.03  
 D=-5.43  
 E=-3.83  
 F=-2.23  
 G=-.632  
 H=.968  
 I=2.57  
 J=4.17  
 K=5.77  
 L=7.37  
 M=8.97  
 N=10.6  
 O=12.28  
 P=13.8  
 Q=15.4

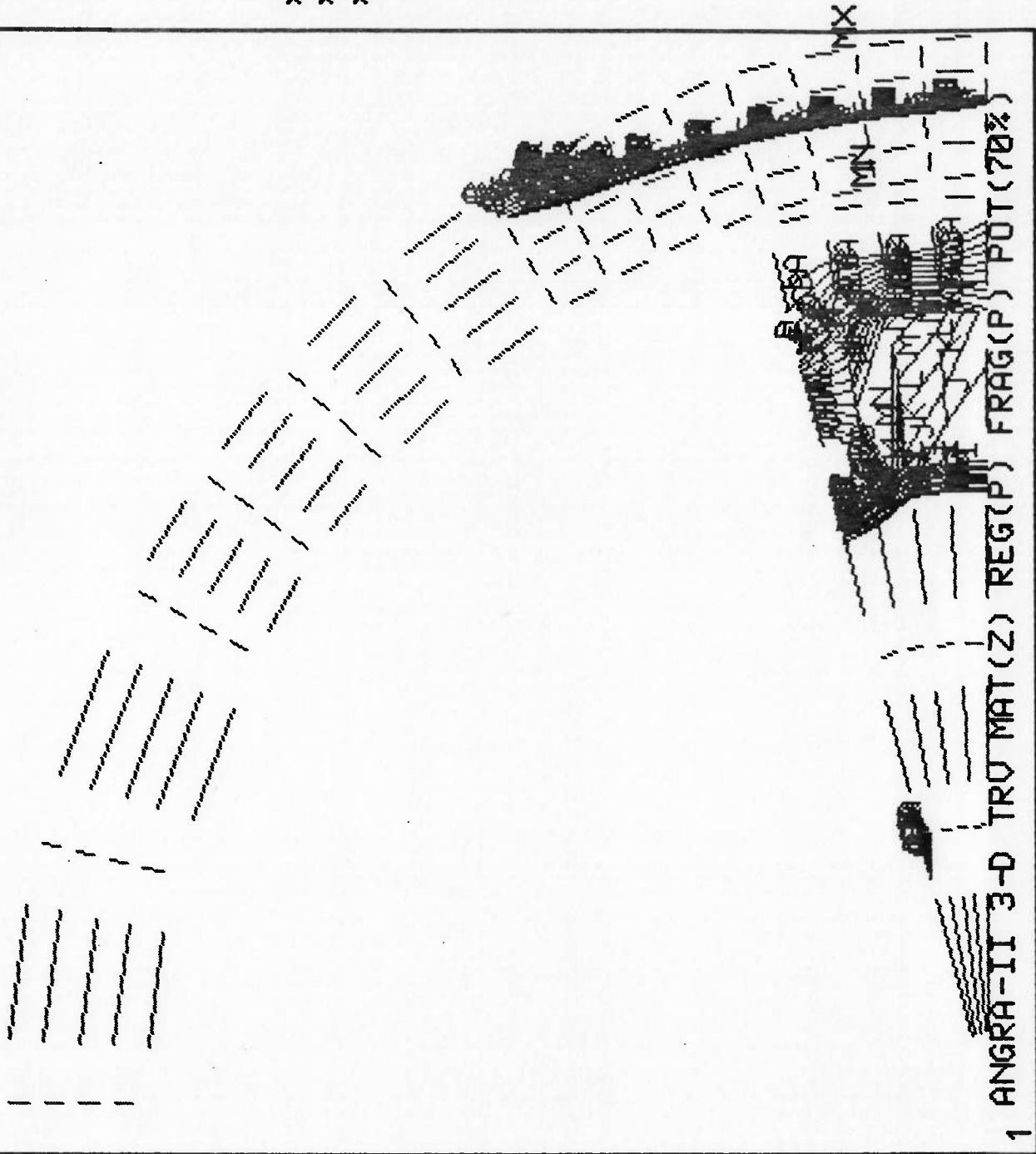


FIGURA 5.35 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de zircaloy no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 3-D, regime plástico, fragmento parcialmente alocado, 70% potência).

ANSYS 4.2B  
 JUL 25 1991  
 17:22:42  
 POST1 STRESS  
 STEP=3  
 ITER=10  
 TIME=1000  
 SY  
 CSYS=1

ZV=1  
 \* DIST=2.96  
 \* XF=2.69  
 \* YF=2.69  
 SECTION  
 MX=172  
 MN=-239  
 A=-10.2  
 B=-8.633  
 C=-7.033  
 D=-5.433  
 E=-3.833  
 F=-2.236  
 G=-.626  
 H=.974  
 I=2.57  
 J=4.17  
 K=5.77  
 L=7.37  
 M=8.97  
 N=10.6  
 O=12.2  
 P=13.8

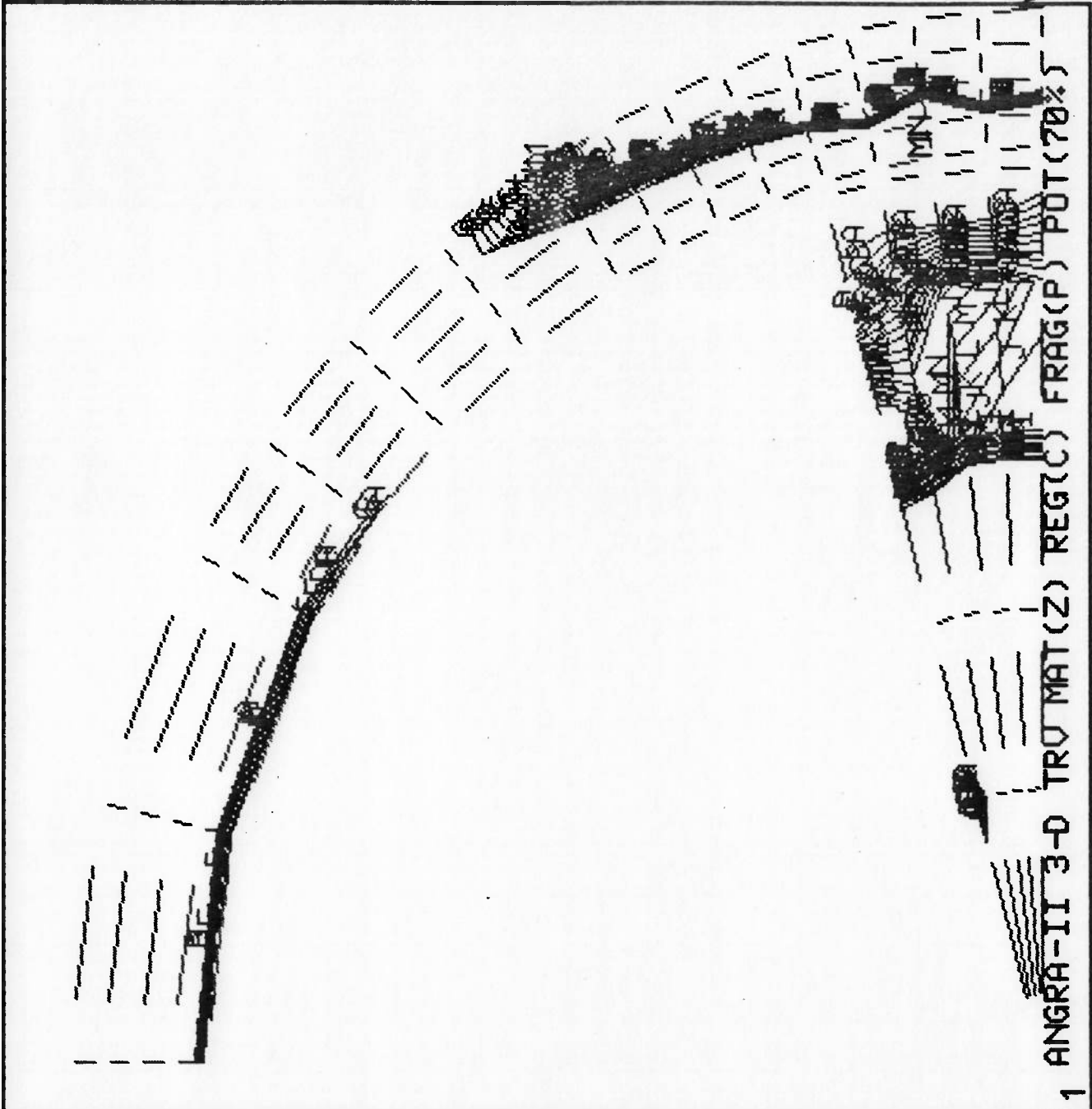


FIGURA 5.36 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de zircaloy no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 3-D, regime fluência, fragmento parcialmente alocado, 70% potência).

ANSYS 4.2B  
 JUL 24 1991  
 16:33:43  
 POST1 STRESS  
 STEP=1  
 ITER=10  
 SY  
 CSYS=1

YU=-1  
 \* DIST=6.05  
 \* XF=2.69  
 \* ZF=5.5  
 SECTION  
 MX=474  
 MN=-679  
 A=-621  
 B=-560  
 C=-499  
 D=-438  
 E=-377  
 F=-316  
 G=-255  
 H=-194  
 I=-133  
 J=-72.2  
 K=-11.2  
 L=49.8  
 M=111  
 N=172  
 O=233  
 P=294  
 Q=355

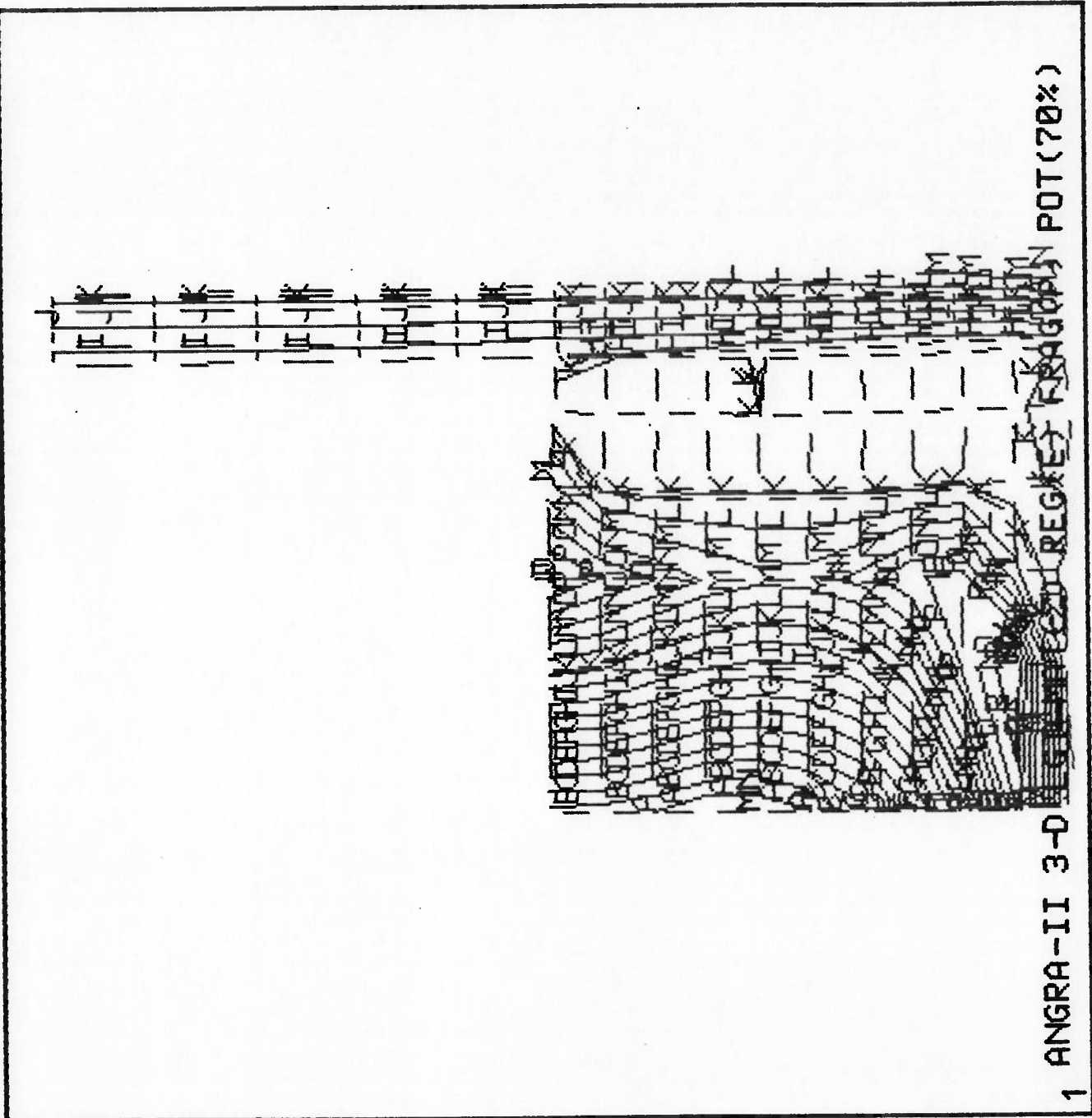


FIGURA 5.37 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de zircaloy no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 3-D, regime elástico, fragmento parcialmente alocado, 70% potência).

ANSYS 4.2B  
 JUL 24 1991  
 16:50:57  
 POST1 STRESS  
 STEP=2  
 ITER=10  
 SY  
 CSYS=1

YU=-1  
 \* DIST=6.05  
 \* XF=2.69  
 \* ZF=5.5  
 SECTION  
 MX=473  
 MN=-679  
 A=-621  
 B=-560  
 C=-499  
 D=-438  
 E=-377  
 F=-316  
 G=-255  
 H=-194  
 I=-133  
 J=-72.4  
 K=-11.4  
 L=49.6  
 M=111  
 N=172  
 O=233  
 P=294  
 Q=355

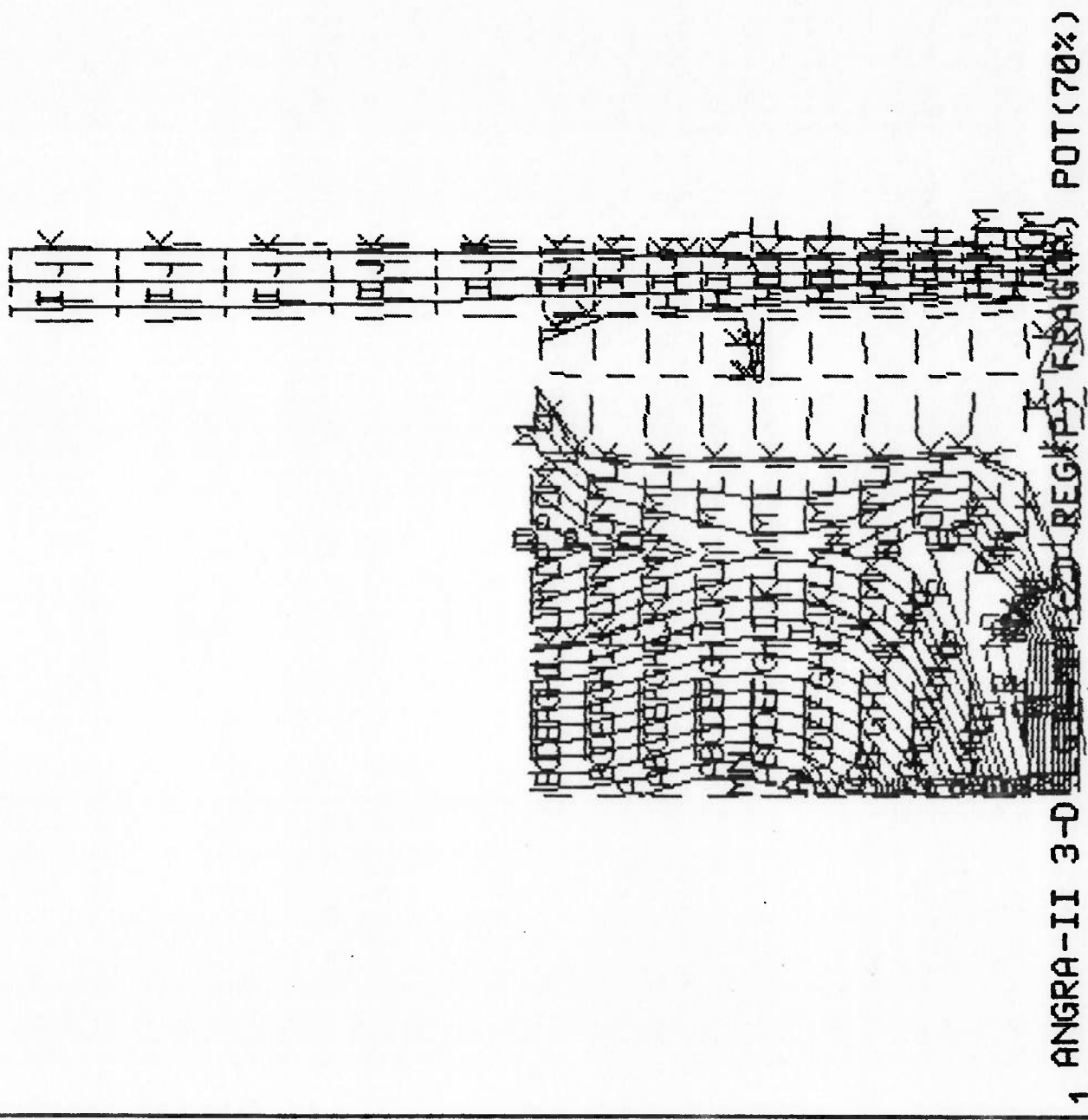


FIGURA 5.38 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de zircaloy no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 3-D, regime plástico, fragmento parcialmente alocado, 70% potência).

ANSYS 4.2B  
 JUL 25 1991  
 17:28:45  
 POST1 STRESS  
 STEP=3  
 ITER=10  
 TIME=1000  
 SY  
 CSYS=1

YU=-1  
 DIST=6.05  
 XF=2.69  
 ZF=5.5  
 SECTION  
 MX=473  
 MN=-679  
 A=-621  
 B=-560  
 C=-499  
 D=-438  
 E=-377  
 F=-316  
 G=-255  
 H=-194  
 I=-133  
 J=-72.4  
 K=-11.4  
 L=49.6  
 M=111  
 N=172  
 O=233  
 P=294

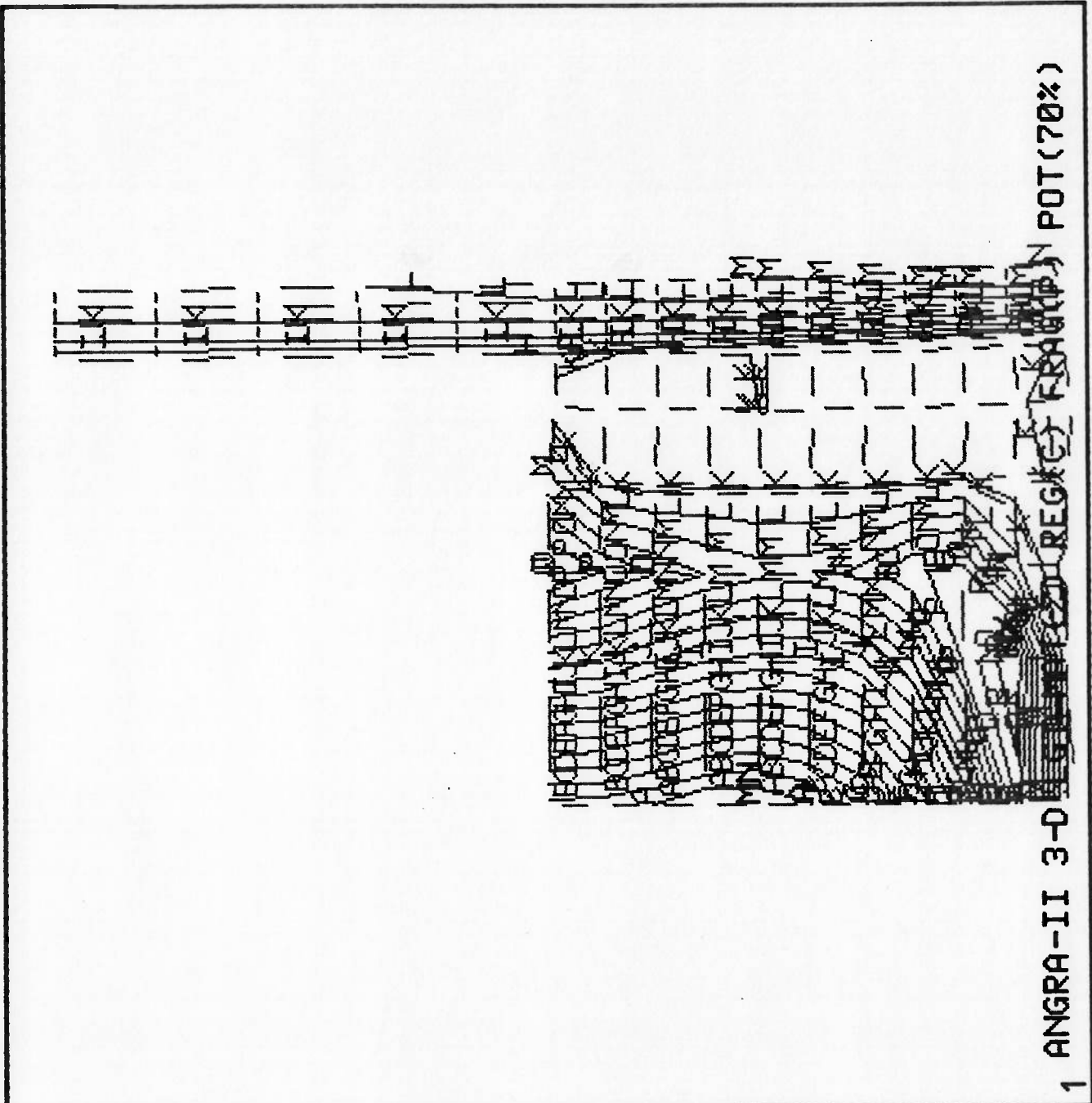


FIGURA 5.39 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de zircaloy no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 3-D, regime fluência, fragmento parcialmente alocado, 70% potência).

ANSYS 4.2B  
 JUL 25 1991  
 17:48:14  
 POST1 STRESS  
 STEP=1  
 ITER=10  
 SY  
 CSYS=1

ZV=1  
 DIST=2.96  
 \*\* \*  
 XF=2.69  
 YF=2.69  
 SECTION  
 MX=315  
 MN=-293  
 A=-10.5  
 B=-8.49  
 C=-6.49  
 D=-4.49  
 E=-2.49  
 F=-.489  
 G=1.51  
 H=3.51  
 I=5.51  
 J=7.51  
 K=9.51  
 L=11.5  
 M=13.5  
 N=15.5  
 O=17.5  
 P=19.5  
 Q=21.5

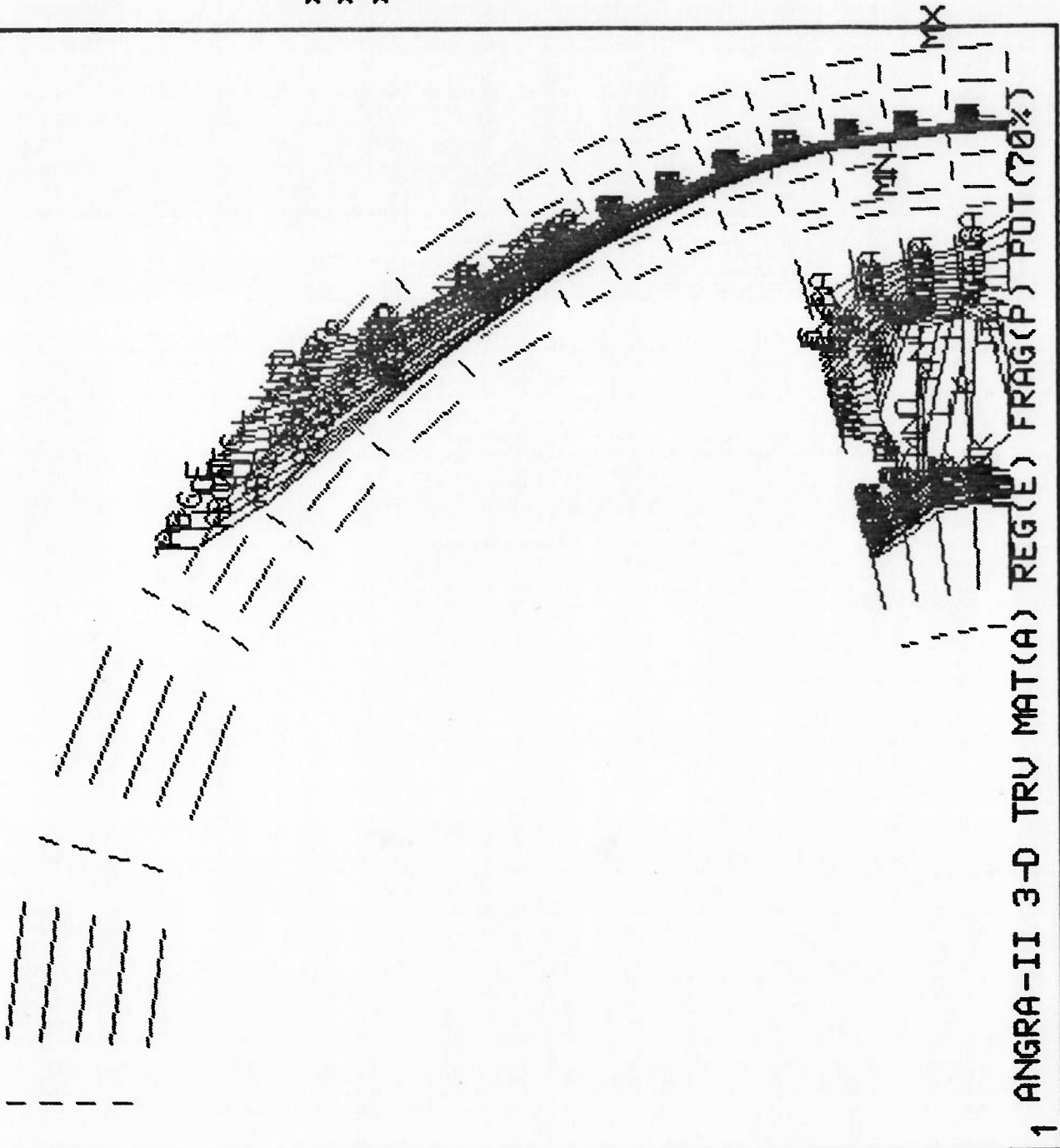


FIGURA 5.40 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de aço-inox no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 3-D, regime elástico, fragmento parcialmente alocado, 70% potência).



ANSYS 4.2B  
 JUL 25 1991  
 18:13:43  
 POST1 STRESS  
 STEP=2  
 ITER=10  
 SY  
 CSYS=1

ZU=1  
 \* DIST=2.96  
 \* XF=2.69  
 \* YF=2.69  
 \* SECTION  
 \* MX=219  
 \* MN=-263  
 \* A=-10.5  
 \* B=-8.49  
 \* C=-6.49  
 \* D=-4.49  
 \* E=-2.49  
 \* F=-.491  
 \* G=1.51  
 \* H=3.51  
 \* I=5.51  
 \* J=7.51  
 \* K=9.51  
 \* L=11.5  
 \* M=13.5  
 \* N=15.5  
 \* O=17.5  
 \* P=19.5  
 \* Q=21.5

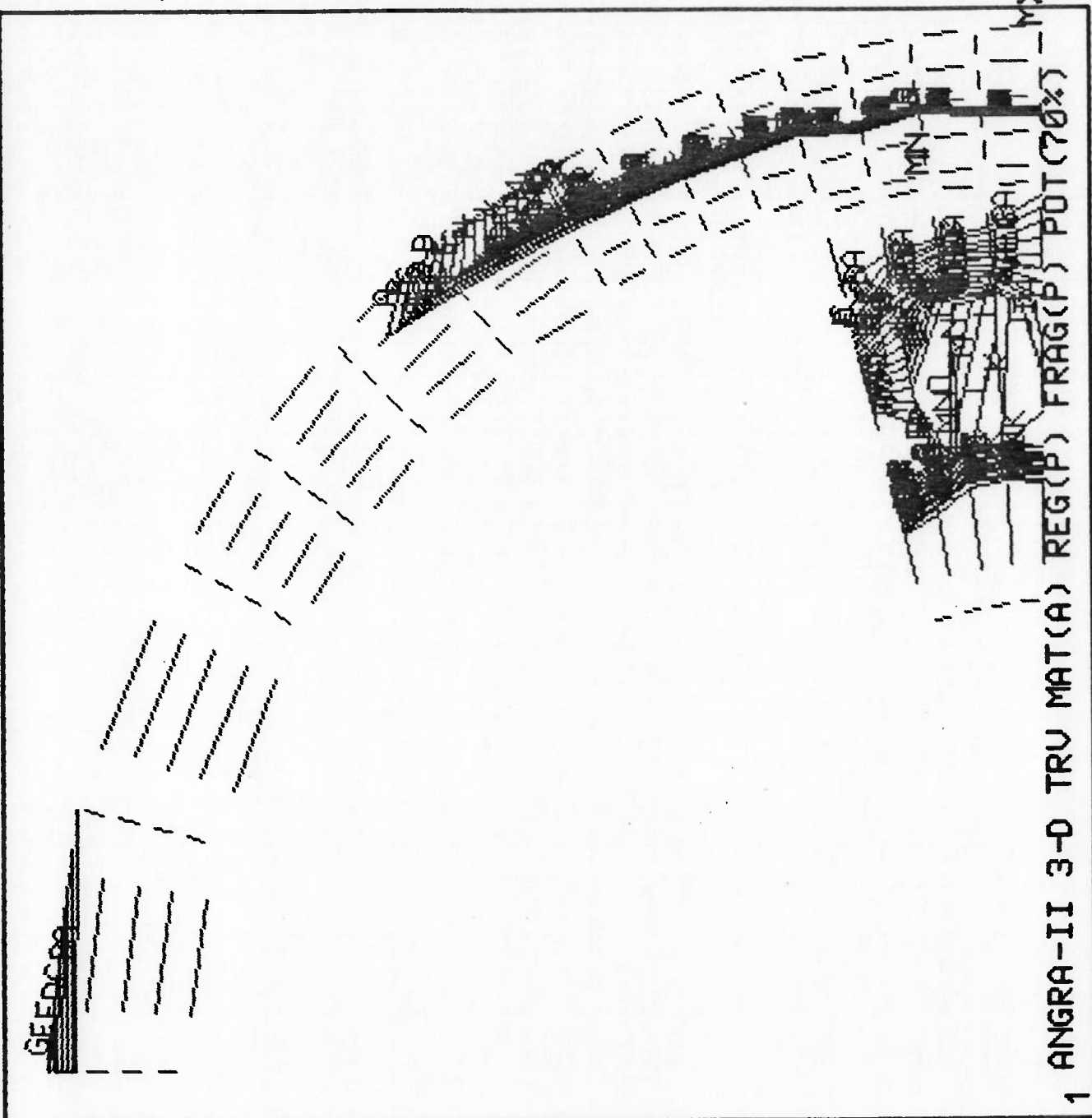


FIGURA 5.41 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de aço-inox no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 3-D, regime plástico, fragmento parcialmente alocado, 70% potência).

ANSYS 4.2B  
 JUL 25 1991  
 18:30:05  
 POST1 STRESS  
 STEP=3  
 ITER=10  
 TIME=1000  
 SY  
 CSYS=1

ZV=1  
 DIST=2.96  
 \* \* \*  
 XF=2.69  
 YF=2.69  
 SECTION  
 MX=222  
 MN=-274  
 A=-10.5  
 B=-8.49  
 C=-6.49  
 D=-4.49  
 E=-2.49  
 F=-.491  
 G=1.51  
 H=3.51  
 I=5.51  
 J=7.51  
 K=9.51  
 L=11.5  
 M=13.5  
 N=15.5  
 O=17.5  
 P=19.5

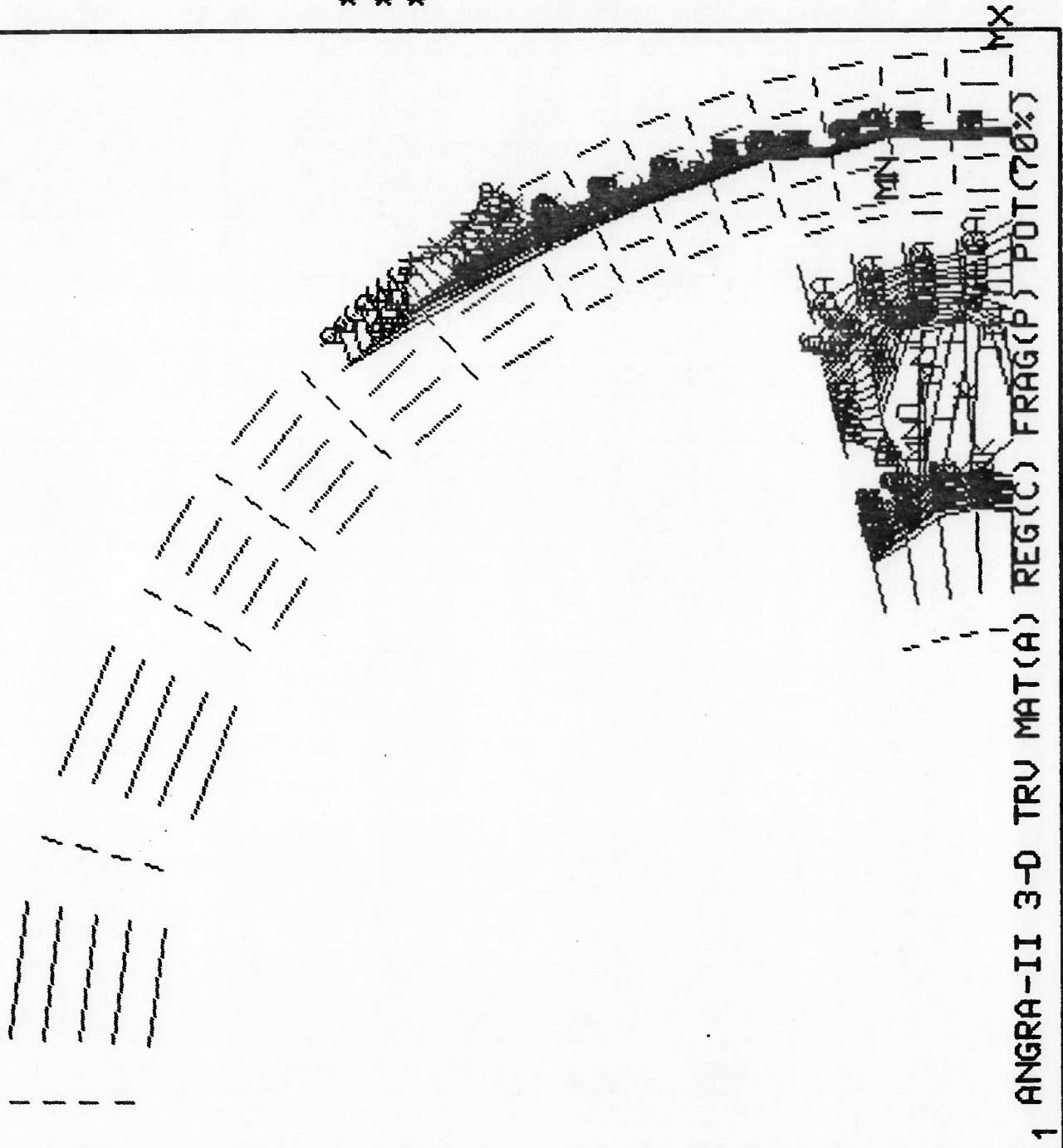


FIGURA 5.42 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de aço-inox no plano transversal da vareta (ANGRA-II, 3-D, regime fluência, fragmento parcialmente alocado, 70% potência).

ANSYS 4.2B  
 JUL 25 1991  
 17:52:58  
 POST1 STRESS  
 STEP=1  
 ITER=10  
 SY  
 CSYS=1

YU=-1  
 DIST=6.05  
 XF=2.69  
 ZF=5.5  
 SECTION  
 MX=459  
 MN=-672  
 A=-617  
 B=-557  
 C=-497  
 D=-437  
 E=-377  
 F=-317  
 G=-257  
 H=-197  
 I=-137  
 J=-76.6  
 K=-16.6  
 L=43.4  
 M=103  
 N=163  
 O=223  
 P=283  
 Q=343

\* \*  
 \* \*

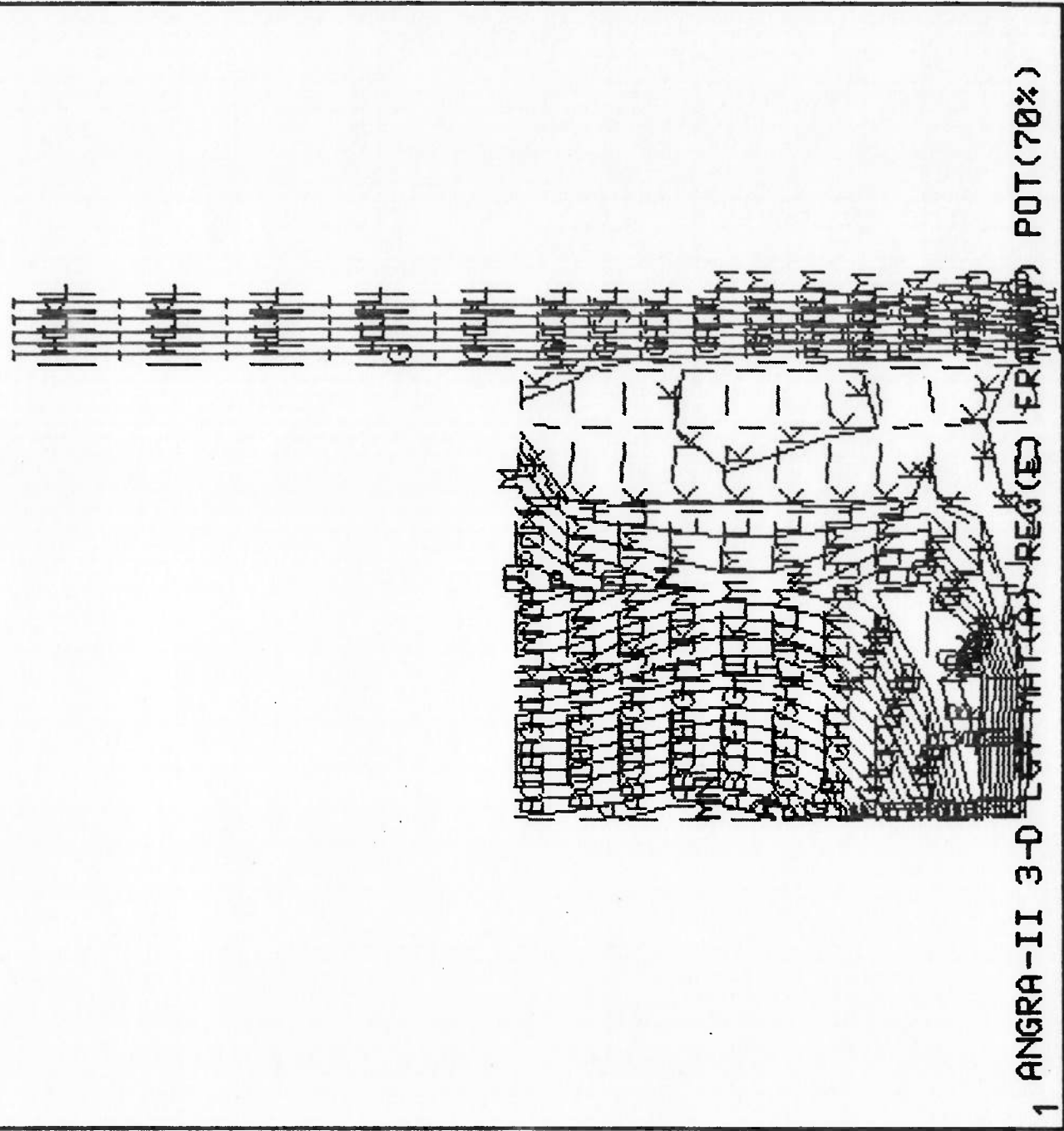


FIGURA 5.43 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de aço-inox no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 3-D, regime elástico, fragmento parcialmente alocado, 70% potência).

ANSYS 4.2B  
 JUL 25 1991  
 18:19:50  
 POST1 STRESS  
 STEP=2  
 ITER=10  
 SY  
 CSYS=1

YU=-1  
 \* DIST=6.05  
 \* \* XF=2.69  
 \* \* ZF=5.5  
 \* \* SECTION  
 \* \* MX=459  
 \* \* MN=-672  
 \* \* A=-617  
 \* \* B=-557  
 \* \* C=-497  
 \* \* D=-437  
 \* \* E=-377  
 \* \* F=-317  
 \* \* G=-257  
 \* \* H=-197  
 \* \* I=-137  
 \* \* J=-76.6  
 \* \* K=-16.6  
 \* \* L=43.4  
 \* \* M=103  
 \* \* N=163  
 \* \* O=223  
 \* \* P=283  
 \* \* Q=343

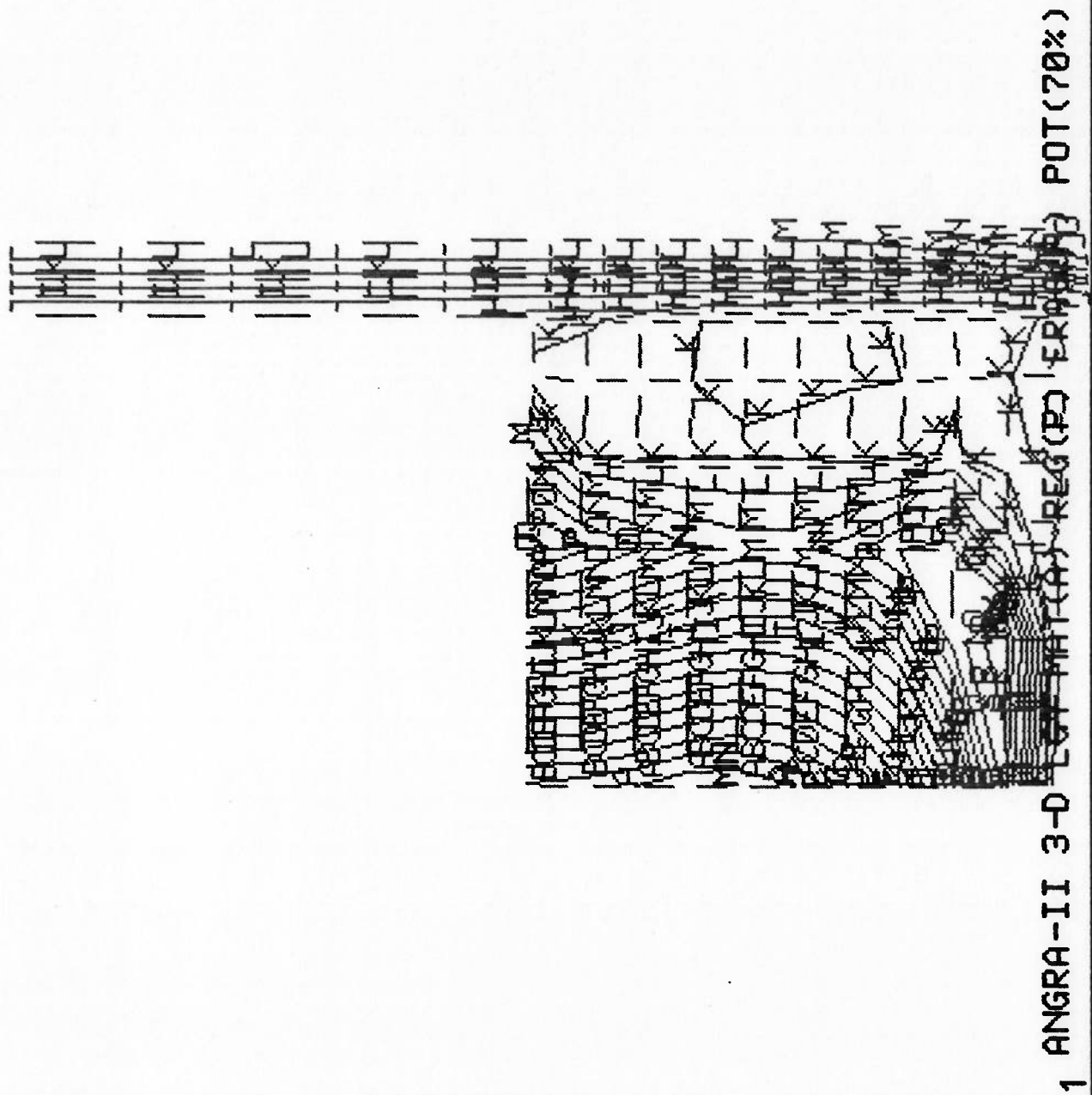


FIGURA 5.44 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de aço-inox no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 3-D, regime plástico, fragmento parcialmente alocado, 70% potência).

ANSYS 4.2B  
 JUL 25 1991  
 18:35:11  
 POST1 STRESS  
 STEP=3  
 ITER=10  
 TIME=1000  
 SY  
 CSYS=1

YU=-1  
 \* DIST=6.05  
 \* XF=2.69  
 \* ZF=5.5  
 \* SECTION  
 MX=459  
 MN=-672  
 A=-617  
 B=-557  
 C=-497  
 D=-437  
 E=-377  
 F=-317  
 G=-257  
 H=-197  
 I=-137  
 J=-76.6  
 K=-16.6  
 L=43.4  
 M=103  
 N=163  
 O=223  
 P=283

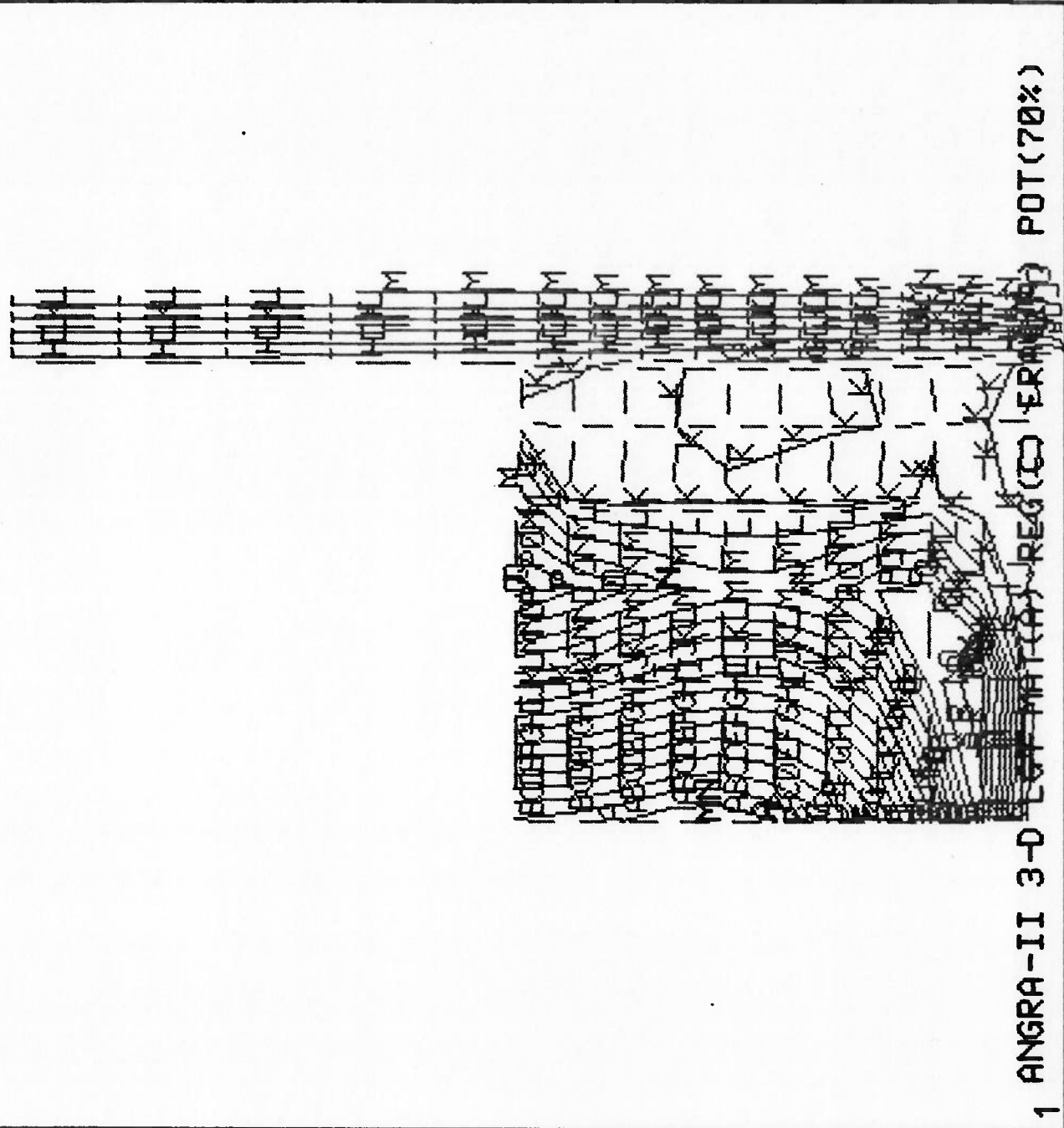


FIGURA 5.45 - Iso-tensões circunferenciais da pastilha e do revestimento de aço-inox no plano longitudinal da vareta (ANGRA-II, 3-D, regime fluência, fragmento parcialmente alocado, 70% potência).



O corte transversal foi feito no plano axial inferior da pastilha, onde ocorre as maiores deformações e a maior imposição de esforços ao revestimento. O corte longitudinal foi feito no plano de simetria da partição de  $30^\circ$  da pastilha. Na pastilha, o ponto axial inferior é o de maior deformação, mas está localizado na região do menor gradiente de tensão. Nos modelos bidimensionais a consideração de trinca na pastilha, desestruturou o comportamento das linhas de iso-tensões circunferenciais destes modelos. Não é o que se observa nos planos de corte transversal e longitudinal da pastilha na modelagem 3-D, que apesar da trinca, apresentaram um bom comportamento das linhas de iso-tensões demonstrando a importância e a interferência da terceira componente. No revestimento, o comportamento no plano de corte transversal se mostra bastante semelhante ao obtido pelo modelo bidimensional transversal. O revestimento apresenta um estado compressivo induzido pela elevada pressão externa, mas também uma região em estado trativo na face externa do revestimento e circundando a zona de contato pastilha-revestimento. Isto faz com que a transição da zona compressiva para a zona trativa ocorra entre as duas faces. No plano de corte longitudinal, foi também observado a transição de compressão-tração entre as faces do revestimento, diferente do que foi anteriormente observado no modelo bidimensional longitudinal. Quanto à influência dos diferentes materiais de revestimento, ambos apresentaram o mesmo comportamento, divergindo apenas nos maiores níveis de tensão obtidos para o revestimento de aço-inox.

As máximas componentes de tensões encontradas no modelo 3-D são apresentadas na Tab.(5.24). Nesta tabela é observada a



**TABELA 5.24 - Tensões máximas no revestimento de zircaloy e aço-inox obtidos pelo modelo mecânico tridimensional (ANGRA-II, pastilha particionada, fragmento parcialmente alocado, 70% potência).**

Tensões Máximas Revestimento Modelo Tri-Dimensional								
ARQUIV	$S_r$ (M Pa)	nó	$S_\theta$ (M Pa)	nó	$S_z$ (M Pa)	nó	$S_{ige}$ (M Pa)	nó
S1GPZE	-134,3	1301	-252,5	1302	-59,5	1206	248,5	1402
S1GPZP	-139,5	1301	-235,5	1302	-68,6	1206	224,5	1402
S1GPZC	-126,7	1301	-239,5	1301	-85,6	1116	234,5	1417
S1GPAE	-234,2	1301	346,1	1265	-158,7	1111	363,8	1365
S1GPAP	-205,0	1301	-264,2	1301	-197,4	1111	208,9	2506
S1GPAC	-196,8	1301	-275,9	1301	-171,0	1112	211,8	1202

predominância do estado compressivo e as maiores tensões são encontradas, principalmente, no ponto adjacente à periferia do fragmento (nó 1301). Da comparação das tensões máximas obtidas no revestimento nos vários modelos, Tabs.(5.19), (5.20), (5.21) e (5.24), nota-se uma maior concordância do estado de tensões do modelo 3-D com o obtido pelo modelo transversal considerando as hipóteses de estado plano de deformação na pastilha e estado plano de deformação com  $\alpha_z=0$  no revestimento. Desta forma, no desenvolvimento de uma análise paramétrica de fenômenos termo-mecânicos na vareta e/ou na impossibilidade de se desenvolver uma modelagem 3-D, o modelo bidimensional transversal com as hipóteses de estado plano acima deve ser utilizado.

No apêndice-5 são apresentados os dados de entrada do programa ANSYS para a execução dos modelos térmico e mecânico tridimensionais da vareta de ANGRA-II com revestimentos de zircaloy e aço-inox. No apêndice-6 é apresentada a Tab.(A6.1) comparativa do tempo de execução dos modelos nos casos considerados.

## 6- CONCLUSÕES

Foi desenvolvida uma modelagem visando à análise da interação pastilha-revestimento de varetas combustíveis de PWRs. Três fases distintas foram consideradas: uma análise de desempenho da vareta sob irradiação, uma análise térmica e uma análise mecânica. Dado que tem sido reavaliada a utilização de aço inoxidável austenítico como material de revestimento em substituição ao zircaloy, estes dois materiais foram considerados nas análises. A modelagem foi aplicada à vareta combustível da Central Nuclear de ANGRA-II.

O programa computacional FRAPCON-1 foi utilizado para desenvolver uma análise axisimétrica da vareta combustível sob irradiação. Análises comparativas foram realizadas com este programa para a vareta de ANGRA-II com os dois tipos de revestimento. Os resultados mostram que varetas de aço-inox apresentam uma característica geométrica mais estável do que varetas de zircaloy e exibem sob irradiação maiores folgas entre a pastilha e o revestimento, menores pressões internas, maiores tensões e menores deformações no revestimento. A simulação da vareta de ANGRA-II com revestimento de zircaloy mostrou a existência do contato pastilha-revestimento a queimas elevadas, mas os níveis de tensão e deformação obtidos estavam abaixo dos limites de projeto estipulados para varetas combustíveis de PWRs. A mesma vareta com revestimento de aço-inox não apresentou o contato pastilha-revestimento nos níveis de queima observados.

O programa computacional ANSYS foi utilizado para desenvolver análises localizadas, térmicas e mecânicas, da vareta combustível. Nos modelos térmicos e mecânicos foi considerada a alocação de um fragmento de pastilha na folga pastilha-revestimento da vareta.

A análise térmica foi desenvolvida através de modelos em EFs bidimensionais (transversal e longitudinal) e tridimensionais com o ANSYS. O objetivo da análise foi simular as condições do contato térmico entre a pastilha e o revestimento com fragmento alocado. Somente pequenas variações de temperatura foram observadas, demonstrando que o contato térmico provocado pelo fragmento não é um fator relevante na análise da PCI. A análise térmica gerou as temperaturas nos pontos nodais dos modelos, que foram transferidas para os modelos mecânicos análogos.

A análise mecânica localizada do fragmento na folga pastilha-revestimento da vareta combustível foi desenvolvida por modelos em EFs bidimensionais (transversal e longitudinal) e tridimensionais. No revestimento foram considerados os regimes elástico, plástico e de fluência.

A modelagem bidimensional transversal com as hipóteses de estado plano de deformação na pastilha e estado plano de deformação com coeficiente de expansão térmica nulo no revestimento apresentou resultados compatíveis com os obtidos na análise tridimensional, mostrando um caráter bidimensional

transversal da PCI.

A modelagem longitudinal não apresentou resultados compatíveis com a modelagem tridimensional, mostrando que uma modelagem isolada no plano longitudinal não deve ser aplicada na análise da PCI.

A alocação do fragmento na folga resultou no desenvolvimento de pontos de concentração de tensões que levaram à plasticidade nos dois materiais de revestimento, mas não foram suficientes para causar a sua ruptura. Entretanto, as componentes de tensão trativas obtidas podem levar à corrosão sob tensão nos dois tipos de vareta. A consideração da fluência no revestimento não modificou sensivelmente os níveis de tensão atingidos pela plasticidade nos dois materiais. A elevação da potência entre 70 e 100% da potência linear nominal por vareta aumentou significativamente os níveis de tensão e deformação atingidos nos dois materiais.

Como trabalho futuro, são propostas na análise mecânica do fragmento a adoção de comportamentos não-lineares (plasticidade e fluência) na pastilha combustível no início da irradiação e a elaboração de modelos da PCI que reflitam os danos materiais nos componentes da vareta sob irradiação. A adoção destes modelos permitirá uma análise mais detalhada da probabilidade de ocorrência da corrosão sob tensão nas varetas combustíveis de PWRs.

## 7- REFERÊNCIAS

- [01] - PERROTTA, J.A.; "Fuel Pin Behaviour of a Pressurizer Water Reactor With Load Following"; IME, Tese de Mestrado; INIS-BR-113; Oct/(80).
- [02] - PERROTTA, J.A.; Apostila do Curso de Introdução a Energia Nuclear; IPEN - Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares; Abr/(87).
- [03] - PERROTTA, J.A.; "Projeto de Elementos Combustíveis de Reatores Nucleares"; Course on Small Computers in Research Reactor Operation and Use; publicação IPEN/CNEN, vol-1; (88).
- [04] - TEIXEIRA e SILVA, A.; PERROTTA, J.A.; "Alguns Aspectos da Utilização de Zircaloy e Aço Inoxidável Austenítico como Material de Revestimento de Varetas Combustíveis de Reatores PWR; 5º ENFIR, Encontro Nacional de Física de Reatores; 10-12/Abril/(85).
- [05] - TEIXEIRA e SILVA, A.; PERROTTA, J.A.; "Some Aspects of the Use of Zircaloy and Stainless Steel as Clad for PWR Fuel Rods"; International Symposium on Improvements in Water Reactor Fuel Technology and Utilization; IAEA-SM-288/5P; Stockholm, 15-19/Sept/(86).
- [06] - TEIXEIRA e SILVA, A.; "Dimensionamento Geométrico de Pastilhas UO<sub>2</sub> de PWRs"; 2º-CGEN/ Congresso Geral de Energia Nuclear, Rio de Janeiro; Abril/(88).
- [07] - TEIXEIRA e SILVA, A.; ESTEVES, A.M.; "Metodologia de Projeto de Varetas Combustíveis de Reatores de Água Leve Pressurizada"; 2º-CGEN/ Congresso Geral de Energia Nuclear; Rio de Janeiro, 23-26/Abril/(88); Publicação IPEN 186, Agosto/(88).
- [08] - TEIXEIRA e SILVA, A.; ESTEVES, A.M.; "Desempenho sob



Irradiação de Varetas Combustíveis com Revestimento de Aço Inoxidável em PWRs"; 5°-SIBRAT/ Simpósio Brasileiro Sobre Tubulações e Vasos de Pressão; 1° Simpósio Latinoamericano Sobre Tuberias y Recipientes de Presión; Salvador, 25-28/Out/(88).

- [09] - OLANDER, D.R.; "Fundamental Aspects of Nuclear Reactor Fuel Elements"; National Technical Information Service; U.S. Department of Commerce; TID-26711P1; (76).
- [10] - HAGRMAN, O.L.; REYMAN, G.A.; "MATPRO -version 11: A Handbook of Material Properties for Use in the Analysis of Water Reactor Fuel Rod Behaviour"; NUREG/CR-0497, TREE-1280 R3; EGG Idaho, Inc.; Fbr/(79).
- [11] - KAMIMURA, K.; ABE, T.; MISHIMA, T.; "Fuel Rod Performance Code for Advanced Thermal Reactor"; Technical Committee Meeting on Water Reactor Fuel Element Computer Modelling in Steady State, Transient and Accident Conditions; IAEA-TC-659/1.3; Preston, 18-22/Sept/(88).
- [12] - "Review of PWR Fuel Rod Waterside Corrosion Behavior"; EPRI-NP-1472; Aug/(80).
- [13] - SCOTT, D.B.; "Physical and Mechanical Properties of Zircaloy-2 and Zircaloy-4"; WCAP-3269-41; (65).
- [14] - SENSKI, G.; KUNICK, A.; "A Phenomenological Thermal and Irradiation Creep Model for Zircaloy"; 5°-SMIRT, C3/3; Berlin, (79).
- [15] - ARDENNE, M.V.; "Tabellen Zur Angewandten Physik", (Tables for Used in Applied Physics), vol-2; Berlin; (64).
- [16] - WEISMAN, J.; ECKART, R.; "Basic Elements of Light Water Reactor Fuel Rod Design"; Nuclear Technology, 53, pg.326-343; Jun/(81).
- [17] - STEHLE, H.; ASSMANN, H.; WUNDERLICH, F.; "Uranium Dioxide

Properties for LWR Fuel Rods"; Nuclear Engineering and Design, 33, pg.230-260; (75).

- [18] - MA, B.M.; "Nuclear Reactor Materials and Applications"; Van Nostrand Reinhold Company, Inc.; (83).
- [19] - EL WAKIL, M.M.; "Nuclear Energy Conversion"; Intext Educational Publishers; (71).
- [20] - YOSHIMOTO, A.; "Efeitos de Elementos de Liga, Impurezas e Fatores Microestruturais em Aços Inoxidáveis Austeníticos, Utilizados em Varetas Combustíveis de Reatores Nucleares"; 2º-CGEN/ Congresso Geral de Energia Nuclear, vol-1, pg.335-344, Rio de Janeiro; Abril/(88).; Publicação IPEN 190, Agosto/(88).
- [21] - SMITH, R.S.; WAS, G.S.; "FCODE-BETA/SS: A Fuel Performance Code For Stainless Steel Clad Pressurized Water Reactor Fuel; Nuclear Technology, 69; May/(85).
- [22] - WAS, G.S.; CHRISTENSEN, R.; PARK, C.; SMITH, R.W.; "Statistical Patterns of Fuel Failure in Stainless Steel Clad Light Water Reactor Fuel Rods"; Nuclear Technology, 71; Nov/(85).
- [23] - HARDY, D.G.; "The Effect of Neutron Irradiation on the Mechanical Properties of Zirconium Alloy Fuel Cladding in Uniaxial and Biaxial Tests"; Irradiation Effects on Structural Alloys for Nuclear Reactor Applications, ASTM STP 484, pp.215-258; (70).
- [24] - KANGILASKI, M.; SHOBER, F.R.; "Effect of Neutron Irradiation on Mechanical Properties of AISI Type 347 Stainless Steel"; Effects of Radiation on Structural Metals, ASTM STP 426, pp.487-511; (67).
- [25] - KANGILASKI, M.; SPRETNAK, J.W.; BAUER, A.A.; WULLAERT, R.A.; "Influence of Irradiation Temperature on the Tensile Properties of Stainless Steel"; Irradiation Effects on

Structural Alloys for Nuclear Reactor Applications, ASTM STP 484, pp.194-214; (70).

- [26] - BAROCH, C.J.; MUNIN, A.V.; HARBINSON, E.N.; "Effects of Irradiation in a Thermal Reactor on the Tensile Properties of Zircaloy 2 and 4 Borated Stainless Steel"; Irradiation Effects on Structural Alloys for Nuclear Reactor Applications, ASTM STP 484, pp.176-193; (70).
- [27] - BUSBY, C.C.; TUCKER, R.P.; Mc.CAULEY, J.E.; "Halogen Stress Corrosion Cracking of Zircaloy-4 Tubing"; Journal of Nuclear Materials, 55; (75).
- [28] - BEESTON, J.M.; "Mechanical and Physical Properties of Irradiation Type 348 Stainless Steel"; Effects of Radiation On Materials: Tenth Conference, ASTM STP 725, pp.303-325; (81).
- [29] - BEESTON, J.M.; BRINKMAN, C.R.; "Axial Fatigue of Irradiated Stainless Steels Tested at Elevated Temperatures"; Irradiation Effects on Structural Alloys for Nuclear Reactor Applications, ASTM STP 484, pp.419-450; (70).
- [30] - Mc.LAUGHLIN D.W.; "Properties of Irradiated Materials Needed for the Design of Reactor Vessels. Part I, Water Cooled Reactors"; Effects of Radiation on Structural Metals, ASTM STP 426, pp.391-407; (67).
- [31] - IRVIN, J.E.; Bement, A.L.; "Nature of Radiation Damage to Engineering Properties of Various Stainless Steel Alloys"; Effects of Radiation on Structural Metals, ASTM STP 426, pp.278-327; (67).
- [32] - AAs, S.; "Mechanical Interaction Between Fuel and Cladding"; Nuclear Engineering and Design, 21, pg.237-253; (72).
- [33] - AAs, S.; "The Effects of Load-Following Operation on Fuel Rods"; Nuclear Engineering and Design, 33, pg.261-268;

(75).

- [34] - PASUPATHI, V. ; KLINGENSMITH, R.W.; "Investigation of Stainless Steel Clad Fuel Rod Failures and Fuel Performance in the Connecticut Yankee Reactor"; EPRI-NP-2119; (81).
- [35] - KJAERHEIM, G.; ROLSTAD, E.; "In-Core Study of the Mechanical Interaction Between Fuel and Cladding"; Nuclear Applications and Technology, 7; Oct/(69).
- [36] - ROLSTAD, E. ; KNUDSEN, K.N.; "Studies of Fuel-Clad Mechanical Interaction and the Resulting Interaction Failure Mechanism"; Nuclear Technology, 13; Feb/(72).
- [37] - ROLSTAD, E.; "A Mechanical Explanation to the Overpower Failures"; Nuclear Technology, 25; Jan/(75).
- [38] - CARTER, T.J.; "Experimental Investigation of Various Alloy Cladding"; Nuclear Technology, 45; Sept/(79).
- [39] - PEDDICORD, K.L.; De VORE, C.V.; "Current Trends in Fuel Development and Future Needs in Extended Burnup"; Nuclear Engineering and Design, 101, pg.199-206; (87).
- [40] - WUNDERLICH, F.; HOLZER, R.; FUCHS, H.P.; HERING, W.; "The KWU PCI Modelling Approach"; Nuclear Engineering and Design, 56, pg.3-9; (80).
- [41] - LEVY, S.; WILKINSON, J.P.D.; "A Three-Dimensional Study of Nuclear Fuel Rod Behaviour During Startup"; Nuclear Engineering and Design, 29, pg.157-166; (74).
- [42] - FREDRIKSSON, B.; RYDHOLM, G.; "Mechanical and Temperature Contact in Fuel Rod and Cladding"; Nuclear Engineering and Design, 48, pg.69-79; (78).
- [43] - ROBERTS, G. ; "The Concentration of Strees in Cladding Produced by the Expansion of Cracked Fuel Pellets"; Nuclear Engineering and Design, 47, pg.257-266; (78).

- [44] - MUKAI, M.; NUNO, H.; TAKAHASHI, T.; OGAWA, S.; "PCI Analysis of a Stainless-Steel Cladding Fuel Rod For a Small-Sized PWR"; Specialists Meeting on Power Ramping and Power Cycling of Eater Reactor Fuel and its Significance to Fuel Behaviour; Arles, France, 14-18/May/(79).
- [45] - DARLING, R.S.; FIERO, I.B.; SCOTT, M.E.; "Stress Distributions in Fuel Element Cladding During Pellet-Clad Interaction; SMIRT-5, International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology; (79).
- [46] - HERING, W.; FIERO, I.B.; DARLING, R.S.; "Sensitivity of Power Ramp Induced Cladding Stress and Strain Concentrations to Modelling Assumptions"; SMIRT-5, International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology; (79).
- [47] - ALUJEVIC, A.; SKERGET, P.; CERNEJ, B.; "Finite Element Pellet-Clad Interaction Model"; SMIRT-5, International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology; (79).
- [48] - ALUJEVIC, A.; SKERGET, P.; "An Investigation of Fuel Element Pellet-Cladding Interaction by Finite Element Methods"; Nuclear Energy, vol.19, n°.2, pg.117-120; (80).
- [49] - DEHON, C.; DODELIER, J.; JOSEPH, J.; BERNARD, Ph.; "Analytical Interpretation of PCI Related Experiments"; Specialists Meeting on PCI in Water Reactors; Denmark, 22-26/Sept/(80).
- [50] - NERMAN, H.; "Pellet-Clad Bonding Analysed with a FEM Program"; Nuclear Engineering and Design, 56, pg.289-292; (80).
- [51] - BASOMBRIIO, F.G.; "Simulation of the Thermomechanical Effects Originated on a Fuel Pin With a Cracked Pellet by Different Power Ramp Velocities, Using a Two Dimensional

Finite Element Model"; Nuclear Engineering and Design, 74, pg.247-252; (82).

- [52] - ICHIKAWA, M.; NAKAJIMA, T.; KINOSHITA, M.; ITO, K.; KOGAI, K.; SAITO, H.; OKUBO, T.; "Analysis of PCI by FEMAXI-III"; Specialists Meeting on PCI in Water Reactors; Denmark, 22-26/Sept/(80).
- [53] - YANAGISAWA, K.; SAITO, H.; "A Study on Bamboo Ridge Deformation Induced by Pellet-Cladding Interaction"; Nuclear Engineering and Design, 97, pg.339-346; (86).
- [54] - YANAGISAWA, K.; "Fuel Densification and Swelling: Relationship Between Burn-Up Induced Axial and Radial Fuel Dimensional Changes"; Nuclear Engineering and Design, 96, pg.11-20; (86).
- [55] - NAKAJIMA, T.; "FEMAXI-IV: A Computer Code for the Analysis of Fuel Rod Behaviour Under Transient Conditions"; Nuclear Engineering and Design, 88, pg.69-84; (85).
- [56] - JACKSON, P.A.; "The Effect of Pellet Wartsheaf Growth During Power Ramps on Cladding Stress Concentration"; Nuclear Engineering and Design, 101, pg.225-232; (87).
- [57] - RASHID, Y.R.; ZANGARI, A.J.; LIN, C.L.; "Modeling of PCI Under Steady State and Transient Operating Conditions"; Technical Committee Meeting on Water Reactor Fuel Element Computer Modeling in Steady-State, Transient and Accident Conditions; Preston, England, 19-22/Sept/(88).
- [58] - TANAJURA, C.A.S.; "O Problema do Contato Pastilha-Revestimento em uma Vareta Combustível e sua Simulação Via Elementos Finitos"; COPPE/UFRJ, Tese de Mestrado; Fev/(88).
- [59] - GALEÃO, A.C.N.R.; Tanajura, C.A.S.; "Um Modelo em Elementos Finitos Para a Simulação do Comportamento Mecânico de uma Vareta Combustível"; 5<sup>o</sup>-SIBRAT/ Simpósio Brasileiro Sobre



Tubulações e Vasos de Pressão; 1º Simpósio Latinoamericano Sobre Tuberias y Recipientes de Presion; Salvador, 25-28/Out/(88).

- [60] - YAUNG, J.Y.; OKRENT, D.; WAZZAN, A.R.; "A Simple Computer Model of Pellet/Cladding Interaction Including Stress Corrosion Cracking"; Nuclear Technology, 71; Dec/(85).
- [61] - LASSMANN, K.; BLANK, H.; "Modelling of Fuel Rod Behaviour and Recent Advances of Transuranus Code"; Nuclear Engineering and Design, 106, pg.291-313; (88).
- [62] - JOSEPH, J.; BLASKO, C.L.; DAUDIN, L.; "FRAGEMA Pellet Cladding Interaction Modelling its Utilisation in the MISTIGRI Computer Code"; Technical Committee Meeting on Water Reactor Fuel Element Computer Modelling in Steady-State; Transient and Accident Conditions; Preston, 19-22/Sept/(88).
- [63] - KRAFTWERK UNION; "2 x 1300 MWe PWR Nuclear Power Plant ANGRA 2 and 3, Fuel Assemblies - Technical Part"; to, Empresas Nucleares Brasileiras S.A., NUCLEBRAS; Oct/(76).
- [64] - BERNA, G.A.; BOHN, M.P.; COLEMANN, D.R.; "FRAPCON-1: A Computer Code for the Steady State Analysis of Oxide Fuel Rods"; Idaho National Engineering Laboratory; CDAP-TR-78-032-R1; Nov/(78).
- [65] - LAATS, E.T.; HAMPTON, N.L.; CHAMBERS, R.; "Fuel Code Assesment Data Sample Report", (FUELS DATA); EGG-CAAP-5114; Feb/(80).
- [66] - EBERLE, R.; WUNDERLICH, F.; FUCHS, H.P.; GROSS, H.; "How To Make a Fuel Rod Modelling Code Meet the Requirements of Design Applications"; Nuclear Engineering and Design, 101, pp.207-212; (87).
- [67] - De SALVO, G.J.; SWANSON, J.A.; "ANSYS - Engineering Analysis System User's Manual"; Swanson Analysis Systems,

Inc.

- [68] - BATH, K. ; WILSON, E.L.; PETERSON, F.E.; "SAP-IV: A Structural Analysis Program for Static and Dynamic Response of Linear Systems"; Report EERC 73-11; Jun/(73).
- [69] - ZIENKIEWICZ, O.C.; "The Finite Element Method"; Third Edition, Mc.Graw-Hill Book Company.
- [70] - ROSA da SILVA, J.E.; "Comparação do Desempenho do Dióxido de Urânio Sinterizado sob Forma Plana e Cilíndrica para Reatores à Água Pressurizada", IPEN/USP, Tese de Mestrado; (89).
- [71] - MACEDO, L.V.S.; "Análise Estrutural do Conjunto de Elementos Combustíveis no Núcleo de um Reator Nuclear PWR"; EPUSP, Tese de Mestrado; (91).
- [72] - CHIA, C.T.; comunicação pessoal, CNEN/RJ.

APÊNDICE-1  
ELEMENTOS COMBUSTÍVEIS DE  
REATORES A ÁGUA LEVE PRESSURIZADA

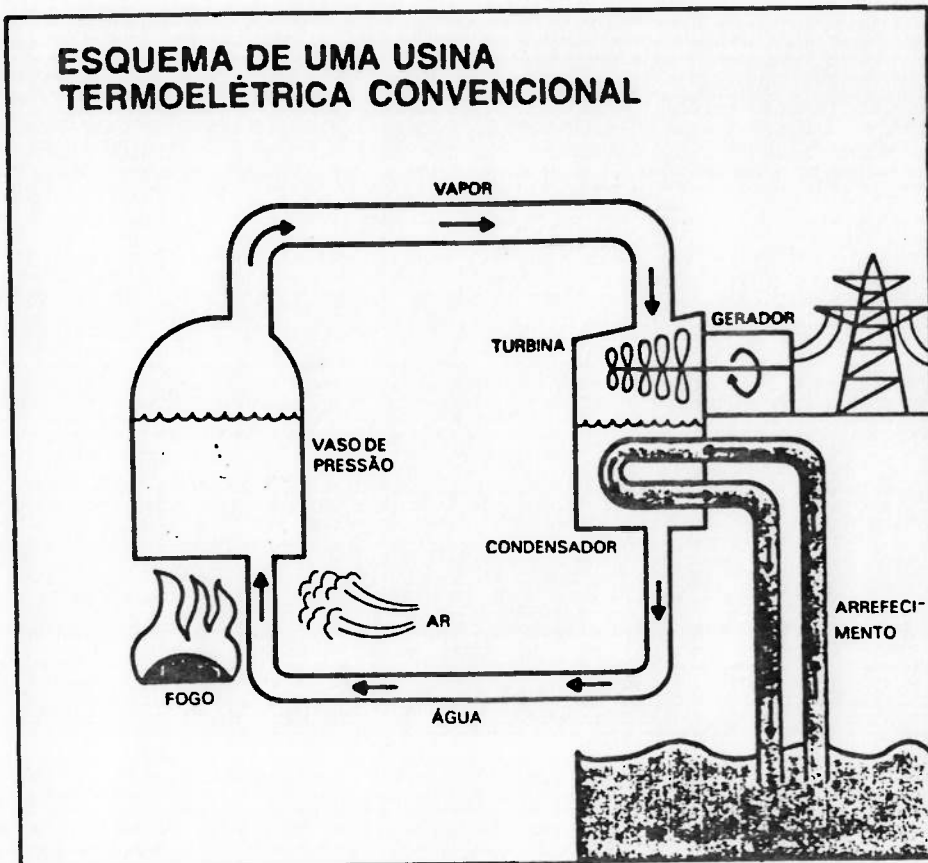
Uma usina nuclear do tipo refrigerada a água leve pressurizada (PWR) tem funcionamento análogo a uma usina convencional de carvão ou óleo combustível, diferindo basicamente na sua fonte de energia térmica, que provém das reações nucleares de átomos fissionáveis, Figs.(A1.1) e (A1.2).

A concepção dos PWRs advém do Programa Naval Americano, onde se pretendia desenvolver uma classe de reatores a serem utilizados em vasos submarinos e de superfície. O primeiro protótipo em escala natural, o STR Mark-I, atingiu a criticalidade em março de 1953 e o primeiro submarino atômico, o USS Nautilus, iniciou sua jornada marítima em janeiro de 1955, sendo seguido por um grande número de vasos militares utilizando o mesmo tipo de reator. Posteriormente, navios mercantes também passaram a utilizar PWRs para a sua propulsão [19].

O primeiro PWR civil de potência a produzir eletricidade foi uma pequena usina russa que iniciou a operação em julho de 1954 com 30 MW. Nos EUA, este processo teve início com a usina de potência atômica de Shippingport em dezembro de 1957 com 231 MW. Shippingport foi seguida pelos reatores Yankee e Indian Point-I.

Subseqüentemente, os PWRs tornaram-se um dos maiores seguimentos mundiais na produção comercial de energia nuclear.

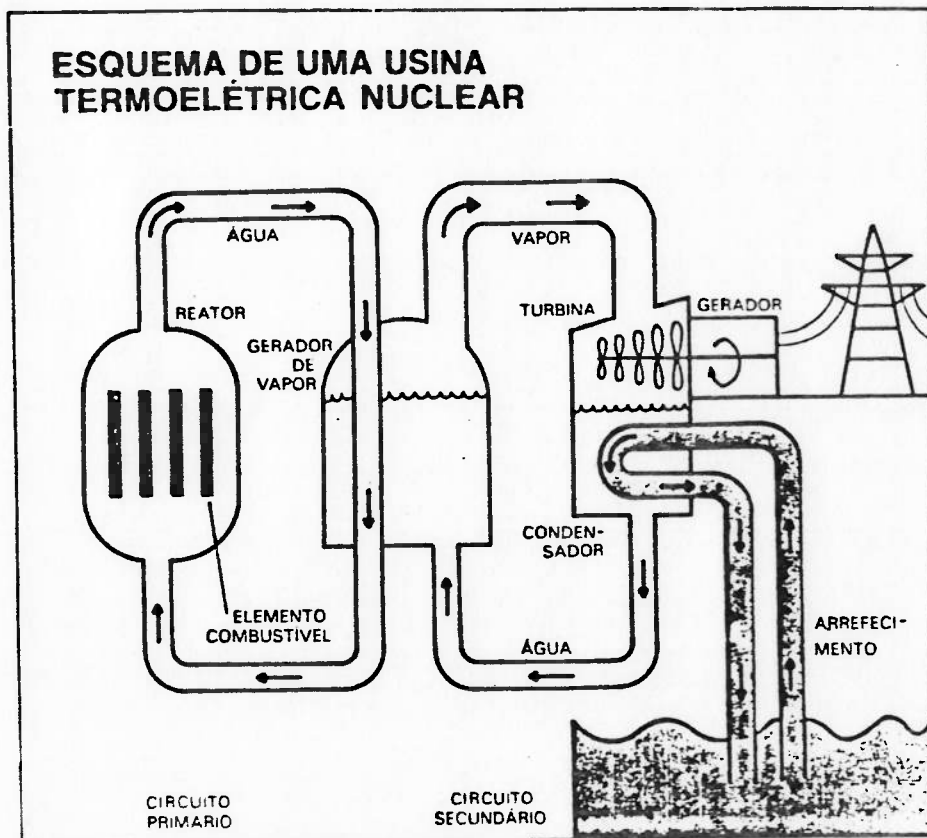
### ESQUEMA DE UMA USINA TERMOELÉTRICA CONVENCIONAL



Na usina convencional, o calor provocado pela queima de combustível fóssil — óleo, carvão ou gás — transforma a água em vapor. Sob pressão, esse vapor aciona uma turbina, à qual está acoplado um gerador que produz a energia elétrica a ser distribuída pelas linhas de transmissão.

FIGURA A1.1 - Esquema de uma usina termoelétrica convencional.

### ESQUEMA DE UMA USINA TERMOELÉTRICA NUCLEAR



Como na usina térmica convencional, a energia elétrica proveniente de uma usina nuclear se origina em um gerador, também acionado por uma turbina a vapor. Na usina nuclear, entretanto, o calor que vaporiza a água resulta da fissão do urânio no núcleo do reator.

FIGURA A1.2 - Esquema de uma usina termoelétrica nuclear.

Esta linha de reatores foi a adotada pelo Brasil nas usinas nucleares de ANGRA-I (Westinghouse) e ANGRA-II e III (KWU).

PWRs são classificados como térmicos quando conceituados pela faixa energética dos neutrons que produzem a reação nuclear em cadeia ( $E = 0,25$  eV). Têm na água a múltipla função de refrigerante, moderador e refletor. A água é um excelente agente trocador de calor e possui propriedades termodinâmicas e físicas bem conhecidas. No PWR, o refrigerante permanece na fase líquida ao longo de todo o percurso no núcleo, devido à elevada pressão mantida no circuito primário. A água exerce uma grande moderação na energia dos neutrons provenientes das reações de fissão, e como uma certa absorção de neutrons pela água é observada no processo, há a necessidade de se utilizar pastilhas combustíveis ligeiramente enriquecidas em  $U^{235}$  (isótopo físsil do urânio). A água também apresenta um efeito corrosivo em materiais, especialmente a altas temperaturas. Um PWR típico é apresentado na Fig.(A1.3).

A pressão de operação do reator é relativamente alta (cerca de 2200 psia = 15,2 MPa), o que requer um expesso, pesado e oneroso vaso de pressão. Os PWRs necessitam de sistemas de pressurização da água e de geradores de vapor. O gerador de vapor, localizado externamente ao reator, promove a separação do refrigerante no circuito primário do fluido de trabalho no circuito secundário, evitando que vapor radioativo entre na turbina geradora.

Os elementos combustíveis de PWRs são constituídos de um

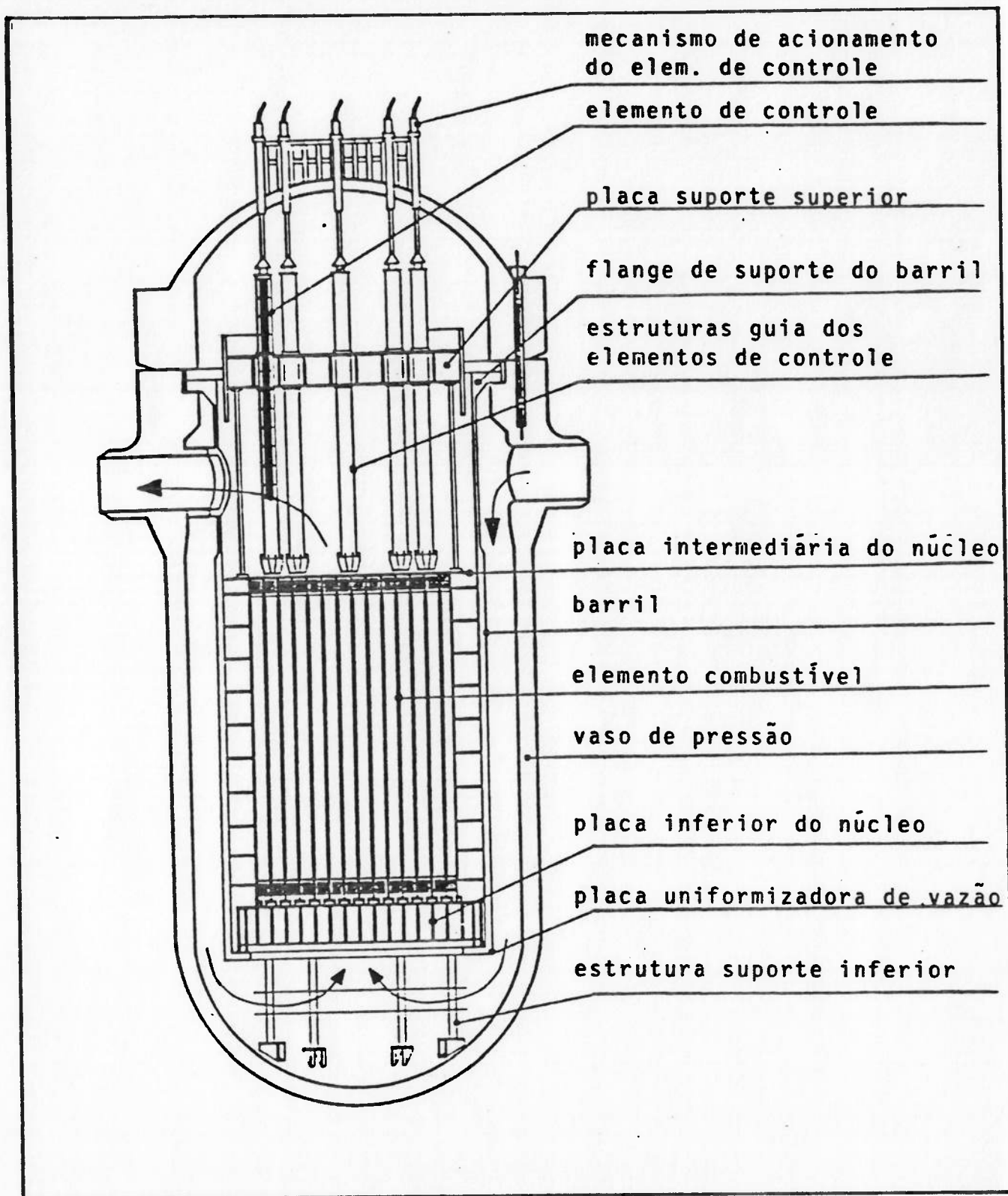


FIGURA A1.3 - Reator PWR típico.



arranjo ordenado de varetas combustíveis cilíndricas, que são, por sua vez, constituídas por pastilhas cerâmicas de dióxido de urânio ( $UO_2$ ) encapsuladas em tubos metálicos. Estes elementos possuem componentes estruturais que têm por finalidade manter o espaçamento das varetas combustíveis, dar rigidez ao conjunto e prover guias para a inserção das varetas de controle do reator.

Os primeiros elementos combustíveis utilizados durante a década de 40 e início dos anos 50 eram de ligas urânio-zircônio. Porém, as limitações de desempenho impostas por estes elementos precursores (potência específica, temperatura do revestimento, inchamento do revestimento e erosão da matriz) motivaram a adoção do sistema de pastilhas combustíveis de  $UO_2$  e revestimento de aço-inoxidável. O combustível cerâmico de  $UO_2$  mantém uma maior estabilidade dimensional sob irradiação e o uso do aço-inoxidável permitiu que maiores temperaturas do refrigerante fossem atingidas. O conceito de projeto adotado para varetas com revestimento de aço-inoxidável tornou-se o mais utilizado em reatores de potência, onde o revestimento é um tubo que resiste à pressão externa induzida pelo refrigerante sem depender da possível sustentação fornecida pela matriz do combustível. Idealmente, não deve haver contato rígido entre a matriz do combustível e o revestimento (a este conceito de projeto denomina-se "freestanding") [16].

Muitos dos primeiros reatores comerciais utilizaram o aço-inoxidável como material de revestimento de varetas combustíveis, mas devido à sua alta taxa de absorção neutrônica, o uso de revestimentos de aço cedeu lugar ao uso de uma liga a base

de zircônio, chamada zircaloy. Atualmente, a maioria dos LWR ("Light Water Reactors") comerciais utilizam o zircaloy como o material de revestimento da vareta combustível baseados na mesma configuração de projeto anteriormente utilizada para o aço-inoxidável.

Os principais componentes do elemento combustível PWR típico como os adotados para os reatores de ANGRA-I, II e III são [02][03]:

- vareta combustível;
- tubo guia da vareta de controle;
- grades espaçadoras;
- bocais de extremidade.

A Fig.(A1.4) apresenta detalhes do elemento combustível de PWR.

A vareta combustível mantém de forma isolada o material físsil e é constituída por pastilhas combustíveis, pastilhas isolantes, mola de fixação da coluna de pastilhas, tubo metálico de revestimento e tampões de extremidade, Fig.(A1.5).

A pastilha combustível é composta de  $UO_2$  sinterizado no qual está contido o material físsil. Normalmente, o enriquecimento em  $U^{235}$  é da ordem de 2 a 4% e a densidade da pastilha entre 93 e 95% da densidade teórica do  $UO_2$ . A forma da pastilha é cilíndrica com concavidades nas extremidades e chanfros nas bordas a fim de minimizar as expansões térmicas axiais e radiais das extremidades

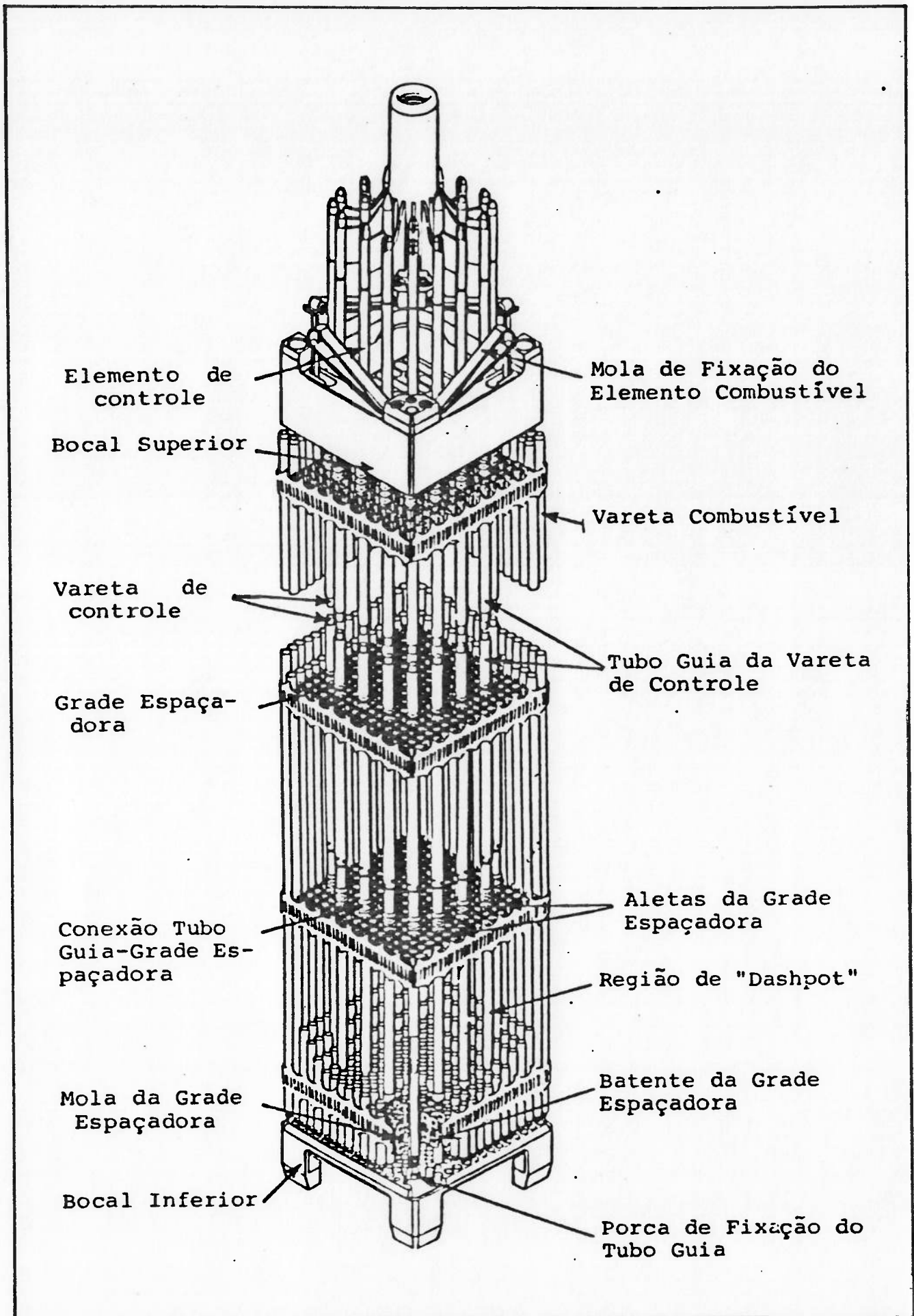
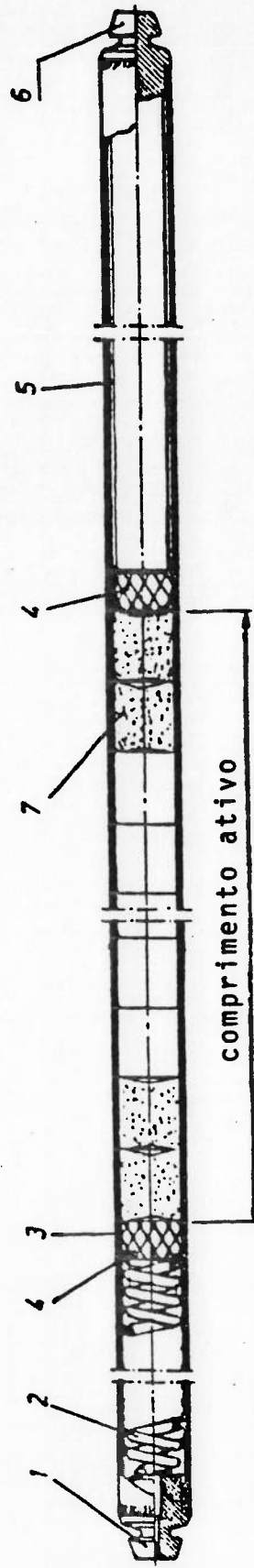


FIGURA A1.4 - Elemento combustível de reator PWR.



- 1 : tampão superior
- 2 : mola da vareta combustível
- 3 : tubo de revestimento
- 4 : pastilha isolante de  $Al_2O_3$
- 5 : tubo suporte
- 6 : tampão inferior
- 7 : pastilha combustível de  $UO_2$

FIGURA A1.5 - Vareta combustível de reator PWR.

da pastilha, visando melhorar o desempenho da vareta durante a irradiação e procurando evitar a ocorrência de PCI. A pastilha combustível pode atingir altas temperaturas durante a irradiação, chegando em alguns casos a temperaturas centrais em torno de 2000°C sob condições normais de operação. Um intenso gradiente térmico é então estabelecido na pastilha, pois as temperaturas na sua face externa encontram-se entre 400 e 600°C.

Para manter a coluna de pastilhas unidas dentro da vareta combustível (principalmente durante o manuseio e transporte do elemento combustível) e criar espaços vazios para acomodar os gases de fissão produzidos durante a irradiação, é colocada uma mola na parte superior da vareta. Esta mola acomoda também as expansões diferenciais entre a coluna de pastilhas e o revestimento, evitando altas tensões axiais. Entre a mola e a coluna de pastilhas combustíveis são colocadas pastilhas isolantes de alumina ( $Al_2O_3$ ), de forma a diminuir o fluxo de calor da pastilha combustível para a região da mola ("plenum") e evitar o contato mola-pastilha. Da mesma forma, na extremidade inferior da coluna de pastilhas combustíveis, são colocadas uma ou mais pastilhas isolantes para se evitar o contato da pastilha combustível com o tampão de extremidade e servir de posicionamento axial para a coluna de pastilhas. Em algumas varetas, é utilizado para o posicionamento da coluna de pastilhas combustíveis um tubo interno na parte inferior da vareta, que pode fornecer mais espaço para acomodar os gases de fissão.

O tubo metálico de revestimento e os tampões soldados em suas extremidades servem para manter estanques as pastilhas

combustíveis e os produtos de fissão liberados ao longo da queima. Qualquer ruptura do tubo durante a operação do reator leva à liberação de produtos de fissão radioativos ao refrigerante. O zircaloy-4 é o material comumente utilizado para tubo de revestimento de varetas combustíveis por apresentar boas características mecânicas, resistência à corrosão do meio aquoso e baixa seção de choque de absorção. Apesar da maior absorção neutrônica do aço-inoxidável austenítico quando comparado ao zircaloy, este material ainda é muitas vezes utilizado. Em condições normais de operação, o revestimento exhibe temperaturas em torno de 400°C na sua superfície interna e de 350°C na superfície externa, enquanto que em condições de acidente como o de LOCA ("Loss of Coolant Accident", acidente de perda do refrigerante no núcleo), a temperatura pode alcançar o ponto de fusão do material, caso medidas de segurança não sejam providenciadas.

A vareta combustível é preenchida internamente com gás hélio para uma melhor transferência de calor através da folga pastilha-revestimento e para diminuir o estrangulamento do revestimento devido à elevada pressão externa. Este gás é comumente escolhido devido às suas favoráveis propriedades de transferência de calor e por sua inércia às reações químicas (corrosão). Uma folga entre a pastilha combustível e o revestimento é mantida para evitar a ocorrência da interação entre estes dois componentes, devido às suas expansões diferenciais ao longo da irradiação da vareta.

Algumas posições do arranjo do elemento combustível são



ocupadas por tubos que servem de guias para as varetas absorvedoras que adentram o elemento combustível para o controle da reação em cadeia no núcleo do reator. Estes tubos são abertos na extremidade superior permitindo a penetração da vareta absorvedora e sua movimentação de inserção e retirada do elemento combustível. Na parte inferior, possuem furos que permitem o escoamento do refrigerante pela região interna do tubo. Também na parte inferior do tubo, é feito um estreitamento que, juntamente com os furos, produzem um efeito de amortecimento hidráulico da queda do elemento de controle (conjunto das varetas absorvedoras) dentro do elemento combustível em uma situação de desligamento rápido do reator. O material normalmente utilizado para este tubo é o zircaloy ou o aço-inoxidável austenítico. A posição central do elemento combustível é ocupada por um tubo que serve de guia para instrumentações internas do núcleo, como detectores de neutrons para medidas de fluxo e termopares para medidas de temperatura.

As grades espaçadoras tem a função de manter a posição das varetas combustíveis dentro do arranjo do elemento combustível. São elementos estruturais montadas em uma forma reticular por tiras metálicas entrelaçadas que tem por fim dar rigidez ao conjunto. Nas posições de fixação das varetas combustíveis existe uma mola-batente estampada nas tiras. Este sistema permite a fixação da vareta no plano da grade mas possibilita o deslizamento da vareta no sentido perpendicular à grade. Este modo de fixação irá permitir expansões axiais diferenciais entre varetas combustíveis sem causar tensões excessivas. As grades também possuem aletas defletoras para prover maior agitação na água de refrigeração que escoam ao longo do

elemento combustível ocasionando uma melhoria na transferência de calor das varetas combustíveis para o refrigerante. O material comumente utilizado para a fabricação das tiras da grade é o inonel-718 que, por ser uma liga de níquel, possui alta resistência à corrosão e, por ser endurecido por precipitação, possui alta resistência mecânica.

Os bocais de extremidade do elemento combustível funcionam como orientadores do fluxo de água para os canais de refrigeração entre as varetas combustíveis e como peças de ligação do elemento combustível com as estruturas do reator. O material utilizado é o aço-inoxidável austenítico e a sua fabricação depende dos métodos de produção e do detalhamento hidráulico-estrutural do reator.

A estrutura constituída pela junção dos tubos guias das varetas de controle às grades espaçadoras e aos bocais de extremidade é denominada de esqueleto do elemento combustível. Esta estrutura é responsável pela rigidez do conjunto formado pelo elemento combustível. As varetas combustíveis são apenas fixadas pelas grades espaçadoras através do sistema mola-batente. As duas extremidades das varetas combustíveis são livres para expandir axialmente devido à existência de espaço livre entre as extremidades das varetas e os bocais do elemento combustíveis.

## APÊNDICE-2

### PRINCIPAIS PROPRIEDADES MATERIAIS DO UO<sub>2</sub>, ZIRCALOY E AÇO INOXIDÁVEL AUSTENÍTICO

A seguir são apresentadas algumas correlações das principais propriedades térmicas e mecânicas do UO<sub>2</sub>, do zircaloy-4 e do aço-inoxidável AISI 347/348 em função da temperatura (°C):

#### A2.1- Dióxido de Urânio (UO<sub>2</sub>)

-coef. condutividade térmica (W/mm°C) [10][11]:

para  $T \leq 1650^\circ\text{C}$ :

$$k = ,1 \times P \left[ \frac{40,40}{464 + T} + 1,216\text{E-}4 \exp(1,867\text{E-}3 \times T) \right] \quad (\text{A2.1})$$

para  $T > 1650^\circ\text{C}$ :

$$k = ,1 \times P \left[ ,0191 + 1,216\text{E-}4 \exp(1,867\text{E-}3 \times T) \right] \quad (\text{A2.2})$$

sendo:

$$P = \frac{1 - \beta(1 - D)}{1 - \beta(1 - 0,95)} \quad (\text{A2.3})$$

$$\beta = (2,58 - 0,58\text{E-}3 \times T) \quad (\text{A2.4})$$

onde: P = fração volumétrica da porosidade;

$\beta$  = coeficiente de porosidade;

D = densidade.

-módulo de elasticidade (MPa) [10]:

$$E = 1,8905\text{E}5 - 21,269 \times T \quad (\text{A2.5})$$

-coef. de Poisson [10]:

$$\nu = ,316 \quad (\text{A2.6})$$

-coef. expansão térmica (/°C) [10]:

$$\alpha = 5,46903\text{E-}6 + 5,64888\text{E-}9\text{xT} - 2,19366\text{E-}12\text{xT}^2 + 6,22055\text{E-}16\text{xT}^3 \quad (\text{A2.7})$$

## A2.2- Zircaloy

-coef. condutividade térmica (W/mm°C) [10]:

$$k = ,012294 + ,147\text{E-}4\text{xT} - ,821\text{E-}8\text{xT}^2 + ,767\text{E-}11\text{xT}^3 \quad (\text{A2.8})$$

-módulo de elasticidade (MPa) [12][13][14]:

$$E = 99408, - 65,4\text{xT} \quad (\text{A2.9})$$

-módulo de Poisson [01][10]:

$$\nu = ,301 - 7,03\text{E-}5\text{xT} \quad (\text{A2.10})$$

-coef. expansão térmica (/°C) [12][13][14]:

tangencial:

$$\alpha_t = 3,7099\text{E-}6 + 1,485\text{E-}8\text{xT} \quad (\text{A2.11})$$

axial:

$$\alpha_a = 5,575\text{E-}6 \quad (\text{A2.12})$$

-taxa def. por fluência térm. e irrad. (/hr) [10][11]:

$$\dot{\epsilon} = 1,02\text{E-}13 \varphi^{0.85} \exp(-14000/RT) \sinh(1,15\text{E-}4 \sigma) \quad (\text{A2.13})$$

onde:  $\varphi$  = fluxo de neutrons rápidos (n/cm<sup>2</sup> s)

R = const. univ. gases (1,987 cal/Mol K)

T = temperatura (K)

$\sigma$  = tensão equivalente (MPa)

Hardy [23] obteve as tensões de escoamento (0,2%) e ruptura de tubos de zircaloy não-irradiados e irradiados (2,E20 n/cm<sup>2</sup> à 250 °C) à diferentes temperaturas. Deste se obteve as tensões para o zircaloy stress-relieved e recristalizado (1 min. a 1050 °C) dadas nas Tabs.(A2.1) e (A2.2) para 20 e 300 °C nas fases de pré e pós-irradiação. Das tabelas pode-se observar os efeitos causados pelos danos materiais devido à irradiação, tais como a diminuição da ductilidade e a elevação das tensões de escoamento e ruptura. As Tabs.(A2.1) e (A2.2) fornecem a Fig.(A2.1), a qual foi utilizada na análise da vareta em regime elasto-plástico.

### A2.3- Aço-Inoxidável

-coef. condutividade térmica (W/mm°C) [04][08]:

$$k = ,01396 + ,1308E-4xT \quad (A2.14)$$

-módulo de elasticidade (MPa) [15]:

$$E = 2,015E-5 - 72,917xT \quad (A2.15)$$

-módulo de Poisson [15]:

$$\nu = ,300 \quad (A2.16)$$

-coef. exp. térmica (/°C) [15]:

$$\alpha = 15,75 + 5,E-9xT \quad (A2.17)$$

TABELA A2.1 - Variação do comportamento à tração do zircaloy-4 stress-relieved devido à irradiação em diferentes temperaturas.

ZIRCALOY-4 (stress-relieved)						
não-irradiado				irradiado		
T(°C)	Sy(MPa)	Sr(MPa)	$\epsilon$ (%)	Sy(MPa)	Sr(MPa)	$\epsilon$ (%)
20	663,	747,	3,7	896,	910,	0,9
300	365,	402,	1,9	414,	422,	0,7

TABELA A2.2 - Variação do comportamento à tração do zircaloy-4 recristalizado devido à irradiação em diferentes temperaturas.

ZIRCALOY-4 (recristalizado)						
não-irradiado				irradiado		
T(°C)	Sy(MPa)	Sr(MPa)	$\epsilon$ (%)	Sy(MPa)	Sr(MPa)	$\epsilon$ (%)
20	420,	527,	8,8	564,	594,	2,1
300	211,	260,	8,1	307,	310,	1,4



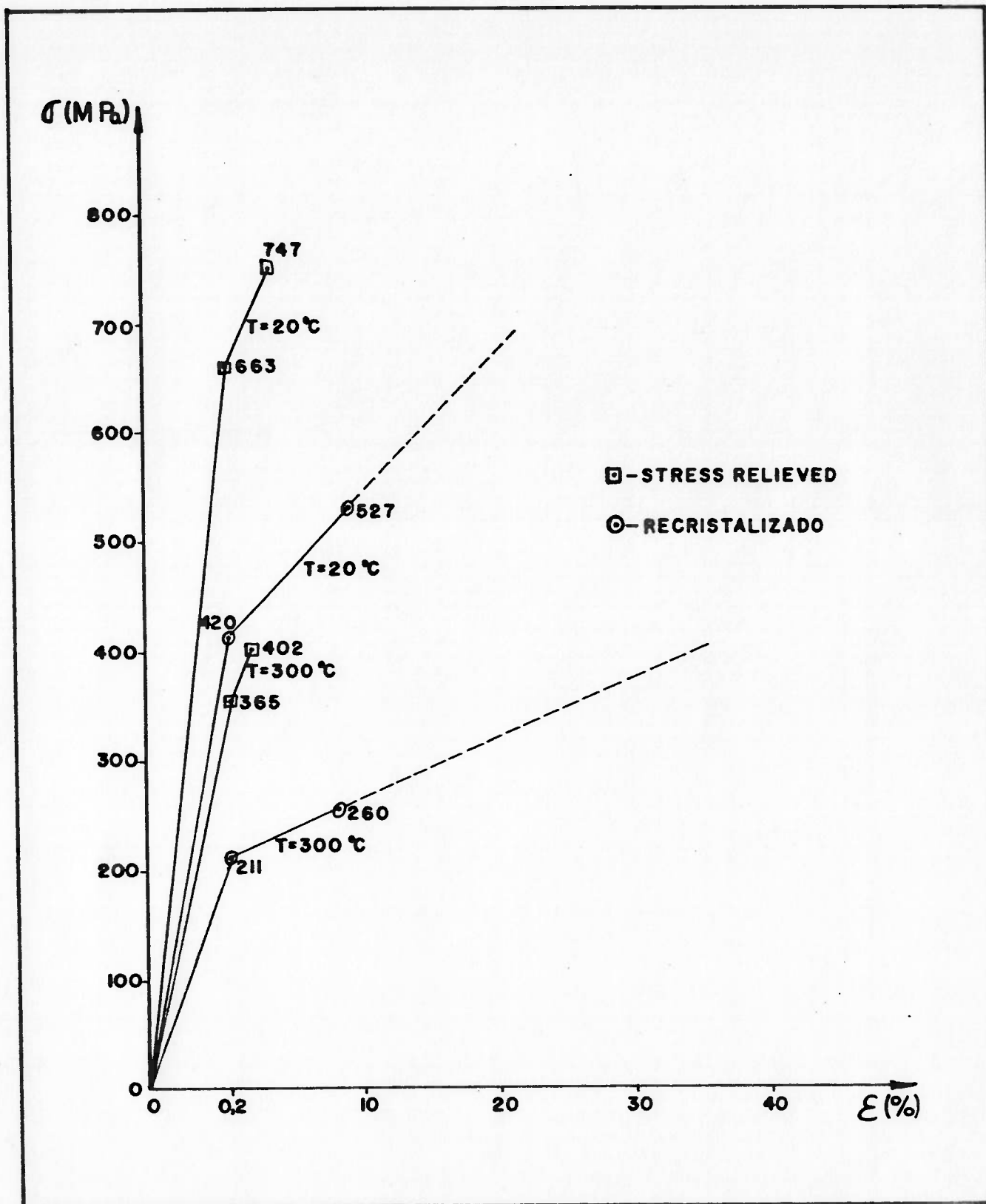


FIGURA A2.1 - Diagrama tensão-deformação zircaloy.

-taxa def. fluência irrad. (tér.m.desprezível) (/hr) [21]:

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon} = & 3,317E-63 \varphi \sigma \exp(-\varphi t / 1,425E-16) + \\ & + 2,166E-23 \varphi \sigma \exp(1,41 - ,0027xT) \end{aligned} \quad (A2.18)$$

onde:  $\varphi$  = fluxo de neutrons rápidos (n/cm<sup>2</sup> s)

$\sigma$  = tensão equivalente (MPa)

t = tempo final de irradiação (hr)

T = temperatura (K)

Kangilaski e Shober [24] apresentam os efeitos da irradiação de nêutrons nas principais propriedades mecânicas do aço AISI-347. Na Tab.(A2.3), podem ser observados os efeitos da irradiação neste aço e obter as tensões de escoamento e ruptura para as temperaturas de 25, 316 e 750 °C. A Fig.(A2.2), apresenta o diagrama tensão x deformação para o aço não irradiado e que foi utilizado na análise da vareta em regime elásto-plástico.

**TABELA A2.3 - Variação do comportamento à tração do aço AISI 347 devido à irradiação em diferentes temperaturas.**

Variação do Comportamento à Tração do Aço 347 Devido à Irradiação							
TEMP (.C)	FAIXA DE TEMPERATURAS (°C)	Condição	TENSÃO ESCALONADA (M.P.A)	RESISTÊNCIA (M.P.A)	TENSÃO RUPÇÃO (M.P.A)	ELONGAÇÃO (%)	
						UNIF	TOTL
25,	0,	não irradiado	238,	603,	--	>40,0	61,8
	5,5	irradiado	752,	769,	1737,	23,0	32,7
	16,	irradiado	786,	786,	1772,	25,0	33,2
	16,	irradiado	772,	772,	1730,	26,0	33,8
	21,	irradiado	779,	779,	1627,	24,3	34,5
316,	16,	recozido	223,	585,	1337,	50,9	56,6
	0,	não irradiado	185,	443,	--	31,9	36,0
	5,5	irradiado	569,	579,	1027,	11,2	16,3
	16,	irradiado	594,	594,	958,	8,0	13,7
	16,	irradiado	576,	581,	1020,	8,0	14,0
750,	21,	irradiado	593,	593,	979,	5,0	10,2
	16,	recozido	139,	401,	717,	27,8	32,6
	0,	não irradiado	152,	228,	--	16,0	26,0
	21,	irradiado	241,	241,	--	0,5	0,5
	21,	recozido	221,	222,	--	0,6	0,6

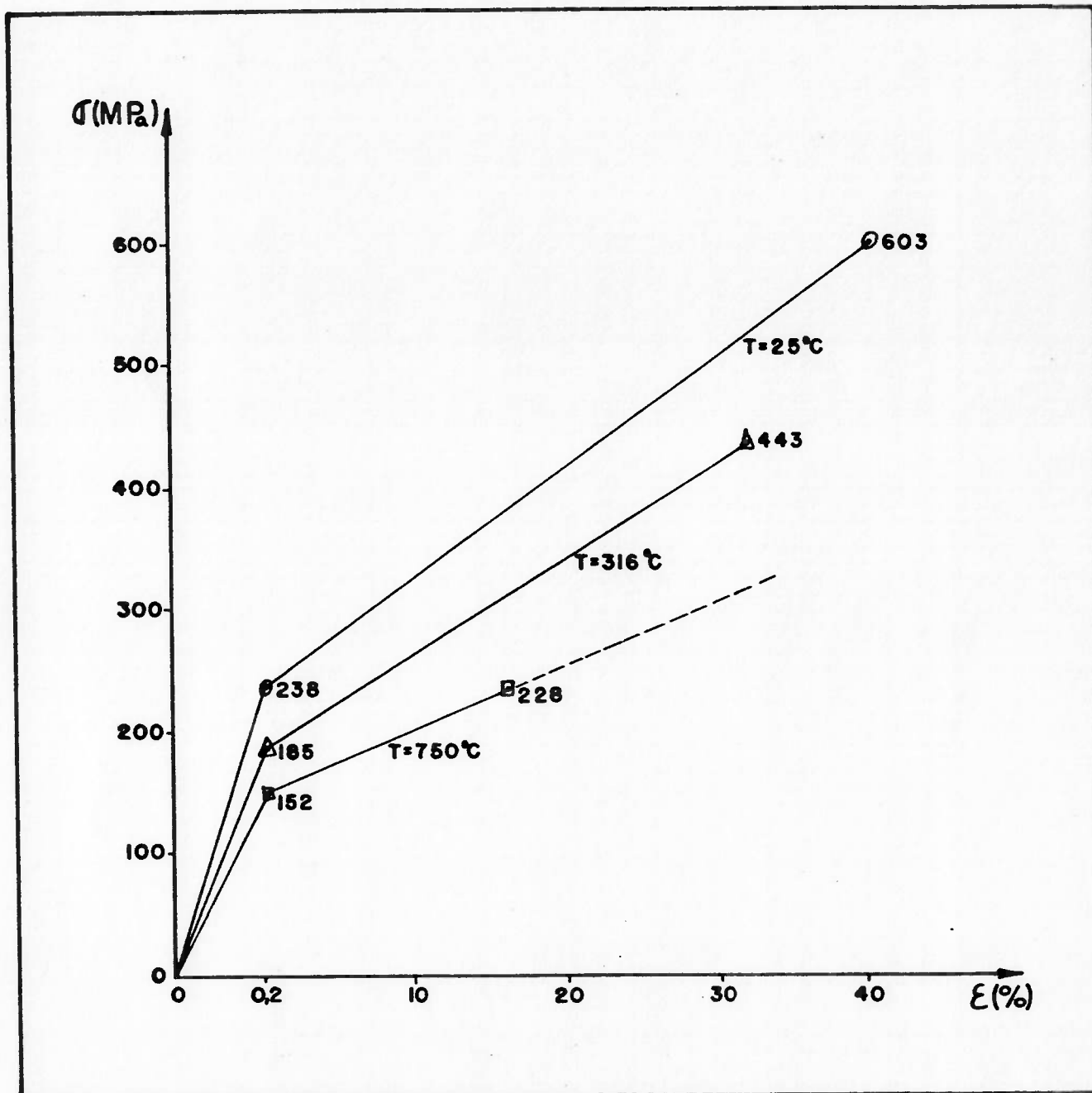


FIGURA A2.2 - Diagrama tensão-deformação aço-inox.

### APÊNDICE-3

#### LIMITES E CRITÉRIOS DE PROJETO DE VARETAS COMBUSTÍVEIS DE PWRs

Limites de projeto típicos de varetas combustíveis em operação normal de PWRs são apresentados a seguir [16]:

- 1- Previamente à irradiação, o revestimento deve permitir a existência da folga pastilha-revestimento, não se colapsando contra a pastilha devido à pressão externa do sistema de refrigeração.
- 2- A temperatura central da pastilha combustível deve estar abaixo da temperatura de fusão do  $UO_2$ .
- 3- A máxima pressão interna da vareta deve ser menor do que a pressão nominal do sistema de refrigeração.
- 4- As máximas tensões desenvolvidas no revestimento devem corresponder aos seguintes limites [07]:
  - a) A tensão de membrana primária deve ser menor ou igual a  $0,9 S_y$  e  $0,5 S_r$ .
  - b) A tensão de membrana primária mais a tensão de flexão deve ser menor ou igual a  $1,35 S_y$  e  $0,7 S_r$ .
  - c) A tensão de membrana primária mais a secundária

mais a de flexão deve ser menor ou igual a  $2,7 S_y$  e  $1,0 S_r$ .

- 5- A máxima deformação equivalente do revestimento deve estar restrita por um nível de segurança na qual falhas podem ocorrer. Como a ductilidade do revestimento é reduzida pelo desenvolvimento de danos aos materiais devido à irradiação, a máxima deformação permitida é dada por um valor relativamente baixo, usualmente 1% [33].
- 6- O dano acumulado por ciclos de deformação no revestimento deve ser menor que o limite de fadiga determinado em testes experimentais.
- 7- A espessura da camada de óxido formada sobre a parede externa do revestimento devido à corrosão uniforme ao longo da queima deve ser menor que  $70 \mu\text{m}$ .
- 8- A concentração média de hidrogênio no revestimento deve ser menor ou igual a 500 ppm.
- 9- A irradiação total da vareta deve ser limitada pela queima do combustível. Anteriormente restringiam-se a aproximadamente 30000 MWd/TU, atualmente já estão sendo permitidas queimas da ordem de 50000 MWd/TU.



APÊNDICE-4

DADOS DE ENTRADA: FRAPCON-1

TABELA A4.1 - Dados de entrada do programa FRAPCON-1 para simulação de uma rotina de operação normal da vareta combustível de ANGRA-II.

	1	2	3	4	5	6	7	8
1	1	0	0	0	0	0	0	0
2	*** ANGRA-II / ROTINA OPERACAO NORMAL ***							
3	\$FRPCN							
4	IM=23,NA=10,NR=11,							
5	\$END							
6	\$FRPCON							
7	CPL=0.4023,DCI=0.0093,DCO=0.01075,DE=0.01347,DEN=94.80,DISHSD=0.0006,							
8	DP=0.00911,DSPG=0.00805,DSPGW=0.00130,ENRCH=3.2,FA=1.57,FCPAV=2.25E6,							
9	GD=3412.,HDISH=0.0008321,MPLT=0.011,ICM=4,IDXGAS=1,IPLANT=1,							
10	IQ=0,JDLPR=1,JN=10,NOPT=3,NUNITS=0,P2=15.80E6,							
11	QF=.4395,.7674,.9153,.9783,1.000,.9825,.9433,.8661,.7342,.3745,							
12	.4432,.7718,.9178,.9795,1.000,.9829,.9444,.8687,.7379,.3781,							
13	.4572,.7891,.9270,.9829,1.000,.9835,.9490,.8791,.7522,.3918,							
14	.4710,.8060,.9363,.9862,1.000,.9844,.9531,.8888,.7662,.4048,							
15	.5039,.8466,.9582,.9947,1.000,.9862,.9632,.9129,.7994,.4366,							
16	.5681,.9219,.9926,1.000,.9877,.9774,.9729,.9526,.8606,.4990,							
17	.6393,.9545,.9940,.9792,.9722,.9846,1.000,.9866,.9803,.6434,							
18	.7565,1.000,.9748,.9670,.9448,.9569,.9815,.9916,.9997,.6737,							
19	.4459,.7979,.9121,.9676,.9959,1.000,.9709,.9065,.7171,.3556,							
20	.4517,.8035,.9155,.9663,.9956,1.000,.9730,.9123,.7273,.3654,							
21	.5483,.8890,.9422,.9617,.9709,.9855,.9941,1.000,.8973,.5342,							
22	.6031,.8971,.9037,.8954,.8921,.8987,.9202,1.000,.9487,.6703,							
23	.7193,.9931,.9769,.9617,.9522,.9500,.9660,1.000,.9964,.7056,							
24	.7737,1.000,.9615,.9403,.9255,.9140,.9198,.9395,.9426,.6974,							
25	.7868,1.000,.9559,.9332,.9171,.9031,.9060,.9218,.9268,.6938,							
26	.4641,.7869,.9067,.9676,.9952,1.000,.9758,.9174,.7501,.3927,							
27	.4696,.7933,.9100,.9689,.9944,1.000,.9771,.9212,.7573,.3995,							
28	.5667,.9060,.9687,.9862,.9791,1.000,1.000,.9850,.8884,.5207,							
29	.6457,.9829,.9782,.9466,.9013,.9393,.9658,1.000,.9795,.6308,							
30	.7207,.9764,.9597,.9498,.9292,.9408,.9610,.9923,1.000,.6971,							
31	.7815,.9652,.9360,.9226,.9054,.9164,.9321,.9678,1.000,.7302,							
32	.8001,.9614,.9283,.9138,.8977,.9083,.9228,.9597,1.000,.7402,							
33	.8154,.9586,.9223,.9066,.8914,.9024,.9155,.9535,1.000,.7486,							
34	QMPY=349.5,345.7,333.3,326.3,318.1,309.8,298.9,297.3,340.0,337.4,							
35	302.7,302.1,276.5,277.9,278.6,268.9,266.6,239.3,234.0,233.1,							
36	235.7,235.6,236.7,							
37	TIME=.1,96.,48C.,840.,1680.,3360.,5040.,8904.,8904.1,9000.,							
38	10584.,12264.,13944.,15624.,16080.,16080.1,16176.,17760.,							
39	19440.,21120.,22800.,23328.,23760.,							
40	TOTL=3.900,TW=564.3,VS=98.,ROUGHC=7.E-7,ROUGHF=2.E-6,							
41	X=0.0,0.4333,0.8667,1.3000,1.7333,2.1667,2.6000,3.0333,3.4667,3.9000,							
42	CATEXF=0.0,CRDT=0.0,CRDTR=0.0,COLDWK=0.0,DENG=0.0,NGAPC=1,							
43	\$END							
44	0	0	0	0	0	0	0	0
	1	2	3	4	5	6	7	8
	0	0	0	0	0	0	0	0

TABELA A4.2 - Dados de entrada do programa FRAPCON-1 para simulação da vareta combustível de ANGRA-II a máxima potência.

```

1.....0.....0.....0.....0.....0.....0.....0.....0.....0
1
2 *** VARETA DE ANGRA-II / 1 AND MAX. POTENCIA ***
3 $FRPCN
4 IM=15,NA=11,NR=11,
5 $END
6 $FRPCON
7 CPL=0.4023,DCI=0.0093,DCO=0.01075,DE=0.01347,DEN=94.80,DISHSD=0.0006,
8 DP=0.00911,DSPG=0.00805,DSPGW=0.00130,ENRCH=3.2,FA=1.57,FGPAV=2.25E6,
9 GO=3158.,HDISH=0.0008321,HPLT=0.011,ICM=4,IDXGAS=1,IPLANT=1,
10 IQ=1,JDLPR=1,JN=0,NOPT=3,NUNITS=0,P2=15.80E6,
11 QMPY=.1,260.,17*520.,
12 TIME=.1,12.,24.,240.,480.,720.,960.,1200.,1440.,2160.,2880.,
13 3600.,4320.,5040.,5760.,6480.,7200.,7920.,8760.,
14 TOTL=3.900,TW=564.3,VS=98.,ROUGHG=7.E-7,ROUGHF=2.E-6,
15 CATXF=0.0,CRDT=0.0,CRDTR=0.0,COLDWK=0.0,DENG=0.0,NGAPC=1,
16 $END
17 0
1.....1.....2.....3.....4.....5.....6.....7.....8
0.....0.....0.....0.....0.....0.....0.....0.....0

```

TABELA A4.3 - Dados de entrada do programa FRAPCON-1 para simulação da vareta combustível de ANGRA-II para uma rampa de 0 a 112% da potência nominal.

```

1.....0.....0.....0.....0.....0.....0.....0.....0.....0
1
2 *** VARETA DE ANGRA-II / 1 MIN 12% SOBREPOT ***
3 $FRPCN
4 IM=12,NA=11,NR=11,
5 $END
6 $FRPCON
7 CPL=0.4023,DCI=0.0093,DCO=0.01075,DE=0.01347,DEN=94.80,DISHSD=0.0006,
8 DP=0.00911,DSPG=0.00805,DSPGW=0.00130,ENRCH=3.2,FA=1.57,FGPAV=2.25E6,
9 GO=3158.,HDISH=0.0008321,HPLT=0.011,ICM=4,IDXGAS=1,IPLANT=1,
10 IQ=1,JDLPR=1,JN=0,NOPT=3,NUNITS=0,P2=15.80E6,
11 QMPY=.1, 52.,104.,156.,208.,260.,312.,364.,416.,468.,520.,582.,
12 TIME= 5., 10., 15., 20., 25., 30., 35., 40., 45., 50., 55., 60.,
13 TOTL=3.900,TW=564.3,VS=98.,ROUGHG=7.E-7,ROUGHF=2.E-6,
14 CATXF=0.0,CRDT=0.0,CRDTR=0.0,COLDWK=0.0,DENG=0.0,NGAPC=1,
15 $END
16 0
1.....1.....2.....3.....4.....5.....6.....7.....8
0.....0.....0.....0.....0.....0.....0.....0.....0

```

DADOS DE ENTRADA: ANSYS

TABELA A5.1 - Dados de entrada do programa ANSYS para simulação do modelo térmico tridimensional da vareta combustível

```

/PREP7      de ANGRA-II com revestimento de zircaloy.
C***      *****
/TITLE, ANGRA-II PCI-3D ANALISE TERMICA ZIRCALOY
C***      *****
C***
KAN,-1      * ANALISE TERMICA
CSYS,1      * COORD CILINDRICAS
C***
C***      TIPO DE ELEMENTO E
C***      PROPRIEDADES MATERIAIS
C***
ET,1,70      * ELEM TERM ISOPAR 3-D PAST
MPTEMP,01,0000.,0200.,0300.,0400.,0500.,0600.      * UD2 K(T)
MPTEMP,07,0700.,0800.,0900.,1000.,1100.,1200.      * UJ2 K(T)
MPTEMP,13,1300.,1400.,1500.,1600.,1700.,1800.      * UJ2 K(T)
MPTEMP,19,1900.,2000.,2200.,2400.,2600.,2800.      * UD2 K(T)
MPDATA,KXX,1,01,.00867,.00607,.00528,.00468,.00420,.00382      * UJ2 K(T)
MPDATA,KXX,1,07,.00350,.00323,.00301,.00283,.00267,.00253      * UD2 K(T)
MPDATA,KXX,1,13,.00242,.00232,.00225,.00219,.00219,.00225      * UJ2 K(T)
MPDATA,KXX,1,19,.00232,.00241,.00264,.00298,.00346,.00417      * UJ2 K(T)
ET,2,70      * ELEM TERM ISOPAR 3-D REVEST
KXX,2,.12294E-1,.147E-4,-.821E-8,.767E-11      * ZIRCALOY K(T)
ET,3,34      * ELEM TERM LIGACAO CONVECCAO
R,3,.16337      * AREA/ELEMENTO
MPTEMP,01,291.,314.,333.,346.,361.,378.      * HGAP(FRA
MPTEMP,07,394.,410.,419.,428.,437.,447.      * HGAP(FRA
MPDATA,HF,3,01,.009922,.012470,.018219,.039013,.044208,.045200      * HGAP(FRA
MPDATA,HF,3,07,.045981,.046786,.047330,.047762,.048180,.048644      * HGAP(FRA
C***
C***      PASTILHA/FOLGA/REVESTIMENTO
C***
C***      * MALHA PASTILHA
N,101,,,.2500
N,112,1.3665,,.2203
N,123,2.2775,,.1673
N,134,3.1885,,.0877
N,145,3.9550
N,156,4.5550,,.02
N,111,,.5.5000
N,122,1.3665,,5.500
N,133,2.2775,,5.500
N,144,3.1885,,5.500
N,155,3.9550,,5.500
N,166,4.5550,,5.500
FILL,101,111
FILL,112,122
FILL,123,133
FILL,134,144
FILL,145,155
FILL,156,166
NGEN,5,100,101,166,1,,3.7500
E,101,112,212,212,102,113,213,213
EGEN,4,100,1
E,112,123,223,212,113,124,224,213
EGEN,4,100,5
EGEN,4,11,5,8,1
EGEN,10,1,1,20,1
MERGE
C***      * MALHA REVESTIMENTO
TYPE,2
    
```

```

MAT,2
N,1101,4.65,,.02
N,1111,4.65,,5.50
FILL,1101,1111
NGEN,5,16,1101,1116,1,.181250
NGEN,5,100,1101,1175,1,,3.750
E,1101,1117,1217,1201,1102,1118,1218,1202
EGEN,4,16,201
EGEN,4,100,201,204,1
EGEN,10,1,201,216,1
C***
TYPE,3
MAT,3
REAL,3
ESTART,901
E,156,1101
EGEN,11,1,901
EGEN,5,100,901,911,1
C***
NROTAT,ALL
C***
C*** CONTROLES DE ANALISE
C***
KTEMP,-1
ITER,20
CONV,1
C***
C*** CONDICÕES INICIAIS
C*** E DE CONTOURNO
C***
TUNIF,291.3
QE,1,.55844
QEGEN,200,1,1
CVSF,1,1,5.3750,.032688,313.7
LWRITE
C***
QE,1,.63821
QEGEN,200,1,1
CVSF,1,1,5.3750,.033033,315.8
LWRITE
C***
QE,1,.71799
QEGEN,200,1,1
CVSF,1,1,5.3750,.033378,319.8
LWRITE
C***
QE,1,.79777
QEGEN,200,1,1
CVSF,1,1,5.3750,.033601,322.7
LWRITE
C***

```

\* FOLGA PAST-REVEST

\* FOLGA ABERTA

\* CONTROLE TEMP NODAIS

\* CONTROLE ITERACOES

\* CONTROLE OTIMIZ CONVERG

\* TEMP INICIAL (TEMP ENT REFRIG)

\* 070X PTMAX = 36.40 [W/MM]/PI#R2

\* CONVEC REV-REF, TREFRIG (FRAP1)

\* 080X PTMAX = 41.60 [W/MM]/PI#R2

\* CONVEC REV-REF, TREFRIG (FRAP1)

\* 090X PTMAX = 46.80 [W/MM]/PI#R2

\* CONVEC REV-REF, TREFRIG (FRAP1)

\* 100X PTMAX = 52.00 [W/MM]/PI#R2

\* CONVEC REV-REF, TREFRIG (FRAP1)

TABELA A5.2 - Dados de entrada do programa ANSYS para simulação do modelo térmico tridimensional da vareta combustível de ANGRA-II com revestimento de aço-inox.

```

/PREP7
C*** *****
/TITLE, ANGRA-II PCI-3D ANALISE TERMICA ACO-INOX
C*** *****
C***
KAN,-1          * ANALISE TERMICA
CSYS,1          * COORD CILINDRICAS
C***
C***          TIPO DE ELEMENTO E
C***          PRJPRIEDADES MATERIAIS
C***
ET,1,70          * ELEM TERM ISOPAR 3-D PAST
MPTEMP,01,0000.,0200.,0300.,0400.,0500.,0500.      * JJ2 K(T)
MPTEMP,07,0700.,0800.,0900.,1000.,1100.,1200.      * JJ2 K(T)
MPTEMP,13,1300.,1400.,1500.,1600.,1700.,1800.      * UJ2 K(T)
MPTEMP,19,1900.,2000.,2200.,2400.,2600.,2800.      * UJ2 K(T)
MPDATA,<XX,1,01,.00857,.00607,.00528,.00468,.00420,.00392 * JJ2 K(T)
MPDATA,<XX,1,07,.00350,.00323,.00301,.00283,.00267,.00253 * JJ2 K(T)
MPDATA,<XX,1,13,.00242,.00232,.00225,.00219,.00219,.00225 * JJ2 K(T)
MPDATA,<XX,1,19,.00232,.00241,.00264,.00298,.00346,.00417 * UD2 K(T)
ET,2,70          * ELEM TERM ISOPAR 3-D REVEST
KXX,2,.01396,.1308E-4 * ACJ K(T)
ET,3,34          * ELEM TERM LIGACAO CONVECCAO
R,3,.16337       * AREA/ELEMENTO
MPTEMP,01,291.,318.,342.,358.,371.,375.             * HGAP(FRA
MPTEMP,07,389.,405.,413.,421.,429.,438.             * HGAP(FRA
MPDATA,<F,3,01,.005906,.006793,.008356,.012117,.017312,.041874 * HGAP(FRA
MPDATA,<F,3,07,.045212,.046541,.046994,.047377,.047809,.048210 * HGAP(FRA
C***
C***          PASTILHA/FOLGA/REVESTIMENTO
C***
C***          * MALHA PASTILHA
N,101,,,.2500
N,112,1.3655,,.2203
N,123,2.2775,,.1673
N,134,3.1885,,.0877
N,145,3.9550
N,155,4.5550,,.02
N,111,,.5.5000
N,122,1.3665,,5.500
N,133,2.2775,,5.500
N,144,3.1885,,5.500
N,155,3.9550,,5.500
N,165,4.5550,,5.500
FILL,101,111
FILL,112,122
FILL,123,133
FILL,134,144
FILL,145,155
FILL,155,166
NGEN,5,100,101,166,1,,3.7500
E,101,112,212,212,102,113,213,213
EGEN,4,100,1
E,112,123,223,212,113,124,224,213
EGEN,4,100,5
EGEN,4,11,5,8,1
EGEN,10,1,1,20,1
MERGE
C***          * MALHA REVESTIMENTO
TYPE,2

```

```

MAT,2
N,1101,4.65,,.02
N,1111,4.65,,5.50
FILL,1101,1111
NGEN,5,16,1101,1116,1,.191250
NGEN,5,100,1101,1175,1,,3.750
E,1101,1117,1217,1201,1102,1118,1218,1202
EGEN,4,16,201
EGEN,4,100,201,204,1
EGEN,10,1,201,216,1
C***          * FDLGA PAST-REVEST
TYPE,3
MAT,3
REAL,3          * FDLGA ABERTA
ESTART,901
E,155,1101
EGEN,11,1,901
EGEN,5,100,901,911,1
C***
NROTAT,ALL
C***
C***  CONTROLES DE ANALISE
C***
KTEMP,-1          * CONTROLE TEMP NODAIS
ITER,20          * CONTRJLE ITERACJES
CONV,1          * CONTROLE OTIMIZ CONVERG
C***
C***  CONDICJES INICIAIS
C***  E DE CONTORNO
C***
TUNIF,291.3          * TEMP INICIAL (TEMP ENT REFRIG)
C***
QE,1,.55844          * 070% PTMAX = 35.40 [W/M2]/PI0.2
QEGEN,200,1,1
CVSF,1,1,5.3750,.032588,313.7  * CONVEC REV-REF, TREFRIG (FRAP1)
LWRITE
C***
QE,1,.63821          * 080% PTMAX = 41.60 [W/M2]/PI0.2
QEGEN,200,1,1
CVSF,1,1,5.3750,.033033,315.8  * CONVEC REV-REF, TREFRIG (FRAP1)
LWRITE
C***
QE,1,.71799          * 090% PTMAX = 46.80 [W/M2]/PI0.2
QEGEN,200,1,1
CVSF,1,1,5.3750,.033378,319.8  * CONVEC REV-REF, TREFRIG (FRAP1)
LWRITE
C***
QE,1,.79777          * 100% PTMAX = 52.00 [W/M2]/PI0.2
QEGEN,200,1,1
CVSF,1,1,5.3750,.033601,322.7  * CONVEC REV-REF, TREFRIG (FRAP1)
LWRITE
C***

```



TABELA A5.3 - Dados de entrada do programa ANSYS para simulação do modelo mecânico tridimensional da vareta combustível de ANGRA-II com revestimento de zircaloy.

```

/PREP7
C*** *****
/TITLE, ANGRA-II PCI-3D ANALISE MECANICA ZIRCALOY
C*** *****
C***
CSYS,1          * COORD CILINDRICAS
C***
C***          ATENCAO!!!!
C***          FILE04(ANALISE TERMICA)
C***          DEVE ESTAR DISPONIVEL
C***
C***          TIPO DE ELEMENTO E
C***          PROPRIEDADES MATERIAIS
C***
ET,1,45          * ELEM ISOPAR 3-D PAST
EX,1,1.8905E5,-21.269  * MOD ELASTIC UO2
NUXY,1,.316      * COEF POISSON UO2
ALPX,1,5.46903E-6,5.64888E-9,-2.19366E-12,6.22055E-16 * EXP TERM UO2
ET,2,45          * ELEM ISOPAR 3-D REVEST
EX,2,99408.,-65.4    * MOD ELASTIC ZIRCALOY
NUXY,2,.301,-7.03E-5 * COEF POISSON ZIRCALOY
ALPX,2,3.7099E-6,1.485E-8 * EXP TERM TANG ZIRCALOY
ALPZ,2,5.575E-6      * EXP TERM AXIAL ZIRCALOY
NLSIZE,50         * TAB PROP NAO-LINEARES
NL,2,13,10        * PLASTICIDADE ZIRC-4(RECRIST.)
NL,2,19,20.,300.   * PLASTICIDADE ZIRC-4(RECRIST.)
NL,2,25,420.,211.  * PLASTICIDADE ZIRC-4(RECRIST.)
NL,2,31,1216.,605. * PLASTICIDADE ZIRC-4(RECRIST.)
TOFFST,273.       * TEMP.ABS P/ FLUENCIA (K=C+273.)
NL,2,6,99         * FLUENCIA ZIRCALOY (CONTROLE:C6=8)
NL,2,1,.081,1.558E-2,1.,7045. * FLUENCIA ZIRCALOY
ET,3,52          * ELEM INTERFACE 3-D
MU,3,.5          * COEF FRICCAD = .5
R,3,10.E-10,-.0950,3 * FOLGA PREV ABERTA
R,4,10.E10,,2    * FOLGA PREV FECHADA
C***
C***          PASTILHA/FOLGA/REVESTIMENTO
C***
C***          * MALHA PASTILHA
N,101,,,2500
N,112,1.3665,,,2203
N,123,2.2775,,,1673
N,134,3.1885,,,0877
N,145,3.9550
N,156,4.5550,,,02
N,111,,,5.5000
N,122,1.3665,,5.500
N,133,2.2775,,5.500
N,144,3.1885,,5.500
N,155,3.9550,,5.500
N,166,4.5550,,5.500
FILL,101,111
FILL,112,122
FILL,123,133
FILL,134,144
FILL,145,155
FILL,156,166
NGEN,5,100,101,166,1,,3.7500
E,101,112,212,212,102,113,213,213
EGEN,4,100,1

```

E,112,123,223,212,113,124,224,213  
EGEN,4,100,5  
EGEN,4,11,5,8,1  
EGEN,10,1,1,20,1

MERGE

C\*\*\*

\* MALHA REVESTIMENTO

TYPE,2

MAT,2

N,1101,4.65,,.02

N,1111,4.65,,5.50

FILL,1101,1111

N,1116,4.65,,11.0

FILL,1111,1116

NGEN,5,16,1101,1116,1,.181250

NGEN,9,100,1101,1180,1,,3.750

NGEN,5,100,1901,1980,1,,7.500

NGEN,3,100,2301,2380,1,,15.00

ESTART,201

E,1101,1117,1217,1201,1102,1118,1218,1202

EGEN,4,16,201

EGEN,14,100,201,204,1

EGEN,15,1,201,256,1

\* FOLGA PAST-REVEST

C\*\*\*

TYPE,3

MAT,3

REAL,3

ESTART,1101

E,156,1101

EGEN,11,1,1101

EGEN,5,100,1101,1111,1

C\*\*\*

NROTAT,ALL

C\*\*\*

C\*\*\* CONTROLES DE ANALISE

C\*\*\*

KTEMP,-1

KNL,0

ITER,10

CONV,1

C\*\*\*

C\*\*\* CONDICÕES DE CONTORNO

C\*\*\*

D,101,UX,,111,1

D,101,RTY,,111,1

D,101,UY,,166,1

D,101,RTZ,,166,1

D,101,RTX,,166,1

D,111,UZ

D,122,UZ,,522,100

D,133,UZ,,533,100

D,144,UZ,,544,100

D,155,UZ,,555,100

D,166,UZ,,566,100

D,122,RTY,,522,100

D,133,RTY,,533,100

D,144,RJTY,,544,100

D,155,RJTY,,555,100

D,166,RJTY,,566,100

D,122,RTX,,522,100

D,133,RJTX,,533,100

\* CC PASTILHA

D,144,ROTX,,,544,100  
 D,155,ROTX,,,555,100  
 D,166,ROTX,,,566,100  
 D,512,UY,,,566,1  
 D,512,ROTZ,,,566,1  
 D,512,ROTX,,,566,1  
 D,1101,UY,,,1180,1  
 D,1101,ROTZ,,,1180,1  
 D,1101,ROTX,,,1180,1  
 D,1116,UZ,,,2516,100  
 D,1132,UZ,,,2532,100  
 D,1148,JZ,,,2548,100  
 D,1164,UZ,,,2564,100  
 D,1180,UZ,,,2580,100  
 D,1116,ROTY,,,2516,100  
 D,1132,ROTY,,,2532,100  
 D,1148,ROTY,,,2548,100  
 D,1164,ROTY,,,2564,100  
 D,1180,ROTY,,,2580,100  
 D,1116,ROTX,,,2516,100  
 D,1132,ROTX,,,2532,100  
 D,1148,ROTX,,,2548,100  
 D,1164,ROTX,,,2564,100  
 D,1180,ROTX,,,2580,100  
 D,2501,UY,,,2580,1  
 D,2501,ROTZ,,,2580,1  
 D,2501,ROTX,,,2580,1  
 D,1101,ROTY,,,2501,100  
 D,1117,ROTY,,,2517,100  
 D,1133,ROTY,,,2533,100  
 D,1149,ROTY,,,2549,100  
 D,1165,ROTY,,,2565,100  
 D,1101,ROTX,,,2501,100  
 D,1117,ROTX,,,2517,100  
 D,1133,ROTX,,,2533,100  
 D,1149,ROTX,,,2549,100  
 D,1165,ROTX,,,2565,100

\* CC REVESTIMENTO

C\*\*\*

C\*\*\* CONDICÕES INICIAIS

C\*\*\*

EP,204,3,9.602,,1040,4  
 TREAD,1,20  
 TGEN,6,1,1111,1175,16  
 TGEN,6,1,1211,1275,16  
 TGEN,6,1,1311,1375,16  
 TGEN,6,1,1411,1475,16  
 TGEN,6,1,1511,1575,16  
 TGEN,11,100,1501,1580,1  
 C\*\*\*

\* 070X MAXPT = 36.40 KW/M  
 \* PRESSAO INT X EXT (FRAP1)  
 \* FILE04 (LOAD=1,ITER=20)

TABELA A5.4 - Dados de entrada do programa ANSYS para simulação do modelo mecânico tridimensional da vareta combustível de ANGRA-II com revestimento de aço-inox.

```

/PREP7
C*** *****
/TITLE, ANGRA-II PCI-3D ANALISE MECANICA ACO-INDX
C*** *****
C***
C***          ATENCAD!!!!
C***          FILE04(ANALISE TERMICA)
C***          DEVE ESTAR DISPONIVEL
C***
CSYS,1          * COORD CILINDRICAS
C***
C***          TIPO DE ELEMENTO E
C***          PROPRIEDADES MATERIAIS
C***
ET,1,45          * ELEM ISOPAR 3-D PAST
EX,1,1.8905E5,-21.269 * MOD ELASTIC UD2
NUXY,1,.316      * COEF POISSON UD2
ALPX,1,5.46903E-6,5.64888E-9,-2.19366E-12,6.22055E-16 * EXP TERM UD2
ET,2,45          * ELEM ISOPAR 3-D REVEST
EX,2,2.015E5,-72.917 * MOD ELASTIC ACO
NUXY,2,.3        * COEF POISSON ACO
ALPX,2,15.75E-6,5.E-9 * EXP TERM TANG ACO
NL,2,13,10      * PLASTICIDADE ACO
NL,2,19,25.,316.,750. * PLASTICIDADE ACO
NL,2,25,238.,185.,152. * PLASTICIDADE ACO
NL,2,31,912.,806.,475. * PLASTICIDADE ACO
NL,2,6,99       * FLUENCIA ACO (CONTRDLE:C6=0)
NL,2,1,1.653E-9,1. * FLUENCIA ACO
ET,3,52         * ELEM INTERFACE 3-D
MU,3,.5         * COEF FRICCAD = .5
R,3,10.E-10,-.0950,3 * FOLGA PREV ABERTA
R,4,10.E10,,2   * FOLGA PREV FECHADA
C***
C***          PASTILHA/FOLGA/REVESTIMENTO
C***
C***          * MALHA PASTILHA
N,101,,,2500
N,112,1.3665,,,2203
N,123,2.2775,,,1673
N,134,3.1885,,,0877
N,145,3.9550
N,156,4.5550,,,02
N,111,,,5.5000
N,122,1.3665,,5.500
N,133,2.2775,,5.500
N,144,3.1885,,5.500
N,155,3.9550,,5.500
N,166,4.5550,,5.500
FILL,101,111
FILL,112,122
FILL,123,133
FILL,134,144
FILL,145,155
FILL,156,166
NGEN,5,100,101,166,1,,3.7500
E,101,112,212,212,102,113,213,213
EGEN,4,100,1
E,112,123,223,212,113,124,224,213
EGEN,4,100,5
EGEN,4,11,5,8,1

```

EGEN,10,1,1,20,1

MERGE

C\*\*\*

\* MALHA REVESTIMENTO

TYPE,2

MAT,2

N,1101,4.65,,.02

N,1111,4.65,,5.50

FILL,1101,1111

N,1116,4.65,,11.0

FILL,1111,1116

NGEN,5,16,1101,1116,1,.181250

NGEN,9,100,1101,1180,1,,3.750

NGEN,5,100,1901,1980,1,,7.500

NGEN,3,100,2301,2380,1,,15.00

ESTART,201

E,1101,1117,1217,1201,1102,1118,1218,1202

EGEN,4,16,201

EGEN,14,100,201,204,1

EGEN,15,1,201,256,1

C\*\*\*

\* FOLGA PAST-REVEST

TYPE,3

MAT,3

REAL,3

\* FOLGA ABERTA

ESTART,1101

E,156,1101

EGEN,11,1,1101

EGEN,5,100,1101,1111,1

C\*\*\*

NRDTAT,ALL

C\*\*\*

C\*\*\* CONTROLES DE ANALISE

C\*\*\*

KTEMP,-1

\* CONTROLE TEMP NODAIS

KNL,0

\* CONTROLE PROP NAO-LINEARES

ITER,10

\* CONTROLE ITERACOES

CONV,1

\* CONTROLE OTIMIZ CONVERG

C\*\*\*

C\*\*\* CONDICoes DE CONTORNO

C\*\*\*

D,101,UX,,,111,1

\* CC PASTILHA

D,101,RTY,,,111,1

D,101,UY,,,166,1

D,101,RTZ,,,166,1

D,101,RTX,,,166,1

D,111,UZ

D,122,UZ,,,522,100

D,133,UZ,,,533,100

D,144,UZ,,,544,100

D,155,UZ,,,555,100

D,166,UZ,,,566,100

D,122,RTY,,,522,100

D,133,RJTY,,,533,100

D,144,RTY,,,544,100

D,155,RJTY,,,555,100

D,166,RTY,,,566,100

D,122,RTX,,,522,100

D,133,RJTX,,,533,100

D,144,RJTX,,,544,100

D,155,RTX,,,555,100

D,166,RTX,,,566,100

D,512,UY,,,566,1  
 D,512,ROTZ,,,566,1  
 D,512,ROTX,,,566,1  
 D,1101,UY,,,1180,1  
 D,1101,ROTZ,,,1180,1  
 D,1101,ROTX,,,1180,1  
 D,1116,UZ,,,2516,100  
 D,1132,UZ,,,2532,100  
 D,1148,UZ,,,2548,100  
 D,1164,UZ,,,2564,100  
 D,1180,UZ,,,2580,100  
 D,1116,ROTY,,,2516,100  
 D,1132,ROTY,,,2532,100  
 D,1148,ROTY,,,2548,100  
 D,1164,ROTY,,,2564,100  
 D,1180,ROTY,,,2580,100  
 D,1116,ROTX,,,2516,100  
 D,1132,ROTX,,,2532,100  
 D,1148,ROTX,,,2548,100  
 D,1164,ROTX,,,2564,100  
 D,1180,ROTX,,,2580,100  
 D,2501,JY,,,2580,1  
 D,2501,ROTZ,,,2580,1  
 D,2501,ROTX,,,2580,1  
 D,1101,ROTY,,,2501,100  
 D,1117,ROTY,,,2517,100  
 D,1133,ROTY,,,2533,100  
 D,1149,ROTY,,,2549,100  
 D,1165,ROTY,,,2565,100  
 D,1101,ROTX,,,2501,100  
 D,1117,ROTX,,,2517,100  
 D,1133,ROTX,,,2533,100  
 D,1149,ROTX,,,2549,100  
 D,1165,ROTX,,,2565,100  
 C\*\*\*  
 C\*\*\*       CONDICOES INICIAIS  
 C\*\*\*  
 C\*\*\*  
 EP,204,3,9.920,,1040,4  
 TREAD,1,20  
 TGEN,6,1,1111,1175,16  
 TGEN,6,1,1211,1275,16  
 TGEN,6,1,1311,1375,16  
 TGEN,6,1,1411,1475,16  
 TGEN,6,1,1511,1575,16  
 TGEN,11,100,1501,1580,1  
 C\*\*\*

\* CC REVESTIMENTO

\* 070Z MAXPT = 36.40 KW/M  
 \* PRESSAD INT X EXT (FRAP1)  
 \* FILE04 (LOAD=1,ITER=20)



APÊNDICE-6

TEMPO DE EXECUÇÃO DOS MODELOS

TABELA A6.1 - Tempo de processamento dos modelos térmicos e mecânicos bi e tri-dimensionais nos casos considerados.

ARQ/CASO	CONVERGÊNCIA	TEMPO CPU (HMS)
Análise Térmica		
TTERMZ	(L=4, I=20)	0:15:35.94
TTERMA	(L=4, I=20)	0:15:44.89
LTERMZ	(L=4, I=20)	0:35:06.26
LTERMA	(L=4, I=20)	0:34:54.20
STERMZ	(L=4, I=20)	0:36:52.87
STERMA	(L=4, I=20)	0:36:48.49
Análise Mecânica		
TIGAZE	4x1	0:07:36.23
TIGAAE	4x1	0:07:50.37
T1GTZE	5	0:05:06.86
T1GTAE	5	0:05:09.48
T1GPZE	4	0:04:24.20
T1GPAE	4	0:04:22.35
T1GPZP	(não plast)	0:00:00.00
T1GPAP	(não plast)	0:00:00.00
T1GPZC	1000hr/10	0:13:03.51
T1GPAC	1000hr/10	0:13:06.56
T4GPZE	4	0:04:23.77
T4GPAE	3	0:03:40.08
T4GPZP	4	0:05:08.30
T4GPAP	10	0:10:17.36
T4GPZC	1000hr/10	0:13:12.23
T4GPAC	1000hr/10	0:13:16.12
LIGAZE	4x1	0:11:21.70
LIGAAE	4x1	0:11:09.92
L1GTZE	10	0:13:34.60
L1GTZE	10	0:13:15.78
L1GPZE	3	0:05:25.19
L1GPAE	9	0:11:55.47
L1GPZP	10	0:14:51.65
L1GPAP	10	0:14:55.49
L1GPZC	1000hr/10	0:17:15.96
L1GPAC	1000hr/10	0:17:46.03
L4GPZE	3	0:05:23.28
L4GPAE	6	0:08:39.59
L4GPZP	10	0:14:51.90
L4GPAP	10	0:15:02.83
L4GPZC	1000hr/10	0:17:27.48
L4GPAC	1000hr/10	0:17:41.17
SIGAZE	3	1:01:10.44
SIGAAE	3	0:58:07.00
S1GAZE	3	0:58:22.09
S1GAAE	3	0:58:25.30
S1GPZE	10	3:35:18.55
S1GPAE	10	3:35:27.42
S1GPZP	10	3:42:28.40
S1GPAP	10	3:48:59.67
S1GPZC	10	3:43:54.09
S1GPAC	10	3:48:26.28