UMA METODOLOGIA PARA ANÁLISE COMPUTACIONAL DE INCÊNDIOS EM INSTALAÇÕES OFFSHORE

MARCELO FERNANDES MENDES

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

Aprovada por:

Prof. Nelson F. Favilla Ebecken, D.Sc.
(Presidente)

Eng. Sérgio Guillermo H. Rodriguez, D.Sc.

Eng. Adilson Carvalho Benjamin, D.Sc.

Prof. Edison Castro Prates de Lima, D.Sc.

Prof. Gilberto Bruno Ellwanger, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL
MARÇO DE 1996.

MENDES, MARCELO FERNANDES

Uma Metodologia para Análise Computacional de Incêndios em Instalações Offshore [Rio de Janeiro] 1996

ix, 141 p., 29,7 cm (COPPE/UFRJ, D.Sc., Engenharia Civil, 1996)

Tese - Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE

1. Análise Estrutural 2. Simulação de Incêndio 3. Análise Térmica

I. COPPE/UFRJ II. Título (série).

Dedico esta tese a meus filhos, como um pequeno exemplo de que contra a perseverança não há obstáculos intransponíveis.

AGRADECIMENTOS

A minha esposa, pelo carinho, incentivo e compreensão, que tornou mais fácil enfrentar as dificuldades.

Aos meus pais e irmãos, pelo apoio e motivação.

Ao professor Nelson Ebecken, pela paciência, compreensão e orientação sempre valiosa, que tornou possível a conclusão desta tese.

Aos amigos Márcia Araújo e Sérgio Rodriguez, pela ajuda na busca de soluções, pelas críticas, ensinamentos e confiança depositada.

Aos amigos França e Flávio, pelo incentivo e estímulo.

Aos professores da COPPE, pela orientação, atenção e qualidade dos ensinamentos transmitidos, que permitiram a compreensão e dimensionamento dos problemas.

À PETROBRAS, pela possibilidade de colocar em prática os procedimentos desenvolvidos.

À COPPE e CNPQ, que tornaram possível o desenvolvimento deste trabalho.

Resumo da Tese apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para obtenção do grau de Doutor em Ciências (D. Sc.).

UMA METODOLOGIA PARA ANÁLISE COMPUTACIONAL DE INCÊNDIOS EM INSTALAÇÕES OFFSHORE

Marcelo Fernandes Mendes
Março, 1996

Orientador: Nelson Francisco Favilla Ebecken
Programa: Engenharia Civil

O presente trabalho consiste na apresentação de uma metodologia de cálculo específica para análise de incêndios em instalações offshore. Esta metodologia, baseada na simulação computacional do incêndio e de suas consequências, permite avaliar com precisão os efeitos resultantes de cada cenário de fogo, em termos de danos a equipamentos, estruturas e à vida humana.

Ao longo do trabalho apresenta-se a teoria básica e procedimentos de cálculo utilizados, assim como as rotinas de computador implementadas, para análise de incêndios de fluidos pressurizados (*Jet Fires*) e derrames de líquidos e condensados (*Pool Fires*). As distribuições de temperatura na estrutura e equipamentos próximos e o cálculo das tensões geradas são avaliadas através de software comercial, baseado no método dos elementos finitos, sendo que a teoria básica relativa à solução dos problemas térmicos e termo-elasto-plástico é apresentada e discutida.

Como testemunha da aplicabilidade e utilidade da metodologia proposta, apresenta-se quatro casos reais de aplicação, em instalações offshore diversificadas e analisadas sob diferentes perspectivas. Utilizando exemplos que vão desde plataformas fixas existentes à plataformas semi-submersíveis para águas profundas, com objetivos diversos como redução da proteção passiva estrutural comparação de desempenho entre tipos distintos de proteção, buscou-se discutir e apresentar as principais potencialidades e limitações desta metodologia, enfatizando os benefícios alcançados e os próximos desenvolvimentos.

Abstract of Thesis presented to COPPE/UFRJ as parcial fulfillment fo the requirements for the degree of Doctor of Science (D. Sc.).

A METHODOLOGY FOR FIRE COMPUTATIONAL ANALYSIS IN OFFSHORE INSTALATIONS

Marcelo Fernandes Mendes
March, 1996

Thesys Supervisor: Nelson Francisco Favilla Ebecken
Department: Civil Engineering

This Thesis presents a specific methodology to perform fire analysis at offshore instalations. This methodology, basead on computational simulation of fire an its results, permits to evaluate the efects of each fire scenario, considering the hazards to equipments, structures and human beeings.

The basic theory and calculations procedures employeds are presented, just like the computational routines developed, to analyse fire in pressurized fluids (*Jet Fires*) and the leakage of liquids (*Pool Fires*). The temperature distributions in the structure and nearest equipaments, and the computation of new stresses are evaluated by a comercial avaiable finite element package. The basic theory concerned to the solution fo the thermal and thermo-elastic-plastic porblem is presented and discussed.

Four real examples of the employment of this methodology are presented, in order to show its usefulness and applicability. These examples shows production offshore platforms with different lay-outs, since a fixed of ten years old to a semi-submersible to deep water. The purpose of the analysis go since the reduction of existing structural passive protection to a comparative analysis between the performance of different types of protection. The potentialites and limitations of the methodology are presented and discussed, with emphasys in the benefits an new developments.

ÍNDICE

1. Introdução

1.1. Motivação e Histórico 1

1.2. Revisão Bibliográfica 6

1.3. Objetivo 9

1.4. Organização da Tese 11

2. - Modelos de Chama

2.1. Introdução 13

2.2. Tipos de Chama 13

2.3. Características das Chamas 16
2.3.1. *Pool Fires* 18
2.3.1.1. Geometria 18
2.3.1.2. Quantidade de Calor Emitido 26
2.3.2. *Jet Fires* 30

3. Determinação do Calor Incidente

3.1. Introdução 33

3.2. Troca de Calor por Radiação 33
3.2.1. Lei de Stefan-Boltzman 34
3.2.2. Cálculo do Fator de Forma 36
3.2.3. Metodologia Adotada 44
3.3. Troca de Calor por Convecção 47

4. Determinação da Temperatura Resultante do Incêndio

4.1. Introdução 50

4.2. Modelo Matemático 51
4.2.1 - Condições de Contorno e Iniciais 52

4.3. Formulação do Método dos Elementos Finitos para Condução 55

4.4. Modelos Utilizados 59
4.4.1. Modelo Térmico de Análise da Estrutura 59
4.4.2. Modelo Térmico de Análise da Propagação 60

4.5. Cálculo da Distribuição de Temperatura 65

4.6. Exemplos de Validação 70

5. Análise Estrutural

5.1. Introdução 71

5.2. Comportamento do Material 71

5.3. Critérios de Colapso 75

5.4. Procedimentos Baseados na Temperatura 76

5.5. Procedimentos Baseados em Tensões e Deslocamentos 78
5.5.1. Modelo Matemático 79
5.5.2. Procedimento de Solução 84

6. Estudo de Casos

6.1. Introdução 85

6.2. Descrição do Processo Operacional 85

6.3. Exemplo 1 - Plataforma Semi-submersível de 100.000 barris/dia 88
6.3.1. Características Gerais 88
6.3.2. Seleção dos Focos de Incêndio 92
6.3.3. Características das Chamas 93
6.3.4. Determinação da Distribuição de Temperatura 102
6.3.4.1 Modelos Utilizados 102
6.3.4.2. Verificação da Ocorrência de Propagação 103
6.3.4.2.1. Separadores de Gás e Óleo 103
6.3.4.2.2. Conector de Exportação de Gás 109
6.3.4.3. Temperaturas Atuantes na Estrutura 114
6.3.4.3.1. Separador de Gás e Óleo 114
6.3.4.3.2. Conector de Exportação de Gás 118
6.3.5. Determinação das Tensões Atuantes 124
6.3.5.1. Modelo Utilizado 124
6.3.5.2. Validação do Modelo 128
6.3.5.3. Cálculo das Tensões e Deslocamentos Atuantes 129
6.3.6. Verificação da Ocorrência de Colapso 132
6.3.7. Verificação da Necessidade de Proteção Passiva 135

6.4. Exemplo 2 - Plataforma Semi-submersível de 50.000 barris/dia 136
6.4.1. Características Gerais 136
6.4.2. Resultados Obtidos 137
6.4.2.1. Características do Incêndio 137
6.4.2.2. Determinação da Radiação Incidente na Estrutura 142
6.4.2.3. Distribuição de Temperatura 143
6.4.3 Determinação das Tensões e Deslocamentos Atuantes 145

6.5. Exemplo 3 - Plataforma Semi-submersível de 80.000 barris/dia 157
6.5.1. Características Gerais 157
6.5.2. Resultados Obtidos 162
6.5.2.1. Características do Incêndio 162
6.5.2.2. Distribuição de Temperatura 164

6.6. Exemplo 4 - Plataforma Fixa 181
6.6.1. Características Gerais 181
6.6.2. Resultados Obtidos 183
6.6.2.1. Características do Incêndio 183
6.6.2.2. Comportamento Estrutural 183

7. Conclusão

7.1. Potencialidades de Uso

7.2. Principais Limitações

7.3. Futuros Desenvolvimentos

8. Bibliografia

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO

1.1 - MOTIVAÇÃO E HISTÓRICO

A maioria das pesquisas e estudos desenvolvidos na área de estruturas offshore concentrou-se nas atividades relativas a aspectos estruturais e segurança das instalações. As principais linhas de pesquisa relacionavam-se a tópicos como carregamentos, análise de fadiga, interação fluido-estrutura, mecânica da fratura, melhoria das técnicas de fabricação, inspeção e outros, de forma a garantir a confiabilidade e otimização da estrutura.

Como resultado destas pesquisas, as instalações offshore atualmente podem suportar grandes ondas, abalos sísmicos, choques de embarcação e intensos ventos, dentre outros, mantendo sua integridade. Desta forma, ao realizarmos uma análise das causas de acidentes com as plataformas marítimas nos dias de hoje, obteremos resultados semelhantes aos apresentados na Figura 1.1, obtida através de dados do "Noble Denton Database".

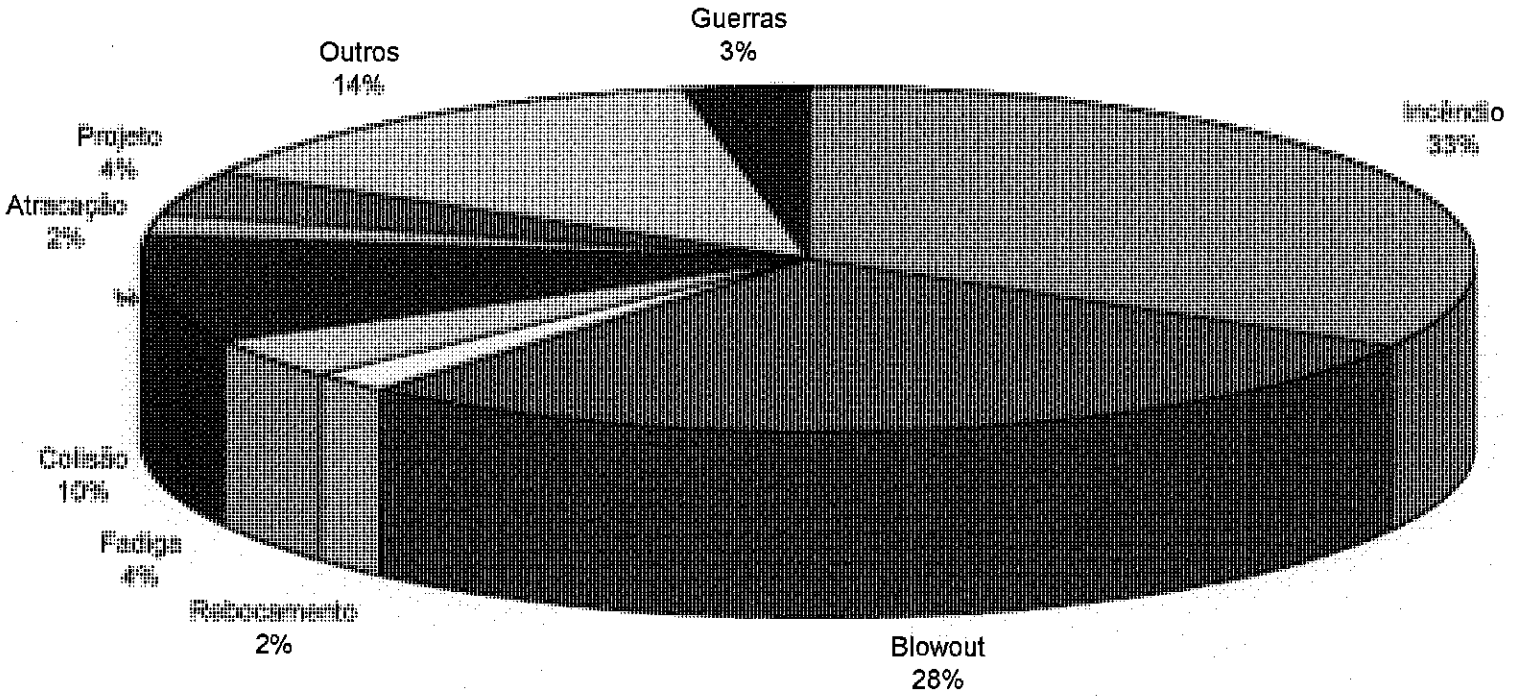
Através desta Figura, pode-se constatar que as pesquisas realizadas nas áreas relativas a aspectos intrinsecamente ligados ao comportamento estrutural dos projetos de plataformas offshore, tais como fadiga, cargas atuantes, choques, trincas e outras, permitiram reduzir sensivelmente a participação destes fatores nas causas de acidentes.

Além disto, a Figura 1.1 permite constatar que a maior parte dos acidentes, respondendo por mais de 35% do total, deve-se a incêndios. Portanto, reduzir 50% dos danos causados por incêndios significa reduzir em quase 20% todos os acidentes com plataformas. Nenhuma outra causa permite obter percentual tão elevado de retorno em benefícios.

Apesar destes fatos, com raras exceções, os poucos trabalhos apresentados até então na área de incêndio em Plataformas Marítimas, ou mesmo em estruturas civis, caracterizaram-se por sua excessiva simplicidade, não conduzindo a resultados práticos e confiáveis. A grande maioria limita-se a discutir conceitos elementares, indicando que há ainda um longo caminho a percorrer.

Por outro lado, as normas existentes são omissas ou excessivamente genéricas quando tratam de membros estruturais submetidos a incêndios. Segundo a maioria delas, "os elementos estruturais que possam ser expostos em caso de incêndio e onde o colapso causar danos totais ou parciais à Plataforma, devem ser protegidos"; sem definir o que vem a ser colapso e, mais importante, como avaliar se o elemento pode ou não colapsar. Desta forma, a experiência ou insegurança do projetista pode determinar a qualidade e o custo da instalação; não existe um critério objetivo e de aplicação imediata previsto pelas normas.

Figura 1.1
Acidentes com Plataformas Offshore Fixas
Fonte: Noble Danton Dadtabase



Tipos de Proteção

Para proteger estes elementos estruturais, os projetistas podem optar por diferentes procedimentos, que podem ser divididos em duas categorias:

- Proteção Ativa de combate a incêndios;
- Proteção Passiva de combate a incêndios.

Os sistemas de combate a incêndio classificados como PROTEÇÃO ATIVA (**PA**) são aqueles onde é necessário que haja a ação humana ou de algum tipo de equipamento para sua utilização. São exemplos os sistemas de Água de Dilúvio, de Gás Carbônico, de Halon, de Espuma, Extintores, etc.

Os sistemas de combate a incêndio classificados como PROTEÇÃO PASSIVA (**PP**) são aqueles onde não é necessária nenhuma ação externa para seu funcionamento. Enquadram-se nesta categoria os Revestimentos Contra Fogo (**RCF**), as Anteparas de Segurança, o aumento da distância entre focos de incêndios e outros.

Critérios de Utilização

Numa determinada instalação, industrial, comercial ou residencial, faz-se uso dos dois tipos de sistemas, de forma a satisfazer determinadas exigências de seguranca e custo-benefício. No caso de indústrias que processam ou manuseiam fluidos inflamáveis, estas exigências são mais rígidas, proporcionais às condições de risco da instalação.

No caso específico de Plataformas Offshore, a situação é significativamente mais severa. Neste caso tem-se grande volume de fluidos inflamáveis confinado em espaço reduzido, temperaturas elevadas e vidas humanas habitando em locais vizinhos. Além disto, toda a planta e equipamentos de processo são suportados por uma única estrutura, quase sempre metálica no caso brasileiro, que deve permanecer erecta para que a plataforma continue a existir.

Por todas estas razões, os critérios de proteção contra incêndios em plataformas são os mais severos, dentre todas as instalações industriais. O critério empregado para proteção dos elementos estruturais, já descrito anteriormente, significa na prática proteger todos as vigas, colunas e contraventamentos que se avizinhem de equipamentos ou tubulações contendo fluidos inflamáveis.

O tipo de proteção usado para membros estruturais é sempre formado por elementos de PP, com predomínio dos RCF's, seguido das anteparas. Este critério, associado às limitações de análise que os projetistas tem que enfrentar, normalmente resultam em sérios problemas de custo e peso adicionado.

Traduzindo este problema em custos, pode-se tomar como exemplo as Plataformas Satélites de Vermelho (1/2/3), instaladas no Pólo Nordeste da Bacia de Campos, RJ. Neste caso foram utilizadas 180 toneladas de RCF para cada uma, a um custo de cerca de US$ 2,500,000.00 (dois milhões e quinhentos mil dólares).

Além deste custo, deve-se levar outros fatores em consideração:

i) No caso de Plataformas Semi-submersíveis, que representam a tendência de operação dos campos gigantes de Marlim e Albacora por poderem operar em grandes lâminas d'água, o acréscimo de peso traz sérias implicações como redução na capacidade de carga, aumento dos flutuadores, redução da velocidade e capacidade de manobra, redução de espaço e outros;

ii) Os RCF's usados podem ser expostos ao tempo, porém tem vida útil limitada; desta forma, é necessário substituí-los após certo período de tempo. A operação de substituição/ reparo do RCF demanda a utilização de embarcações tipo Flotel e pessoal especializado, podendo até mesmo interromper a produção da plataforma por certo período. Todo este processo é extremamente caro, acarretando sérios transtornos operacionais;

iii) A aplicação de RCF nos membros estruturais dificulta a inspeção dos mesmos, portanto, retirá-los significa aumentar a segurança da estrutura quanto à detecção do surgimento de trincas.

A partir destes dados, a PETROBRAS optou por buscar identificar critérios que permitissem racionalizar o projeto de proteção passiva em membros estruturais. Iniciou-se então, em 1989, o programa de pesquisa que motivou o desenvolvimento desta tese, que consiste no desenvolvimento, implementação e validação de uma metodologia prática que permitisse abordar o aspecto incêndio de forma global, clara e que resultasse no projeto otimizado do sistema de proteção passiva.

Os critérios de racionalização devem, obrigatoriamente, considerar as características do arranjo (lay-out) da instalação; o inventário a ser queimado; o tipo, disposição e localização dos membros estruturais; as condições ambientais e outros tipo de proteção que porventura existam, tais como sistemas de alívio de pressão, bloqueios, drenos, dilúvio, dentre outros.

Com base nestas premissas, a PETROBRAS/DEPRO/DENGE iniciou em 1989 estudos que permitissem a obtenção deste tipo de metodologia, com vistas à aplicação imediata na Plataforma PETROBRAS VIII, instalada no Campo de Marimbá, Bacia de Campos, em fins de 1992.

Nesta plataforma, do tipo semi-submersível, havia um sério agravante do problema peso, uma vez que estavam previstas, apenas para membros estruturais, cerca de 70 toneladas de PP, com custo estimado de instalação (sem incluir manutenções futuras) de cerca de US$ 1,000,000.00 (um milão de dólares americanos).

Motivados por esta urgência, em meados de 1990, foi efetivada a definição da metodologia e ferramental de cálculo, objeto desta tese, que foram com sucesso aplicados à Plataforma, cujos resultados finais estão apresentados no Capítulo 6 desta tese.

Posteriormente, esta mesma metodologia, com algumas evoluções, foi aplicada à Plataforma Semi-submersível PETROBRAS XX, denominada Piloto de Marlim, instalada no Campo de Marlim, Bacia de Campos, RJ. Neste caso, o objetivo principal da análise foi garantir à proprietária da embarcação, a GottaVerken Arendal (GVA), que o projeto de proteção passiva utilizada na região do "Moonpool" protegeria de forma satisfatória as anteparas estruturais.

Em 1992 analisou-se o comportamento de Arranjos Verticais submetidos à incêndios. Importantes conclusões foram obtidas a partir de estudos de arranjos e dimensões de equipamentos, tipos de colapso, influência da fumaça e outros. Estes resultados poderão ser utilizados em projetos semelhantes, de forma a minimizar as consequências de incêndios.

No início de 1993, estes procedimentos foram aplicados à Plataforma semi-submersível PETROBRAS XIII, destinada ao Campo de Bijupirá-Salema, Bacia de Campos. Neste caso, foram analisadas as regiões de Proa e Popa da embarcação, pontos de chegada dos Conectores dos Risers. A redução na quantidade de PP foi significativa, e os resultados obtidos foram analisados e aprovados pelo Bureau Veritas, França, responsável pela Certificação desta Plataforma.

Recentemente (Novembro/95) esta metodologia encontra-se sendo aplicada em 3 projetos distintos:

a) no projeto da Plataforma semi-submersível PETROBRAS XXV, a ser instalada no Campo de Albacora. Neste projeto efetuou-se análise completa dos equipamentos e tubulações da plataforma, contemplando não só a PP, mas o comportamento do sistema como um todo na presença de incêndios. Desta forma, verificou-se com grande profundidade os riscos envolvidos, possibilidade do fogo propagar-se a partir do foco inicial e medidas adicionais para redução da severidade do incêndio, que serão apresentadas no Capítulo VI;

b) Otimização da PP de uma plataforma fixa existente, de forma a reduzir a quantidade a ser recuperada em operações de manutenção. Espera-se, ao final do trabalho, reduzir significativamente os custos e tempo necessários à manutenção da PP estrutural;

c) Verificação da possibilidade de uso de materiais compostos no piso das Plataformas, analisando-se seu comportamento na presença de incêndios. Este projeto, situado dentro da busca por materiais alternativos, objetiva identificar quais as regiões em que, em caso de incêndio, as temperaturas atingidas não invalidariam o uso destes materiais.

A partir destes dados, nota-se que a metodologia desenvolvida vem sendo aplicada com sucesso em situações reais de projeto. Esta aplicação é fruto da demanda crescente por processos e critérios que reduzam custos e prazos de montagem e operação.

Entretanto, por promover alterações em tradicionais critérios relacionados com a segurança de instalações que, em última análise, exibem grande vocação para incêndios, deve-se garantir que todas as premissas adotadas sejam exaustivamente testadas e comprovadas. A ênfase dos procedimentos aqui apresentados não foi obter as mais modernas e/ou poderosas rotinas de cálculo, mas sim as mais confiáveis.

1.2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Uma breve evolução dos procedimentos de cálculo utilizados em análises relativas a incêndios pode ser visualizada através de rápida revisão bibliográfica.

Os primeiros códigos e normas para projetos em locais sujeitos à ocorrência de incêndios foram desenvolvidos para instalações de escritórios e residenciais, à medida que estes prédios foram crescendo verticalmente. Estes códigos, usados até os dias de hoje, baseiam-se em critérios de resistência dos elementos estruturais ao fogo, a partir de testes realizados em fornalhas.

A "American Society of Testing Materials" (ASTM), através da norma E-119 (referencia [1]), de 1983, especifica metodologia de teste baseada no aquecimento de um elemento estrutural no interior de fornos, segundo curvas de temperatura versus tempo pré-determinadas, onde a resistência é medida em termos de unidades de tempo que um dado elemento suporta sem que ocorra a falha. Esta falha é definida como o colapso do elemento, deflexão excessiva, temperatura excesiva, ou, no caso de paredes ou lajes, a passagem de chamas através do elemento.

O "Basic Building Code" (BOCA), de 1983, estabelece a resistência mínima para elementos estruturais, de acordo com o tipo de elemento (vigas, colunas,etc), finalidade da construção, dimensões, e tipo de material combustível em seu interior. Este mesmo tipo de procedimento, associado aos resultados do ASTM E-119, vem sendo utilizado desde o início do século, com poucas alterações.

Em 1974 foi estabelecido o primério método de cálculo aceito para projeto de estruturas metálicas sujeito a incêndios. Este método, denominado método sueco foi traduzido para o inglês em 1976, sendo responsável pelo projeto de mais de 100 projetos de proteção estrutural contra fogo em edifícios [2].

Método Sueco

O método sueco baseia-se na análise da estrutura exposta ao fogo, determinando a temperatura de cada elemento estrutural e calculando a carga crítica que cada elemento poderá suportar nesta temperatura. Compara-se com as cargas de projeto e verifica-se a necessidade de proteger ou não o elemento.

A determinação da temperatura de cada elemento assume incêndios confinados, assumindo incêndios celulósicos em materias distribuídos homogeneamente em todo o compartimento. Assume temperatura e coeficientes de troca de calor constantes em todo o ambiente, resultando em fluxo de aquecimento constante sobre os elementos.

As temperaturas são determinadas desprezando-se o processo de condução ao longo do elemento e considerando o resfriamento por radiação e convecção com o ambiente. Constantes empíricas são empregadas para os diferentes tipos de perfil e superficies. As temperaturas são utilizadas diretamente nas curvas de resistência do material, obtendo-se a carga máxima admissível.

Apesar de simples na sua concepção, este método racionaliza o processo de determinação dos elementos a serem protegidos, e forma a base do método proposto recentemente pela Comunidade Econômica Européia para análise de prédios de estruturas metálicas. Lamentavelmente, sua excessiva simplicidade impede seu uso em ambientes offshore, onde o combustível não se encontra distribuído uniformemente, os ambientes não são totalmente confinados e o vento exerce papel significativo.

Estágio Atual

Trabalhos mais recentes, como os apresentados por Barnett [2], em 1989, Chiou and Lin [3], em 1992, Tomecek e Mike [4], em 1993, e muitos outros, apresentam em comum o fato de buscarem metodologias simples e comprovadas que permitissem continuar a utilizar os resultados do ASTM E-119. Esta linha de pesquisa objetiva transformar procedimentos relativamente empíricos e determinísticos, em analíticos, quantificando os fatores de seguranca associados a este tipo de procedimento.

No caso específico de Plataformas offshore, os critérios normalmente utilizados para projetos de proteção contra incêndio de elementos estruturais baseiam-se em códigos internacionais como MODU, de 1990, SOLAS, 1986 e NPD, 1980. A PETROBRAS desenvolveu e utiliza a Norma N-2077, 1986 [5], que rege a aplicação e uso de proteção passiva em membros estruturais. Todas estas normas e códigos apresentam as limitações apresentadas no ítem I.1, resultando em dependência excessiva dos critérios e experiência do projetista.

Forsth e Mann [6], em 1983, apresentaram procedimento para avaliar cargas acidentais produzidas por incêndios em plataformas. Estes procedimentos apresentavam equações para avaliar dimensões de chamas, assumiam que estas envolveriam o elemento estrutural e determinavam então a temperatura do elemento. Caso este valor fosse superior a 700 K (427 ^{0}C), considerava-se que o elemento teria falhado. Neste trabalho apresentam-se algumas análises relativas a plataforma de perfuração.

Em que pese a simplicidade e limitações dos critérios adotados para determinação da temperatura e ocorrência de falha, este processo de busca representava uma tentativa de racionalizar os critérios de projeto de proteção de membros estruturas. Entretanto, a tendência mundial de elaboração de projetos de proteção continou a basear-se em critérios genéricos, ao invés de analíticos.

A partir do incêndio da Plataforma inglesa Piper Alfa, no Mar do Norte, em julho de 1988, com 167 mortes, esta linha de projetos sofreu considerável abalo. Verificou-se então que proteção em quantidades excessivas não significava necessariamente proteção suficiente, uma vez que o local a ser protegido apresentava grande importância no compor-tamento global da estrutura.

Questões como "ONDE", "COMO" e "POR QUE" proteger passaram a ser formuladas com mais frequência e atenção. Uma das principais conclusões do relatório emitido [7] pelo Governo Inglês, responsável pela investigação das causas deste acidente, recomenda que "..o projeto de proteção dos elementos estruturais contra fogo deverá ser baseado em critérios analíticos ("safety assessment"), ao invés de normas e regulamentações."

Esta conclusão representa um dos principais argumentos e fator motivador para desenvolver, implementar, testar e validar procedimentos e ferramentas como os apresentados nesta tese. Acreditamos que somente a partir de análises como estas, a participação de incêndios como causa de falhas em Plataformas, relatadas atualmente por Figuras como 1.1, poderá ser reduzida a números razoáveis.

1.3. OBJETIVO

Em função dos fatos anteriormente descritos, esta Tese de Doutorado propõe-se a apresentar uma alternativa aos procedimentos normalmente utilizados. Esta alternativa baseia-se em procedimentos analíticos para determinar os locais onde há real necessidade de proteger os elementos estruturais e/ou acrescentar anteparas.

Os procedimentos analisados neste trabalho encontram-se indicados na Figura 1.2 - FLUXOGRAMA GERAL DE ANALISE, constituindo-se das seguintes etapas:

i) Análise do Arranjo da Instalação, identificando locais que manuseiam e armazenam hidrocarbonetos ou outros fluidos inflamáveis;

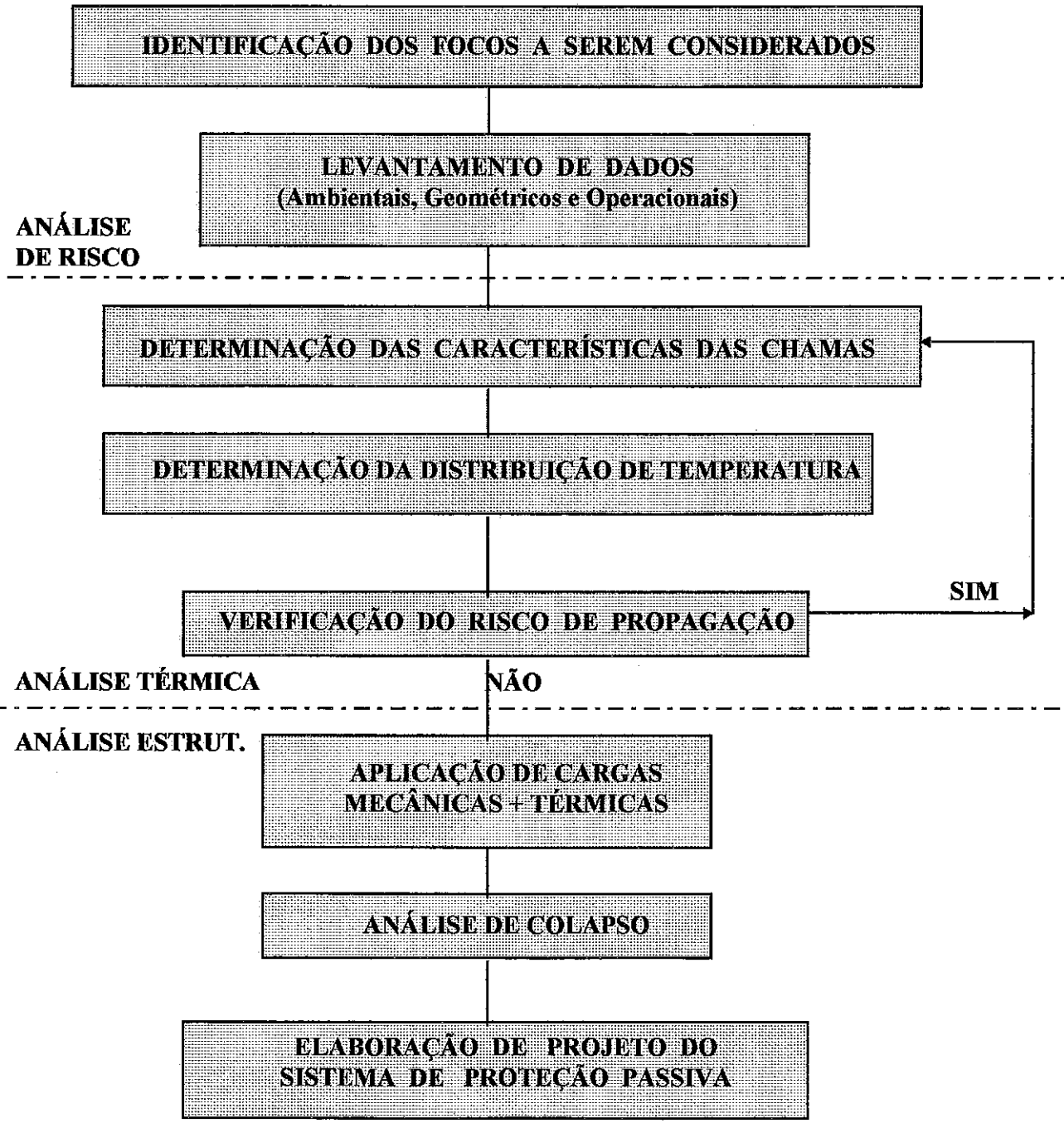
ii) Análise Térmica do Incêndio, objetivando calcular a distribuição de temperatura ao longo do tempo. Esta etapa compreende a determinação das caraterísticas térmicas e morfológicas da chama, o fluxo de calor recebido em cada nó do modelo térmico e a temperatura atingida, durante o tempo de análise;

iii) Análise do comportamento da estrutura, através do cálculo das tensões e deslocamentos resultantes da ação simultânea das cargas mecânicas (estáticas e dinâmicas) e térmicas, oriundas do incêndio.

No procedimento aqui proposto, inicia-se o estudo pela determinação das características das chamas provenientes da queima de gases e líquidos, calculando-se dimensões destas, quantidade de calor irradiada e inflência de agentes externos como ventos e obstáculos. A realização destes cálculos exigiu o desenvolvimento de software próprio, denominado ARGOS (Análise de Radiação de Gases e Óleos), que permite modelar as situações de incêndio mais comumente encontradas em plataformas offshore. Seu processo de desenvolvimento, modelos utilizados e limitações serão discutidos com detalhes ao longo desta tese.

A distribuição de temperaturas é calculada a partir da solução da equação de condução de calor , enquanto que tensões e deslocamentos advém da resolução da equação de equilíbrio de forças, ambas obtidas através do método dos elementos finitos. Esta escolha deveu-se à disponibilidade de softwares comerciais com grande capacidade de análise e poderosos algorítmos de solução, aliadas às facilidades de modelação e visualização de resultados, ainda não disponíveis em outros métodos de análise. O software escolhido para ambas as análises foi o ANSYS, versões para PC 4.4 e 5.0A, desenvolvido pela Swanson Inc. [8] e [9].

FIGURA 1.2 - FLUXOGRAMA DE ANÁLISE



Como resultado deste procedimento, tem-se as tensões reais atuantes em todos os elementos estruturais modelados, permitindo identificar onde há tensões e deslocamentos excessivos. Pode-se então repetir o processo de análise, porém adicionando-se elementos de PP onde se julgar necessário, até que seja atingida uma situação onde as tensões e deslocamentos possam ser considerados aceitáveis. Ao final deste processo tem-se o projeto otimizado de proteção, aplicada através de critérios baseados nas características do inventário e arranjo da instalação e da estrutura.

1.4 - ORGANIZAÇÃO DA TESE

No Capítulo 2 encontra-se um resumo da teoria utilizada para elaboração dos modelos de análise de chamas, provenientes de combustíveis líquidos, gasosos e misturas destes dois estados. Os procedimentos discutidos englobam a determinação das dimensões das chamas, influências de agentes ambientais como ventos, obstáculos à formação plena da chama, sistema de despressurização e drenagem.

No Capítulo 3 são descritos os principais tópicos relacionados à determinação do fluxo de calor incidente sobre a estrutura. Discute-se alguns modelos de troca térmica, englobando eventuais bloqueios por fumaça e alternativas baseadas em modelos de chama baseados em zonas de temperatura, ao invés de fluxos de calor. O processo de cálculo do fator de forma entre a chama e os elementos estruturais também merece atenção especial.

Os procedimentos empregados para determinação da distribuição de temperatura na estrutura, a partir do fluxo de calor incidente, são apresentados e discutidos no Capítulo 4. As condições de contorno aplicadas, a influência do sistema de dilúvio, o método de integração do problema transiente e os critérios para determinação do incremento de tempo, são também discutidos neste capítulo.

A análise das tensões atuantes na estrutura, submetida às cargás térmicas provenientes do incêndio, é realizada através dos procedimentos descritos no Capítulo 5. Discute-se ainda o tipo de comportamento simulado, as não-linearidades envolvidas, a redistribuição de esforços provocadas pela plastificação, o efeito da redução do Módulo de Elasticidade Longitudinal no binômio perda de resistência mecânica-diminuição dos esforços de dilatação, os momentos fletores e torsores provocados pelos gradientes térmicos ao longo das seções transversais de vigas e colunas, dentre outros aspectos.

Alguns exemplos reais de emprego do procedimento proposto são apresentados e discutidos no Capítulo 6. Os casos selecionados procuram expor as potencialidades, limitações e validade dos procedimentos implementados.

Finalmente, no Capítulo 7, procurou-se fornecer uma visão geral do que foi realizado ao longo deste trabalho, com ênfase especial às críticas, recomendações de uso e desenvolvimentos futuros que poderão ser efetuados.

Ao longo deste trabalho procurou-se apresentar e discutir as principais etapas que compõem o processo de análise, identificando-se hipóteses assumidas, principais limitações e potêncialidades de uso. Na medida do possível, procurou-se traçar um paralelo com os procedimentos normalmente utilizados em projetos, tais como limites máximos de temperatura suportados, prescrição da temperatura em pontos próximos a partir do volume a ser queimado, benefícios e malefícios da plastificação de membros estruturais, e outros.

CAPÍTULO 2 - MODELOS DE CHAMA

2.1. INTRODUÇÃO

A primeira etapa de um incêndio consiste no surgimento de uma chama. Esta irradia calor para elementos da estrutura, equipamentos e tubulações vizinhas, gerando uma série de ocorrências posteriores, como eventual propagação do incêndio para outros pontos, aumentos de temperatura, acréscimo de esforços térmicos, variação das propriedades dos elementos metálicos, etc.

Desta forma, quando se deseja analisar quantitativamente um dado incêndio, deve-se ter modelos de chama que permitam estudar com precisão esta etapa. Neste capítulo serão apresentadas as principais características que podem ser observadas em incêndios em plataformas offshore e instalações petroquímicas, os fatores que influenciam em sua intensidade, modelos e equações matemáticas que podem ser utilizadas, seus resultados e limitações.

2.2. TIPOS DE CHAMA

Há basicamente quatro tipos distintos de chama:

i) *Pool Fires* - quando a chama desenvolve-se a partir de combustíveis depositados na forma de poças sobre uma dada superfície;

ii) *Jet Fires* - quando a chama desenvolve-se a partir de um jato de combustível, liberado com velocidade maior que zero, a partir de recipiente pressurizado;

iii) *Fireball* - quando a chama desenvolve-se rapidamente em uma nuvem de combustível, propagando-se na forma de esfera(s) crescente(s). Têm curta duração, da ordem de poucos segundos, durante os quais uma fração da energia de combustão é irradiada como energia térmica para a vizinhança;

iv) Nuvem de Vapor - ocorre quando a nuvem de combustível é espalhada, geralmente pelo vento, e ao ocorrer a ignição, a chama propaga-se através de um "caminho" definido. Difere da *Fireball* por ser uma chama com frente de propagação definida, normalmente de maior duração e menos intensa.

A sequência de eventos que pode resultar em um incêndio encontra-se indicada na Figura 2.1. Inicialmente assume-se que a partir de um dado recipiente contendo fluido inflamável, cuja pressão interna seja maior ou igual à pressão atmosférica, possa haver vazamento. Este recipiente pode ser um vaso, uma tubulação, um reservatório, volume compreeendido entre válvulas de bloqueio, etc.

A partir deste vazamento, tem-se que a ignição pode ser imediata, atrasada ou não ocorrer. No caso de ignição imediata, ocorrerá incêndio tipo ***JET FIRE*** se o vazamento ocorrer a partir de uma pequena abertura, como uma conexão partida ou orifícios.

No caso de vazamentos de combustíveis gasosos de grandes dimensões, seguido de ignição imediata, tem-se como resultado incêndio tipo ***FIREBALL***, cuja severidade será afetada pela quantidade de combustível liberado.

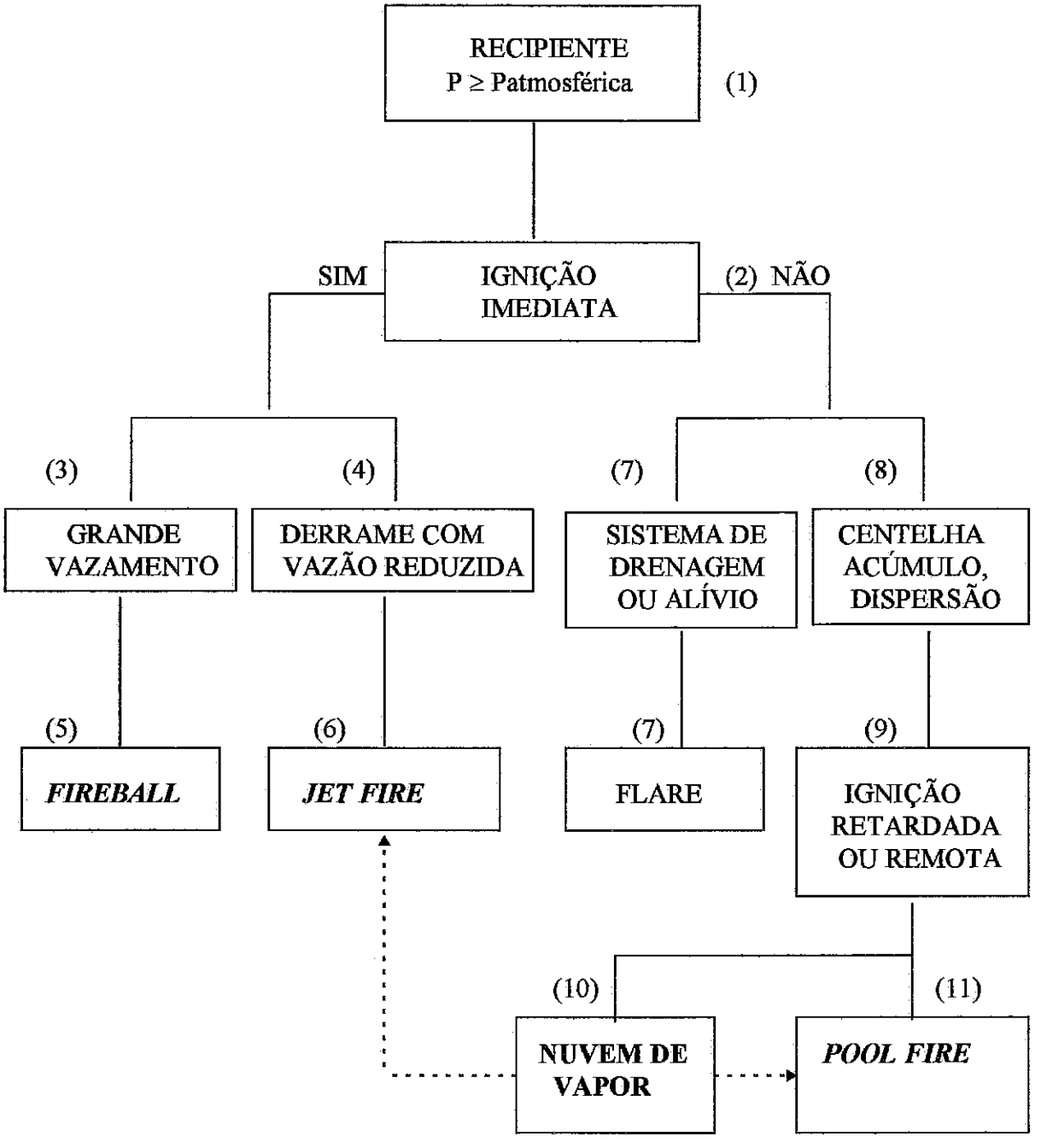
Quando não ocorre ignição imediata, tem-se as situações relacionadas nos eventos 8 a 11 da Figura 2.1. Vazamentos pelas válvulas de alívio, acidentais ou intencionais, podem ser capturados pelo sistema de despressurização e conduzidos para serem queimados, de forma segura, no Flare. Vazamentos de combustíveis líquidos, totalmente capturados pelo Sistema de Drenagem e, no caso de Plataformas Offshore, no sistema de águas oleosas, também podem ser tratados de forma segura, sem resultar em incêndios.

Incêndios do tipo ***POOL FIRE*** são comuns em parques de tancagem, vasos, tubulações e equipamentos que manuseiam líquidos como óleos combustíveis, minerais, petróleo, gasolina e outros.

Caso haja acúmulo e ou dispersão de combustíveis gasosos ou líquidos, tem-se que a ocorrência de ignição retardada poderá resultar em incêndios do tipo ***NUVEM DE VAPOR*** ou ***POOL FIRE***, respectivamente. Como exemplos de fontes de ignição retardada pode-se citar faíscas, eletricidade estática, ocorrências eventuais como passagem de veículos com motores a combustão, aquecimentos de chapas de metal expostas ao sol, etc.

Ausência de fontes de ignição, ou atraso nestas, permite a formação de nuvens de vapor que se dispersam na direção de ventos e correntes de ar. Uma porção desta nuvem pode, dependendo da extensão do vazamento, extender-se por distância considerável. Uma fonte de ignição remota pode incendiá-la, resultando em chama que se propaga da fonte de ignição ao local do vazamento. Este incêndio inicial, do tipo ***NUVEM DE VAPOR***, pode gerar incêndios posteriores, na forma de ***POOL*** ou ***JET FIRES***, conforme representado na Figura 2.1.

FIGURA 2.1 - Árvore de Eventos de Vazamentos de Combustíveis



Ambientes Abertos e Confinados

Além da caracterização conforme o tipo de incêndio, pode-se distinguir chamas em ambientes **ABERTOS** ou **CONFINADOS**. No primeiro tipo a chama pode extender-se livremente, sendo sua forma final influenciada pelo vento e condições do reservatório onde se inicia.

No caso de chamas em **Ambientes Confinados** , tem-se que as características geométricas do local onde a chama desenvolve-se irão exercer influência em sua forma. Exemplos deste tipo são incêndios desenvolvidos no interior de salas fechadas ou na presença de paredes ou contenções laterais.

Neste trabalho, o interesse principal consiste na análise do comportamento de Estruturas Offshore submetidas a incêndios, assim como a quantificação dos danos resultantes. Conforme será apresentado e discutido ao longo dos próximos ítens, a severidade de um incêndio depende da combinação de sua **intensidade** e **duração**, o que nos conduz ao estudo de chamas de características de regime permanente (ou "estáveis"), de média ou longa duração. Os critérios para esta definição de tempo serão discutidos nos ítens seguintes.

Tendo em vista estas características, os desenvolvimentos aqui propostos enfocarão preferencialmente incêndios tipo ***POOL*** e ***JET FIRES***, em ambientes abertos ou confinados. Serão abordados incêndios provenientes de combustíveis hidrocarbonetos, baseados nas composições de óleos e gases normalmente encontrados na Bacia de Campos.

2.3. CARACTERÍSTICAS DAS CHAMAS

Uma vez caracterizadas as formas possíveis nas quais um determinado incêndio irá desenvolver-se, torna-se necessário utilizar ferramentas que permitam prever a quantidade de radiação térmica emitida pela chama, assim como calcular a radiação recebida em cada ponto vizinho à região onde se desenvolve o fogo. Este processo envolve as seguintes etapas:

i) Caracterização geométrica da chama, isto é, determinar suas dimensões físicas e taxa de queima;

ii) Caracterização das propriedades termo-radiativas da chama, ou seja, aquelas que efetivamente influenciarão na determinação da quantidade de calor irradiada;

iii) Cálculo da radiação incidente em determinado local, função da geometria da chama, de suas características radiativas, localização, geometria e orientação do receptor.

O primeiro passo nesta análise consiste em identificar os tipos de combustível com os quais vai-se trabalhar. Em Plataformas Offshore, os incêndios mais severos são os provenientes dos hidrocarbonetos, que se encontram nos estados líquido ou gasoso.

Incêndios provenientes de combustíveis sólidos em plataformas podem ocorrer na forma de material celulósico (papéis, móveis, madeiras). Porém, além do fato de sua severidade ser muito inferior à dos hidrocarbonetos, estão presentes em baixas concentrações em plataformas, e, portanto, não serão considerados neste trabalho.

Cabe esclarecer que, embora o estado físico de um dado hidrocarboneto dependa da pressão na qual está armazenado, ao nos referenciarmos a líquidos e gases, deverá ser entendido à pressão atmosférica. Este fato se justifica por ser esta a pressão na qual se desenvolverão a maioria dos incêndios.

No caso de combustíveis gasosos, normalmente armazenados pressurizados, ocorrerá vazamento e acúmulo ou não, de gás no exterior, dependendo do momento da ignição, conforme apresentado na Figura 2.1. Supondo se que o vazamento seja do tipo constante, tem-se que, independente de iniciar-se por NUVEM DE VAPOR, FIREBALL ou JET FIRE, o incêndio em regime **"estável"** será na forma de JET FIRE. Portanto, ao nos referirmos a combustíveis gasosos, será associado incêndio tipo JET FIRE.

No caso de combustíveis líquidos, há duas condições a serem consideradas:

i) vazamentos a partir de recipientes pressurizados, que resultem em velocidades iniciais do fluido de magnitudes consideráveis, poderão ser tratados como JET FIRE;

ii) por outro lado, vazamentos onde acúmulo de líquido preceda à ignição, ou a velocidade de vazamento seja pequena e a chama esteja sobre o combustível derramado, poderão originar POOL FIRES. Neste último caso situa-se a maioria dos incêndios com combustíveis líquidos, fato este que se justifica pela sua relativa incompressibilidade, o que provoca rápida despressurização em vasos ou tubulações com algum tipo de sistema de bloqueio.

Embora nos dois tipos de combustível a reação de queima se processe com as moléculas no estado gasoso, no caso dos líquidos é necessário ocorrer a pirólise das cadeias longas, o que, aliada à mudança de fase, retira calor da queima. No caso dos gases isto não acontece; porém, para este tipo de combustível, a velocidade de escape tem grande influência no ângulo de inclinação da chama. Em função destas e outras características, para analisar chamas provenientes da queima do combustível contido nos equipamentos e tubulações torna-se necessário contemplar isoladamente duas situações: POOL FIRES (para combustíveis líquidos) e JET FIRES (para líquidos e gasosos).

2.3.1. *Pool Fires*

As características deste tipo de incêndios dependem de vários parâmetros, incluindo a composição dos hidrocarbonetos, forma e dimensões da bacia de contenção ou da área onde se deposita o combustível, ventos, condições atmosféricas, dentre outras.

O processo de caracterização consiste na determinação de sua geometria, dimensões, taxa de queima, influência de agentes ambientais, quantidade de calor irradiado e fator de forma com as superfícies vizinhas. A seguir tem-se análise resumida da influência de cada fator, assim como a apresentação dos modelos matemáticos que permitem a modelação deste tipo de chama.

2.3.1.1. Geometria

Os modelos utilizados para simulação de chamas consideram-nas [14] como sendo sólidos opacos, emissores cinzentos, de forma geométrica definida, como cones, esferas, cilindros verticais ou cilindros inclinados. Suas dimensões são definidas pelo diâmetro da base, altura e ângulo de inclinação.

Pode-se caracterizar uma chama como a região do espaço onde ocorre a mistura das moléculas de combustível e comburente, através de reação exotérmica. Sua forma e extensão devem ser tais que permitam a entrada de ar em quantidade suficiente para que ocorra a queima completa do combustível.

Pool Fires normalmente apresentam-se elevando-se acima de uma determinada superfície, onde previamente depositou-se (ou encontra-se em processo de deposição) o combustível. A tendência à verticalização e a altura atingida neste tipo de chama devem-se a vários fatores, dentre os quais a forma de entrada do ar, a gaseificação do combustível, o aquecimento dos gases gerados na combustão e a energia cinética da fuligem. As dimensões laterais (diâmetro ou profundidade e largura) dependerão do tamanho da poça (área de espalhamento) formada e das características do combustível.

A chama pode ser descrita através de formas geométricas simples, como pontos (chama pontual), cilindros, cones; ou composta, como segmentos de reta (chama filamentar), duplos cones invertidos, etc. Embora a chama não mantenha forma estável ao longo do processo de queima, apresentando-se muitas vezes com pulsos (ou rolos), a adoção destas formas geométricas simplifica o processo de cálculo dos fatores geométri-cos (fatores de forma), que governam o processo de troca de calor.

Em função da complexidade das variáveis envolvidas, não há modelos puramente teóricos para prever as dimensões da chama. O que existe são equações e correlações baseadas em resultados experimentais, que permitem prever estas características.

Os modelos desenvolvidos procuram relacionar a geometria da chama com parâmetros do combustível e tamanho da poça. Os primeiros são caracterizados por sua taxa de queima, e o segundo, por dados físicos e condições de derramamento.

Taxa de Queima

A Figura 2.2 apresenta resultados da referência [10], correlacionando taxa de queima com tamanho da poça, proveniente de experimentos com diferentes tipos de combustíveis líquidos em diversos recipientes cilíndricos, com diâmetros entre 3.7 milímetros a 22.9 metros.

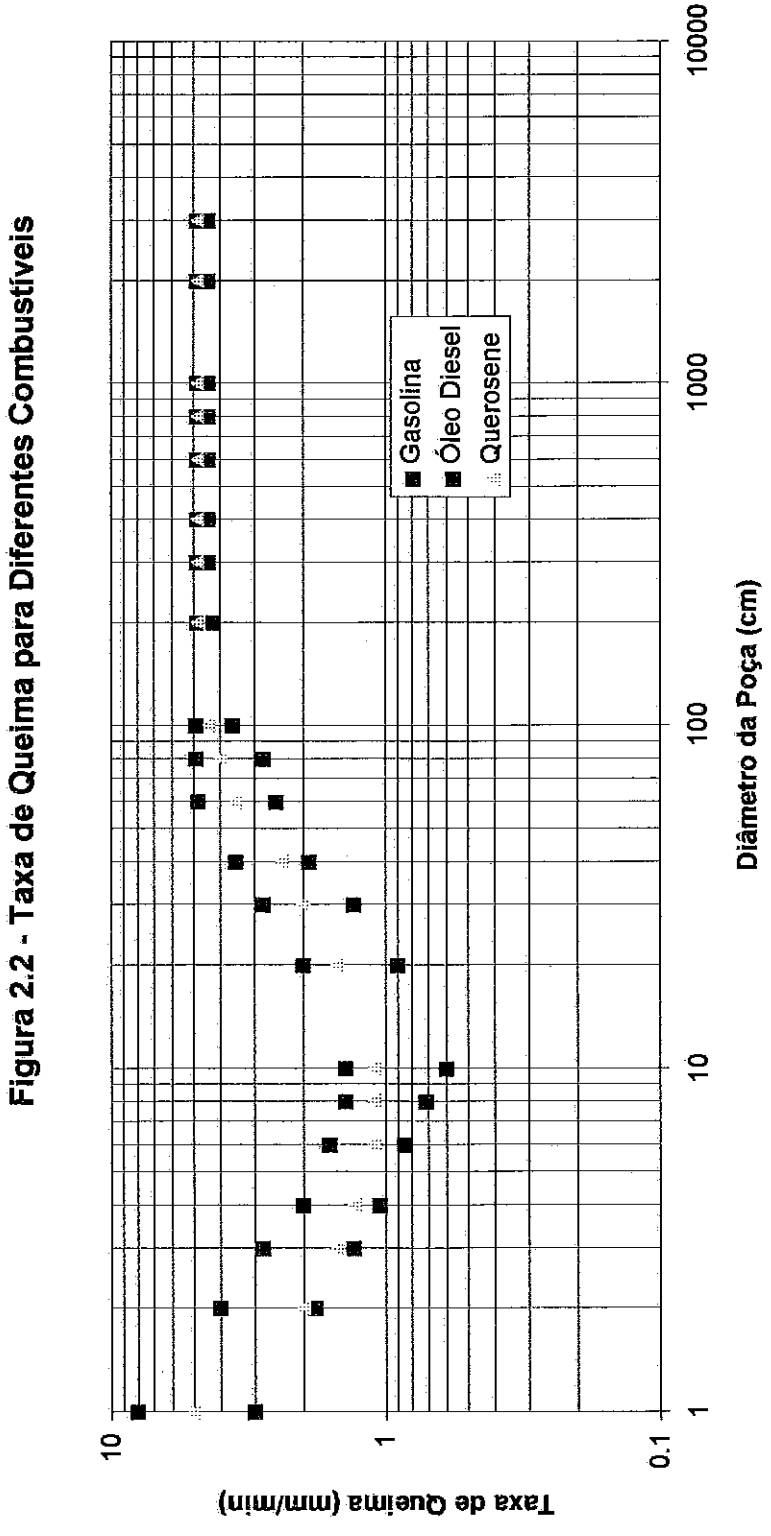
Através desta figura pode-se observar que o comportamento exibido é o mesmo para todos os tipos de combustível, variando em função do diâmetro do recipiente até atingir valor constante de taxa de queima, de cerca de 4 a 5 mm/min, para diâmetros iguais ou superiores a 1 metro.

Tal comportamento pode ser relacionado ao número de Reynolds (Re), medido no combustível antes da queima, e relacionado ao diâmetro do recipiente e às características físicas do combustível pela equação (2.1):

$$\mathrm{Re} = \frac{\rho v D}{\mu} \qquad (2.1)$$

onde: ρ = massa específica do fluido;
v = velocidade de escoamento;
D = diâmetro do recipiente;
μ = viscosidade dinâmica.

Figura 2.2 Taxa de Queima para diferentes combustíveis



Através do Re (linhas inclinadas na Fig. 2.2) pode-se adimensionalizar as características dos combustíveis e constatar a semelhança de comportamento. Pode-se verificar que aumentando o diâmetro caminha-se no sentido de aumentar o grau de turbulência do escoamento, o que torna constante a velocidade de queima. Torna-se possível então tratar de forma unificada os diferentes combustíveis utilizando-se equações únicas, com parâmetros que permitam diferenciar suas características.

Para relacionar o diâmetro com a taxa de queima, pode-se fazer o balanço térmico do processo de queima, entre o fluido e a chama:

$$q_{fp} = \frac{4k}{D}\left(T_f - T_p\right) + h\left(T_f - T_p\right) + \sigma_f\left(T_f^4 - T_p^4\right)\left(1 - e^{-\beta D}\right) \qquad (2.2)$$

onde: q_{fp} = fluxo de calor por unidade de área transferido da chama ao líquido;
k = constante de transferência de calor por condução;
h = constante de transferência de calor por convecção;
σ_f = constante de radiação (Stefan Boltzman ponderada pela emisividade);
β = parâmetro do combustível;
T_f = temperatura da chama;
T_p = temperatura da poça.

A equação (2.2) indica que o calor total transferido da chama à poça dá-se através dos processos de conduçao, convecção e radiação. A taxa de queima (y) pode ser obtida dividindo-se o fluxo de calor (q_{fp}) pelo calor de vaporização (C_L) do combustível, conforme representado na equação (2.3).

$$y = \frac{q_{fp}}{C_L} \qquad (2.3)$$

onde: y = taxa de queima;
C_L = calor de vaporização.

Nota-se que o primeiro termo à direita na eq. (2.2), responsável pela condução, é inversamente proporcional ao diâmetro, governando o processo de troca para pequenos valores desta variável. Este comportamento pode ser visto na Fig. 2.2, onde ocorre redução na taxa de queima para diâmetros crescentes, na faixa até 110 centímetros. Nota-se que, para valores maiores, a taxa de queima aumenta com o crescimento do diâmetro, o que significa que o termo de condução passa a exercer papel secundário no processo de aquecimento.

O termo relativo à convecção, o segundo à direita do sinal de igualdade na eq. (2.2), é significativo [11] em diâmetros até 1 (um) metro. A partir deste valor, predomina largamente a transferência por radiação, que corresponde ao último termo à direita. Para esta faixa de valores, a eq. (2.3) pode ser reescrita como:

$$y = y_{max}\left(1 - e^{-\beta D}\right) \qquad (2.4)$$

onde: y_{max} = taxa de queima para diâmetro infinito, em m/s.

O valor de (y_{max}) pode ser determinado através da formulação proposta por [12], representada por:

$$y_{max} = 1.27x10^{-6}\frac{\Delta H_C}{\Delta H_V} \qquad (2.5)$$

onde: ΔH_C = calor líquido de combustão;
ΔH_V = calor de vaporização do combustível;

Para combustíveis compostos por misturas de várias substâncias, a ref. [58] propõe que (2.5) seja alterada para:

$$y_{max} = 1.27x10^{-6}\frac{\sum_{i=1}^{n} n_i \Delta H_{Ci}}{\sum_{i=1}^{n} n_i \Delta H_{Vi} + \sum_{i=1}^{n} m_i \int_{Ta}^{Tb} C_p(T)dT} \qquad (2.6)$$

onde: n_i, m_i = composição na fração molar, nas fases vapor e líquido, respectivamente;
Ta, Tb = tempertura inicial e de vaporização;
C_p = Calor específico à pressão constante.

Deve-se destacar que as eq. (2.5) e (2.6) foram obtidas para poças de hidrocarbonetos sobre o solo. No caso de derrames sobre a água, dois casos distintos deverão ser analisados:

i) quando o ponto de evaporação do combustível estiver acima da temperatura ambiente, o que significa que as taxas de queima serão similares às obtidas em terra;

ii) quando o ponto de evaporação do combustível estiver abaixo da temperatura ambiente, o que significa que as taxas de queima serão superiores às obtida no solo, devendo o valor exato ser determinado experimentalmente.

Diâmetro

O diâmetro de uma poça, conforme citado anteriormente, influencia fortemente as demais características da chama. Portanto, sua correta determinação torna-se imprescindível para a adequada modelagem da chama.

A primeira etapa consiste na diferenciação entre os tipos possíveis de vazamento, conforme mostrado na Figura 2.1, a saber:

i) Vazamento Instantâneo - quando o derrame ocorre em curto intervalo de tempo;

ii) Vazamento Contínuo - o derramamento ocorre por tempos "longos";

iii) Vazamento Quase-contínuo - representa uma situação intermediária, em volumes finitos, onde a taxa de vazamento pode variar com o tempo.

Uma vez formada a poça, ocorre a ignição e forma-se um ***Pool fire***, cujo diâmetro dependerá da forma e taxa de vazamento, além da taxa de queima. No caso de vazamentos instantâneos, é razoável supor que a poça estará plenamente formada antes do início do incêndio, estando o diâmetro estabelecido pelo volume vazado e pela altura do recipiente que irá conter o combustível.

No caso de vazamentos contínuos, haverá espalhamento e aumento da área da poça e da superfície de queima, até que a vazão queimada iguale-se à de derrame, quando é atingida a situação de equilíbrio. Matematicamente, pode-se escrever esta condição de equilíbrio como:

$$D_{eq} = \frac{2Q_d}{\pi y} \qquad (2.7)$$

onde: D_{eq} = diâmetro equivalente da poça;

Q_d = vazão de derramamento.

A equação (2.7) considera que o tempo de duração do vazamento será suficiente para atingir a situação de equilíbrio, que todo o volume vazado será queimado e ignora a ocorrência de outros fenômenos como percolação, ação de sistemas de drenagem, etc .

No caso de plataformas de petróleo e parques de tancagem em geral, algumas considerações adicionais deverão ser feitas:

i) normalmente cada vaso de óleo possui uma barreira contra vazamento, denominada bacia de contenção, destinada a evitar que eventuais derramamentos espalhem-se de forma incontrolada. Desta forma, a poça inicialmente formar-se-á no interior destas bacias, sendo suas dimensões por estas determinadas;

ii) É comum haver, no interior de cada bacia, orifícios de drenagem que se encarregam de conduzir o líquido vazado para outras regiões, evitando o acúmulo sob o tanque. Desta forma, minimiza-se o inventário a ser queimado;

iii) Vasos de materiais inflamáveis são protegidos pelo sistema de combate à incêndio, normalmente na forma de redes de dilúvio ou sprinklers. Desta forma, a ocorrência de incêndio acarreta em acrescentar ao volume de líquido vazado, o volume de água proveniente da ação destes sistemas.

Na determinação do diâmetro da poça torna-se necessário determinar se haverá ou não transbordamento, o que exige que todos os fatores citados acima sejam considerados.

Altura da Chama

A altura de uma chama é influenciada pelo diâmetro de sua poça e das condições de entrada de ar (oxigênio) para alimentação do processo de combustão. Desta forma, pode-se afirmar que ambientes que apresentarem maiores dificuldades para a entrada de ar tenderão a resultar em chamas de maior área, para permitir a entrada de todo o comburente necessário.

Tendo em vista a importância da entrada do ar, pode-se concluir que a velocidade relativa do ar em relação à chama irá exercer papel significativo nas dimensões desta. Existem várias correlações que permitem prever a altura da chama em função do diâmetro da poça e da velocidade do vento, sendo que a proposta por Thomas [14] é considerada como a que apresenta melhores resultados para chamas em ambientes abertos:

$$L = 55D\left(\frac{m}{\rho_a\sqrt{gD}}\right)^{0.67} u_w\left(\frac{\rho_v}{gmD}\right)^{0.33} \qquad (2.8)$$

onde: L = comprimento da chama;
m = taxa de queima mássica;
ρ_a = densidade do ar;
u_W = velocidade do vento;
ρ_v = densidade do vapor de combustível;
g = aceleração da gravidade.

Na presença de ventos, a forma da chama é modificada, tornando-se inclinada, com ângulo determinado pela intensidade do vento. Além deste parâmetro, as dimensões da chama e a taxa de queima influenciam no valor final deste ângulo.

Há várias equações que permitem calcular o ângulo de inclinação, sendo neste trabalho adotada proposta por Welker e Sliepcevich [60], que estabelece que:

$$\frac{\tan(\Theta)}{\cos(\Theta)} = 3.3\left[\frac{Du\rho_a}{\mu_a}\right]^{0.07}\left[\frac{u_W^2}{Dg}\right]^{0.7}\left[\frac{\rho_g}{\rho_a}\right]^{-0.6} \qquad (2.9a)$$

onde Θ = ângulo de inclinação do vento
n = viscosidade cinemática (m^2/s).

No caso de chamas de grandes dimensões (diâmetros superiores a 1.0 m), recomenda-se o uso da equação da AGA (American Gas Association) , também adotada neste trabalho, que estabelece:

$\cos(\Theta) = 1$, se $u^* \leq 1$

ou (2.9b)

$$\cos(\Theta) = \frac{1}{\sqrt{u^*}} \quad , \text{ para } u^* > 1$$

onde: $u^* = u_w \sqrt[3]{\frac{\rho_v}{gmD}}$

Além da inclinação, outro parâmetro que depende do vento é o arraste (Drag) da chama, que representa uma extensão da base da chama, a sotavento, enquanto que extremidade superior e a largura da chama permanecem inalteradas. O principal efeito é modificar a forma da chama, alterando consequentemente o fator de forma para o receptor. Neste trabalho não foi considerado o arraste.

2.3.1.2. Quantidade de Calor Emitida

Uma vez definidas as dimensões da chama, torna-se necessário determinar a quantidade de calor irradiada por esta, que será responsável pelo aquecimento da estrutura. Estas determinação é feita através de equações, normalmente obtidas a partir de correlações experimentais, que dependem do combustível, dimensões da chama, condições ambientais, tipo de ambiente, dentre outros.

Há vários modelos que permitem determinar esta quantidade, sendo que o adotado neste trabalho considera que a quantidade de calor liberada durante a queima é função da quantidade de calor absorvida pelas partículas produzidas durante a combustão. Desta forma, durante a queima, as moléculas agem não somente como fonte de energia, mas também como uma barreira que bloqueia parte da energia, impedindo que esta seja totalmente transmitida do interior da chama para as superfícies externas.

Este processo de emissão absorção permite tratar a chama como uma superfície opaca, sendo a quantidade de calor emitida pela chama (q_R) calculada pela equação:

$$q_R = q_{max}\,\tau\left(1 - e^{-bD}\right) \qquad (2.10)$$

onde: q_{max} = fluxo máximo para um fogo de grandes dimensões;
b = parâmetro responsável pela absorção de radiação no interior da chama;
D = diâmetro do fogo.
τ = transmissividade atmosférica.

Há outras maneiras de representar uma chama oriunda de *Pool Fires*, das quais duas merecem ser comentadas:

i) Modelo Pontual - Neste modelo, a chama é considerada como fonte pontual de energia, sendo a energia emitida calculada como uma fração da energia liberada durante a combustão. A intensidade da radiação térmica é proporcional ao inverso do quadrado da distância, num modelo de ondas esféricas.
Este modelo, embora simples, é muito limitado para a análise que se propõe neste trabalho, não sendo possível a sua utilização.

ii) Modelo de Temperatura da Chama - Neste modelo, a chama é considerada como volumétrica, a exemplo do adotado neste trabalho. A principal diferença reside no fato que a quantidade de calor emitida é calculada em função da temperatura da chama, ao invés do fluxo de calor médio emitido (q).
Desta forma, utilizando a equação de Stefan-Boltzmann, pode-se prever a quantidade de calor emitida por cada trecho da chama, considerando as diferenças de cada região onde se processa a combustão. Este modelo apresenta resultados mais precisos, desde que se possa determinar as temperaturas das regiões analisadas. Uma alternativa bastante eficaz para esta determinação consiste na utilização de softwares para análise de escoamento que permitam modelar o fenômeno de combustão [16].
Entretanto, torna-se necessário fornecer para estes softwares a composição exata do material combustível, além da forma de entrada do ar, de forma a obter-se resultados confiáveis e significativos.
Neste trabalho foi cogitada a utilização deste modelo ao invés do finalmente adotado. Esta opção deveu-se à maior disponibilidade e confiabilidade dos dados do segundo, o que resultou em resultados mais próximos de incêndios reais.

Uma vez determinada a quantidade de calor emitida pela chama, torna-se necessário prever quanto desta energia irá efetivamente atingir as superfícies receptoras, no caso a estrutura e quipamentos da plataforma. Torna-se então necessário determinar o fator de forma entre uma chama inclinada, cujas dimensões podem variar com o tempo, e superfíceis planas ou curvas, com ou sem "sombras" (elementos que bloqueiam a radiação).

Esta determinação é efetuada através do cálculo do fator de forma entre cada elemento da estrutura/equipamento e a chama, através de rotinas que serão apresentadas no Capítulo 3.

Chamas Confinadas

No caso específico de Plataformas com Arranjo Vertical, existe um fator que deve ser considerado na determinação das características das chamas: o Efeito do Confinamento.

Este efeito consiste na existência de uma antepara superior que limita o comprimento da chama, obrigando-a a abandonar sua forma cilíndrica e adotar a forma de um cartola (formando um disco na parte superior). Portanto, devido a este confinamento, ocorre modificação nas características da chama e na forma como ela aquece a estrutura. No caso de Plataformas com Arranjos Verticais, este fenômeno ocorre devido a presença de Pisos de Andares Superior, que praticamente não existem em Arranjos Horizontais.

A teoria que governa o processo de queima estabelece que os gases combustíveis produzidos pela decomposição térmica e/ou mudança de estado dos reagentes encontram-se com o ar oxidante através de um processo de difusão, que ocorre ao longo de todo o comprimento (ou envelope) da chama. O topo da chama estará situado a uma altura tal que possibilite a criação de uma superfície através da qual seja possível a entrada de ar suficiente para a queima de todos os combustíveis voláteis presentes.

O confinamento limita o acesso do ar à superfície da chama, obrigando que esta aumente para permitir a entrada de todo o ar necessário. Quando existe confinamento superior, a chama deflete-se horizontalmente e aumenta de extensão.

Este aumento é significativo, uma vez que a taxa de captura de ar nesta região é bastante reduzida. Isto se deve ao fato de que os gases quentes oriundos da chama dirigem-se para baixo e têm a tendência de voltar a subir pelo empuxo, permanecendo próximos à região de queima. A presença a destes gases, pobres em oxigênio, dificulta o acesso do ar fresco necessário à combustão, conduzindo ao aumento nas dimensões da chama para a obtenção da quantidade necessária.

Evidências experimentais [20] demonstram que este aumento mantém uma relação com a altura que foi suprimida, através da equação:

$$\phi = C_d H_r \qquad (2.11)$$

onde: ϕ = diâmetro da superfície da circunferência formada pelo confinamento;
H_r = redução da altura da chama, devido ao confinamento;
C_d = Constante que depende das características de geometria do confinamento e da Chama.

Através da equação (2.11) é possível determinar as novas dimensões das chamas confinadas, e da quantidade de calor irradiada.

Efeito da Fumaça no Confinamento

Outro efeito que deve ser considerado em Arranjos Verticais diz respeito à retenção dos gases gerados pela combustão, próximo ao piso superior, nos casos em que a chama não toca este piso. Nestes casos, principalmente na queima de óleos pesados, onde a fumaça produzida é espessa e de cor negra, grande parte da radiação emitida pela chama é absorvida por esta fumaça, não atingindo a superfície do piso.

Considera-se então que parte do aquecimento é provocado pela fumaça, através de processo de troca de calor por convecção com a chapa do piso. A temperatura da fumaça (T_f) é dada [20] por:

$$T_f = T_a \left[1 + 4.762 \left(Q^* \right)^{2/3} \right] \qquad (2.12)$$

onde: T_a = Temperatura ambiente;

$$Q^* = (1 - \lambda_r) \frac{Q}{\rho_a C_p T_a Z^2 . (gZ)^{0.5}} \qquad (2.12a)$$

onde: λ_r = fração da energia liberada por radiação;
ρ_a = densidade da fumaça;
C_P = Calor específico;
Z = distância da chama ao ponto analisado.

O coeficiente de troca de calor por convecção é calculado através de relações empíricas, sendo as propriedades corrigidas em função da temperatura. A única diferença significativa deve-se à necessidade de calcular o Número de Reynolds para cada ponto analisado, verificando-se o regime de escoamento e escolhendo-se a equação que melhor caracterize este regime.

Desta forma, para cada ponto da estrutura são calculados à Temperatura (T_f) e o Coeficiente de Convecção (h) da fumaça em relação à chapa. Estes valores serão utilizados como fonte de calor no processo de determinação da distribuição de temperatura.

2.3.2. Jet Fires

Incêndios tipo Jet Fires originam-se a partir de fluidos combustíveis armazenados sob pressão, de forma que a chama gerada têm suas características relacionadas com a velocidade de escape do material. As características deste tipo de incêndios dependem de vários parâmetros, incluindo a composição dos hidrocarbonetos, pressão de armazenamento, volume armazenado, forma e dimensões do orifício (ou ponto) de vazamento, ventos, condições atmosféricas, dentre outras.

O processo de caracterização consiste na determinação de sua geometria, dimensões, taxa de queima, influência de agentes ambientais, quantidade de calor irradiado e fator de forma com as superfícies vizinhas. A seguir tem-se análise resumida da influência de cada fator, assim como a apresentação dos modelos matemáticos que permitem a modelação deste tipo de chama.

Quantidade de Calor Emitida

O modelo adotado neste trabalho considera que a quantidade de calor liberado durante a queima em incêndios tipo Jet Fires é função do poder calorífico e da vazão do combustível e, portanto, da pressão do gás no interior do reservatório. Também considera a absorção pelas partículas de parte do calor produzido durante a combustão.

A quantidade de calor produzida (Q_r) é calculada por:

$$Q_r = V \; P_C \; F \qquad (2.13)$$

onde: V = vazão de combustível;
P_C = poder calorífico;
F = parâmetro que controla a emissividade.

O comprimento da chama (L) é calculado conforme a API RP-521 [17], através da equação:

$$L = \frac{Q_r^{0.4776}}{512.3} \qquad (2.14)$$

O ângulo (Θ) de inclinação da chama, provocado pela presença de ventos, é calculado considerando-se a velocidade (v) de saída do gás, através da equação:

$$\cos(\Theta) = \left[1 + \left[1.6\pi D \frac{\nu}{u_w}\left(\frac{1}{\Delta L} - \frac{1}{L}\right)\right]^2\right]^{-1} \qquad (2.15)$$

onde: ΔL = incremento do comprimento da chama ,

Este ângulo é considerado de maneira incremental, de modo que o formato real da chama é definido através de uma curva, ao invés de uma reta. Nos procedimentos implementados no programa computacional desenvolvido nesta tese, estes incrementos são definidos pelo usuário, que divide o comprimento total da chama em 20 ou mais elementos lineares, permitindo melhor qualidade de resultados.

Uma diferença fundamental entre a queima de combustível gasoso em relação ao líquido diz respeito à grande influência da pressão interna nas características da chama. Este fato torna obrigatória a consideração da variação desta pressão durante o processo de queima.

Esta variação, numa Plataforma ou instalação industrial cujo projeto dos sistemas de segurança atendam aos critérios do API, ocorre por duas razões distintas:

i) nos primeiros quinze (15) minutos de queima, o sistema de segurança promove uma despressurização do vaso, que obedece ao estabelecido pelas normas de segurança da API. Esta queda de pressão ocorre da seguinte forma:

- para um vaso cuja pressão de projeto seja inferior a 20 bar, decorridos quinze minutos após o acionamento do sistema, a pressão interna será o menor valor entre metade da pressão de projeto ou 7 bar;
- para um vaso com pressão de projeto superior a 20 bar, a pressão interna deverá ser de metade da pressão de projeto em cinco minutos e igual a 7 bar em quinze minutos.

ii) decorridos estes 15 minutos, a despressurização continua a ocorrer simultaneamente pela ação do sistema de despressurização e pela queima do gás que vaza para a atmosfera, porém sem limites de variação da pressão.

Por esta razão, as rotinas computacionais desenvolvidas tem que considerar estes dois tipos de despressurização, fornecendo ainda o tempo necessário para que a pressão interna iguale-se à pressão externa. Este tempo corresponde ao tempo total de vazamento.

Neste trabalho, o processo de despressurização pelo orifício de vazamento é considerado através de uma formulação incremental, onde a pressão interna é corrigida a cada incremento, em função da variação da massa específica do fluido contido no interior do vaso.

As propriedades da mistura foram determinadas a partir da média ponderada das propriedades dos seus constituintes básicos, normalmente fornecidos nos Fluxogramas de Processo. O escoamento pelo orifício foi calculado utilizando a equação dos gases perfeitos, corrigindo-a através dos fatores de compressibilidade, calculados para as condições reais de armazenamento.

Através deste procedimento tem-se que o comprimento da chama varia com o tempo, assim como a quantidade de calor emitida e a incidente sobre a estrutura. Obtem-se então um modelo que representa uma situação mais próxima da realidade do que simplesmente considerar todo o incêndio se desenvolvendo na condição de pressão máxima, como adotado nas referências [18] e [19].

A consideração de obstáculos obedece ao exposto no modelo de ***Pool Fires***, com as seguintes diferenças:

i) Por serem filamentares, as chamas de ***Jet Fires*** são mais facilmente adaptáveis a obstáculos. Desta forma, pode-se optar por formar um disco, como nos ***Pool Fires***, ou simplesmente tratar estes obstáculos como superfície defletoras, alterando diretamente as coordenadas dos elementso da chama;

ii) Em função da velocidade de escape (momentum ou quantidade de movimento), estas chamas podem agir como "maçaricos", tendo efeito perfurante sobre superfícies de aço, que são as normalmente encontradas nas plataformas, ou outros materias. Este efeito, o de atravessar paredes, deve ser considerado na forma final da chama, pois significa atingir determinadas regiões que não seriam normalmente "vistas" pela chama.

CAPÍTULO 3 - DETERMINAÇÃO DO CALOR INCIDENTE

3.1. INTRODUÇÃO

Uma vez determindas as características das chamas, assim como a quantidade de calor gerada no processo de combustão, torna-se necessário determinar quanto desta energia irá atingir cada um dos elementos estruturais. Como o processo de aquecimento e a distribuição de temperatura dependem desta determinação, torna-se necessário o uso de ferramentas que garantam precisão, aliada à flexibilidade na discretização de estruturas complexas como perfis metálicos, costado de equipamentos e superfícies variadas.

Conforme apresentado no Capítulo anterior, o aquecimento por radiação governa o processo de troca de calor entre a chama e as superfícies vizinhas. Observando-se as características dos equipamentos e outros focos de incêndios em plataforma, pode-se constatar que a radiação governará o processo de aquecimento no caso de incêndios, porém deve-se destacar a importância do processo de aquecimento por convecção no caso de chamas confinadas.

Na troca de calor por radiação, além da quantidade total de calor emitido, é necessário determinar o fator de forma entre a chama e cada superfície a ser analisada. Esta determinação pode ser feita através de várias maneiras, que serão analisadas ao longo deste capítulo. As soluções adotadas permitem a análise das chamas cilíndricas, para **Pool Fires** e as filamentares, para **Jet Fires**.

3.2. TROCA DE CALOR POR RADIAÇÃO

A troca de calor por radiação consiste no transporte de energia por meio de ondas eletromagnéticas e/ou partículas atômicas, emitidas pelos átomos do material. É um processo de transferência de energia entre superfícies, uma vez que a energia liberada pelos átomos no interior do volume é absorvida, na maioria dos materiais, por outros átomos vizinhos; constituem uma excessão o vidro, certos materiais semi-transparentes e os gases.

No caso específico de chamas, tem-se nos dois modelos as seguintes características:

Pool Fires - considera que a energia emitida pela combustão no interior do envelope cilíndrico é absorvida pelas partículas vizinhas, ou seja, toda a energia é emitida pelas partículas da superfície;

Jet Fires - no caso de gases, considera que a chama é transparente, ou seja, toda a energia é emitida pelo centro do filamento. No caso de líquidos, onde há maior possibilidade de formação de cinzas que absorvem parte do calor irradiado, torna-se necessário utilizar fatores de emissividade para considerar esta atenuação.

O processo de aquecimento por radiação não necessita de meio material para realizar-se, não havendo contato físico entre as superfícies que trocam calor. É um processo físico extremamente importante e consideravelmente mais complexo que os demais.

Basicamente, há dois fatores complicadores no processo de troca por radiação:

i) A radiação térmica é emitida em diferentes comprimentos de onda (ou frequência), formando um espectro de radiação. Este espectro é modificado pela temperatura da superfície, assim como as propriedades relativas à absorção e emissão variam ao longo do espectro.

ii) A radiação é emitida em todas as direções, porém a posição e orientação relativa entre as superfícies que trocam calor influi na quantidade de calor transferida. Portanto, há um aspecto geométrico e direcional que deve ser considerado no cálculo do fluxo de calor.

A seguir tem-se uma breve descrição do processo de troca de calor por radiação, e as principais leis físicas que o governam. Embora o modelo adotado permita a simplificação de algumas destas equações, torna-se necessária a sua apresentação para evidenciar as características do processo de cálculo como um todo. Informações adicionais pode ser obtidas nas referências [23] e [24].

3.2.1 - Lei de Stefan-Boltzman

A distribuição espectral da intensidade de radiação foi determinada por Planck [25], para um corpo emissor perfeito, denominado corpo negro. A partir desta determinação foi possível representar a energia emitida (E_b), por unidade de tempo, por unidade de área, para cada comprimento de onda (λ), considerando um corpo negro, conforme a equação:

$$E_{b,\lambda}(\lambda,T)=\frac{C_1}{\lambda^5\left[\exp\left(\frac{C_2}{\lambda T}\right)-1\right]} \qquad (3.1)$$

onde C_1 e C_2 são constantes.

Para determinar qual a energia emitida (E_b) por todo o espectro é necessário integrar a equação (3.1) para todos os comprimentos de onda, obtendo-se:

$$E_b(T) = \int_0^\infty E_{b,\lambda}(\lambda, T) d\lambda \qquad (3.2)$$

Realizando-se esta integração obtem-se:

$$E_b(T) = \sigma T^4 \qquad (3.3)$$

onde σ é uma constante e T é a temperatura da superfície, em Kelvin.

A equação (3.3) é conhecida como Lei de Stefan-Boltzman, σ é conhecida como constante de Stefan-Boltzman e seu valor numérico é de:

$$\sigma = 5{,}670 \text{ W/m}^2.\text{K}^4$$

Esta equação, de aspecto simples, é extremamente importante no cálculo da emissão de energia, pois permite calcular a energia total emitida por um corpo negro, em todas as direções, apenas conhecendo-se a temperatura da superfície.

Emissividade

Entretando, a equação (3.3) não pode ser aplicada às superfícies normalmente encontradas em análises de engenharia, uma vez que foi desenvolvida para um corpo negro, que, por definição, é um emissor perfeito, enquanto que as superfícies reais apresentam alguns tipos de imperfeições. Para que se possa utilizá-la é necessário definir um parâmetro que permita comparar a superfície real com a do corpo negro.

Este parâmetro, no caso da emissão por radiação, é chamado de emissividade, e é adimensional. No caso de superfícies receptoras, o parâmetro utilizado é a absortividade. Uma vez que a emissividade é numericamente igual à absortividade, ao longo deste trabalho será utilizado apenas o termo emissividade, englobando tanto superfícies que emitem como as que recebem.

Embora a emissividade seja uma característica de cada superfície, ela é também função do comprimento de onda e da temperatura. Para fins de uso prático em engenharia, define-se a emissividade total ($\varepsilon(T)$) como sendo a razão entre as energias total emitida em todos os comprimentos de onda para a superfície real e a negra. Portanto:

$$\varepsilon(T) = \frac{E(T)}{E_b(T)} \qquad (3.4)$$

A equação (3.3) torna-se então:

$$E_b(T) = \varepsilon(T)\sigma T^4 \qquad (3.5)$$

Nos casos usuais de transferência de calor, uma superfície emissora também é receptora da energia emitida por outras superfícies que a cercam. O processo de troca é regido pela equação:

$$E_b(T) = \varepsilon(T)\sigma\left[T_e^4 - T_r^4\right] \qquad (3.6)$$

onde:

T_e = temperatura da superfície emissora

T_r = temperatura do meio para o qual está-se irradiando.

3.2.2 - Cálculo do Fator de Forma

Uma vez equacionado o problema relativo aos comprimentos de onda da radiação emitida, é necessário considerar os aspectos geométricos da troca de calor entre superfícies finitas. Observando-se a figura 3.1, nota-se que o mesmo corpo (2), de área A2, recebers uma quantidade diferente de radiação, para as situações (a), (b) e (c)

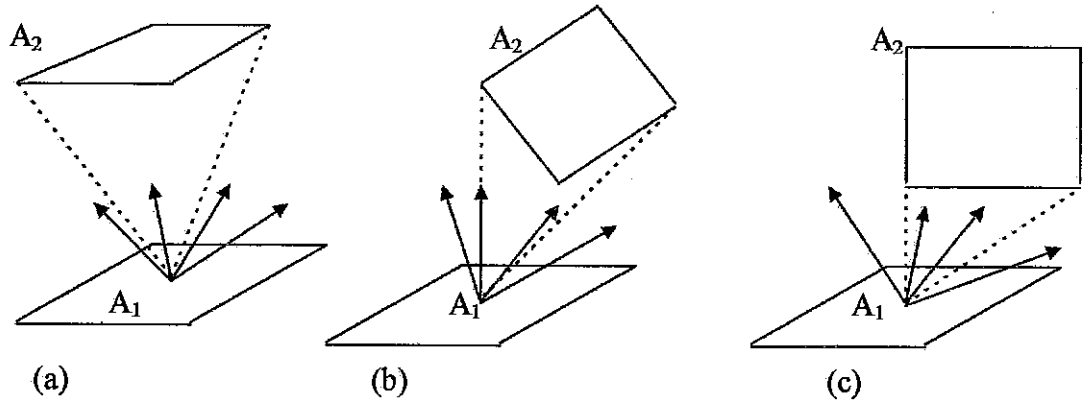


Figura 3.1 - Possíveis Orientações Entre Superfícies: (a) Paralelas; (b) Oblíquas; (c) Perpendiculares.

Nesta figura torna-se evidente a importância da posição relativa entre as superfícies. Para considerar este aspecto introduz-se o conceito de fator de forma, que é parâmetro que indica o quanto da radiação emitida pela superfície 1 atinge a superfície 2, conforme definido por:

$$F_{12} = \frac{E_{12}}{E_1} \qquad (3.7)$$

onde:

E_{12} = energia emitida por 1 que atinge 2;

E_1 = energia total emitida em 1, em todas as direções;

F_{12} = fator de forma entra as superfícies 1 e 2.

Substituindo-se (3.6) em (3.7) obtem-se:

$$E_{12} = F_{12}\varepsilon_1(T)\sigma\left[T_1^4 - T_2^4\right]$$

$$E_{21} = F_{21}\varepsilon_2(T)\sigma\left[T_2^4 - T_1^4\right] \qquad (3.8)$$

A determinação dos fatores de forma depende exclusivamente das características geométricas e da posição relativa entre as superfícies. Para desenvolver uma expressão geral para esta grandeza, consideramos as superfícies 1 e 2 de orientação quaisquer, indicadas na figura (3.1), onde:

A_i, A_j = área das superfícies 1 e 2 respectivamente

R = comprimento do segmento de reta que une os elementos dA_i e dA_j ;

dA_i, dA_j = áreas elementares das superfícies 1 e 2 ;

n_i, n_j = vetores normais às áreas elementares dA_i e dA_j

a_i, a_j = ângulo entre os vetores normais e o segmento de reta

O fator de forma entre dA_i e dA_j é calculado entre as projeções das áreas elementares na direção transversal ao segmento de reta R, para a área dA_j. Tendo em vista que a intensidade de radiação se distribuiu ao longo de todo o hemisfério superior à superfície, os fatores de forma entre as superfícies 1 e 2 podem ser calculados, conforme [24], por:

$$F_{i,j} = \frac{1}{A_i}\int_{A_i}\int_{A_j}\frac{\cos\alpha_i \cdot \cos\alpha_j}{\pi R^2} dA_i dA_j \qquad (3.9a)$$

$$F_{j,i} = \frac{1}{A_j} \int_{A_i} \int_{A_j} \frac{\cos\alpha_i . \cos\alpha_j}{\pi R^2} dA_j dA_i \qquad (3.9b)$$

Das equações (3.9) torna-se evidente que:

$$F_{ij} A_j = F_{j,i} A_i \qquad (3.10)$$

A equação (3.9) é calculada integrando-se os cossenos e o segmento R ao longo das superfícies. No caso de geometrias simples, é possível calcular a integral exata destas equações, que pode ser encontrada nas referências [22 e 23] para estes casos; no caso de geometrias mais complexas, é possível calcular F_{ij} apenas através de métodos numéricos.

Neste último caso, o método dos elementos finitos é bastante conveniente, uma vez que permite a divisão da estrutura em pequenos elementos. Desta forma, como uma primeira aproximação, a integral (3.9) pode ser aproximada por:

$$F_{12} = \frac{1}{\pi A_1} \sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{m} \frac{\cos\alpha_i . \cos\alpha_j}{R_{ij}^2} A_i A_j \qquad (3.11)$$

n m

Onde m e n representam o número de elementos nas superfícies 1 e 2, respectivamente.

Alguns programas comercialmente disponíveis utilizam (3.11) para cálculo do fator de forma, como o programa TRASYS, da Martin Marietta Corporation [10]. Entretanto, para manter um erro aceitável (< 10%), este programa subdivide as superfícies em elementos tais que a razão A/R seja menor ou igual a 0.05 (superfícies paralelas). Isto implica num número bastante elevado de elementos, na maioria dos casos, resultando em grande esforço e custo computacional, além da utilização de espaço significativo na memória.

Para que se possa ter uma idéia do que esta limitação inplicaria em termos de esforço computacional, pode-se imaginar uma Plataforma Offshore Semi-submersível, cujas dimensões do Convés Principal situam-se em torno de 60 x 60 m. Admitindo chamas de 10 m de altura, tem-se que:

i) à distância de 1.0 m da chama, serão necessárias áreas de 0.05 m^2, o que implicaria em elementos de de 0.2 x 0.2m;

ii) à 5 m , área de 0.25 m^2, ou elementos de 0.5 m;

iii) à 10 m , elementos de 0.7m.

Como resultado, seriam necessários 14.400 elementos na discretização de um único Convés da Plataforma. Considerando uma chama cilíndrica de 3 m de diâmetro por 8 metros de altura, que demandaria cerca de 1500 elementos (para manter a área de 0.05), seriam necessários 21.6 x 10^6 integrações como (3.11) para cada análise. Se considerarmos que as dimensões das chamas variam à medida que o combustível vai sendo queimado, estas integrações seriam multiplicadas pelo número de intervalos de tempo nos quais fosse necessário redefinir as dimensões da chama.

Outros softwares, como o ANSYS [8] versão 4.4, utilizam modelos mais simples, que fornecem resultados muito pobres. Neste caso, o fator de forma é calculado através de um processo de emissão de "raios" a partir do elemento em análise para um dado receptor. O fator de forma é o quociente entre a quantidade que atinge o receptor e o total de raios emitidos. Desta forma, numa malha de 6000 elementos, cada elemento da chama deveria emitir pelo menos 12000 raios; multiplicando por cerca de 200 elementos na chama, seriam necessários 2.4 milhões de raios, para ser ter uma precisão de cerca de 30 a 40% nos elementos, o que comprometeria a análise.

Esta dificuldade foi contornada desenvolvendo-se rotina própria. Tendo em vista que o objetivo deste trabalho é desenvolver um programa para computadores de pequeno porte, nesta rotina optou-se por um algoritmo mais eficiente, com menor custo computacional. Neste caso, a equação (3.9) é aproximada por:

$$F_{12} = \sum_i \sum_j \Delta F_{A_i} F_{A_j} \qquad (3.12)$$

onde:

A_i = área do i-ésimo elemento da superfície 1
Aj = área do j-ésimo elemento da superfície 2

$$\Delta F_{Ai,Aj} = MN^2 dF_{dA-A_2}$$

dA = elemento infinitesimal da superfície 1
A_2 = superfície receptora de calor
M = fator que corrige dA para dimensões não-pontuais
N = fator que corrige o não paralelismo entre dA e A_2
dF_{dA-A_2} = Fator de forma diferencial

Matematicamente tem-se:

$$M = \frac{\left(\pi R_0^2 + A_2\right)\left[\pi R_0^2 + A_1 + A_2 - \sqrt{\left(\pi R_0^2 + A_1 + A_2\right)^2 - 4A_1A_2}\right]}{2A_1A_2}$$

$$N = \cos\alpha_1 - \frac{\tan\alpha_a}{\operatorname{sen}\alpha_2}\left(\cos\alpha_1 \cos\alpha_2 + \cos\alpha_b\right)$$

$$dF_{dA-A_2} = \frac{\delta^2 \cos\alpha_2}{\pi}.2\left[B.\left(B+C\right) + D.\left(D+C\right)\right]$$

onde:

$B = [\, Ro^2 + \alpha\, \delta^2 + P\,]^{-1/2}$

$C = [\, Ro^2 + \delta^2\,]^{-1/2}$

$D = [\, Ro^2 + \alpha\, \delta^2 - P\,]^{-1/2}$

$S = \frac{\sqrt{A_2}}{2}$

$Ro = X_2 - X_{dA}$ = Vetor posição de A_2 relativo a dA

$\cos\alpha_2 = -\, n_2 .Ro^{-1} .R$

$P = 2\, Ro\, \delta\, sen\, \alpha_2$

$\alpha = 0.2953$

X_2, X_{dA} = Vetores posição das áreas A_2 e dA, em relação a um sistema de coordenadas.

$\cos\alpha_1 = -\, n_{dA} .Ro^{-1} .Ro$

$\cos\alpha_a = x\, .\, (x^2 + z^2)^{-1/2}$

$\cos\alpha_b = z\, .\, (x^2 + z^2)^{-1/2}$

onde:

$x = \delta \cos\alpha_2\ (D+B)$

$z = B\,(Ro + \delta\, sen\, \alpha_2) - D\,(Ro - \delta\, sen\, \alpha_2)$

A figura (3.2) ilustra os parâmetros empregados na formulação acima.

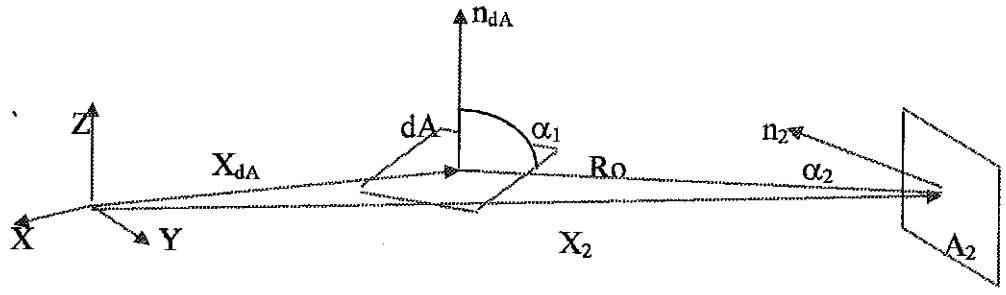


FIGURA 3.2

Superfícies de Sombra

Este algoritmo, denominado FATFOR, permite ainda que sejam calculados os efeitos da introdução de uma ou mais superfícies entre as superfícies em análise. Ou seja, é possível prever o efeito de sombra ocasionado por superfícies intermediárias, que bloqueem o fluxo de calor entre as superfícies de interesse. Estes elementos podem ser corpos externos ou protuberâncias das superfícies e serão referidos como elementos de sombra ao longo deste trabalho.

Na figura 3.3 encontra-se representada a situação de sombreamento.

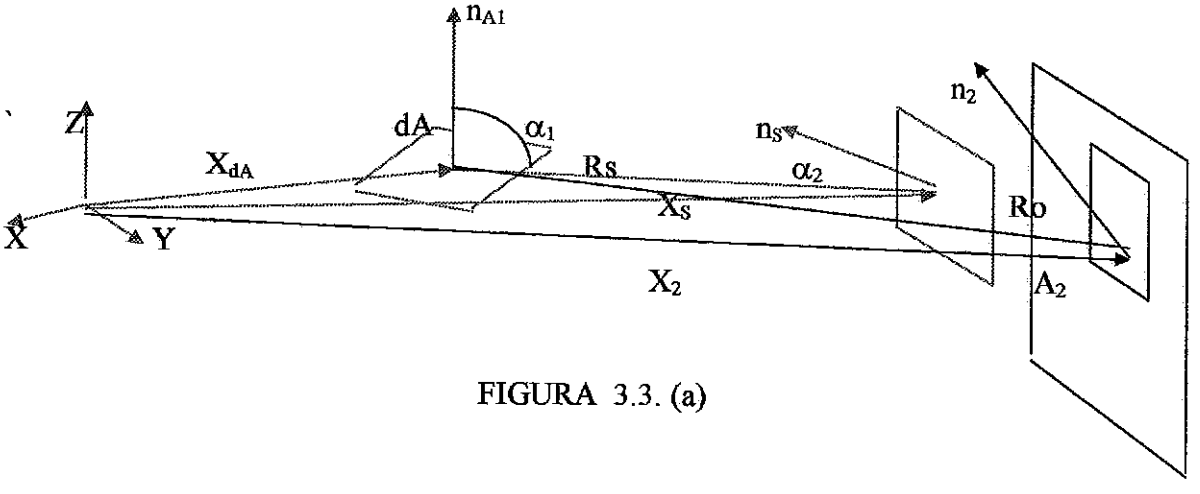


FIGURA 3.3. (a)

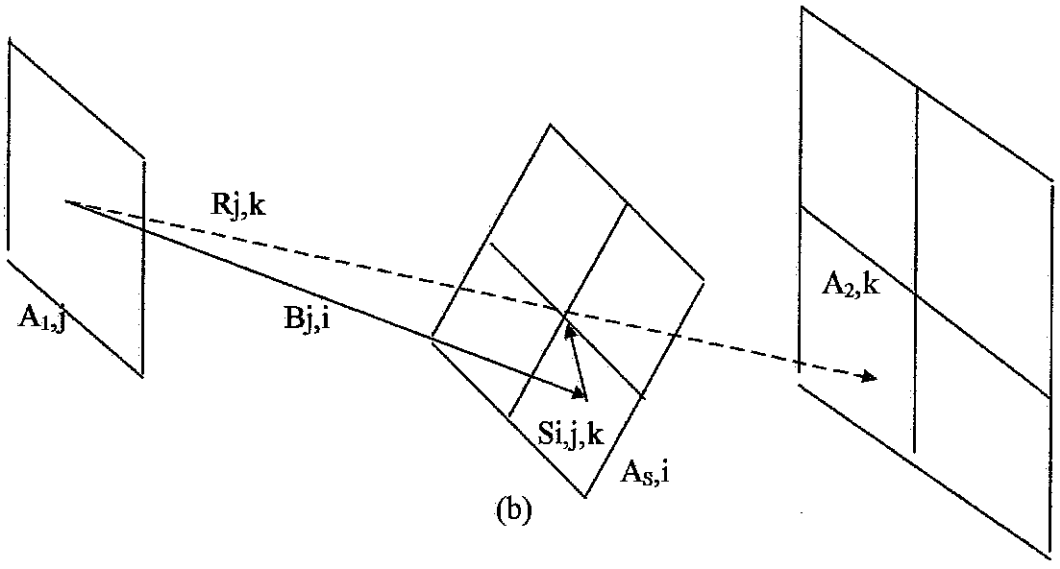


FIGURA 3.3 (b) - Esquema de Superfície de Sombra

O vetor $S_{i,j,k}$, que está no plano do elemento de sombra é calculado, conforme pode ser visto na Fig (3.3), por :

$$S_{i,j,k} = c\,R_{j,k} - B_{j,i} \qquad (3.13)$$

onde:

$S_{i,j,k}$ = vetor que une o ponto médio do i-ésimo elemento do corpo de sombra, ao ponto onde $R_{j,k}$ intercepta o plano deste elemento.

$R_{j,k}$ = vetor que une o j-ésimo elemento da superfície 1 ao k-ésimo elemento da superfície 2.

$B_{j,i}$ = vetor que une o j-ésimo elemento da superfície 1 (A_1,j) ao i-ésimo elemento do corpo de sombra (A_S,i).

c = é um escalar que permite localizar o plano de A_S,i em termos de Rj,k

O valor de c é calculado usando o fato que o vetor $S_{i,j,k}$ é perpendicular ao vetor normal de $A_{S,i}$. Portanto:

$$S_{i,j,k} \cdot N_{S,i} = 0 \qquad (3.14a)$$

Onde $N_{S,i}$ = vetor normal à superfície de sombra. Tem-se então:

$$c\,R_{j,k} \cdot N_{S,i} - B_{j,i} \cdot N_{S,i} = 0 \qquad (3.14b)$$

e portanto:

$$c = \frac{B_{j,i} \cdot N_{S,i}}{R_{j,k} \cdot N_{S,i}}$$

O elemento $A_{2,k}$ estará bloqueado para o elemento $A_{1,j}$, pelo elemento i-ésimo de sombra se ambos os seguintes critérios forem atendidos:

$0.0 < c < 1.0$ (3.15a)

$S_{i,j,k} \cdot S_{i,j,k} < A_{S,i}$ (3.15b)

onde $A_{S,i}$ = área do i-ésimo elemento do corpo de sombra.

Os resultados obtidos com o FATFOR, para os tipos mais comuns de geometrias, encontram-se na referência [21]. Nota-se que o erro médio obtido para cada tipo de configuração é função do número de subdivisões das áreas. Deve-se destacar que com um reduzido número de elementos consegue-se bons resultados.

Para efeito de comparação, uma plataforma de 60 x 60 metros, para uma chama de 10 metros de altura pode ser eficientemente calculada com uma malha com elementos de cerca de 80 x 80 cm de lado, o que totalizaria 5625 elementos no piso. Considerando uma chama de 3 metros de diâmetro, seriam necessários cerca de 160 elementos para descretizá-las, demandando 900.000 interações, cerca de 25 vezes menos que os procedimentos tradicionais. O tempo médio de execução deste modelo, considerando a rotina proposta programada em FORTRAN, operando num PC 486, 66 MHz, é de 2 minutos.

3.2.3 - Metodologia Adotada

Utilizando-se do exposto nos ítens anteriores dos Capítulos 2 e 3, desenvolveu-se rotinas específicas para dimensionamento das chamas, cálculo do fluxo de calor emitido por radiação e do fator de forma entre a chama e superfícies que representam a geometria da plataforma. Estas rotinas foram reunidas em um único software, denominado **ARGOS**, um acrônimo para Análise de Radiação de Gases e ÓleoS.

O desenvolvimento deste software obedeceu às seguintes premissas:

i) Permitir modelar chamas provenientes de *Pool* e *Jet Fires*, para hidrocarbonetos;

POOL FIRES

ii) No caso de *Pool Fire*, permitir trabalhar com óleos, considerando o extravasamento ou transbordamento da bacia de contenção. Esta hipótese tornou-se necessária pois, para a maioria dos equipamentos que manuseiam óleos em plataformas offshore, constroi-se uma bacia imediatamente sob o equipamento, na forma de chapas de aço soldadas verticalmente, com cerca de 20 cm de altura. Esta bacia destina-se a conter eventuais derrames do fluido, impedindo seu espalhamento.
Conforme apresentado na equação (II.8), o comprimento das chamas tipo *Pool Fire* depende diretamente do diâmetro da poça, o que significa que espalhar o óleo implica em aumento da altura da chama e da severidade do incêndio. Este tipo de comportamento foi contemplado no desenvolvimento do **ARGOS**;

iii) Com relação à forma, incêndios tipo *Pool Fires* deverão ser modelados considerando chamas cilíndricas, ou seja, definindo-se o diâmetro e altura. Esta escolha deveu-se às seguintes razões:

- no caso de espalhamentos, na ausência de obstáculos, a forma da poça final tende a ser um círculo;

- chamas cilíndricas não apresentam arestas laterais, o que melhora o comportamento do cálculo do fator de forma;

- em termos de resultados finais, não há uma forma clara proposta por nenhuma das referências pesquisadas, uma vez que estes não se preocupam com o cálculo do fator de forma ou da radiação em pontos discretos, mas apenas com aspectos inerentes à chama. Além disto, como já citado anteriormente, uma chama pode mudar de forma ao longo do processo de queima, não apresentando forma perfeitamente definida.
Entretanto, a maioria dos ensaios experimentais pesquisados [23] define a chama em termos de diâmetro e altura, o que sugere forma cilíndrica. Além distos, dados como os apresentados na Figura 3.2 são construídos utilizando poças definidas por seu diâmetro, o que também sugere formas cilíndricas;

-cabe ressaltar que o objetivo desta tese, é desenvolver e validar uma metodologia para análise de incêndio, o que nos obrigou a adotar determinadas hipóteses de cálculo. A forma da chama de *Pool Fires* foi uma destas hipóteses, que, como será visto nos próximos capítulos, apresentou resultados satisfatórios. Entretanto, não descartamos a adoção de outras formas, como cônicas, paralelepípedas ou duplo cone, que deverão ser pesquisadas, testadas e validadas contra dados experimentais, de forma semelhante ao aqui feito com chamas cilíndricas;

- a chama deverá ser opaca e sólida;

iv) A duração de incêndios tipo *Pool Fires* deverá ser determinada, calculando-se o volume de óleo derramado, sua taxa de queima e área disponível para queima;

v) O programa deverá dividir a chama em elementos de superfícies, em quantidade definida pelo usuário;

vi) Deverá calcular o fator de forma entre a chama e o receptor. Este cálculo será feito integrando-se o fator de forma de cada elemento em que a chama foi dividida com cada elemento da plataforma. O cálculo da área e vetores normais destes elementos deverá ser executado internamente pelo programa;

JET FIRES

vii) No caso de *Jet Fires*, permitir trabalhar com gases ou misturas de óleos e gases;

viii) A forma da chama em *Jet Fires* segue uma tendência normalmente adotada em projeto de queimadores ou Flares, que é o uso de chamas filamentares, onde o comprimento prepondera largamente sobre as outras direções;

ix) O programa deverá dividir a chama em elementos uni-dimensionais, em quantidade a ser definida pelo usuário.

x) No caso de *Jet Fire* a pressão do recipiente influencia fortemente as características finais da chama, o que significa que deverá ser prevista a despressurização pelo vazamento, além da ação de sistemas externos de despressurização, como sistemas de alívio;

POOL* E *JET FIRES

xi) Como características comuns aos dois tipos de incêndio, o programa deverá prever a modificação na forma da chama pela presença de elementos confinantes, como paredes, anteparas e tetos;

xii) A influência do vento, que inclina a chama deverá ser obrigatoriamente considerada na forma final das chamas;

xiii) O software deverá operar em computadores tipo PC-compatíveis;

xiv) o fluxo de calor emitido pela chama será predominantemente por radiação, em função das temperaturas envolvidas. Em sua determinação há dois procedimentos possíveis:

- cálculo da contribuição diferenciada ao longo do comprimento da chama, considerando as diferentes zonas de combustão e, por consequência, de temperatura. Neste caso dever-se-á determinar o perfil de temperaturas ao longo do comprimento da chama e, através da equação de Stefan Boltzman (3.6), determinar a radiação emitida por cada trecho. Ponde- rando pelo fator de forma tem-se a radiação que atinge cada ponto da estrutura;

- considerando que a contribuição de cada trecho para a radiação total é constante ao longo do comprimento, função do poder calorífico do combustível, corrigido pelo fator de emissividade da fuligem gerada. Ponderando pelo fator de forma tem-se a radiação que atinge cada ponto da estrutura;

- a opção por uma determinada metodologia dependerá dos dados disponíveis, sendo que no desenvolvimento deste trabalho adotou-se a segunda.

A qualidade dos resultados obtidos com este algoritmo pode ser visualizado na Figura 3.4, onde compara-se os resultados dos cálculos teóricos com os provenientes do ARGOS para um cilindro irradiando para um ponto no plano horizontal.

3.3. TROCA DE CALOR POR CONVECÇÃO

Além do processo de aquecimento por radiação, um processo de combustão pode também aquecer superfícies próximas por convecão. Neste caso, o aquecimento dá-se através do contato físico entre os gases quentes e fuligem liberados e a superfície receptora, sendo o fluxo de calor (Q) dado por:

$$q = h_f (T_f - T_S) \qquad (3.16)$$

onde:
q = fluxo de calor trocado entre os gases e a superfície
h_f = coeficiente de troca de calor por convecção
T_f= Temperatura dos gases e fuligem
T_S= Temperatura da supefície

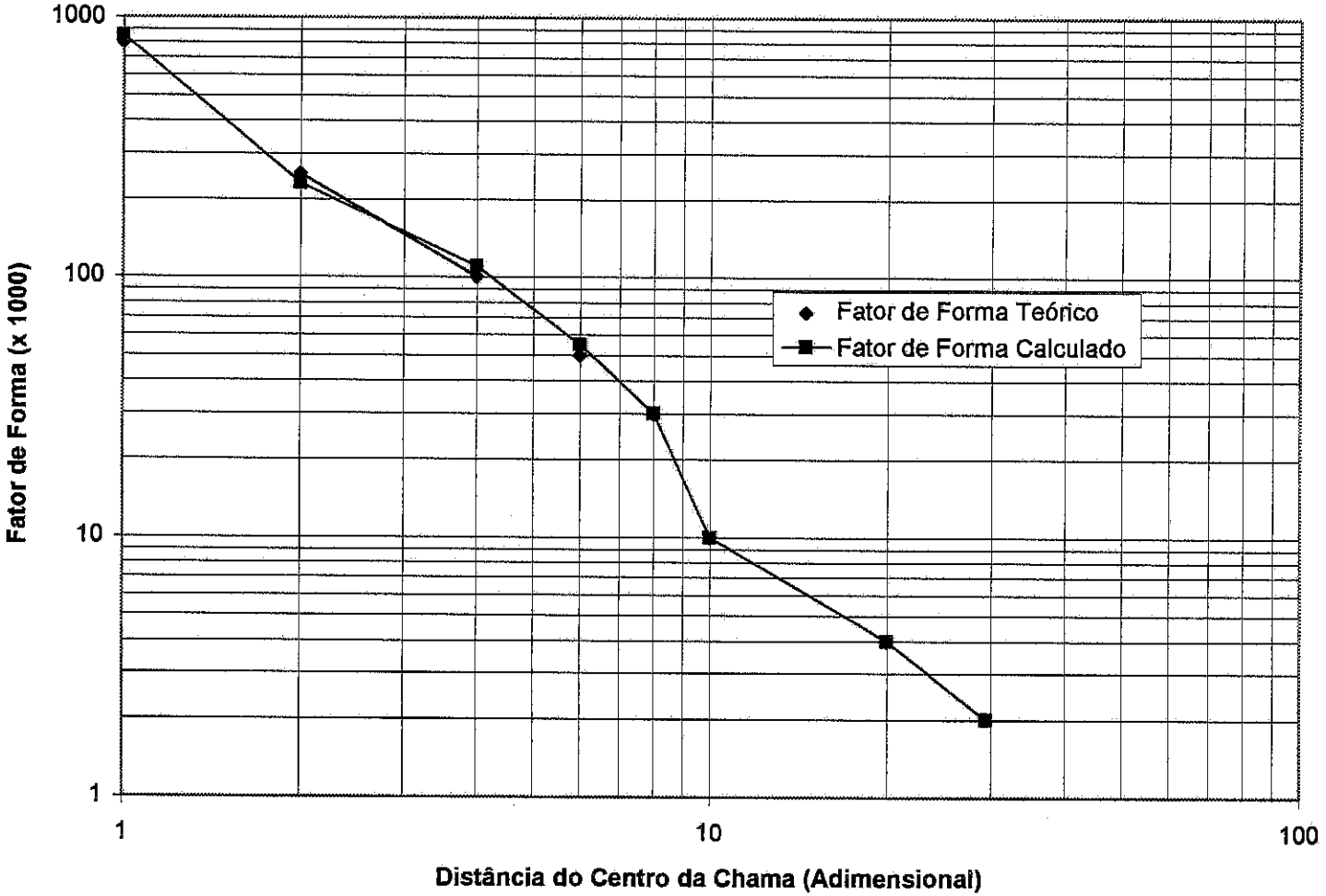
A temperatura da fumaça é calculada por:

$$T_f = T_a\left[1 + 4.762(q^*)^{2/3}\right] \qquad (3.17)$$

onde:

$$q^* = (1-\lambda_r)\frac{q}{\rho_a C_p T_a Z^2 \sqrt{gZ}} \qquad (3.17a)$$

Fig. 3.4 - Comparação entre Valores Calculados e Teóricos



2

onde: λ_r - fração da energia de queima liberada por radiação;
q = quantidade total de calor emitido;
ρ_a = densidade da fumaça (gases de combustão);
C_p = calor específico da fumaça;
Z = distância da chama ao ponto analisado.

O valor de h_f pode ser obtido considerando-se o valor médio (em cada ponto) do coeficiente de convecção para um fluido em escoamento turbulento sobre uma placa plana, dado [22] por:

$$h_f = \frac{Nu.k}{L} \qquad (3.18)$$

onde: L = comprimento da placa;
K = condutividade térmica do fluido;
Nu = número de Nusselt, dado por:

$$Nu = \mathrm{Pr}^{1/3}\left(0.037\,\mathrm{Re}^{0.8} - 850\right) \qquad (3.19)$$

sendo: $\mathrm{Pr} = \frac{\upsilon}{\alpha}$ - Número de Prandtl
υ - viscosidade cinemática, na temperatura da fumaça

Este processo de aquecimento esbarra nas seguintes dificuldades:

i) determinação da temperatura dos gases no ponto de encontro com a superfície, uma vez que estes sofrem forte resfriamento ao longo do processo de queima e no trajeto ao ar;

ii) determinação do valor de "h_f", que é função da viscosidade e velocidade dos gases e, portanto, dependente de sua temperatura;

iii) da determinação da temperatura da superfície, que vai sendo aquecida ao longo do tempo, o que exigiria que o valor de q fosse calculado durante o processo de determinação da temperatura da superfície. Este acoplamento complica significativamente o processo de cálculo.

Embora em algumas das análises realizadas em plataformas offshore, utilizando ametodologia proposta nesta tese, tenham sido calculadas as distribuições de temperatura devido à fumaça, neste trabalho opptou-se por não considerar este tipo de troca de calor, pelas seguintes razões:

i) Os fluxos de calor por radiação nas queimas por hidrocarbonetos são cerca de 100 a 1000 vezes superiores [24] aos de convecção, para anteparas localizadas imediatamente após a chama, ou seja, considerando os gases e fuligem à temperatura das chamas;

ii) em análises realizadas em plataformas semi-submersíveis preponderam ambientes abertos, com a maioria dos equipamentos críticos localizando-se no Convés Principal, não havendo praticamente contato físico entre a fumaça e superfícies estruturais;

iii) desta forma, este tipo de aquecimento ocorre apenas em plataformas onde ocorre confinamento vertical, como é o caso das plataformas fixas. Em análise efetuada ao longo deste desenvolvimento [25] para o projeto da Plataforma Fixa, Arranjo Vertical, de Produção de Enchova (PPE), considerou-se o aquecimento por convecção com os gases e fuligem, separadamente ao por radiação. Constatou-se que enquanto atigiam-se temperaturas na estruturada ordem de 1100 a 1200 C no segundo, a convecção levava a valores máximos de 450 C.

CAPÍTULO 4 - DETERMINAÇÃO DA TEMPERATURA RESULTANTE DO INCÊNDIO

4.1. INTRODUÇÃO

Uma vez calculada a distribuição da radiação térmica incidente nos elementos estruturais e equipamentos vizinhos, deve-se proceder à determinação da temperatura gerada pelo incêndio. Esta determinação caracteriza-se por seu comportamento transiente, resultado do processo de aquecimento e posterior resfriamento, e não-linear, devido à variação das propriedades termo-físicas dos materias face aos elevados valores de temperatura atingidos.

Dentre as técnicas disponíveis de solução deste tipo de problema térmico, optou-se pelo Método dos Elementos Finitos, com solução no dominio do tempo, através do esquema de integração fornecido pelo ANSYS, baseado no método de integração de Houbolt [8], que será posteriormente discutido.

Atenção especial foi dada à seleção do intervalo de tempo de integração, pois, além de garantir a estabilidade e convergência do algoritmo térmico, deve-se fornecer um número de distribuições de temperatura suficiente para a solução das equações de equilíbrio estrutural, quando da determinação das tensões e deslocamentos resultantes do incêndio.

Com relação às condições em que o problema se desenvolve, deve-se distinguir entre o processo de aquecimento na estrutura e nos equipamentos. No primeiro há condução no meio sólido, aquecimento por radiação térmica proveniente da chama e resfriamento simultâneo por radiação para o ambiente, por condução natural e/ou forçada com o ar e, eventualmente, forçada pela água proveniente do sistema de combate a incêndio por dilúvio. Adicionalmente, pode ocorrer a evaporação da água de dilúvio, em processo de resfriamento muito mais intenso que o de convecção.

No caso do aquecimento de equipamentos e tubulações, a análise é realizada principalmente para efeito de análise de propagação de incêndio. Além de todos os processos citados para a estrutura, ocorre o aquecimento do fluido contido em seu interior, através de troca de calor por convecção e condução. Desta forma, o processo torna-se consideravelmente mais complexo, exigindo maiores recursos computacionais.

Neste capítulo serão apresentados os principais aspectos relacionados à modelação matemática do problema, modelos e técnica de solução utilizados. Os aspectos relativos à determinação das tensões na estrutura devido ao carregamento térmico serão apresentados no Capítulo 5.

4.2. Modelo Matemático

O problema de determinação da distribuição da temperatura consiste basicamente na solução da equação de transferência de calor por condução ao longo dos elementos estruturais ou na superfície dos equipamentos e tubulações. Estes elementos caracterizam meios sólidos, homogêneos e contínuos, ou seja, não serão considerados defeitos ou vazios em seu interior.

Nestes meios predomina o processo de calor por condução, governado pela equação de Fourier, onde tem-se que um corpo sólido, com ou sem geração interna de calor e submetido a condições térmicas no contorno, apresenta um único valor de temperatura para cada ponto em seu interior, para cada instante de tempo.

Esta temperatura é obtida solucionando-se a seguinte equação, obtida através de balanço de energia térmica em um volume de controle:

$$\rho C_P \frac{\partial T(r,t)}{\partial t} = D^t[kDT(r,t)] + q_V(r,t) \quad (4.1)$$

onde:
ρ = massa específica do material;
C_p = Calor específico do material;
k = Condutibilidade térmica do material;
$T(r,t)$ = temperatura num dado ponto, em determinado instante de tempo t;
r = vetor posição, que caracteriza o ponto em análise;
D = operador gradiente;
q_v = quantidade de calor gerada no interior do volume.

No caso específico de plataformas offshore não há o risco de combustão dos materiais utilizados na confecção dos elementos estruturais ou do costado de equipamentos. Desta forma, o termo devido à geração de calor (q_v) poderá ser desprezado em (4.1), o que nos leva a equação:

$$\rho C_p \frac{\partial T(r,t)}{\partial t} = D^t[kDT(r,t)] \quad (4.1a)$$

Mesmo se considerarmos a utilização de certas ligas de Alumínio, compósitos ou plásticos, a quantidade de calor gerada pelos hidrocarbonetos será significativamente superior, além do fato de que a combustão destes materiais significará o colapso da estrutura ou do equipamento, o que tornará desnecessário o prosseguimento da análise térmica.

4.2.1. Condições de Contorno e Iniciais

A solução da eq. (4.1a) exige a determinação de algumas constantes, cujo valor depende das condições iniciais e de contorno. Estas condições caracterizam o fenômeno físico representado pela expressão matemática, constituindo-se em elementos fundamentais na formulação do problema.

Condições Iniciais

No caso de problemas em regime permanente de transferência de calor, a variável tempo é eliminada em (4.1.a), que se torna:

$$D^t\left[kDT(r)\right] = 0 \qquad (4.2)$$

Neste caso, a distribuição de temperatura é constante ao longo do tempo, uma vez que a solução não depende desta variável, sendo influenciada apenas pelas condições de contorno.

No caso de incêndios, têm-se um processo predominantemente transiente, onde torna-se necessário especificar a distribuição da temperatura antes que o processo de transferência de calor tenha início. Esta determinação das condições iniciais de temperatura, é necessária devido a:

i) do ponto de vista matemático, para caracterizar a solução parcial para a variável t, através da técnica de separação de variáveis;

ii) do ponto de vista físico, para caracterizar a distribuição de temperatura inicial, que influenciará na distribuição ao longo do tempo e nas trocas de calor entre pontos vizinhos.

Matematicamente, as condições iniciais de temperatura são da forma:

$$T(r,t)\,/_{t=0} = T(r) \qquad (4.3)$$

Condições de Contorno

As condições de contorno prescritas são necessárias tanto para regime permanente como transiente. Quatro tipos de condições de contorno podem ser encontradas:

i) Temperatura prescrita

É comum encontrar-se casos reais onde a temperatura da superfície do corpo é prescrita, em um ou mais pontos. Tendo em vista que a temperatura superficial pode ser fácil e precisamente medida através de termopares, termo-resistores ou mesmo instrumentos óticos, este tipo de condição é bastante conveniente do ponto de vista prático.

No caso específico de incêndios, seriam exemplos desta condição pontos submetidos à aplicação de água de dilúvio, notadamente superfícies de equipamentos e outros locais onde houvesse evaporação de água ou outros fluidos. Neste caso enquanto ocorre a ebulição a temperatura permanece constante, desde que a quantidade de calor incidente seja inferior à retirada pela massa de água em ebulição. Este exemplo será discutido com mais detalhes quando da análise do modelo de propagação.

A expressão matemática para este caso é:

$$T(r,t) \mid_{r=r_{superficie}} = T_s(t) \qquad (4.4)$$

ii) Fluxo de calor prescrito

Em algumas situações ocorre da superfície do corpo estar sujeita a fontes de calor, caracterizando uma situação de fluxo prescrito de calor na fronteira. Este é exatamente o caso de incêndios, onde o calor irradiado pela chama atinge as superfícies expostas de equipamentos e estrutura.

A expressão matemática para esta situação é obtida aplicando-se a lei de Fourier definida em [21], na forma:

$$\frac{\partial T(r,t)}{\partial n_i}\Big|_{r=r_s} = -\frac{1}{k} q_s(r_s,t) \qquad (4.5)$$

onde $\frac{\partial}{\partial n_i}$ = derivação em relação à normal à superfície.

iii) Fluxo de calor por convecção

A maioria das situações envolve trocas de calor por convecção no contorno, quer seja com a atmosfera, água do mar, ou outros tipos de fluidos. No caso de plataformas, além do resfriamento pelo ar, em movimento ou não, muitas vezes tem-se a convecção com a água da rede de combate à incêndio por dilúvio.

O fluxo de calor (q_S) na fronteira entre os meios sólido e fluido pode ser expresso, no meio sólido, segundo a Lei de Fourier como:

$$q_S = -k \frac{\partial T(r,t)}{\partial n} : r = r_S \qquad (4.6)$$

Uma vez que a fronteira pode ser tornada tão delgada quanto se deseje, assume-se que não haverá armazenamento de calor neste local. Portanto, o mesmo fluxo de calor (q) é expresso no meio fluido através da lei de Newton para convecção como sendo:

$$q = h\left[T(r_S,t) - T_\infty\right] \qquad (4.7)$$

onde T_∞ = temperatura do meio fluido
h = coeficente de troca de calor por convecção

Igualando-se (4.6) a (4.7) obtem-se a expressão que caracteriza o fluxo de calor por convecção no contorno:

$$\frac{\partial T(r,t)}{\partial n} : r = r_S + \frac{h}{k} T(r_S,t) = \frac{h}{k} T_\infty \qquad (4.8)$$

iv) Fluxo de calor por radiação

A equação que governa a troca de calor por radiação, apresentada em (3.2) é dada por :

$$q_S = F_{12}\varepsilon(T)\sigma\left(T^4(r_S,t) - T_\infty^4\right) \qquad (4.9)$$

Uma vez que esta expressão envolve temperaturas elevadas à 4ª potência, haveria complicações sérias se a introduzíssemos, desta forma, na equação (4.1a). Entretanto, esta equação pode ser convenientemente expressa na forma:

$$q_S = h_r\left(T\ (r_S,t) - T_\infty\right) \qquad (4.9a)$$

onde $$h_r = F_{12}\varepsilon(T)\sigma\left(T^2(r_S,t) + T_\infty^2\right)\left(T\ (r_S,t) + T_\infty\right) \qquad (4.10)$$

A forma da equação (4.9a) permite que esta seja tratada da mesma maneira que a eq. (4.7) no ítem anterior, resultando em expressão análoga a (4.8). No caso do software utilizado na solução do problema térmico, onde é permitida a entrada de um único coeficiente de convecção por face de elemento, agrupa-se os dois coeficientes (h e h_r) numa única equação, com coeficientes definidos para um polinômio de terceira ordem na tempertura.

4.3 - FORMULAÇÃO DO MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS PARA CONDUÇÃO

O método de elementos finitos é completamente geral com respeito à geometria e às propriedades do material, permitindo ainda aplicação de todas as condições de contorno apresentadas, além das iniciais. Permite a realização de análises tri-dimensionais, transientes e não-lineares, havendo relativa variedade de softwares comerciais disponíveis.

A técnica de discretização do método é empregada para reduzir a solução contínua espacial da equação (4.1a) a um número finito de incógnitas, calculado num número finito de pontos no espaço. As condições iniciais e de contorno podem ser especificadas em qualquer ponto do domínio.

A formulação integral do problema de condução de calor a partir da equação (4.1) pode ser deduzida através de dois métodos: Método dos Resíduos Ponderados de Galerkin e um Princípio Variacional. Neste trabalho será apresentada, de maneira resumida, a obtenção através do processo variacional, utilizando o método de Rayleigh-Ritz. Informações adicionais sobre este desenvolvimento ou sobre o dos Resíduos Ponderados podem ser obtidas nas referências [27] e [28].

O funcional que representa este problema é o seguinte [21]:

$$F(T) = \frac{1}{2}\int_V \left[\rho C T^2 + (DT)^t K_i DT - 2q_V T - 2\rho C T_0 T\right](r,t)dV + \int_S \left[q_S n T\right](r,t)dS \qquad (4.11)$$

onde: V = volume do meio contínuo;
S = contorno;
K = matriz de condutividade térmica;
n = cosseno diretor da normal à superfície S.

O funcional (4.11) é do tipo:

$$F(T) = \int I(T, T_r, r)dV + \int I(T, r)dS$$

A 1ª variação deste tipo de funcional é dada por [28]:

$$\delta F = \int_V \left[\frac{\partial I}{\partial T} - \frac{\partial}{\partial r}\left(\frac{\partial I}{\partial Tr}\right)\right]\delta T dV + \frac{\partial I}{\partial Tr}\delta T\Big|_S + \int_S \frac{\partial I}{\partial T}\delta T dS = 0 \qquad (4.12)$$

Substituindo-se os termo de (4.11) em (4.12) obtem-se:

$$\delta F = \int_V \left[\rho C\dot{T} - q_V - \rho C T_0 - D^t(K_e DT)\right]\delta T dV + K_e DT + \int_S q_S n \delta T dS \qquad (4.13)$$

Aplica-se então o teorema de Green na última parcela desta equação, de forma a transformar uma integral de superfície em integral no volume. A equação (4.13) torna-se:

$$\delta F = \int_V \left[\rho C\dot{T} - q_V - \rho C T_0 - D^t(k_i DT)\right]\delta T dV + (k_i DT + q_S)\delta T = 0 \qquad (4.14)$$

Tem-se então as seguintes equações:

$$\rho C(\dot{T} - T_0) - D^t(k_i DT) = 0 \qquad (4.15)$$

$$k_i DT + q_S = 0 \qquad (4.16)$$

Usando o fato que:

$$\int_0^t \rho C\dot{T}(r,t)d\tau = \rho C\left[T(r,t) - T_0(r)\right] \qquad (4.17)$$

Derivando (4.17) em relação a t e substituindo em (4.15) tem-se:

$$\rho C\dot{T} - D^t(K_e \; DT) = q_V \qquad (4.18)$$

A equação (4.18) corresponde a (4.1), caracterizando, portanto, o fenômeno da transferência transiente, enquanto que (4.16) representa as condições de contorno do problema.

A obtenção da solução aproximada pelo MEF é realizada introduzindo funções de interpolação que permitem calcular a temperatura em qualquer ponto no interior do elemento em função das temperaturas nodais:

$$\underline{T}(r,t) = N(r)\,\underline{T}_n(t) \qquad (4.19)$$

onde $N(r)$ = vetor das funções de interpolação
$T_n(r)$ = vetor das temperaturas nodais

Substituindo (4.19) na definição do funcional (4.11) tem-se:

$$F(T) = \int_V \left[\frac{1}{2}\rho C T_n^t N^t N T_n + \frac{1}{2} T_n^t (DN)^t K_e T_n - T_n^t q_V N^t - \rho C T_n^t N^t N T_0 \right] dV + \int_S T_n^t q_S N^t n dS \qquad (4.20)$$

Define-se para cada elemento:

$$C_e = \int_V \rho C T_n^t N^t N dV \qquad (4.21a)$$

$$K_e = \int_V (DN)^t K_e (DN) dV \qquad (4.21b)$$

$$Q_e = \int_V q_V N^t dV - \int_S q_S n N^t dS \qquad (4.21c)$$

Substituindo as eq. (4.21) no funcional definido em (4.20) e calculando-se a primeira diferenciação deste tem-se:

$$C_e \dot{T}_n + K_e T_n = Q_e \qquad (4.22)$$

Adicionando-se as condições de contorno por convecção e radiação ao problema, torna-se necessário introduzir no contorno as seguintes expressões:

Convecção: $\int_S [h(T-T_\infty)](r,t)dS$ (4.23)

Radiação: $\int_S [Fh_r(T-T_{ref})](r,t)dS$ (4.24)

As matrizes definidas em (4.21) tornam-se:

C_e = não se altera

$$K_e = \int_V (DN)^t K_e (DN) dV + \int_S hN^t N dS + \int_S Fh_r N^t N dS \qquad (4.25b)$$

$$Q_e = \int_V q_V N^t dV - \int_S q_S n N^t dS + \int_S N^t h T_\infty dS + \int_S N^t F h_r T_{ref} dS \qquad (4.25c)$$

Portanto, o sistema de equações diferencias de condução de calor, obtido a partir da formulação de elementos finitos é representado por:

$$C_e \dot{T}_n + K_e T_n = Q_e \qquad (4.26)$$

A estrutura completa é analisada através da montagem das matrizes globais, resultantes da contribuição de cada elemento. Nesta montagem utiliza-se a matriz de montagem de Boole, "a ", que define a relação entre os "n" graus de liberdade da estrutura e "m" graus do elemento. Desta forma:

$$T_{(mx1)} = a_{(mxn)} T_{(nx1)} \qquad (4.27)$$

O problema da condução é regido pela equação:

$$\underline{C}\,\dot{\underline{T}} + \underline{K}\,\underline{T} = \underline{Q} \qquad (4.28)$$

onde as matrizes globais são definidas por:

$$\underline{C} = \sum_e \underline{a}^t \underline{C}_e \underline{a} \qquad (4.29a)$$

$$\underline{K} = \sum_e \underline{a}^t \underline{K}_e \underline{a} \qquad (4.29b)$$

$$\underline{Q} = \sum_e \underline{a}\ \underline{Q}_e \qquad (4.29c)$$

4.4. MODELOS UTILIZADOS

Conforme apresentado na Figura 1.2 do Capítulo 1, os objetivos principais da análise térmica são dois:

i) determinação da temperatura atuante nos elementos da estrutura, durante o desenvolvimento do processo de incêndio, possibilitando levantar a curva temperatura *versus* tempo para cada nó;

ii) determinação da temperatura atuante nos equipamentos e tubulações próximos ao foco de incêndio inicial, de forma a verificar se haverá ou não propagação do incêndio.

Para cada caso tem-se um processo de análise semelhante, porém utilizando modelos com características distintas, que serão suscintamente apresentados a seguir.

4.4.1. Modelo Térmico de Análise da Estrutura

Este tipo de modelo é composto por elementos tri-dimensionais de casca térmica, representando pisos, anteparas estruturais, almas e mesas de vigas. Estes elementos recebem calor pela face exposta ao fogo e resfriam-se por convecção natural e forçada com o ar ambiente, e por radiação para o ambiente.

Consideram-se as propriedades termo-físicas do material (condutividade e calor específico) e do ambiente (coeficientes de convecção e "radiação") variando com a temperatura. O processo de análise é não-linear, tri-dimensional e transiente.

Modelos típicos utilizam de 4000 a 12000 nós, dependendo da complexidade da estrutura da plataforma e da localização dos pontos de incêndio. O tamanho de elemento varia em função do gradiente de temperatura, associado à intensidade do fluxo de calor e características geométricas dos elementos (espessura e presença de vigas inferiores), assim como do tipo de "solver" disponível. Para as análises já realizadas, com o programa ANSYS, obteve-se bons resultados com elementos medindo entre 0.6 e 1.0 metros.

As figuras 4.1 a 4.3 apresentam três modelos distintos de análise térmica, para plataformas reais, apresentados a seguir:

i) Figura 4.1 apresenta o modelo empregado para análise da Plataforma PETROBRAS VIII [29], composto por 3585 elementos de casca térmica e 4535 nós. Esta plataforma, do tipo semi-submersível, apresenta um único convés, onde localiza-se a planta de processo, com as vigas caixão localizadas acima do piso e expostas ao fogo. Nota-se a presença das Sicordas (vigas longitudinais) e Girders (vigas transversais), localizadas abaixo do piso.

Conforme será apresentado no Capítulo 6, estas vigas inferiores desempenham importante papel na análise térmica, apresentando forte gradiente térmico ao longo da alma;

ii) Figura 4.2 apresenta o modelo empregado para análise de um dos pisos da Plataforma de Produção Fixa, composto por 1.218 elementos de casca térmica. Esta plataforma, do tipo Arranjo Vertical, é constituída por vários módulos, cada um formada por 3 pisos, unidos por colunas e contraventamentos na forma de perfis "I" e "T". Os equipamentos distribuem-se por vários pisos, em diferentes módulos.
Desta forma, pode-se ter a incidência das chamas por cima ou por baixo do modelo, assim como diretamente sobre as colunas e contraventamentos. Da mesma forma que no caso anterior, nota-se a presença de vigas transversais e longitudinais sob o piso, pois embora estas não recebam incidência direta das chamas (no caso de incêndios acima do piso), desempenham importante papel na análise térmica, com a existência de gradiente térmico ao longo da alma;

iii) Figura 4.3 apresenta modelo empregado para análise da Plataforma P-XXV, a ser instalada no Campo de Albacora. Trata-se de uma plataforma do tipo semi-submer-sível, constituída por 02 Conveses principais, com uma estrutura mixta tipo Caixão e aberta nas laterais. O modelo utilizado demandou 14805 elementos de casca térmica, unidos por 14635 nós.

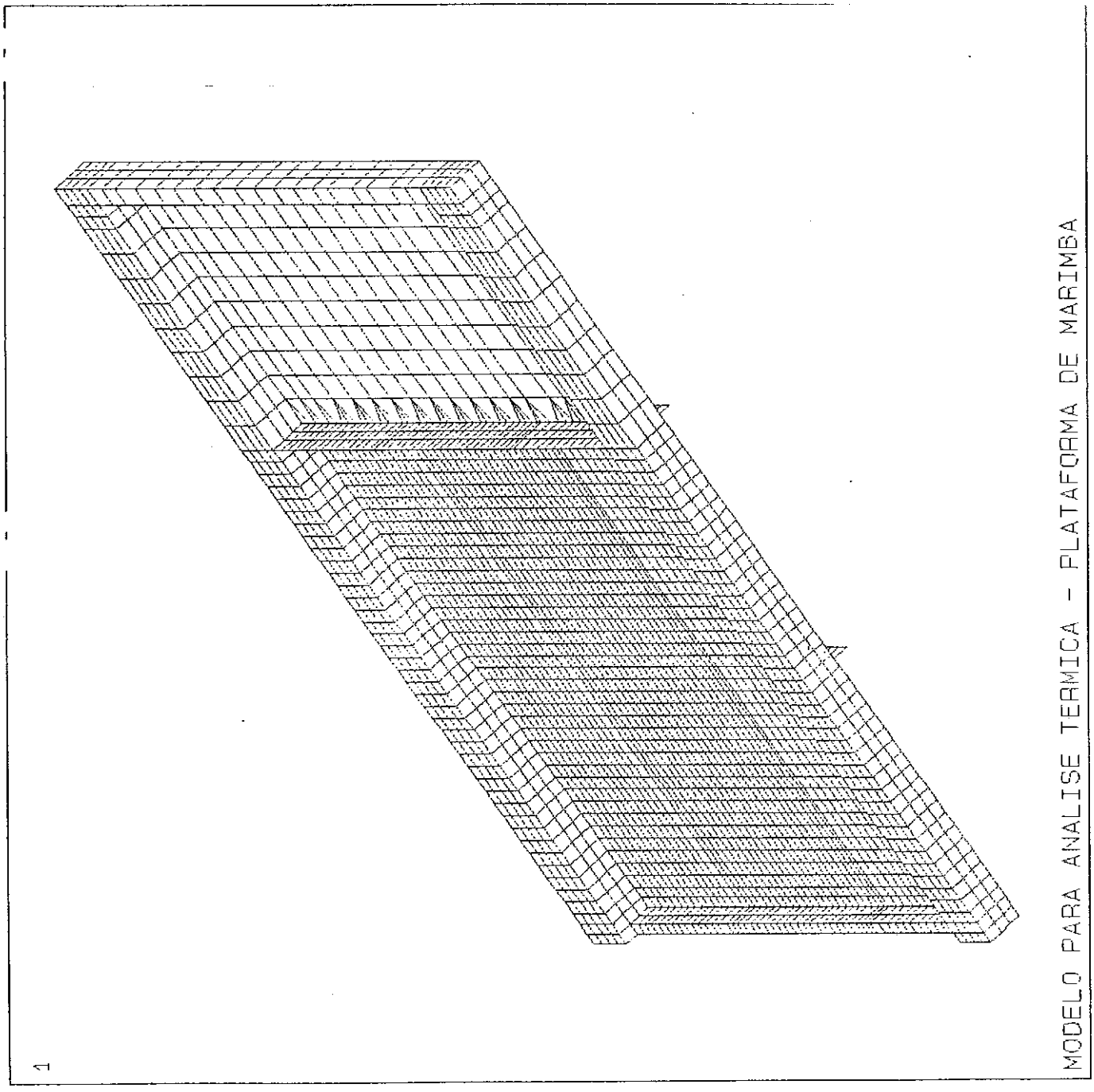
4.4.2. Modelo Térmico de Análise da Propagação

Esta análise consiste na solução da eq. 4.28, com condições de contorno de convecção, fluxo incidente prescrito e radiação para o ambiente.

O modelo considera, além do material do qual é feito o equipamento (normalmente chapas de aço), a presença de fluido em seu interior. No caso de Separadores de Gás e Óleo, há necessidade de considerar-se uma mistura bi-fásica, composta por óleo e gás, que também serão considerados na solução.

Neste caso, o costado é composto por elementos tri-dimensionais de casca térmica, enquanto que o fluido, por elementos cúbicos e tetraédricos. Os elementos do costado recebem calor pela face exposta ao fogo e resfriam-se por convecção natural/ forçada com o ar ambiente, por radiação para o ambiente e trocam calor com o fluido em seu interior. Eventualmente torna-se necessário considerar a ação do sistema de dilúvio, o que representa considerar o resfriamento por convecção com a água e, se necessário, o processo de evaporação desta.

FIGURA 4.1 - Modelo Térmico da Plataforma P-VIII



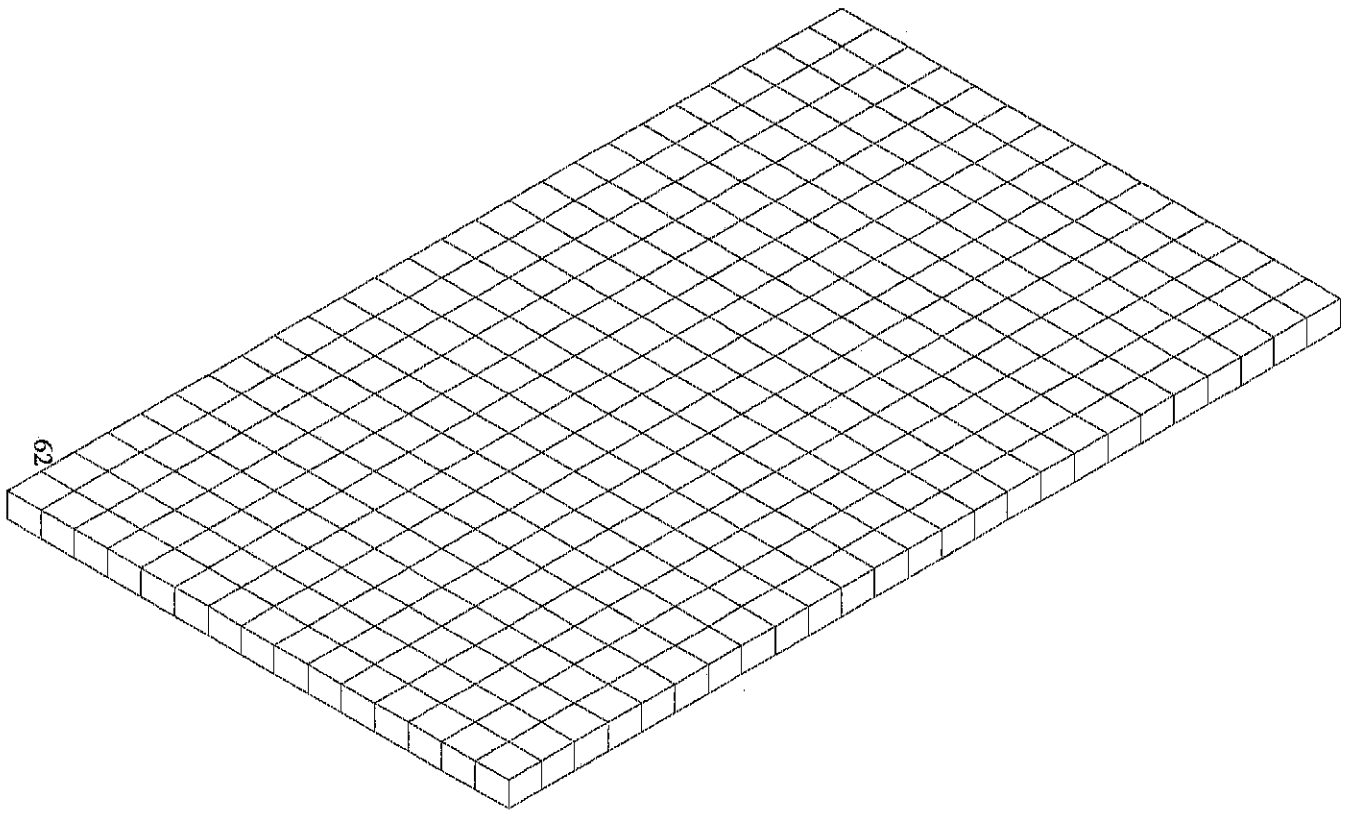
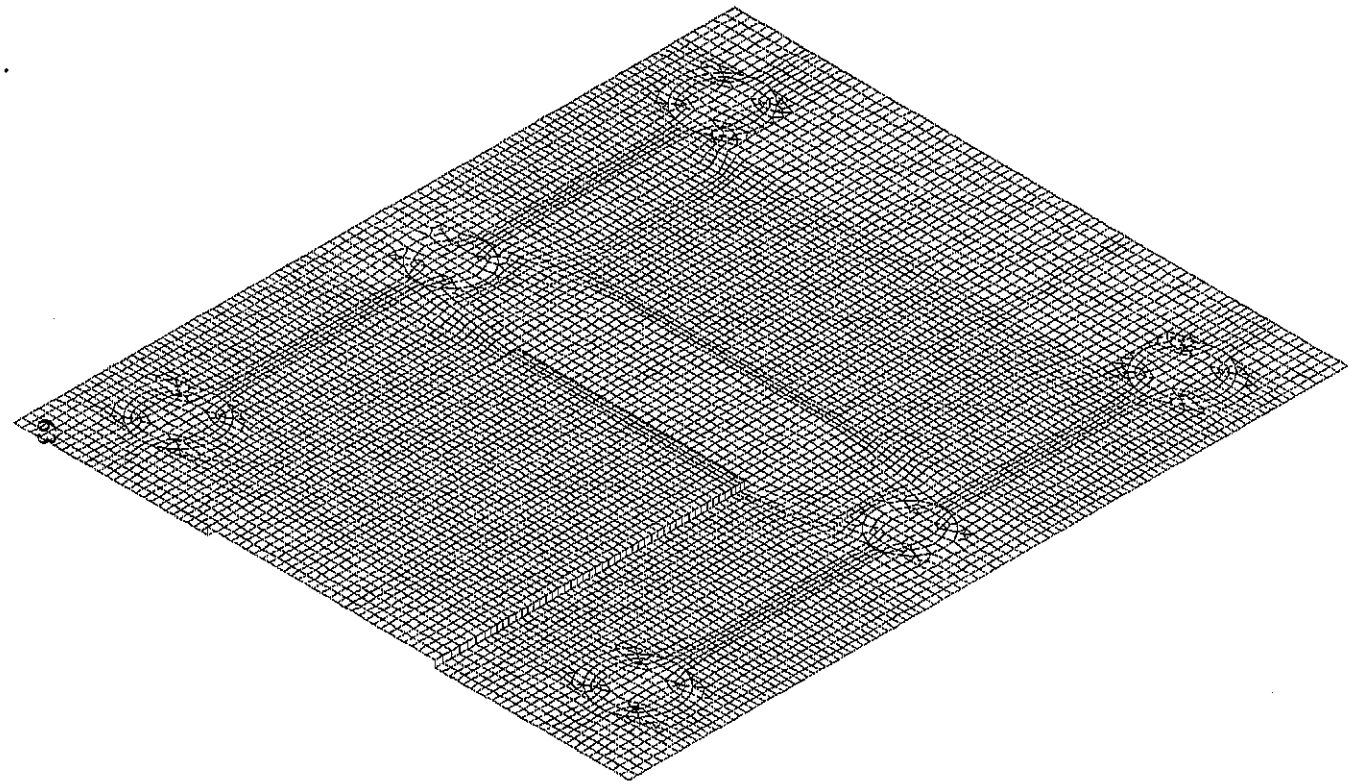


FIGURA 4.2 - Modelo Térmico de Piso de Plataforma Fixa

PPM-1 - Mod. 3 - Modelo Estrutural (Piso) - Mezzanine Deck



ANSYS 5.0 A
SEP 9 1995
14:42:21
PLOT NO. 2
ELEMENTS
TYPE NUM

XV =-0.57735
YV =-0.57735
ZV =0.57735
DIST=67.165
XF =0.15
ZF =0.45
A-ZS=60
CENTROID HIDDEN

'PXXV: Modelo Termico'

Z
Y
X

FIGURA 4.3 - Modelo Térmico da Plataforma P-XXV

O fluido no interior apresenta características de convecção com a chapa de costado, porém a equação resolvida pelo MEF é a equação de condução (4.1 e 4.28). Desta forma, torna-se necessário definir um "fator de condução equivalente " (k_{eq}), de forma a permitir a utilização da mesma equação na determinação da distribuição de temperatura do fluido.

Este fator é definido igualando-se os fluxos de calor nas eq. (4.6) e (4.7), que representam a condução e convecção na fronteira. Desta forma, define-se:

$$k_{eq} = h \,.\, \delta \qquad (4.30)$$

onde δ = dimensão na qual se processa a troca por convecção, normalmente a espessura da camada limite convectiva.

De forma análoga ao modelo anterior, a análise é tri-dimensional, transiente e não-linear, com as propriedades dos materiais variando com a temperatura.

Fator complicador adicional, além do fluido interno, deve-se à necessidade de considerar a ação do sistema de dilúvio. Além do processo convectivo, que apresenta dificuldade considerável em definir o valor do coeficiente h pois não se tem informações sobre a velocidade da água e do tipo de escoamento (valor do número de Reynolds), muitas vezes é necessário considerar a evaporação da água. Para ter-se uma noção da importância do processo de evaporação, basta dizer que são necessários 334 kJ para elevar a temperatura de 1 kg de água de 20 a 100°C, enquanto para evaporá-la necessitamos de 2450.6 kJ.

A evaporação pode ser considerada no modelo através de basicamente 3 procedimentos:

i) modelando o escoamento d'água no costado, introduzindo as equações de mudança de fase. Trata-se de um procedimento de custo computacional e complexidade elevada, porém possível com o software utilizado e outros disponíveis comercialmente;

ii) considerando prescrita a temperatura no costado, nos locais onde fossem atingidos valores iguais ou superiores à temperatura de ebulição da água. Neste caso torna-se necessário prescrever estes valores durante o processo de solução;

iii) reduzindo o fluxo de calor nodal incidente em função da quantidade necessária à evaporação, obedecendo à vazão mássica prescrita.

Uma vez determinada a temperatura do costado e do fluido em seu interior, torna-se necessário utilizar critérios para determinar se haverá ou não propagação. Nos procedimentos adotados neste trabalho, foram considerados 02 critérios:

a) quando a temperatura ultrapassa o valor estabelecido para garantir a integridade das conexões, ou seja, quando passaria a haver vazamento e posterior ignição;

b) quando a temperatura do fluido ultrapassasse o valor prescrito para ignição do fluido, para a concentração de oxigênio presente no meio.

Outro critério possível seria quantificar a elevação de pressão no interior do equipamento, o que poderia resultar em ruptura de conexões, soldas ou mesmo do costado. Esta condição não foi considerada neste trabalho devido ao fato dos equipamentos serem projetados com sistemas de alívio de pressão dimensionados exatamente para este tipo de situação.

4.5 - CÁLCULO DA DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURA

No software utilizado, a eq. (4.28) é solucionada utilizando o esquema quadrático de Houbolt [8] para a integração temporal, na forma:

$$\left[\left(\frac{2\Delta t_n + \Delta t_1}{\Delta t_d}\right)\left(\frac{1}{\Delta t_n}\right)\left[C^t\right]+\left[K^t\right]\right]\{T_n\} = \{Q(t)\} + \left[C^t\right]\left(\frac{\Delta t_d}{\Delta t_n \Delta t_{n-1}}\{T_{n-1}\} - \frac{\Delta t_n}{\Delta t_d \Delta t_{n-1}}\{T_{n-2}\}\right) \tag{4.30}$$

onde: $\Delta t_n = t_n - t_{n-1}$

$\Delta t_{n-1} = t_{n-1} - t_{n-2}$

$\Delta t_d = t_n - t_{n-2}$

t_n = instante de tempo na iteração em curso

t_{n-1} = instante de tempo na iteração anterior

t_{n-2} = instante de tempo na iteração anterior à anterior

T_n = temperatura na iteração em curso, a ser calculada

T_{n-1} = temperatura na iteração anterior, conhecida

T_{n-2} = temperatura na iteração anterior à anterior, conhecida.

No início da análise todas as temperaturas são assumidas como $T_{inicial}$, valor definido pelo usuário como condição inicial (eq. 4.3).

Estabilidade

De um modo genérico, na solução de problemas térmicos transientes utilizando esquemeas de integração temporais no método dos elementos finitos, garante-se que haverá estabilidade da solução do problema transiente se o valor do incremento de tempo, ponderado por uma relação entre as propriedades do material e as dimensões da malha, for inferior a um valor específico. No caso do algoritmo utilizado, esta estabilidade é garantida se:

$$\frac{\alpha \Delta t}{h^2} \leq \frac{1}{4} \qquad (4.31)$$

Seleção do Intervalo de Integração

A utilização de intervalos de tempo menores que o máximo estabelecido em (4.31) garante que não haverá oscilação da solução, porém não nos permite concluir sobre a qualidade dos resultados obtidos. Trabalhar com intervalos reduzidos significa aproximar a solução temporal discreta da solução exata, porém com o ônus do acréscimo do custo computacional.

Desta forma, neste tipo de análise opta-se por definir um valor aceitável de "erro" para a temperatura, que, em princípio, seria a diferença aceitável entre o valor exato e o calculado para cada instante de tempo, em cada ponto nodal (integração). Uma vez que a solução exata não está disponível, faz-se uso de artifícios matemáticos para definir o valor do "erro", popularmente conhecido como critério de convergência.

O procedimento de cálculo consiste pois em definir valores de incrementos de tempo (Δt) que possibilitem a obtenção de temperaturas que atendam aos critérios de convergência ($T_{conv.}$) especificados. Estes critérios de convergência, no problema de análise de incêndio, devem ser definidos considerando 02 aspectos básicos:

i) O aspecto relativo à solução do problema térmico, onde os maiores gradientes situam-se na fase inicial do incêndio, quando se processa o aquecimento e a maioria das modificações nas propriedades termo-físicas do material. Neste caso, intervalos menores são exigidos nos instantes iniciais, até a ocorrência da estabilização da temperatura, conforme será visto nos ítens a seguir;

ii) O aspecto relativo à solução do problema estrutural, onde ocorre processo de magnificação dos esforços térmicos e redução da resistência do material durante o processo de aquecimento, seguido de re-distribuição de esforços quando da ocorrência de plastificação. Este processo perpetua-se por todo o incêndio, impossibilitando o estabelecimento de regras quanto às exigências de Δt.

Otimização

Uma vez definidos o intervalo de tempo e o critério de convergência, pode-se proceder à análise térmica, de forma a calcular a distribuição de temperaturas para o domínio em análise, nas condições de contorno e iniciais estrabelecidas para o problema.

Para o problema de incêndio em questão, e para problemas transientes em geral, a tendência é, após um determinado período de tempo, atigir-se uma condição de equilíbrio, aproximando-se do Regime Permanente definido na eq. (4.2). Portanto, as exigências de incremento de tempo para representar a solução exata variam ao longo do processo de cálculo.

No caso específico de incêndios, esta variação traduz-se pelo aumento da temperatura da chapa aquecida, que significa em maior perda por convecção e radiação para o ambiente, até que seja estabelecida uma condição na qual é atingido o equilíbrio, ou seja, não há mais acúmulo de energia térmica no elemento e, por conseguinte, não há variação de temperatura.

Esta característica é perfeitamente verdadeira em *Pool Fires*, onde as dimensões da chama dependem da bacia de contenção, o que na prática significa admitir fluxos constantes. Ressalvas devem ser feitas quando o tempo de equilíbrio for superior à duração do incêndio e quando considerar-se derrames livres, sem contenção.

No caso de *Jet Fires* este comportamento é parcialmente observado, sendo que a consideração de despressurização (externa ou pela queima) implicaria na necessidade de volumes infinitos para chamas estabelecer chamas estáveis. Entretanto, conforme será visto nos exemplos apresentados, mesmo neste caso de fogo ocorre grande variação nos gradientes térmicos associados ao início do incêndio, no meio do processo e ao término. Nestes últimos as curvas de Temperatura *versus* Tempo são mais suaves, sugerindo-nos a optar por maiores incrementos temporais.

Independente do tipo de incêndio, torna-se clara a necessidade de adotar incrementos de tempo variáveis ao longo do processo de análise, o que é feito automaticamente na maioria dos softwares comerciais disponíveis. No caso do programa adotado, esta otimização é efetuada da seguinte forma:

$$\Delta t_m = \frac{\Delta t_{ls}}{N_l} \qquad (4.31)$$

onde: Δt_m = incremento mínimo de tempo, para o *load step* em análise;
Δt_{ls} = duração total do *load step* em análise;
N_l = número de iterações especificadas para o *load step*.

Pode-se ativar a rotina de otimização de iterações, que variará o valor de Δt_m segundo o seguinte procedimento:

a) Uma vez efetuados os cálculos relativos a iteração n, calcula-se a segunda derivada da temperatura com o tempo:

$$\frac{d^2T}{dt^2} = \left(\frac{T_n - T_{n-1}}{\Delta t_n} - \frac{T_{n-1} - T_{n-2}}{\Delta t_{n-1}} \right) - \frac{2}{(\Delta t_n + \Delta t_{n-1})} \qquad (4.32)$$

onde: $\Delta t_{n-1} = t_{n+1} - t_n$
t_{n+1} = tempo da próxima iteração

b) Calcula-se o maior valor de (4.32), denominado d^2T/dt^2 para todos os nós do modelo;

c) Define-se o valor de otimização transiente (T^d), através da "normalização" de (b) pelo incremento de tempo

$$T^d = \frac{d^2T}{dt^2}(\Delta t_n)^2 \qquad (4.32)$$

d) O valor de T^d deve ser equivalente ao cirtério de convergência ($T_{conv.}$) definido. O valor de T^d para a próxima iteração é obtido considerando o incremento de tempo para n+1 iteração, ou:

$$T_{conv.} = T^d_{n+1} = \left(\frac{d^2T}{dt^2} \right)_{n+1} (\Delta t_{n+1})^2 \qquad (4.33)$$

Considerando que a segunda derivada da temperatura com o tempo é uma função contínua, pode-se, para pequenos incrementos, igualar o seu valor na iteração n e n+1. Utilizando este critério pode-se igualar (4.32) e (4.33), obtendo:

$$\frac{T^d}{(\Delta t_n)^2} = \frac{T_{conv}}{(\Delta t_{n+1})^2}$$

que, re-arranjada fornece:

$$\Delta t_{n+1} = \Delta t_n \left(\frac{T_{conv}}{T^d} \right)^{0.5} \qquad (4.34)$$

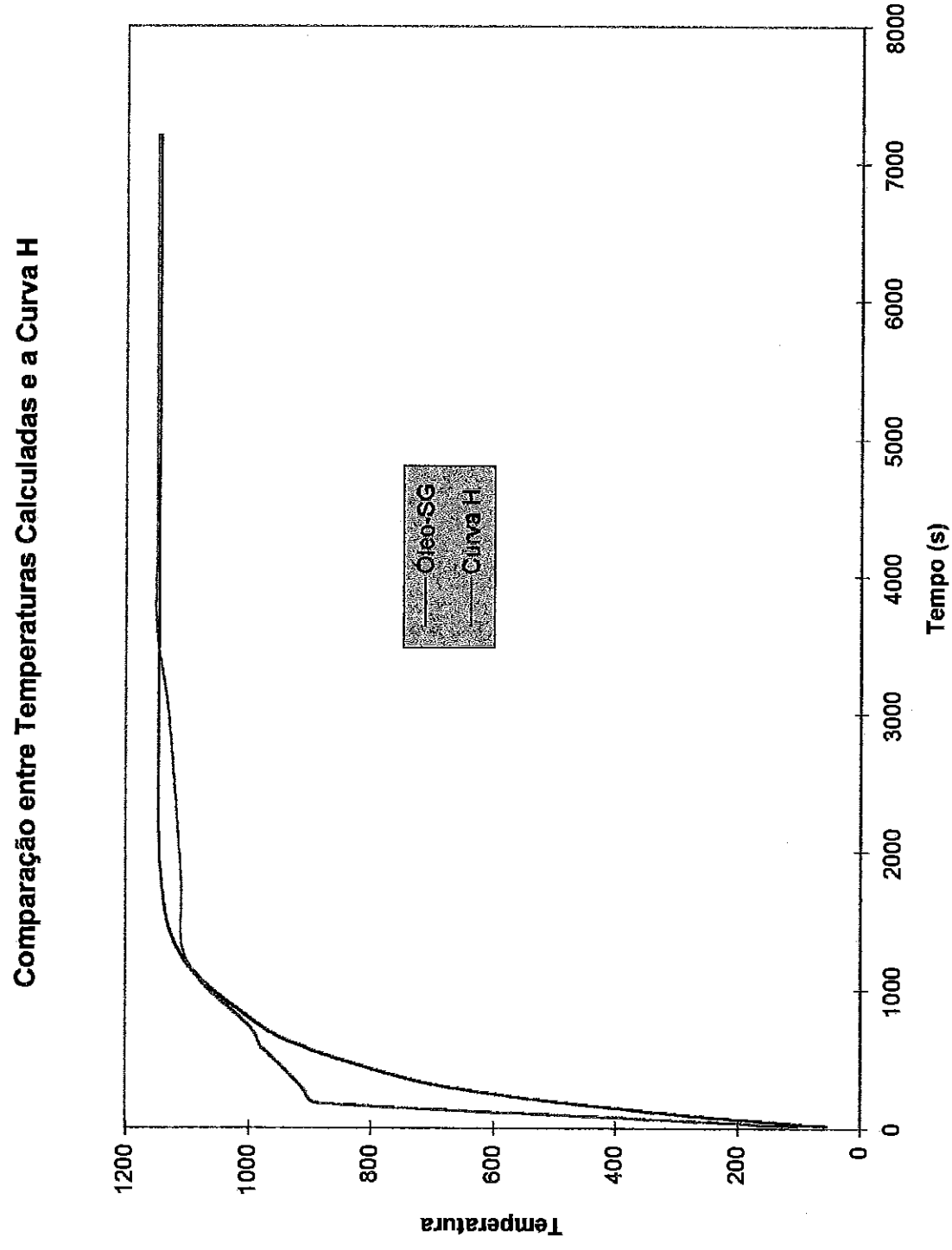
A eq. 4.34 é utilizada para calcular o valor do próximo incremento de tempo, sendo que alguns testes especiais ainda são efetuados, de forma a verificar se ocorre mudança de estado (basicamente fusão, solidificação, evaporação e condensação).

4.6. Exemplo de Validação

De forma a verifcar a qualidade dos procedimentos implementados, selecionou-se uma situação real de incêndio, e comparou-se contra a curva padrão de aquecimento para incêndio em hidrocarboneto, definida com curva "H" obtida a partir de ensaios experimentais. Os resultados são apresentados na Figura 4.4. O foco selecionado foi o incêndio na forma de *Pool Fire*, sendo plotados os resultados para os nós mais próximos do foco.

Observando-se os resultados pode-se constatar a boa previsão efetuada pelo modelo adotado, em termos de valores de temperatura e tempos de aquecimento.

Figura 4.4.


Comparação entre Temperaturas Calculadas e a Curva H
Temperatura
Tempo (s)
Oleo-SG
Curva H
0
200
400
600
800
1000
1200
0
1000
2000
3000
4000
5000
6000
7000
8000

CAPÍTULO 5 - ANÁLISE ESTRUTURAL

5.1. INTRODUÇÃO

Nos capítulos anteriores foram desenvolvidas e validadas ferramentas apropriadas para modelar, dimensionar e quantificar as características das chamas, prever a quantidade de calor incidente e, finalmente, calcular a distribuição de temperaturas decorrente do incêndio. Pode-se adicionalmente, verificar se haverá ou não propagação do incêndio para outros equipamentos e avaliar eventuais danos causados à vida humana.

Enfim, com as ferramentas apresentadas pode-se abordar de forma global os aspectos térmicos decorrentes do incêndio. Entretanto, falta transformar estes efeitos em danos causados à estrutura e identificar, de forma otimizada, maneiras de minimizá-los.

Ao longo deste capítulo serão apresentados os procedimentos propostos para avaliar os danos causados à estrutura em função do incêndio, de forma a proporcionar continuidade às atividades envolvidas com a solução do problema térmico. Estes procedimentos transformarão o campo de temperatura calculado, em cada instante de tempo, em valores de tensão e deslocamentos atuantes nos elementos da estrutura, avaliando-se o risco de colapso de cada membro e da estrutura como um todo.

5.2. COMPORTAMENTO DO MATERIAL

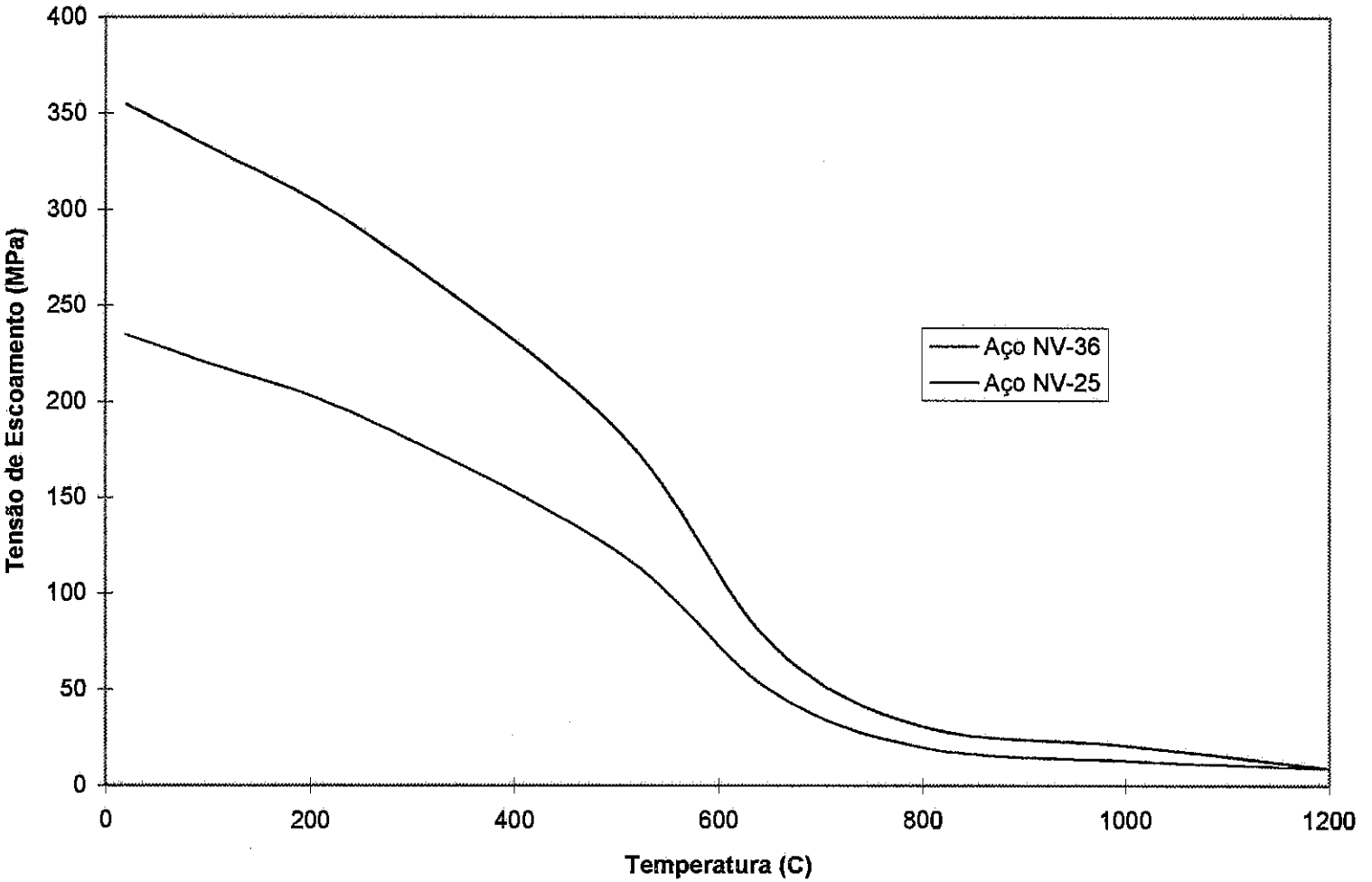
Incêndios afetam estruturas através de duas ações básicas:

- modificando as propriedades termo-físicas do material, geralmente degenerando grandezas associadas à resitência mecânica, como tensão de escoamento e módulo de elasticidade;

- gerando novos esforços, decorrentes da característica que a maioria dos materias apresenta, de dilatarem-se à medida que sua temperatura aumenta.

A Figura 5.1 apresenta a variação da tensão de escoamento (σ_e) com a temperatura [30], de dois aços tipicamente utilizado na construção de plataformas offshore. Cabe esclarecer que a tensão de escoamento é o parâmetro normalmente utilizado em projeto para medir a resistência do material, sendo comparada, muitas vezes diretamente, aos esforços aplicados. Desta forma, a queda de σ_e com a temperatura significa que a capacidade de suportação de esforços destes materais reduz-se à medida que ocorre aumento de temperatura.

Figura 5.1 - Tensão de Escoamento (MPa) versus Temperatura (C)



Boring [33] propõem a seguinte equação para calcular a tensão de escoamento em função da temperatura:

$$\sigma_e = \sigma_{e0}\left(1 - 0.78\theta - 1.89\theta^2\right) \qquad \theta < 0.63 \qquad (5.1)$$

onde : σ_e - tensão de escoamento à temperatura de trabalho

σ_{e0} - tensão de escoamento à temperatura de 20 ^{0}C

$\theta = \dfrac{T - 20}{1000}$, T = temperatura do material (^{0}C)

Na Figura 5.2 tem-se o Módulo de Elasticidade Longitudinal (E) de um aço variando com a temperatura [30]. Este parâmetro relaciona-se à deformação que um determinado material irá exibir quando submetido a um dado esforço. A queda no valor de E com o aumento de temperatura significa que, para um mesmo esforço aplicado, ocorrerão maiores deformações (deslocamentos) no elemento, ou inversamente, serão necessários esforços menores para produzir o mesmo deslocamento.

Da mesma forma, Boring [33] propõem a seguinte equação para calcular o Módulo de Elasticidade Longitudinal em função da temperatura:

$$E = E_0\left(1 - 2.04\theta^2\right) \qquad \theta < 0.63 \qquad (5.2)$$

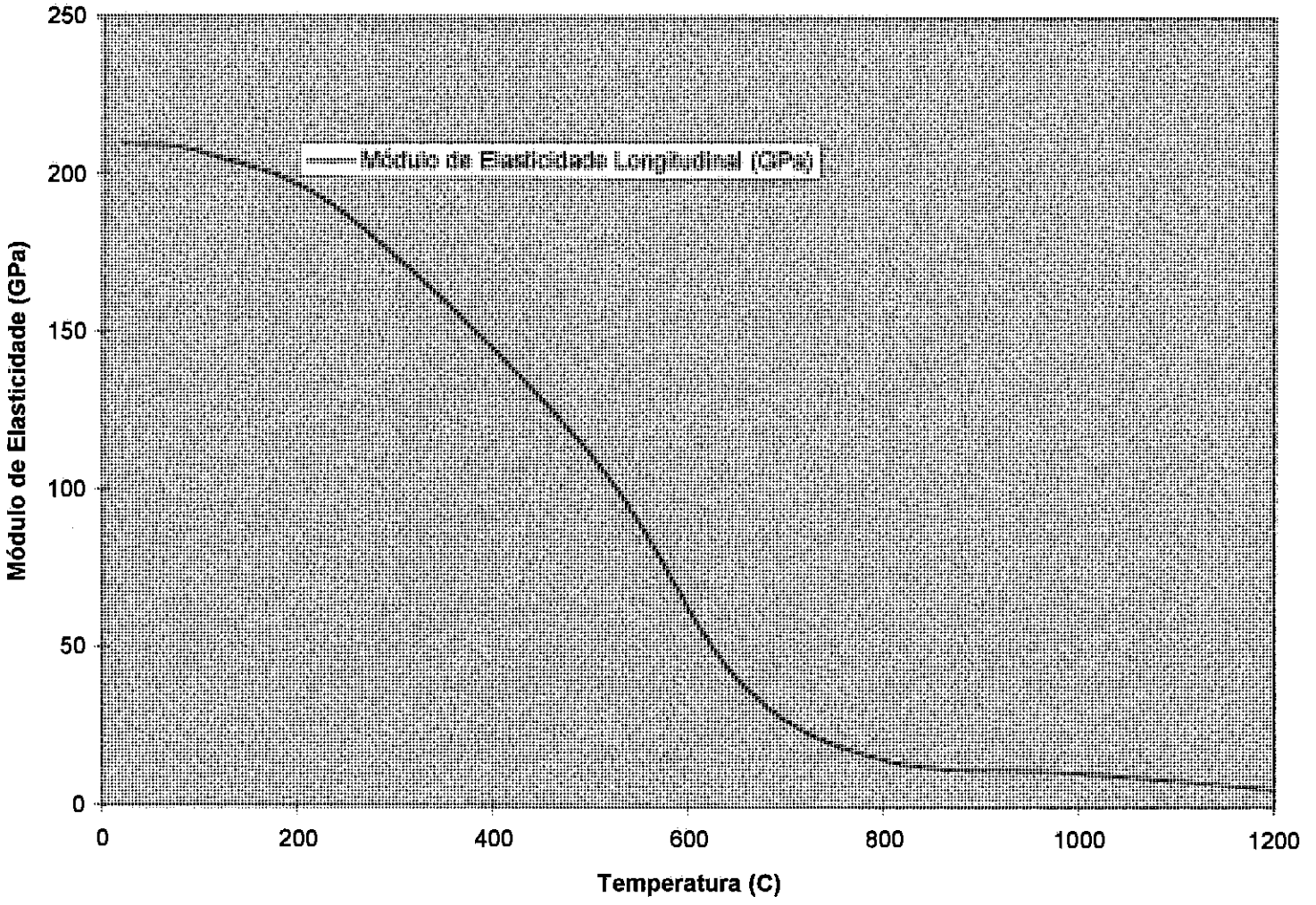
onde : E - Módulo de Elasticidade à temperatura de trabalho

E_0 - Módulo de Elasticidade à temperatura de 20 ^{0}C

O coeficiente de dilatação térmica (α) também varia com a temperatura, através da seguinte equação:

$$\alpha = \left(6.1 + 0.0019T\right)x10^{-6} \qquad \theta < 0.63 \qquad (5.3)$$

Figura 5.2 - Módulo de Elasticidade Longitudinal (E) versus Temperatura



5.3. CRITÉRIOS DE COLAPSO

Uma vez que o objetivo final da análise é projetar um determinado tipo de proteção para impedir que ocorra colapso da estrutura, deve-se estabelecer critérios para definir o que vêm a ser colapso de uma plataforma. A partir de critérios tradicionais de projeto e das análises de incêndios [29], [31], [32] realizadas, podem ser aplicadas as seguintes definições para colapso de uma plataforma offshore:

i) não permitir que um dado incêndio ocasione deformações de caráter permamente a membros estruturais principais, ou seja, haveria colapso sempre que forem atingidas tensões superiores ao limite de escoamento do material ou ocorrência de deformações permanentes devido a esforços de segunda ordem, para os elementos da estrutura principal ou aqueles que suportam equipamentos ou tubulações importantes;

ii) permitir que vigas secundárias, que não suportam equipamento ou tubulações importantes, atinjam tensões superiores ao limite de escoamento do material, desde que sua falha não gere a falha de elementos principais. Opcionalmente, pode-se ainda impedir que ocorra a flamabagem ou deformações permanentes excessivas destes elementos, que exijam posterior substituição;

iii) impedir que ocorram deslocamentos que possam vir a comprometer a integridade de tubulações ou equipamentos.

Portanto, os critérios utilizados baseiam-se na observação das tensões e deslocamentos atuantes, impedindo que determinados valores sejam ultrapassados. Alguns destes critérios, especialmente o citado em (i) podem ser questionados: Por que não permitir que sejam atingidas tensões superiores à de escoamento, desde que seja assegurado que a tensão de ruptura não será atingida?

A resposta a esta questão é que este critério foi adotado em função de uma exigência de projeto, por razões várias que não nos cabe discutir. Eventualmente, em outro contexto, uma vez que a frequência de ocorrência de incêndios não representa risco de fadiga, e que normalmente há uma margem de folga considerável entre escoamento e ruptura, pode-se adotar a tensão de ruptura como limite, ou outro valor baseado nesta tensão.

Estes 3 critérios serão os adotados ao longo deste trabalho, o que significa que as ferramentas de análise deverão fornecer informações suficientes para avaliar se estas situações serão ou não atingidas durante o incêndio.

5.4. PROCEDIMENTOS BASEADOS NA TEMPERATURA

Uma das primeiras aproximações utilizadas para avaliar a severidade de incêndios em estruturas e, notadamente, plataformas offshore, advem da observação das curvas apresentadas na Figura 5.1.

Observando-se esta figura nota-se que a tensão de escoamento dos dois aços reduz-se à metade para temperaturas em torno de 500 ^{0}C. Uma vez que plataformas offshore são projetadas com fatores de segurança da ordem de 2, pode-se concluir que quando estes membros tivessem sua resistência reduzida pela metade haveria o equlíbrio entre esforço e carga, e reduções posterores não seriam adimitidas.

Portanto, exigir que todos os membros que ultrapassem 500 ^{0}C fossem protegidos salta-nos aos olhos como um critério simples e direto, de fácil aplicação. Uma vez que já foram desenvolvidas ferramentas para prever, com precisão, as temperaturas nos membros estruturais, adotar este critério baseado exclusivamente na temperatura resolveria de uma vez por todas o problema.

Infelizmente as coisas não são tão simples, pelo seguintes motivos:

i) aquecer um elemento estrutural significa, além de reduzir sua resistência, provocar sua dilatação. Caso este elemento esteja conectado a outros, esta dilatação será restrita pela presença dos vizinhos, gerando esforços de origem térmica. Estes esforços podem ser avaliados se tomarmos como base a seguinte equação para cálculo da força axial em função da temperatura:

$$F_a = EA\alpha\Delta T \quad (5.1)$$

onde: F_a = força axial
A= área da seção transversal

Se considerarmos uma viga I de 1000x400x10, com tensão de escoamento (σ_e) da ordem de 24 Kgf/mm^2 na temperatura ambiente, presa à estrutura de tal forma que ocorra restrição siginificativa ao deslocamento axial, pode-se construir a Tabela 5.1, considerando apenas os esforços térmicos:

TABELA 5.1 - Esforços Axiais Decorrentes da Variação de Temperatura

ΔT (^0C)	ε (μS)	σ (Kgf/mm^2)	F_a (ton.)
50	550	11.55	208
100	1100	23.10	416
200	2200	46.2	832
400	4400	92.4	1660
500	5500	115.5	2080

Observa-se que, caso houvesse restrição total ao deslocamento axial, seriam geradas tensões da ordem do escoamento já a partir de 100^0C de variação de temperatura, o que significa que permitir temperaturas de até 500^0C poderá significar operar com até 10 vezes o valor do escoamento (corrigido).

Embora estruturas reais não estejam totalmente engastadas, não se pode evitar que ocorram restrições, que aumentam em função do grau de hiperestaticidade. Conforme será apresentado no Capítulo 6, Conveses Offshore apresentam formas de grelhas, com ligações na forma de engastes perfeitos, o que significa forte restrição a dilatações na direção axial das vigas (plano horizontal). Além disto, estas forças geradas serão suportadas, em princípio, por outros elementos, o que significa acréscimo de carga a estes, podendo ocasionar danos permanentes a elementos "frios", distantes ou protegidos do foco de incêndio.

ii) Pode-se ainda tentar argumentar a favor de ligações do tipo simplesmente apoiada, com juntas de dilatação entre os membros. Neste caso reduz-se as restrições ao deslocamento, diminuindo por consequências as tensões térmicas geradas, o que nos leva a permitir a utilização deste critério. Entretanto, cabem algumas ressalvas:

a) este tipo de estruturas não é utilizado em plataformas offshore, até os dias de hoje;

b) no caso de incêndios em estruturas metálicas, vigas localizadas abaixo do piso agem como aletas, promovendo o resfriamento localizado da região onde se conectam ao piso. Simultaneamente, é gerado forte gradiente de temperatura, ocasionando dilatação diferencial entre as mesas superior e inferior das vigas (assumindo o eixo Y alinhado com a vertical), que irá traduzir-se em momento atuante.
Este momento, por sua vez, é suportado pela própria viga ou pelas ligações a elementos vizinhos, podendo causar a falha deste(s) elemento(s). Se a estrutura for isostática, a falha de um único elemento certamente causará o colapso global da estrutura.

iii) Esta abordagem não permite avaliar a ocorrência de flambagem ou prever os deslocamentos resultantes, o que impediria a avaliação de danos resultantes a equipamentos importantes.

Portanto, embora uma abordagem baseada na temperatura apresente atrativos sob a ótica da simplicidade e facilidade de uso, sua aplicação deve-se restringir a casos específicos, como algumas construções de prédios e outras, utilizando critérios de análise conservativos e construtivos específicos.

5.5. PROCEDIMENTOS BASEADOS EM TENSÕES - DESLOCAMENTOS

Em função do apresentado no ítem anterior, parece-nos evidente utilizar abordagem que permita prever o comportamento das tensões e deslocamentos reais, considerando aspectos globais da estrutura e as variações das propriedades termo-físicas do material. Trata-se portanto de selecionar metodologia de cálculo que permita acoplar o cálculo das tensões devido aos esforços mecânicos àqueles provenientes das temperaturas geradas pelo incêndio.

A opção neste trabalho foi pelo Método dos Elementos Finitos, mantendo o mesmo código comercial empregado na solução do problema térmico [8]. Desta forma, pode-se aplicar sem grandes esforços as temperaturas obtidas ao modelo estrutural, ao longo dos diversos instantes de tempo nos quais perdura o incêndio. Trata-se portanto da solução do problema de determinação das tensões e deslocamentos presentes em modelo tridimensional, constituído por elementos de viga, pipe e casca, em processo transiente, com não-linearidades físicas e geométricas, com carregamentos mecânicos e térmicos.

No modelo optou-se por não considerar a ocorrência de fluência ("Creep") do material, basicamente por dois motivos:

i) O intervalo de tempo considerado na análise restringe-se ao tempo estabelecido para abandono da plataforma, fixado em 02 (duas) horas. Para a ocorrência de efeitos consideráveis de fluência neste intervalo é necessário a ocorrência de valores extremamente elevados de temperatura, superiores a 900 °C, onde a perda de resistência mecânica por si só seria extremamente elevada;

ii) A consideração de fluência implicaria em considerável complexidade adicional, a um problema por si só de difícil solução, sem corresponder a ganho significativo de qualidade de resultados.

5.5.1. Modelo Matemático

A formulação do MEF para a solução do problema estrutural é bastante conhecida, sendo possível encontrar o desenvolvimento da formulação completa em várias referências [26, 28]. Não é o objetivo deste texto vir a incorporar-se a esta lista, porém torna-se necessário apresentar algumas das características dos tipos de análise e dos elementos utilizados na confecção dos modelos estruturais das Plataformas.

As análises realizadas são do tipo transiente e elasto-plásticas, considerando não-linearidades geométricas e do material com a temperatura, na forma apresentada nas figuras 5.1 e 5.2. A consideração de plasticidade dá-se através de modelo bi-linear, usando o Método de Newton-Raphson pleno, obedecendo ao critério de escoamento de Von Mises-Hencky. Não-linearidades geométricas, na forma de grandes deflexões, são incluídas de forma a contemplar mudanças nas características geométricas ao longo do comprimento do elemento (porém não se considera a variação da seção transversal) e flambagens.

Plataformas offshore normalmente são modeladas utilizando elementos de pórtico espacial, Pipe e superfície (cascas e membranas). Em função das características do software escolhido, os seguintes elementos são utilizados em análise estrutural em 3-D, de materiais isotrópicos:

i) **BEAM4** - trata-se do elemento tradicional de pórtico espacial, com 2 nós e 6 graus de liberdade por nó, construído a partir da solução exata da equação de viga. Permite modelar grandes deflexões, e não-linearidades do material com a temperatura, porém não é capaz de realizar análises plásticas. As propriedades de rigidez e inércia são fornecidas. Permite que cargas térmicas sejam aplicadas na forma de temperaturas nodais (supõe variação linear ao longo do comprimento e constante ao longo da seção transversal) ou na forma de temperaturas no elemento (4 pontos na seção transversal, de forma a considerar o gradiente, bi-linearmente, na espessura e linear ao longo do comprimento);

ii) **BEAM24** - trata-se de elemento especial de pórtico espacial, ainda de 2 nós, porém com vários pontos de integração ao longo da seção transversal. Estes pontos permitem que a seção seja "discretizada", na forma de uma viga com paredes finas.
Permite modelar grandes deflexões, não-linearidades do material com a temperatura, e é capaz de realizar análises plásticas, porém não considera a mudança de forma da seção transversal durante a análise. As propriedades fornecidas são 2 coordenadas dos pontos de integração (Y, Z) e a espessura no ponto, sendo as propriedades de rigidez e inércia calculadas pelo programa, incluindo a constante de torção para seções abertas.
Permite que as cargas térmicas sejam aplicadas na forma de temperaturas nodais (supõe variação linear ao longo do comprimento e constante ao longo da seção transversal) ou na forma de temperaturas no elemento, onde são calculadas as temperaturas para cada ponto de integração (fornece-se 4 pontos na seção transversal, de forma a considerar o gradiente, bi-linearmente, na espessura e linear ao longo do comprimento).

Este elemento apresenta alguma características interessantes do ponto de vista de plasticidade, uma vez que as tensões são calculadas em cada ponto de integração, evitando-se o inconveniente de avaliar plastificação com as tensões máximas de flexão e torção, como normalmente são tratados os elementos de viga.
Além disto prevê a plastificação parcial da seção transversal, fornecendo resultados mais realistas e compatíveis com as informações decorrentes da análise térmica;

iii) **PIPE16** - trata-se do elemento tradicional de tubo reto, para análise elástica, com 2 nós e 6 graus de liberdade por nó, construído a partir da solução exata da equação de viga cilíndrica. Permite modelar grandes deflexões, e não-linearidades do material com a temperatura, porém não é capaz de realizar análises plásticas. As propriedades de rigidez e inércia são calculadas a partir dos diâmetros interno e externo.

iv) **PIPE20** - trata-se de elemento epecial de tubo reto, para análise plástica, com 2 nós, 8 pontos de integração para "discretização da seção transversal cilíndrica e 6 graus de liberdade por nó. Além das capacidades do PIPE16, permite a realização de análise plástica.

v) **SHELL41** - elemento de membrana, com 4 nós, não acrescenta rigidez de flexão, sendo ideal para modelar pisos onde a rigidez do piso foi incorporada aos elementos de viga. Permite considerar grandes deflexões e não-linearidade de material. As temperaturas podem variar de forma bi-linear no plano, porém é constante na espessura.

vi) **SHELL43** - elemento de casca elasto-plástico, com 4 nós e com rigidez de flexão e no plano, sendo que o grau de liberdade relativo à torção é arbitrado pelo programa ou fornecido pelo usuário. Permite considerar grandes deflexões, não-linearidade de material e geométricas. As temperaturas podem variar de forma bi-linear no plano e linearmente através da espessura.

vii) **SHELL63** - elemento de casca elástico, com 4 nós e com rigidez de flexão e no plano, sendo que o grau de liberdade relativo à torção é arbitrado pelo programa ou fornecido pelo usuário. Permite considerar grandes deflexões e não-linearidade do material. As temperaturas podem variar de forma bi-linear no plano e linearmente através da espessura.

Alguns exemplos de modelos estruturais de Plataformas Offshore são apresentados nas Figuras 5.3 a 5.5.

Figura 5.3. Modelo de Arranjo Vertical - Módulo de PPM-1

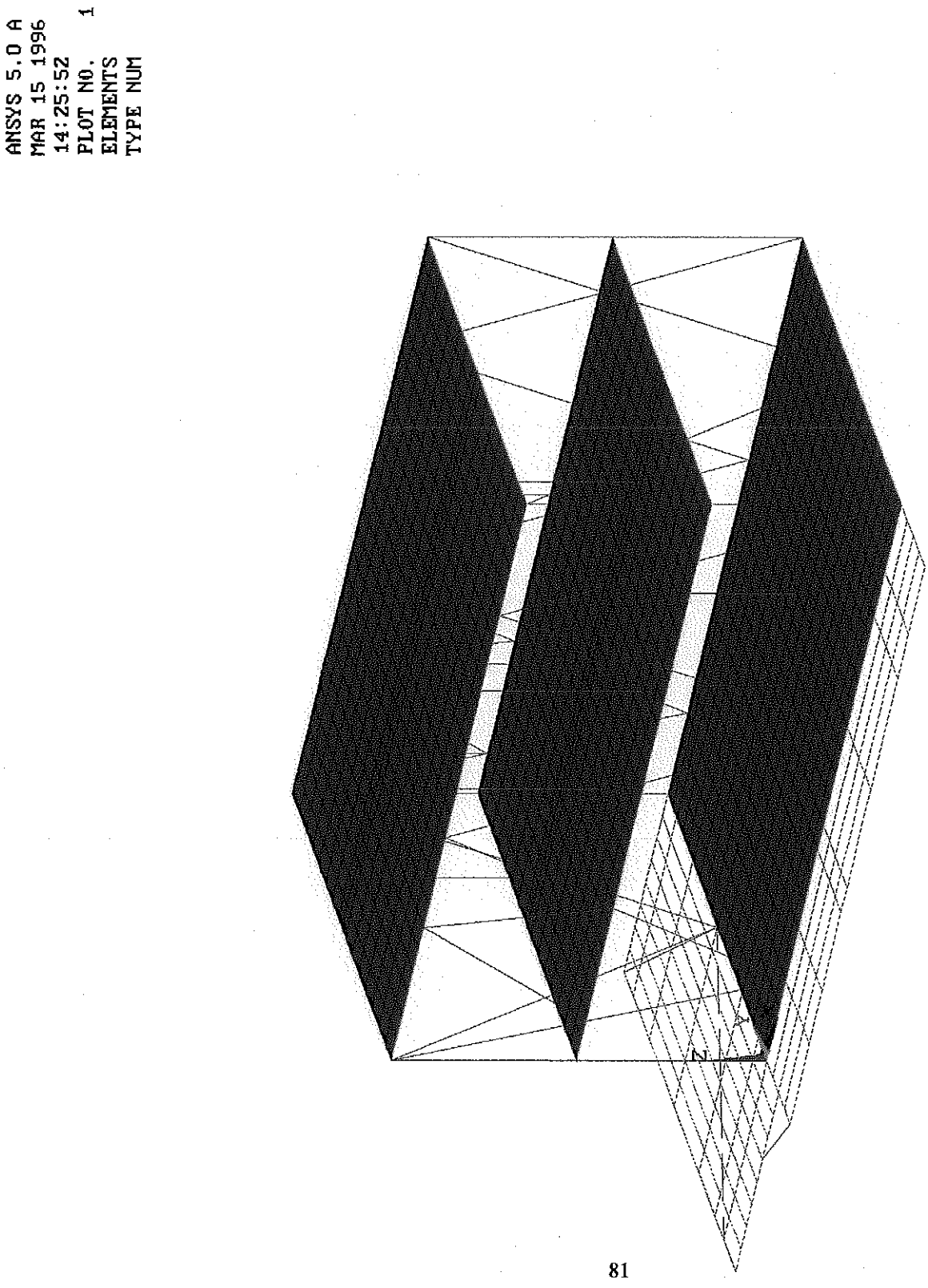


Figura 5.4 - Modelo de Estrutura Tipo Caixão - Semi-submersível P-XXV

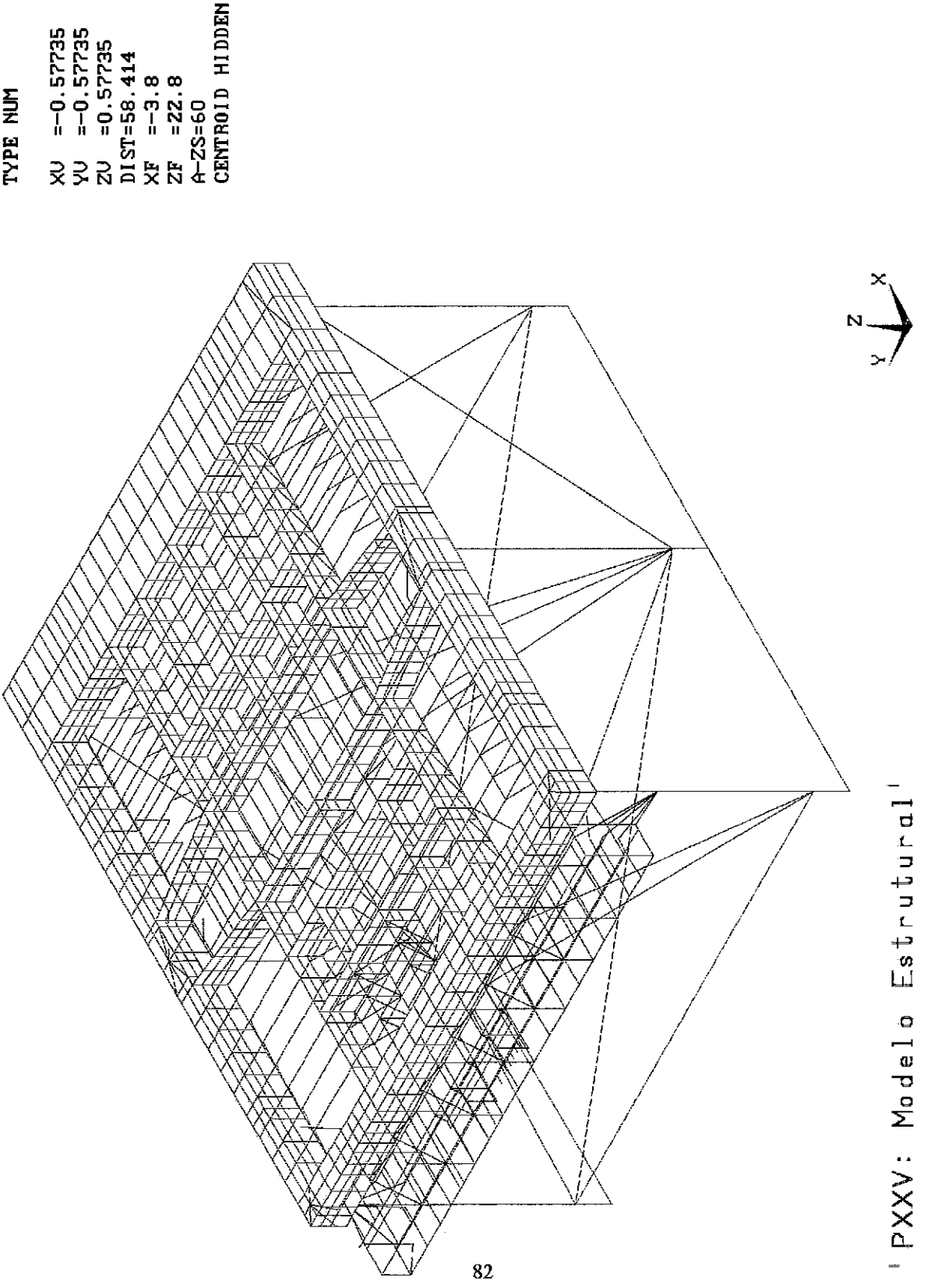


Figura 5.5. Modelo de Estrutura de Convés Único - P-VIII

5.5.2. Procedimento de Solução

O problema a ser solucionado consiste em determinar os níveis de tensões e deslocamentos resultantes da ação de cargas mecânicas e térmicas. Inicia-se pela aplicação das cargas mecânicas operacionais, como peso próprio, peso dos fluidos, esforços dinâmicos, ventos e outros. Determina-se o nível de tensões e deslocamentos atuantes para este carregamento, caracterizando a situação de operação normal da plataforma, através de análise estática, linear.

Inicia-se o processo de análise transiente, onde as temperaturas relativas a intervalos de tempo são aplicadas nos elementos e nós da estrutura. Este processo ocorre de forma incremental, transferindo-se as distribuições de temperatura determinadas na análise térmica. Os cálculos são efetuados considerando-se não-linearidades do material com a temperatura, ocorrência de plastificação e efeitos de flambagem.

Em função do elevado grau de não-linearidade, utiliza-se o processo de Newton-Raphson completo para atualização da matriz de rigidez, seno a plastificação considerada pelo critério da energia de distorção (Von Mises-Hencky). As vigas são discretizadas através de elementos que permitem prever a plastificação parcial da seção transversal e momentos gerados pela diferença de temperatura entre as mesas.

Os intervalos de tempo para aplicação das temperaturas são definidos de forma a garantir a convergência da análise, sendo que o software selecionado permite a "morte" de elementos durante o processo de análise. A duração da análise completa obedece o determinado na análise térmica, situando-se ao redor de 02 (duas) horas, que é o tempo máximo necessário para abandono da plataforma.

Deve-se ressaltar que em função da complexidade da análise elastp-plástica, torna-se conveniente realizar inicialmente análise elástica não-linear, de forma a definir os locais onde ocorre plastificação. Estes elementos são substituídos por elementos plásticos, como o BEAM 24, para então realizar-se análise elasto-plástica.

CAPÍTULO 6 - ESTUDO DE CASOS

6.1. INTRODUÇÃO

O objetivo deste trabalho é desenvolver uma ferramenta prática, para uso imediato em casos reais, que produza resultados confiáveis e projetos otimizados. Esta otimização deve traduzir-se em redução de custos, sem comprometer ou mesmo aumentando o grau de segurança da instalação.

De forma a apresentar a qualidade dos resultados obtidos e discutir as limitações e potencialidades de uso desta ferramenta, foram selecionados alguns casos reais de aplicação, onde foram utilizados estes recursos no projeto e análise de plataformas offshore.

Os casos selecionados foram de três plataformas semi-submersíveis e uma plataforma fixa, todas de produção e instaladas na Bacia de Campos. A predominância de arranjos semi-submersíveis deve-se à tendência seguida desde 1989 pela PETROBRAS de utilizar este tipo de plataformas para exploração em lâminas d'água profundas, da ordem de 600 a 900 metros.

Cabe destacar que esta metodologia foi aplicada na análise e projeto de várias outras plataformas, fixas e semi-submersíveis, nos FPSO (sistemas flutuantes de produção e armazenamento de óleo, oriundos da conversão de grandes petroleiros em unidades de produção) e, recentemente, no projeto da TLP ("tension leg platform").

6.2 DESCRIÇÃO DO PROCESSO

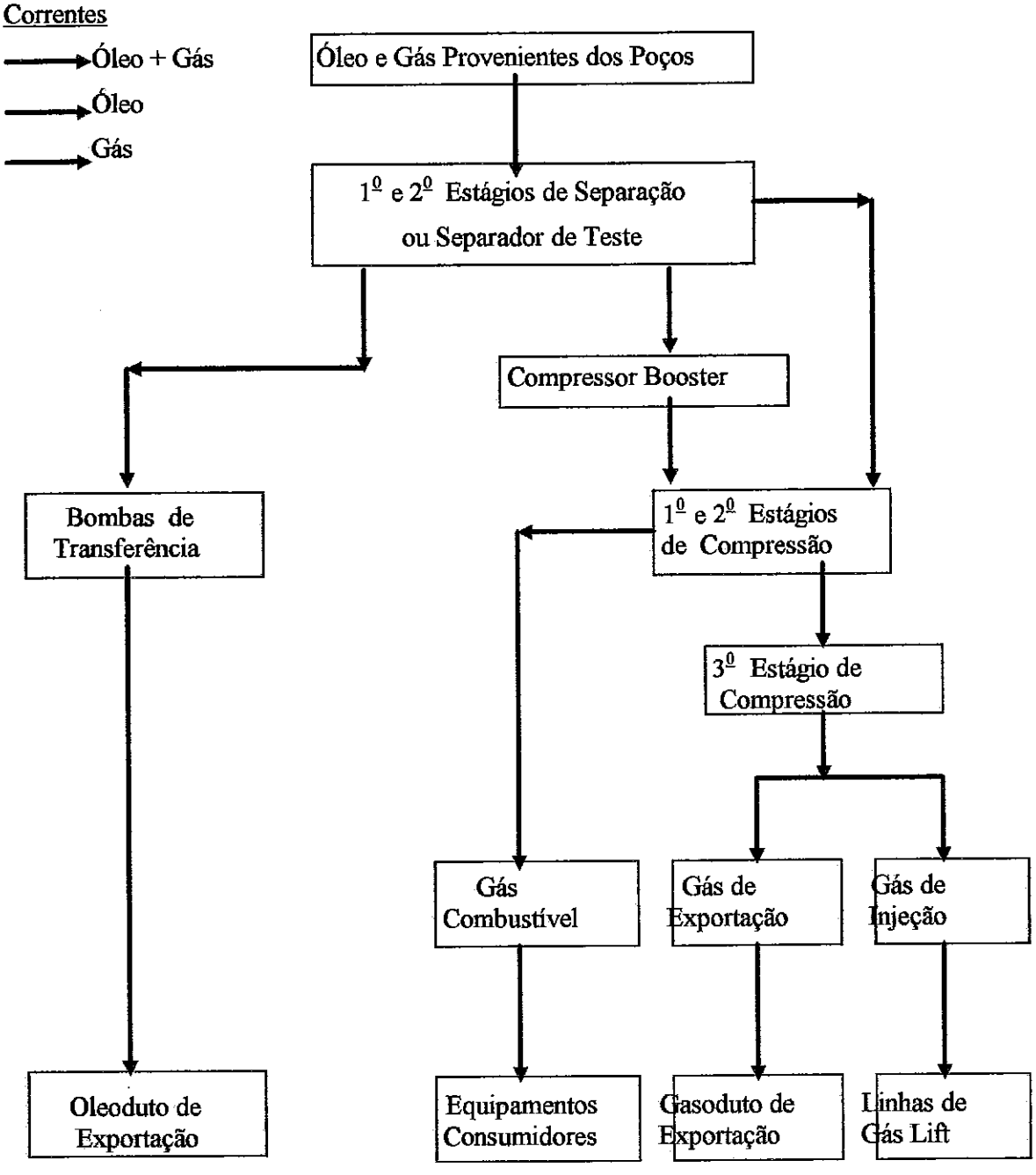
Antes de apresentar os casos propriamente ditos, torna-se necessário identificar, de forma simplificada, as principais atividades relativas à extração e ao processamento de óleo e gás nas Plataformas de Produção.

As etapas básicas de um "processo padrão" de extração e tratamento do óleo e gás são apresentadas no Fluxograma 6.1 - FLUXOGRAMA GERAL DE PROCESSO. Deve-se destacar que pode haver diferenças entre os processos utilizados, porém o ilutrado nesta figura é representativo para os fins deste estudo. As principais etapas envolvidas são:

a) A mistura óleo-gás chega à Plataforma através de linhas que conectam os poços, localizados no fundo do mar, através de basicamente duas formas distintas:

- no caso das plataformas fixas, as linhas ligam diretamente o poço às àrvores de natal (ditas "secas"), localizadas na plataforma. São linhas de aço, rígidas, compostas de tubos concêntricos, sendo que no tubo central sobem óleo, gás e água extraídos do poço. No anel imediatamente externo à este injeta-se gás lift ou água para estimular a produção.
Após deixar a àrvore de natal o produto segue para o Manifold de Produção, onde vários poços são unidos em uma ou duas correntes;

FLUXOGRAMA 6.1 - FLUXOGRAMA GERAL DE PROCESSO



- no caso das semi-submersíveis, são utilizadas linhas flexíveis, ligando as àrvores de natal, localizadas no fundo do mar (ditas "molhadas'), à plataforma. As linhas flexíveis, compostas por várias camadas de aço, borracha e plásticos (nylon, teflon, etc), são empregadas de forma a permitir o movimento normalmente encontrado neste tipo de plataforma. São utilizadas linhas individuais para produção e injeção, sendo ligadas ao convés da plataforma através de flanges especiais, denominados conectores dos risers.
Dos conectores o produto segue diretamente para o Manifold de Produção, onde vários poços são unidos em uma ou duas correntes;

b) Deste Manifold a mistura segue para o primeiro estágio de separação, que separa o gás do óleo (separação bi-fásica) ou gás-óleo-água (trifásica) e normalmente opera com pressão entre 8 e 10 atmosfera. O gás separado segue para o vaso de extração de condensado (normalmente identificado como V-122301), que precede os estágios de compressão.
O óleo e gás não-separados seguem para o segundo estágio de separação;

c) Do segundo estágio, operando a pressão levemente superior à atmosférica, o óleo segue para as bombas de transferência, de onde é enviado à terra através do Conector de Exportação de Óleo, que pode ser rígido ou flexível, dependendo da plataforma.
O gás separado segue para outro vaso de extração de condensado (normalmente identificado como V-122302), que é o vaso de sucção booster;

d) Deste vaso o gás segue para o Compressor Booster, onde é comprimido até cerca de 8 atm, indo unir-se ao gás proveniente do primeiro estágio de separação. O condensado extraido é re-injetado no segundo estágio de separação;

e) O gás a 8 atm segue para os turbo-compressores (TC's), onde ao término do 1° estágio de compressão encontra-se a cerca de 32 atm, e no segundo a 65 atm. Algumas plataformas comprimem o gás com outras relações de compressão;

f) Deste estágio, segue para a Unidade de Desidratação, donde parte será utilizado como gás combustível, especialmente para os TC's e TG's. O restante retorna aos TC's para o 3^0 estágio de compressão, onde é comprimido até 100 atm. Em alguns casos pode-se atingir até 170 atm neste estágio, gerando-se o chamado gás de injeção, usado para estimular os poços. É comum o uso de compressores separados para atingir estas pressões mais altas. Alguns processos utilizam ainda secar o gás após o terceiro estágio de compressão;

g) Após este estágio, parte do gás é exportada, normalmente a 100 atm e parte segue para o Manifold de Gás Lift, para ser novamente re-injetado no poço;

h) Parte do gás lift ocasionalmente é utilizada na pressurização dos lançadores de PIG, de forma a permitir a limpeza das linhas de produção, injeção e exportação, de óleo e gás.

A partir do apresentado, nota-se que as pressões de operação de gás são elevadas, o que significa que vazamentos de gás podem resultar em *jet fires* de dimensões significativas. No que diz respeito ao óleo, além dos separadores, há equipamentos como vasos de águas oleosa, vasos "sump" e "caisson", que retem óleos e águas oleosas provenientes de eventuais derrames e lavagens. Porém os maiores riscos dizem respeito aos separadores e à eventual presença de dessalgadoras, cujos volumes podem atingir mais de 130 m3, gerando poças com diâmetros superiores a 6 m.

Nos exemplos a seguir serão apresentados e discutidas situações possíveis de incêndio, em equipamentos comuns a praticamente todas as plataformas de produção.

6.3. EXEMPLO 1 - PLATAFORMA SEMI-SUBMERSÍVEL DE 100.000 BARRIS/DIA

6.3.1. Características Gerais

Neste exemplo tem-se uma plataforma de Produção Semi-submersível, destinada a operar com gás e óleo, com produção máxima de 100.000 barris/dia de óleo e 3.200.000 m^3/dia de gás. Trata-se de uma plataforma convertida, a partir de uma unidade de perfuração, produzida pela Kawasaki Heavy Industries na década de 80 no Japão. Suas principais características construtivas, do ponto de vista de análise de incêndio, são:

i) 01 Convés Principal (Main Deck), na elevação 41.600 / 42.500. onde se localiza a planta de processo (na popa e região central), parte das utilidades (centro para proa) e acomodações (proa);

ii) 01 Convés Secundário (Second Deck), na elevação 37.200 / 38.100, onde se localizam as utilidades, incluindo a geração principal;

iii) possui 06 colunas cilíndricas, conectadas por vigas-caixão retangulares, que circundam a embarcação, 02 *bracings* cilíndricos encontram-se entre as colunas de BE-BB, sob as Vigas caixão de popa e proa. Suas principais dimensões são 79,6 metros BE-BB e 93,1 m Proa-Popa, operando calado de 23.47 metros;

iv) a posição prevista de operação é aproamento à -25^0 com a direção LESTE, sendo que os ventos predominantes sopram de Nordeste;

v) destina-se à produção em águas profundas, e opera com conectores flexíveis;

vi) opera com árvores de natal molhadas e, para a maioria dos poços de produção, também com conectores molhados, ou seja, os conectores localizam-se junto ao Pontoon, abaixo da linha d'água;

vii) constitem-se exceção os Conectores de Exportação de Gás, de Exportação de Óleo e de dois poços de produção, que localizam-se na Popa da Plataforma, na região central, na elev. 39.900;

viii) em termos de arranjo, praticamente todos os equipamentos de interesse localizam-se no Convés Principal. Possui os Separadores de Produção localizados à Boreste entre a 1ª e 2ª colunas, a partir da proa, enquanto as bombas de transferências localizam-se defronte à 1ª coluna, também a BE. Os Separadores de Teste situam-se entre as Anteparas -7.700 e -14.700 (BE), em frente à 1ª coluna;

ix) na região Central encontram-se 02 Turbo-comperssores e respectivos Skid's, envolvidos por Pipe Rack e pelo Manifold de Produção. A BB tem-se o único Flare, na popa, seguido pelas Unidades de Desidratação de Gás e de Gás Combustível;

x) interessam também os Conectores de Exportação de Óleo, Gás, de produção e injeção de gás lift dos poços L-27D e L-28D, que encontram-se localizados na Popa, no Centro, na Elev. 39.900, assim como os lançadores e recebedores de Pig, dispostos paralelamente à viga-caixão de popa, entre BE e BB, na elev. 33.600;

xi) observando-se apenas os elementos estruturais que eventualmente sofreriam com um incêndio, destaca-se de imediato a viga-caixão de popa, em virtude da presença dos conectores, assim como os *bracings* de popa. Este fato é confirmado pela Especificação Técnica da Proteção Passiva, que recomendava, ainda na fase de projeto básico, exclusivamente a proteção desta Viga-caixão e da porção superior dos *bracings*;

xii) sob a ótica de propagação, destacam-se a proximidade entre os Separadores de Gás e Óleo, entre os Conectores dos Risers e dos Lançadores e recebedores de Pig com os Conectores. Os vasos de gás dos Compressores, as unidades de secagem e bombas de transferência também se encontram à pequena distância entre si;

xiii) As condições de vento, provenientes dos dados metereológicos relativos à Bacia de Campos, estabelecem as intensidades e probalidades de ocorrência listadas na Tabela 6.1. Nas Figuras 6.1 e 6.2 encontra-se a representação gráfica dos ventos em relação à Plataforma.

Tabela 6.1 - Condições de Ventos

DIREÇÃO	N	NE	E	SE	S	SW	W	NW
INTENSIDADE (m/s)	6.4	6.7	5.2	4.9	5.3	6.0	4.5	3.8
PROBABILIDADE DE OCORRÊNCIA	18.2	33.5	14.0	9.8	8.4	8.6	5.3	2.2

Nota-se a forte predominância dos ventos provenientes do hemisfério norte, totalizando 53.9 % das ocorrências totais, sendo 33.5% somente de NE.

Figura 6.1 - Ventos da Bacia de Campos - Intensidade

ROSA DOS VENTOS

GRAFICO DE INTENSIDADE

PLATAFORMA PETROBRAS XXV

(m/s)

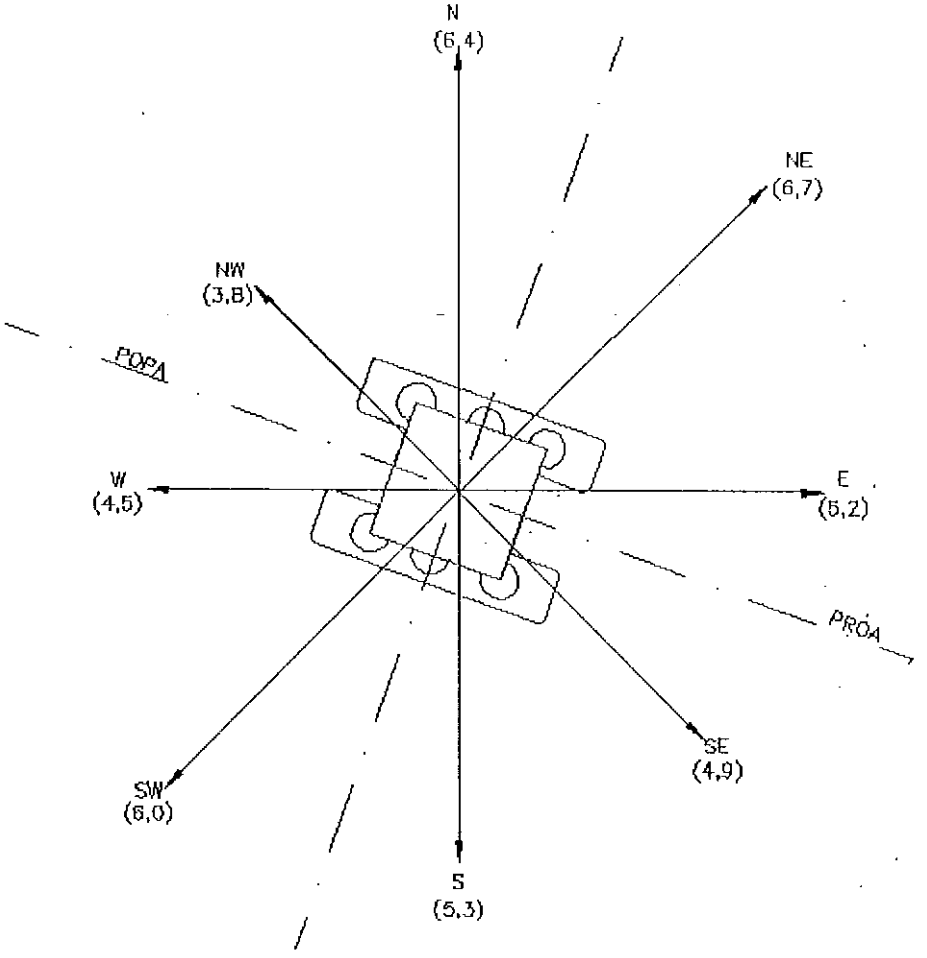
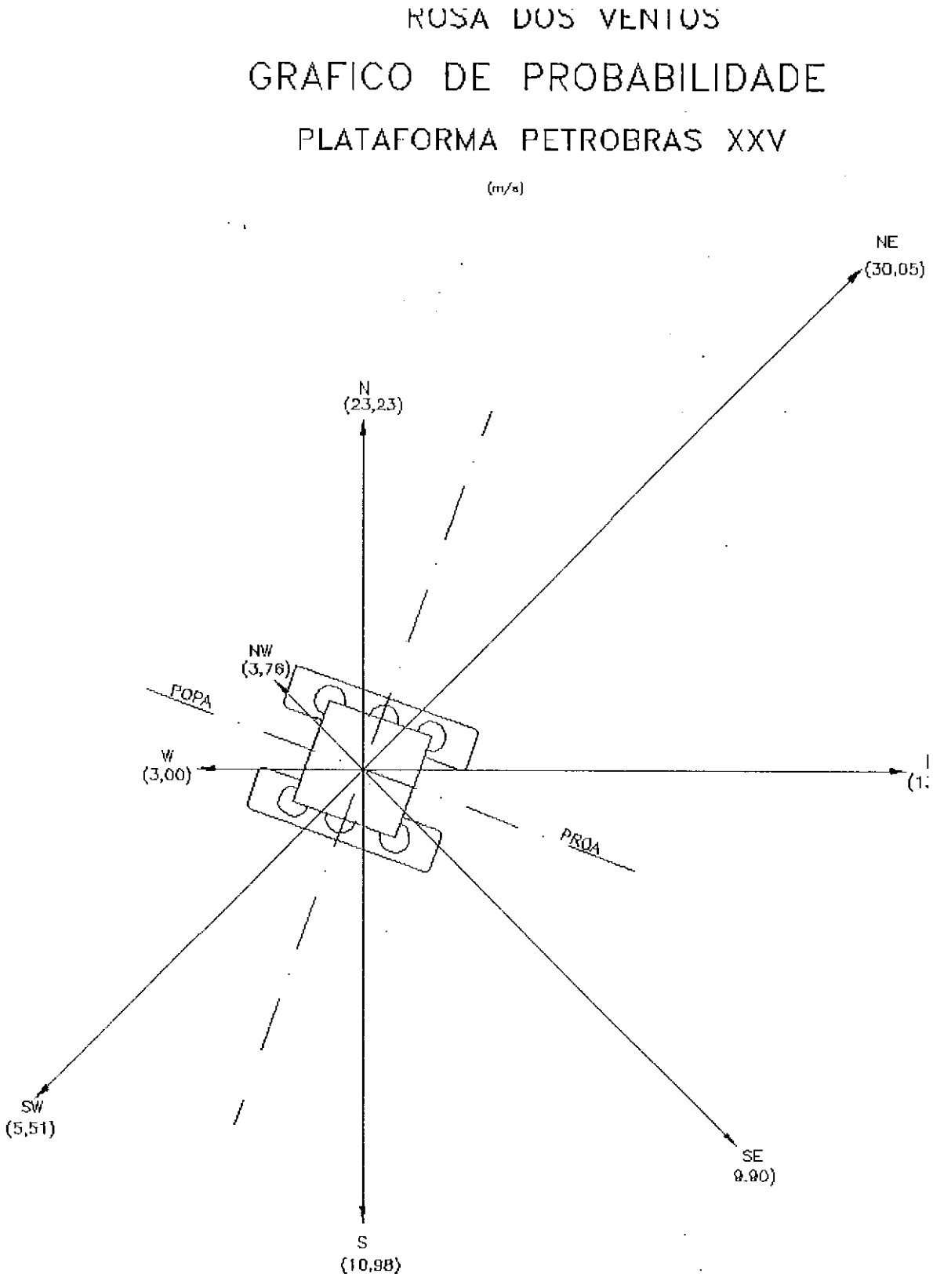


Figura 6.2 - Ventos da Bacia de Campos - Probabilidade de Ocorrência



6.3.2. SELEÇÃO DOS FOCOS DE INCÊNDIO

A partir da análise de risco, foram identificados vário focos a serem analisados, dentre as quais destacam-se:

a) Conector de Exportação de Gás - apresenta a maior severidade, resultado da combinação grande inventário, características de armazenamento do produto, risco de propagação para outro grande inventário (proximidade de outros conectores) e elevado potencial de dano à estrutura (presença da viga caixão de popa). Embora sejam raros os registros de incêndios em conectores, se estes forem analisados apenas como ligações flangeadas os registros são significativos, o que nos leva a frequências significativas.
O inventário considerado diz respeito ao volume de gás contido entre a válvula de bloqueio (SDV) no convés da Plataforma e a válvula de retenção localizada no fundo do mar, a 850 metros de distância;

b) Separador de Gás e Óleo - 1^0 Estágio de Produção - apresentam grande severidade, em função do inventário, risco de propagação para outro grande inventário (outros separadores), e dano potencial à estrutura principal (coluna central de boreste e viga caixão de boreste).
Selecionou-se o Separador A para a simulação de incêndio, por encontrar-se mais próximo à coluna central de BE e apresentar maior inventário, à pressão mais elevada;

c) Bombas de Transferência - apresentam severidade significativa, em função do inventário, representada pela vazão com que operam e assumindo-se um intervalo de tempo até que seja cortada a alimentação de óleo. Apresentam dano potencial à estrutura principal (coluna de popa de boreste e vigas caixão de boreste e popa).
Selecionou-se a maior bacia de contenção como sendo a área de acúmulo de óleo.

d) Vasos dos Turbo-compressores - apresentam grande severidade, em função do inventário, representado pelo volume acumulado nos 03 estágios, e risco de propagação, especialmente para os Separadores. Localizam-se na região central de Popa, numa plataforma metálica própria e elevada. Desta forma, incêndios nestes vasos terão dificuldades para atingir e danificar a estrutura principal, praticamente descartando a necessidade de proteção passiva;

e) Lançadores e Recebedores de PIG - apresentam severidade significativamente inferior aos anteriores, se considerado apenas o inventário. Entretanto, o elevado risco de propagação para um grande inventário (proximidade ao trecho flexível das linhas dos conectores) e risco de dano à estrutura principal (viga caixão de proa) demostram a necessidade da análise.
Selecionou-se os Skids 26 (BB - formado pelo LP-122303B e RP-122301B) e 30 (BE- formado pelo LP-122303B e RP-122301A) para a simulação de incêndio, por possuírem maiores inventários e encontrarem-se mais próximo às linhas flexíveis.

6.3.3. Características do Incêndio

Para cada um dos focos acima determinou-se as características morfológicas das chamas geradas, assim como a quantidade de radiação térmica emitida. Esta determinação foi efetuada utilizando o software **ARGOS**, com rotinas específicas para chamas oriundas *Pool* ou *Jet Fires*, conforme descrito no Capítulo 3. Os resultados obtidos são apresentados a seguir.

Pool Fires

Os resultados obtidos para os equipamentos selecionados são apresentados nas Tabelas 6.2 e 6.3. Os Lançadores e Recebedores de Pig são instalados em bacias de contenção comuns a mais de um equipamento, assim como as bombas de transferência. Desta forma tem-se:

a) Bombordo

- Skid NR.26 - com RP-122301B + LP-122303B
- Skid NR.27 - com LP-122304B
- Skid NR.29 - com RP-122302B + RP-122303D + LP-122305D
- Skid NR.34 - com RP-122303C + LP-122305C

b) Boreste

- Skid NR.30 - com RP-122302A + LP-122304A + LP-122303A
- Skid NR.33 - com RP-122301A
- Skid de Transferência 2A - Bombas B-122302 A / B / C
- Skid de Transferência 2B - Bombas B-122302 D / E

A partir dos resultados apresentados na Tabela 6.2 pode-se verificar que:

i) Os tempos de queima foram claculados considerando o volume de líquido armazenado em seu interior. Desta forma, nos Separadores, somente 50% do volume contribui para a formação de *Pool fire*, uma vez que o restante é gás, em baixa pressão.
Deste líquido, parte do volume é óleo e parte água, sendo que os percentuais de água podem atingir até 70% do total, conforme dados do fluxograma de processo. Desta forma, foram calculados dois tempos de queima, apresentados na Tabela VIII:

- o primeiro considera que todo volume de fluido é óleo, sendo indicado entre parênteses na Tabela;

- o segundo, que 52% do volume de líquido é de óleo, o que conduz a tempos menores, em função da redução do inventário total a ser queimado;

Tabela 6.2 - Inventário de Incêndio

Foco Considerado	Localização	Volume (m3)	Dimensões da Bacia	Tempo de Queima (min.)
SG 122301 A/B	Boreste	70.7	4 x 11.5	100 (191)
SG 122302 A/B	Boreste	8.0	3 x 6	28.6 (55)
SG 122303 A/B	Boreste	44.2	4 x 10	71.2 (137)
Skid Transf. 2A	Boreste	10.0	7.5 x 5	34.3 (66)
Skid Transf. 2B	Boreste	10.0	5.5 x 5	46.8 (90)
Skid NR.26	Bombordo	1.32	8.0 x 1.3	16.5 (31.7)
Skid NR.27	Bombordo	0.15	8.0 x 0.5	4.9 (9.4)
Skid NR.29	Bombordo	0.45	8.0 x 1.5	9.37
Skid NR.34	Bombordo	0.30	8.0 x 1.0	9.37
Skid NR.30	Boreste	1.89	8.0 x 1.7	34.7
Skid NR.33	Boreste	0.75	8.0 x 0.6	39.1

ii) Os separadores do 1º estágio apresentam a situação mais crítica, dentre todos os *Pool Fires* analisados, em função do volume armazenado, gerando incêndios que persistem por 100 (191) minutos;

iii) O incêndio nas bombas de transferência considera um tempo de 5 (cinco) minutos até que o vazamento seja detectado e cortada a alimentação de óleo. As chamas geradas apresentam tempo de queima diferente, devido às dimensões da bacia de contenção considerada para cada caso;

iv) Dentre os lançadores e recebedores de Pig, os Skids 26 e 30 representam a situação mais crítica. Nota-se que os volumes armazenados são insuficientes para que ocorra transbordamento, uma vez que não ultrapassam a altura das bacias de contenção;

v) Nos Separadores, o volume permite que ocorra transbordamento. No caso do 1º Estágio, o volume de líquido armazenado (50% do total) demandaria uma altura da bacia de cerca de 77 centímetros para contê-lo integralmente, enquanto que esta altura situa-se ao redor de 20 a 25 cm. Entretanto, na hipótese de cálculo assume-se que o vazamento não será instantâneo, haverá drenagem do fluido e consumo pelo próprio incêndio, à taxa de calculada pelo ARGOS (6.7×10^{-2} mm/s). Para a área da bacia, esta queima representa uma vazão de 3.1 litros por segundo. Desta forma, no cálculo das dimensões da chama, não se considerou transbordamento.

Tabela 6.3 - Características das Chamas

Foco de Incêndio	Comprimento da Chama (m)	Diâmetro da Chama (m)	Calor Irradiado (MW)	Ângulo com a Horiz. (graus)
SG 122301 A/B	12.1	8.0	38.4	20.6
SG 122302 A/B	9.3	5.5	16.6	18.4
SG 122303 A/B	11.2	7.2	30.7	20.0
Skid Transf. 2A	10.6	6.7	25.7	19.5
Skid Transf. 2B	9.73	5.9	19.3	18.7
Skid 26	6.97	3.64	5.45	17.0
Skid 30	7.65	4.16	7.49	17.2

Observando-se a Tabela 6.3, constata-se que:

i) As chamas apresentam características distintas, em função dos inventários envolvidos e das dimensões da base (bacia de contenção) onde se desenvolvem;

ii) Os ângulos de inclinação foram calculados considerando o vento predominante. Nota-se que chamas maiores apresentam menor inclinação, porém como a intensidade do vento é significativa (6.7 m/s), a inclinação destas chamas, provenientes de *Pool Fires*, é elevada;

iii) Em termos de severidade, incêndios nos separadores do 1º Estágio são os mais severos, seguidos pelos do 2º Estágio, em função das dimensões da chama, calor irradiado e duração do incêndio;

iv) O cálculo do inventário do incêndio da Bomba de transferência considera o tempo de 5 minutos que uma bomba poderia operar com a tubulação de descarga rompida, vazando diretamente sobre a bacia de contenção. A partir deste tempo, o incêndio seria detectado e fechada a válvula localizada na saída do Separador de 2º Estágio.
Desta forma, o inventário a ser queimado nos dois Skids é o mesmo, porém as características de queima variam pelo fato do Skid 2A ser maior que o 2B, o que conduz a comprimentos de chama e velocidades de queima maiores no primeiro.

Jet Fires

Incêndios de *Jet Fire* diferem dos *Pool Fires* por não haver uma barreira física contendo o derrame do combustível. Desta forma, as dimensões da chama são fortemente dependentes das características de armazenamento e vazamento, ou seja, pressão, temperatura e volume do recipiente, além do orifício de vazamento. As variáveis relativas ao armazenamento são definidas no Fluxograma de Processo, por serem características operacionais, porém não há dados disponíveis sobre diâmetros de orifícios de vazamentos de gás ou óleo.

Conforme mencionado anteriormente, considerar, para um dado inventário fixo, orifícios muito grandes, resulta em situação de chamas com grandes dimensões e intensidades, porém de curta duração. Por outro lado, diminuindo o orifício, reduz-se estas dimensões porém aumenta-se o tempo de exposição da estrutura à chama. Análises anteriormente efetuadas em plataformas indicam que incêndios com duração entre 30 e 90 minutos apresentam-se como os mais severos, por permitirem o aquecimento global da estrutura, conservando intensidade significativa das chamas.

Para determinar quais incêndios conduzem a estas características, foram simulados vários orifícios de vazamento, para cada foco considerado, utilizando o programa **ARGOS**. Estes resultados são apresentados nas Tabelas 6.4 a 6.10 a seguir.

A Figura 6.3 apresenta a variação do comprimento da chama e da radiação emitida para a condição de *Jet Fire* mais crítica, o incêndio no Conector de Exportação de Gás, considerando orifício de vazamento de 1.5" (38.1 mm).

Tabela 6.4 - Inventário de Incêndio

Foco Considerado	Localização	Volume (m3)	Pressão (atm)	Temperatura (Celsius)
Exportação de Gás	Popa-centro	98.5	100	30
Gás Lift	Popa-centro	5.6	100	30
V- UC- 122301 A/B-01	Central	13.1	8.34	20
V-UC-122301 A/B-02	Central	7.13	32.7	20
V-UC-122301 A/B-03	Central	5.25	67.5	20
V - 541201	Popa- BB	41.7	4.5	20

Tabela 6.5 - Conector de Exportação de Gás

Características da Chama	Diâmetro do orifício de Vazamento (pol.)			
	1.0"	1.25"	1.5"	2.0"
Comprimento (m) t=0	52.9	65.5	78.0	102.6
Radiação (MW) t=0	561.2	876.8	1263.0	2245.0
Comprimento (m) t=15	39.4	41.2	33.1	31.4
Radiação (MW) t=15	301.9	332.8	210.1	188.1
Duração (min.)	104	66	46	27

Tabela 6.6 - Conector de Gás Lift

Características da Chama	Diâmetro do orifício de Vazamento (pol.)			
	1/4"	1/3"	3/8"	1/2"
Comprimento (m) t=0	14.1	17.3	20.7	27.3
Radiação (MW) t=0	35.1	53.9	78.9	140.3
Comprimento (m) t=15	10.2	10.5	9.93	7.44
Radiação (MW) t=15	17.8	19.0	17.1	9.22
Duração (min.)	96	63	43	23

Tabela 6.7 - Vaso V-UC-122301 A/B - 01

Características da Chama	Diâmetro do orifício de Vazamento			
	1/8"	3/16"	1/4"	1/2"
Comprimento (m) t=0	2.29	3.37	4.44	8.61
Radiação (MW) t=0	0.78	1.76	3.13	12.5
Comprimento (m) t=15	1.75	2.58	3.40	6.58
Radiação (MW) t=15	0.45	1.01	1.79	7.14
Duração (min.)	>120	85	55	25

Tabela 6.8 - Vaso V-UC-122301 A/B - 02

Característica da Chama	Diâmetro do orifício de Vazamento			
	1/8"	3/16"	1/4"	1/2"
Comprimento (m) t=0	3.49	5.15	6.77	13.1
Radiação (MW) t=0	1.90	4.26	7.58	30.3
Comprimento (m) t=15	2.13	3.14	4.13	8.0
Radiação (MW) t=15	0.67	1.52	2.70	10.8
Duração (min.)	108	57	39	21

Tabela 6.9 - Vaso V-UC-122301 A/B - 03

Características da Chama	Diâmetro do orifício de Vazamento (mm)			
	1/16"	1/8"	1/4"	3/8"
Comprimento (m) t=0	2.94	5.69	11.0	16.2
Radiação (MW) t=0	1.32	5.26	21.0	47.4
Comprimento (m) t=15	1.10	2.13	4.13	6.10
Radiação (MW) t=15	1.69	0.67	2.70	6.06
Duração (min.)	> 120	84	33	23

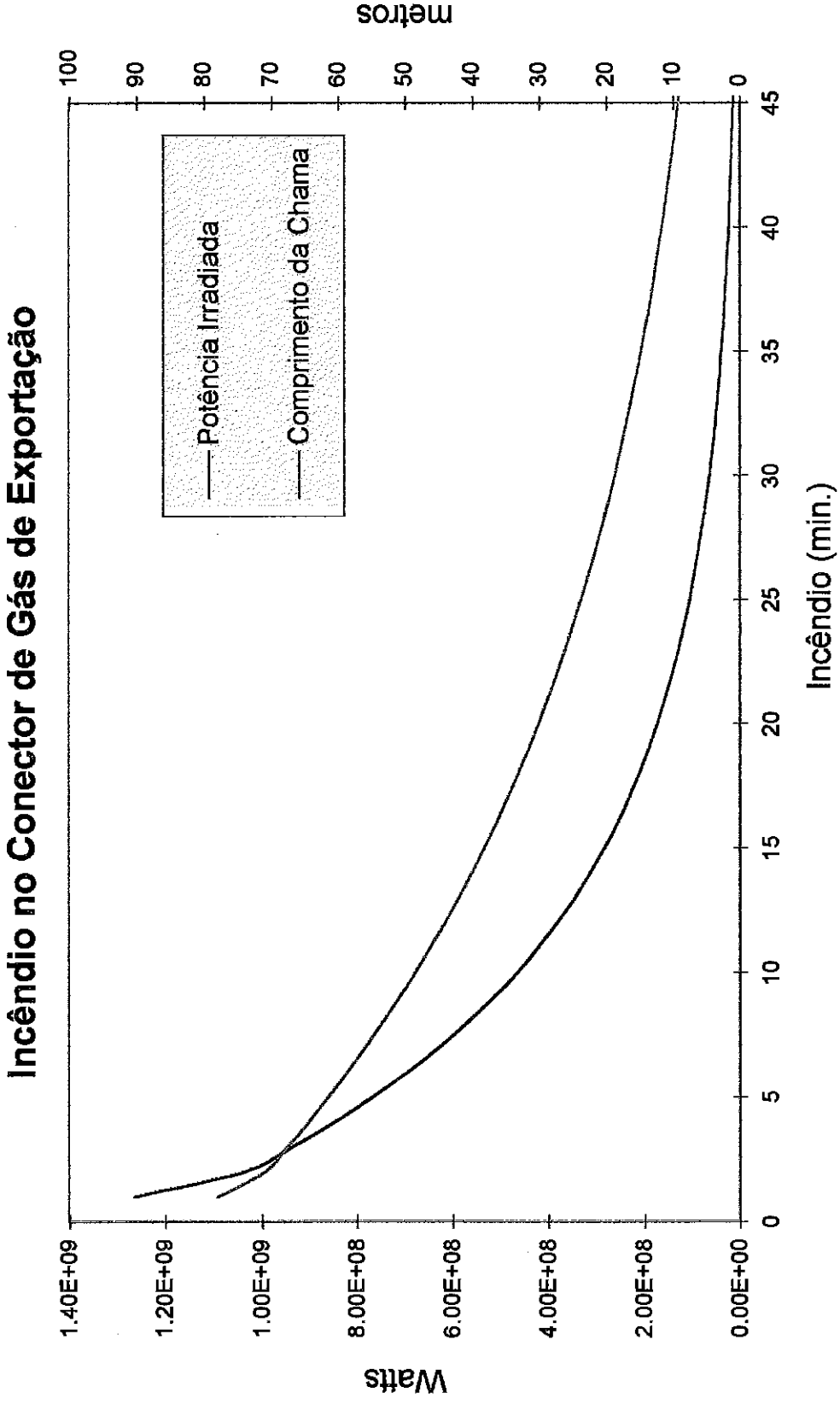
Tabela 6.10 - Vaso da Tocha - V-541201

Característica da Chama	Diâmetro do orifício de Vazamento (mm)			
	1/4"	3/8"	1/2"	3/4"
Comprimento (m) t=0	2.49	3.67	4.83	7.11
Radiação (MW) t=0	0.93	2.10	3.73	8.40
Comprimento (m) t=15	2.38	3.31	4.02	4.70
Radiação (MW) t=15	0.85	1.70	2.54	3.52
Duração (min.)	> 120	68	38	17

Observando-se estes resultados, tem-se que os incêndios nos Conectores de Gás são muito mais severos que os demais equipamentos. Esta maior severidade deve-se aos volumes e pressões envolvidos, associados ao fato do sistema de despressurização atuar apenas nos equipamentos, e não nestas linhas. Desta forma, todo o inventário contido nestas últimas é queimado no incêndio, enquanto que nos equipamentos parte significativa é conduzida ao flare.

Comparando-se *Pool* e *Jet Fires*, nota-se que, excluindo-se os Conectores, os incêndios resultantes dos primeiros são maiores e mais intensos.

Figura 6.3 - Curva Radiação Térmica e Comprimento de Chama *versus* Tempo
Conector de Exportação de Gás



6.3.4. Determinação da Distribuição de Temperatura

6.3.4.1. Modelos Utilizados

Na análise em curso foram utilizados modelos distintos, de acordo com o objetivo da análise. Estas distinções devem-se não só às regiões da plataforma consideradas em cada situação de fogo, mas também para análise de propagação dos incêndios. Os modelo empregados são descritos a seguir:

a) <u>Análise de Propagação</u>

i) Modelo de elementos finitos do Separador e interior, para verificar se incêndio no SG A poderia propagar-se para o SG 122301B. Composto por 504 elementos de casca térmicos, para simulação do costado e 1.296 elementos sólidos térmicos para simulação do óleo e gás no interior do vaso, conectados por 1.573 nós, conforme apresentado na Figura 6.4. Tendo em vista a possibilidade de um dado incêndio originar outros focos, em processo de propagação, verificou-se os efeitos do incêndio sobre equipamentos e tubulações vizinhos. As análises foram relizadas com e sem a atuação do sistema de dilúvio, de forma a avaliar seu efeito.
Neste cálculo, equipamentos e tubulações foram analisados através de modelo de elementos finitos, tri-dimensional, composto de elementos de casca térmica no costado e hexaedros e tetraedros térmicos para o fluido contido em seu interior. De forma semelhante à estrutura, o problema térmico consistiu na solução da equação de Fourier de transferência de calor, através do software de elementos finitos, com condução entre os elementos da superfície, condução e convecção com o fluido no interior, conveção forçada e natural com o ar, incidência de calor irradiado a partir da chama e radiação da estrutura para o ambiente. As condições de contorno aplicadas foram fluxo prescrito, calculados pelo **ARGOS**, resfriamento por convecção com o ar, irradiação para o exterior e, quando da ação do dilúvio, conveccão com a água.
Foi aplicada a direção de vento que mais aproximasse a chama do outro Separador;

ii) Modelo de elementos finitos dos Conectores, de forma a verificar se incêndio num skid dos Lançadores e Recebedores de Pig (LP e RP) propagar-se-ia para o trecho flexível das Linhas de Exportação de Gás e Óleo, Gás Lift e de produção, localizadas na Popa. Composto por 412 elementos de casca térmicos, conectados por 387 nós, conforme apresentado na Figura 6.8.
As condições de contorno e análises realizadas seguem o exposto no ítem anterior, com exceção do sistema de dilúvio, que não atua neste trecho das linhas. Também neste caso, considerou-se a direção de vento que aproximasse a chama dos Conectores.

b) Análise Térmica da Plataforma

Foi utilizado o modelo apresentado na Figura 4.3, composto por 14.805 elementos de casca térmico, conectados por 14.653 nós. A partir dos resultados das análises das chamas, foram analisados os efeitos dos incêndios sobre a estrutura em várias condições, como:

- Conector de Exportação de Gás (CEG), com vento predominante de NE, @ 6.7 m/s;
- CEG, com vento de SW, @ 21.2 m/s;
- CEG, com vento Norte, @ 2.3 m/s;
- Skid de Transferência, com vento predominante de NE, @ 6.7 m/s;
- SG 122301 A, vento predominante de NE, @ 6.7 m/s;
- SG 122301 B, vento predominante de NE, @ 6.7 m/s;
- Skid 26, para os LP e RP, com vento de NW, @ 2.0 m/s;
- Skid 26, para os LP e RP, com vento de W, @ 2.0 m/s.

Dentre estes, selecionou-se a condição mais representativa para ilustrar os resultados obtidos, que é o incêndio no CEG, com vento de Sudoeste, que aproxima a chama da coluna de BB e atinge toda a proção esquerda da viga caixão de popa.

6.3.4.2. Verificação da Ocorrência de Propagação de Incêndio

Utilizando-se os modelos e procedimentos apresentados no ítem anterior (a) foi efetuada análise de propagação de incêndio, sendo aqui apresentados os resultados relativos às seguintes situações:

- Incêndio no SG 122301 A propagando-se para o SG 122301 B;
- Incêndio nos Lançadores e Recebedores de Pig a serem instalados na área futura de BE, na popa, elev. 33.600, atingindo o trecho flexível das linhas de exportação e dos poços.

Os resultados obtidos são apresentados e discutidos a seguir.

6.3.4.2.1. Separadores de Gás e Óleo

Os resultados obtidos para esta simulação são apresentados nas Figuras 6.4 a 6.7, representando a situação de fogo no SG 122301A atingindo o SG 122301B, para as situações sem dilúvio e com dilúvio atuantes. Observando-se estas figuras conclui-se que:

Figura 6.4 - apresenta a distribuição de temperatura no costado do SG B, para a situação **sem dilúvio** aplicado, resfriando ao ar, após 7200 segundos (120 minutos) do início do incêndio. As cores utilizadas correspondem à escala de temperaturas, em graus centígrados, indicada na margem direita do desenho. Observa-se que a temperatura máxima atingida foi de 1208 ^{0}C, suficiente para que ocorra falha nas conexões e propagação do incêndio. Considerando-se o valor de 200 ^{0}C como sendo o limite de ignição de óleo em contato com um chapa aquecida, tem-se que grande parte do SG estaria acima deste limite.

É interessante notar que a porção superior do SG apresenta-se mais aquecida que a inferior, o que se explica pelo fato do trecho superior estar em contato com o gás, enquanto que no inferior tem-se óleo. Uma vez que o gás tem menor capacidade de retirar calor do costado, o trecho superior tende a permanecer mais quente;

Figura 6.5 - apresenta a variação de temperatura em alguns pontos selecionados no costado do SG 301 B, ainda sem dilúvio aplicado, resfriando ao ar. No eixo vertical tem-se o valor de temperatura, em graus centígrados, e na horizontal, o tempo desde o início do incêndio. O crescimento da temperatura é relativamente lento, até atingir-se o máximo de 1208 ^{0}C, após 7200 segundos. Os pontos selecionados estão indicados pela sua coordenada Z (ao longo do comprimento do SG), sendo Z = 0.0 na região mais aquecida.

A "lentidão" no processo de crescimento da temperatura, especialmente se comparado à Curva H, deve-se ao fato do Separador estar cheio de óleo e gás, que retiram calor da parede e aumentam a inércia térmica do sistema;

Figura 6.6 - apresenta a distribuição de temperatura no costado do SG 301 B, porém para a situação **com dilúvio** aplicado, também após 7200 segundos (120 minutos) do início do incêndio. Observa-se que a temperatura máxima atingida foi de 115.7 ^{0}C, significativamente inferior à situação sem dilúvio, indicada na Figura 6.5. Neste novo valor, não ocorrerá falha nas conexões e propagação do incêndio. Considerando-se novamente o valor de 200 ^{0}C como sendo o limite de ignição de óleo em contato com um chapa aquecida, nota-se que este fato não ocorrerá. Desta forma, o sistema de dilúvio é suficiente para impedir a ocorrência de propagação do incêndio entre os separadores;

Figura 6.7 - apresenta a variação de temperatura em alguns pontos selecionados no costado do SG 301 B, à semelhança da **Figura 6.6**, porém com dilúvio aplicado. A estabilização do crescimento da temperatura varia de ponto para ponto, porém há tendência assintótica para temperaturas ao redor de 110/120 ^{o}C, na qual passaria a ocorrer a evaporação da água do dilúvio em contato com a chapa aquecida.

Observa-se que a água de dilúvio, nas taxas prescritas pela NFPA e adotadas pela PETROBRAS (10.2 l/min/m^2) retira muito mais calor devido à evaporação do que à simples convecção, o que significa que os valores máximos de temperatura não ultrapassarão a temperatura da chapa que conduza à ebulição da água.

Convém ainda lembrar que chama de *Pool fires*, como é o caso das geradas no incêndio dos SG's têm características morfológicas fortemente volumétricas. Isto significa que os vasos vizinhos, nas distâncias e dimensões consideradas, são praticamente envoltos pela chama, o que explica as altas temperaturas indicadas na Figura 6.5. Conclui-se então, que se o dilúvio é efetivo para atender a esta situação extremamente servera, nos casos de *Jet Fires*, onde as chamas são filamentares e com maciço predomínio do comprimento, o dilúvio também atenderá.

Figura 6.4.

ANSYS 5.0 A
SEP 19 1995
12:03:15
PLOT NO. 1
NODAL SOLUTION
STEP=8
SUB =5
TIME=7200
TEMP
TOP
TEPC=55.189
SMN =30.022
SMX =1208
30.022
160.947
291.873
422.799
553.725
684.65
815.576
946.502
1077
1208
Y
X
Z
'P-XXV: Analise de Propagacao -- Sem Diluvio'

Figura 6.5. - Curvas Temperatura *versus* Tempo Sem Dilúvio - SG 301B

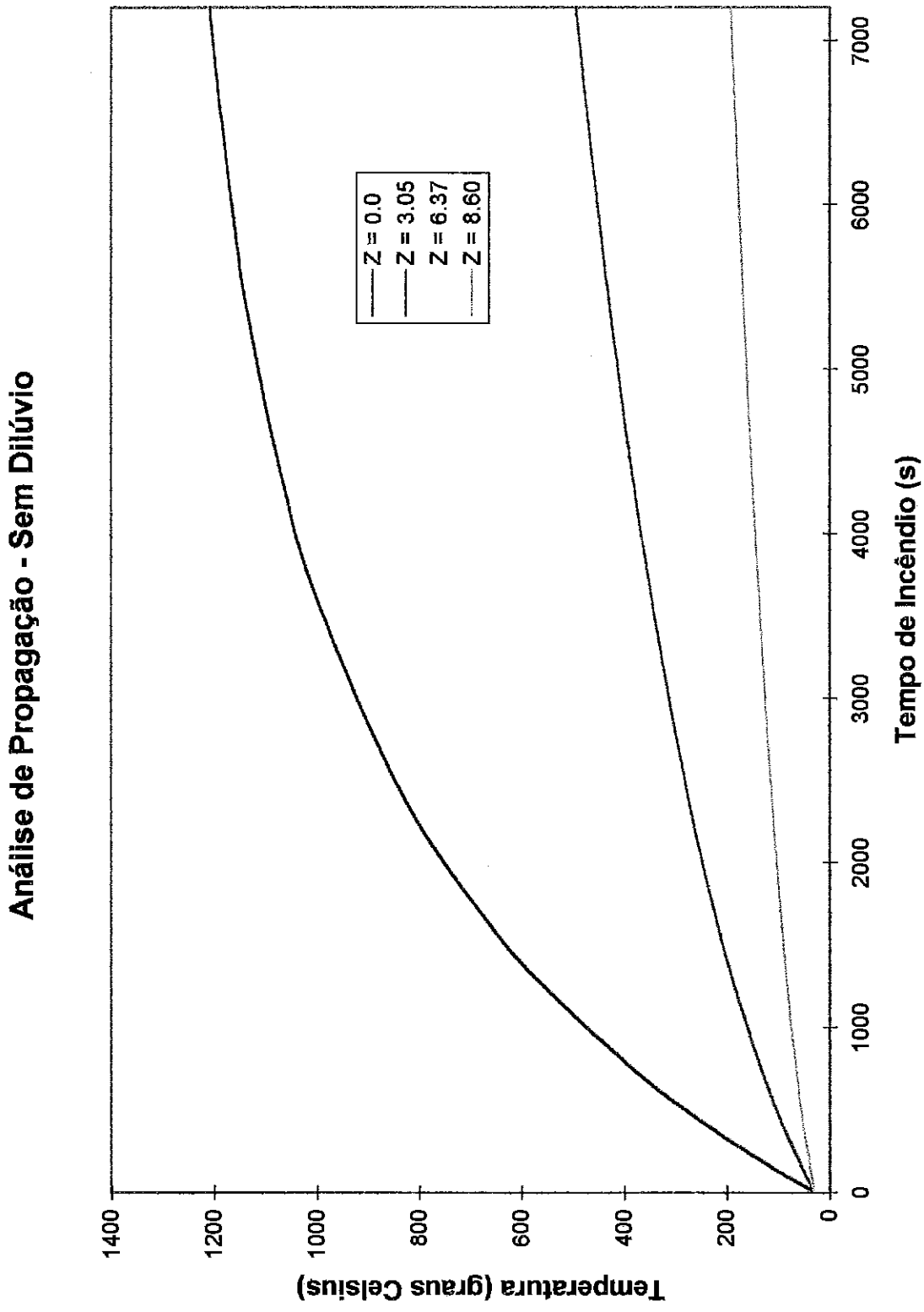


Figura 6.6. - Distribuição de Temperatura Com Dilúvio - SG 301B

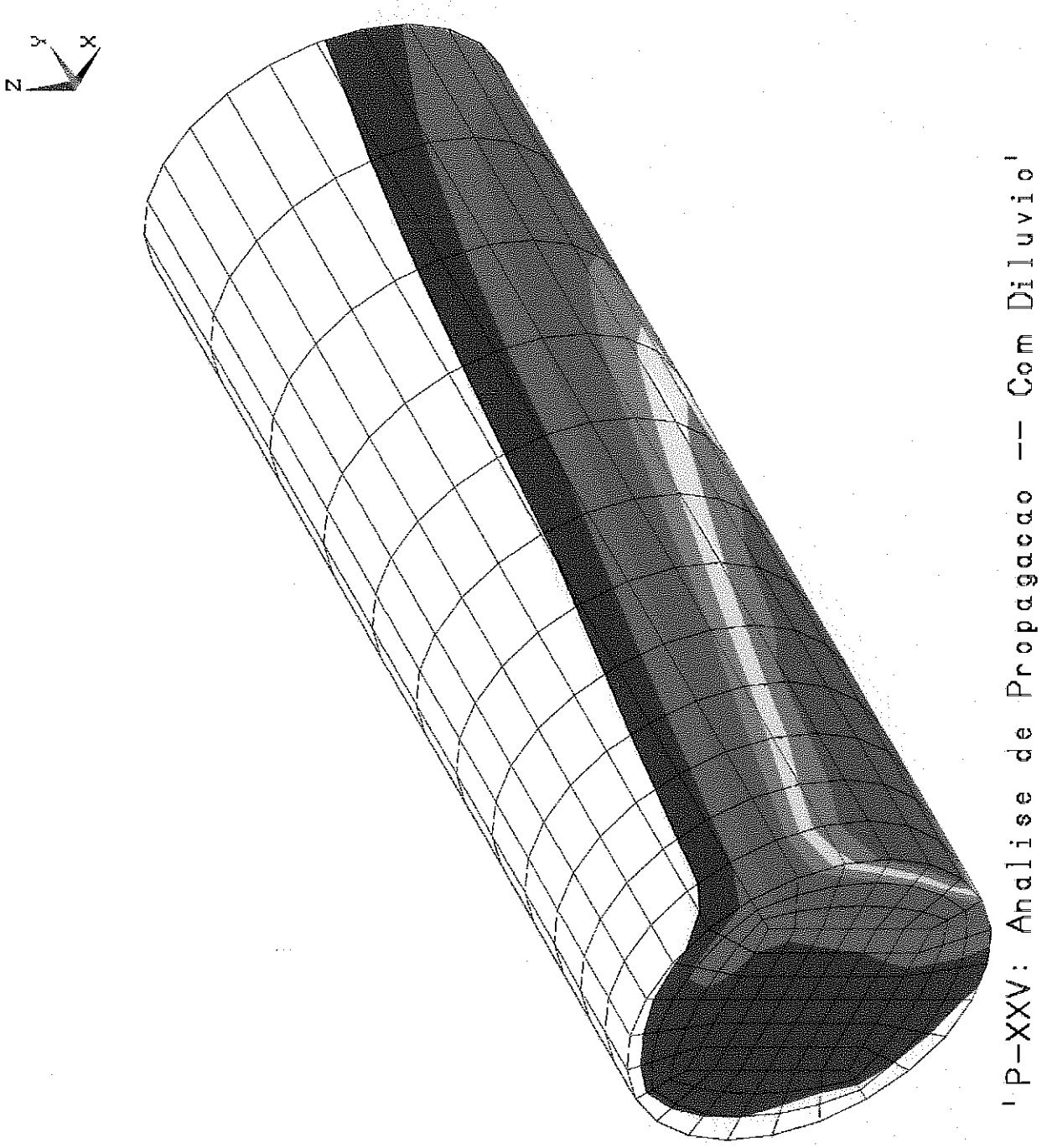
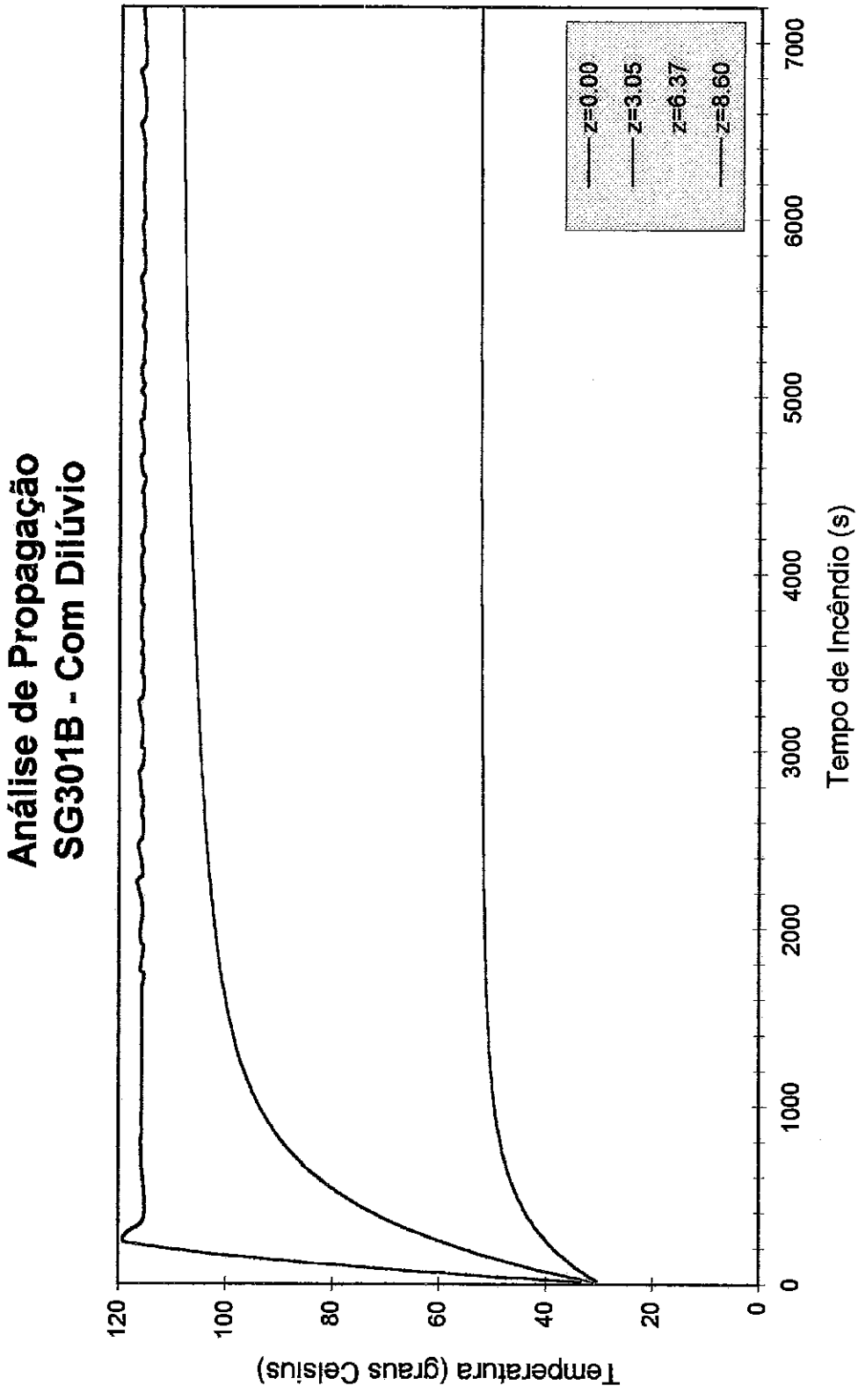


Figura 6.7. - Curvas Temperatura *versus* Tempo Com Dilúvio - SG 301B



6.3.4.2.2. Conector de Exportação de Gás

Os resultados obtidos para esta simulação são apresentados nas Figuras 6.8 a 6.10, representando a situação de fogo no Lançador e Recebedor de Pig atingindo o trecho flexível das Linhas de Exportação de Gás e Óleo, além das Linhas de Gás Lift e de Produção, localizadas na Popa da embarcação.

Convém destacar que, uma vez que estas linhas flexíveis são compostas de várias camadas de materiais distintos, como nylon, aço, polietileno, e outros, tem-se que o fabricante garante que não ocorrerá vazamento até um dado limite de temperatura. No caso das linhas utilizadas em instalações offshore, este limite de temperatura é de 90 ^{0}C. Caso sejam atingidas temperaturas superiores a este valor, começará a ocorrer degradação da camada exerna, o que poderá resultar em vazamento nesta linha. Portanto o valor limite para que não ocorra propagação é de 90 ^{0}C .

Além disto, caso ocorra vazamento destas linhas neste trecho, tem-se que, como não haverá obstáculos, a chama gerada atravessará por baixo da plataforma, indo além da região central, ocasionando sérios danos à estrutura da Plataforma. Desta forma, um incêndio de severidade reduzida, como é o caso dos LP's e RP's ocasionará danos significativos à Plataforma.

Cabe ainda ressaltar que as conclusões da análise de propagação anterior, relativas às taxas de aplicação de água, não são válidas neste caso, uma vez que este trecho das linhas não recebe dilúvio; portanto as análises consideram apenas o resfriamento ao ar. Além disto o limite de 90°C estaria aquém da temperatura para evaporação d'água, o que exigiria que a vazão aplicada fosse tal que promovosse resfriamento efetivo apenas pela convecção.

Como resultado das análises tem-se:

Figura 6.8 - apresenta a distribuição de temperatura na região de popa, Elev. 33.600, representando o piso da antepara e os Conectores de Produção, Gás Lift Exportação de Gás e Óleo, devido ao fogo nos LP e RP de Boreste. Para a situação de vento considerada a chama incidirá diretamente sobre os conectores, atingindo temperatura máxima 1260 ^{0}C, suficiente para que ocorra falha no Conector e início de incêndio;

Figura 6.9 - apresenta "zoom" da região dos Conectores, mostrando em detalhes a distribuição de temperaturas nos Conectores. Observa-se que os Conectores de Exportação, localizados à Bombordo, apresentam as temperaturas mais baixas. Entretanto, no caso da Linha de Exportação de Gás, tem-se temperaturas acima de 170 ^{0}C, acima do limite estabelecido pelo fabricante. Nos Conectores de BB, relativos às Linhas de Gás Lift e produção, as temperaturas são muito maiores.
Através desta figura, observa-se que pode-se ter várias linhas incendiando-se simultaneamente, agravando a severidade do incêndio;

Figura 6.8. - Distribuição de Temperatura - Conectores

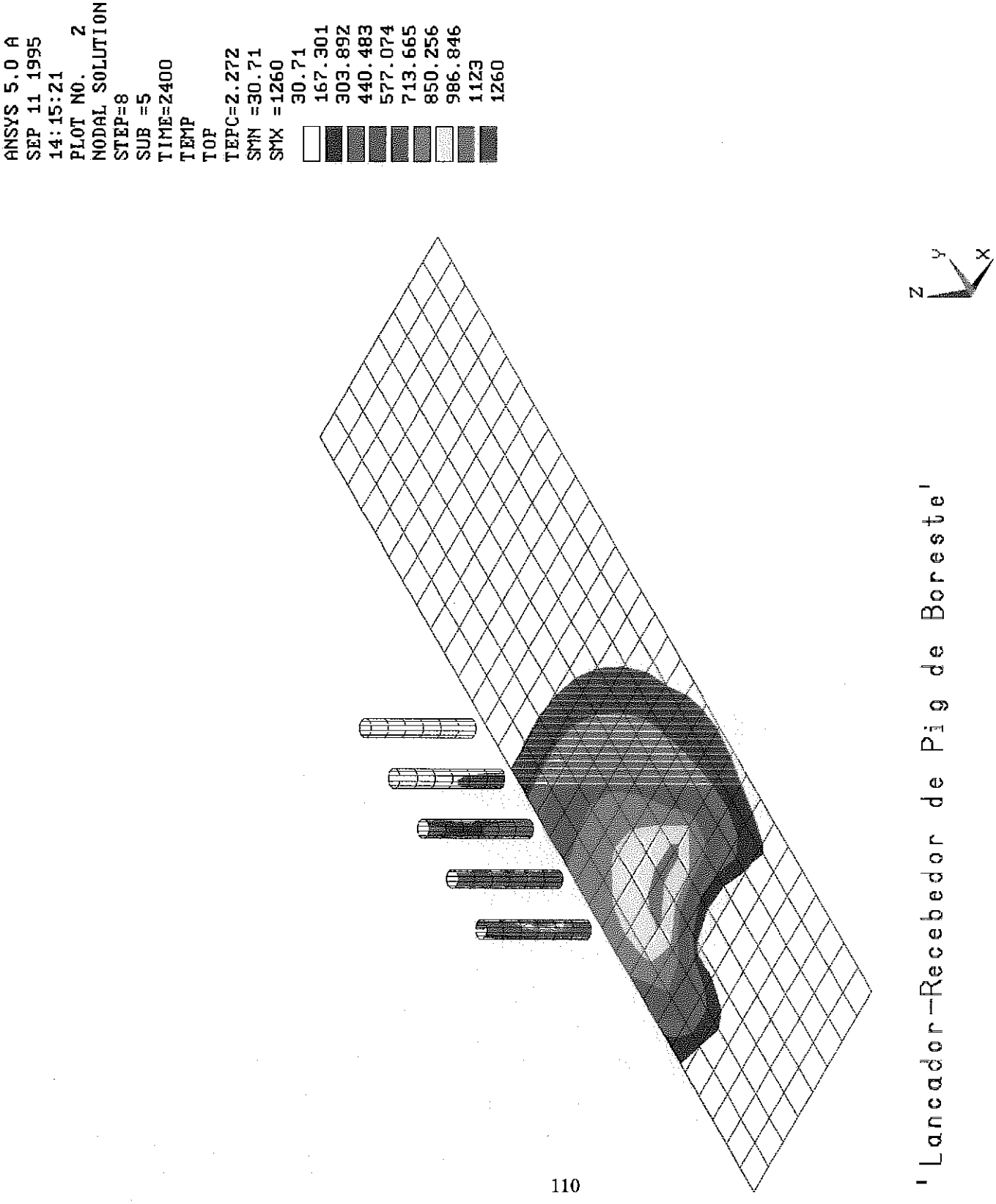


Figura 6.9. - Distribuição de Temperatura - Conectores

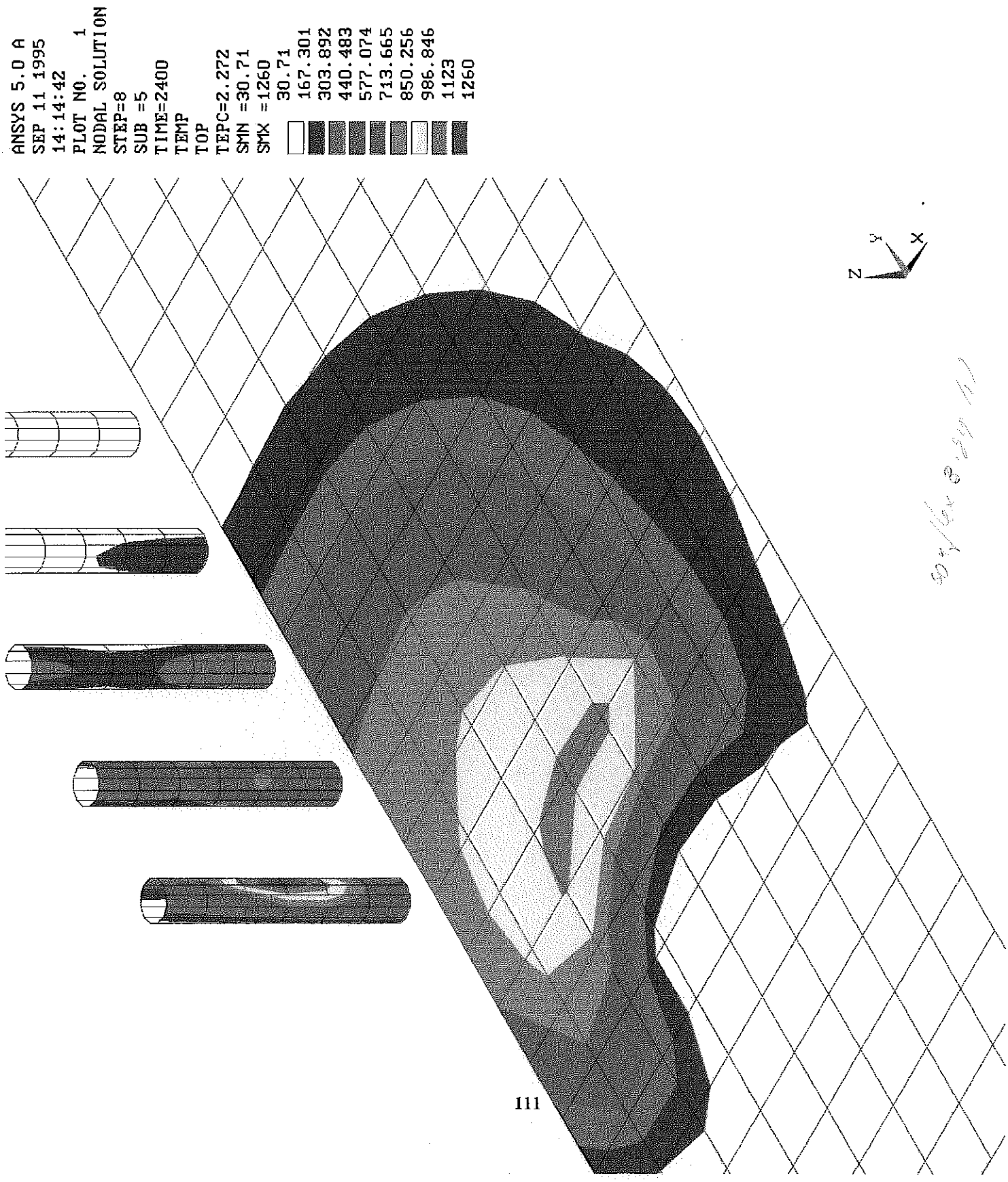
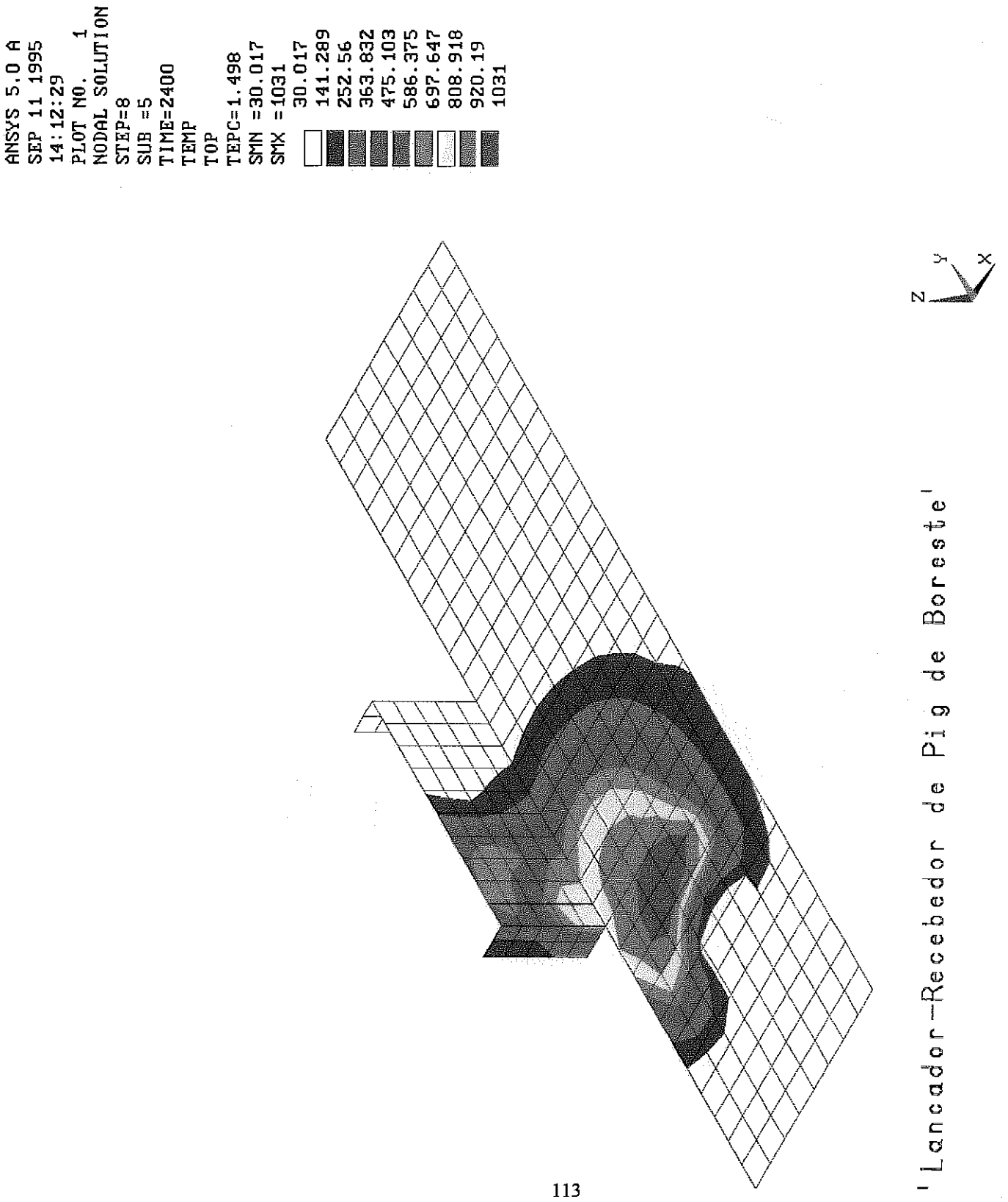


Figura 6.10 - apresenta a distribuição de temperatura na mesma região da **Fig. 6.9**, porém com a colocação de uma antepara de aço de 4.0 milímetros de espessura, indo do piso da elev. 33.600 até a teto, (Elev. 38.100) de forma a impedir que o trecho flexível das linhas fosse atingido. Conforme representado nesta figura, a chapa bloqueia o fluxo de calor para as Linhas, sendo atingidas temperaturas máximas de 800 ^{0}C na chapa. Neste valor a chapa mantém sua integridade e estanqueidade, impedindo que a chama atinja as linhas. Portanto, a instalação desta chapa impedirá a propagação do incêndio.

Figura 6.10. - Distribuição de Temperatura com a Chapa - Conectores



6.3.4.3. Temperaturas Atuantes na Estrutura

Foram determinadas as temperaturas atuantes na estrutura da Plataforma para vários focos de incêndio, ao longo de diferentes instantes de tempo, desde o início do incêndio. A seguir tem-se os resultados obtidos, para alguns dos focos considerados.

6.3.4.3.1. Separador de Gás e Óleo

Foi analisado incêndio no Separador de 1º Estágio, uma vez que a Análise Preliminar de Risco indicou ser esta uma condição de risco crítico. Observando-se as Tabelas 6.2 e 6.3, estes equipamentos são os que resultam em incêndios mais severos, do ponto de vista de *Pool Fire*. Ambos foram analisados para a condição de vento predominante, por ser esta a situação onde a chama atinge com mais intensidade a Viga Caixão de Boreste.

Os resultados obtidos encontram-se apresentados nas Figuras 6.11 a 6.13, para a condição de vento predominante (NE, @ 6.7 m/s), que faz com que a chama incline-se sobre a viga caixão.

Figura 6.11 - apresenta "zoom" da distribuição de temperatura na região de popa da plataforma, na chapa de piso do Convés Principal (Elev. 41600), devido a fogo no Separador, na condição de vento NE, após 1800 segundos do início do incêndio.
Observa-se o aquecimento localizado, exatamente sobre a Viga Caixão, no trecho entre as Colunas de Popa e Central de BE, com temperatura máxima de 1199 ^{0}C na chapa do piso, a partir de uma temperatura ambiente de 25 ^{0}C ;
Nota-se ainda uma descontinuidade na distribuição de temperatura, com a presença de 2 "zonas frias" entre regiões mais aquecidas. Esta discontinuidade deve-se à presença das almas (paredes verticais) da Viga Caixão de BE, que atuam como aletas, provocando um resfriamento mais intenso, além de representarem uma massa maior a ser aquecida;

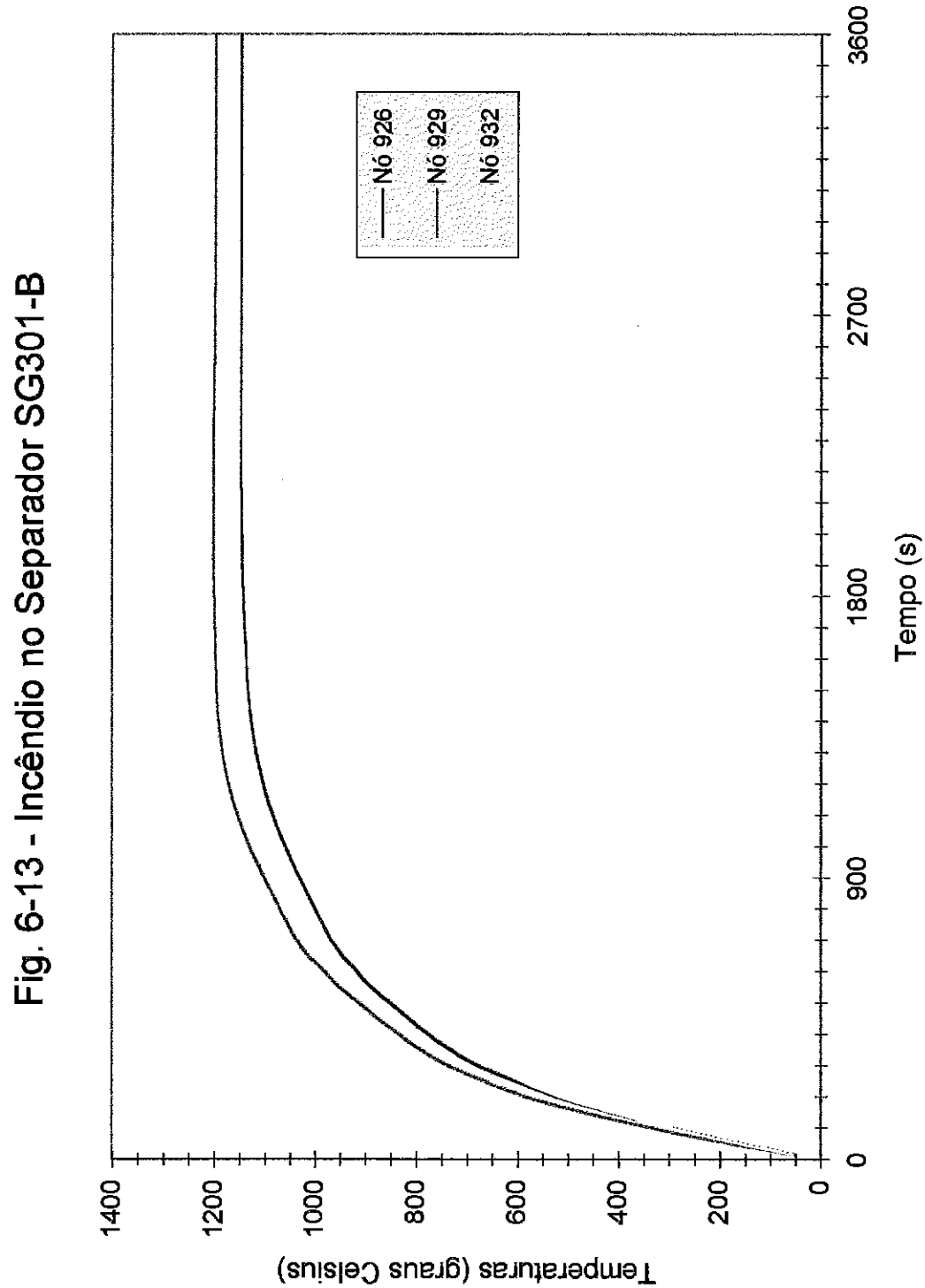
Figura 6.12 - apresenta a mesma situação da Figura 6.11, porém com ênfase na distribuição de temperatura nas paredes laterais da Viga Caixão e Colunas de BE. Os elementos da viga apresentam cerca de 80 cm de aresta lateral, com altura vertical de cerca de 100 centímetros.
Observa-se o aquecimento restrito à porção superior da viga, atingindo cerca de 1 metro abaixo do piso, com temperatura máxima de 916 ^{0}C, que é a temperatura do piso. Destaca-se que a maior parte da alma da viga permanece fria;

Figura 6.13 - apresenta a curva de Temperatura *versus* tempo, para a chapa do piso, para o incêndio no SG 301B. Os três nós selecionados situam-se no piso.
Observa-se uma tendência assintótica no crescimento da temperatura, com limite ao redor

Figura 6.11 - Temperaturas no Convés após 1800s - Incêndio no SG 301 A

Figura 6.12 - Temperaturas nas Vigas após 1800s - Incêndio no SG 301 A

Figura 6.13 - Curva Temperaturas *versus* Tempo - Incêndio no SG 301 A



de 1200 ^{0}C, para o nó mais aquecido. Este valor é atingido praticamente no início do incêndio, após cerca de 1500 segundos (25 minutos), sendo que a partir deste ponto tem-se pouca variação de temperatura para estes nós. Comparando-se este comportamento com a Curva H de aquecimento, pode-se constatar a boa correspondência entre os tempos de aquecimento e valores máximos de temperatura na chapa.
Deve-se entretanto citar que esta correspondência é válida apenas para os pontos localizados na região mais próxima à chama; em locais mais afastados o crescimento é mais lento e os valores máximos, menores.

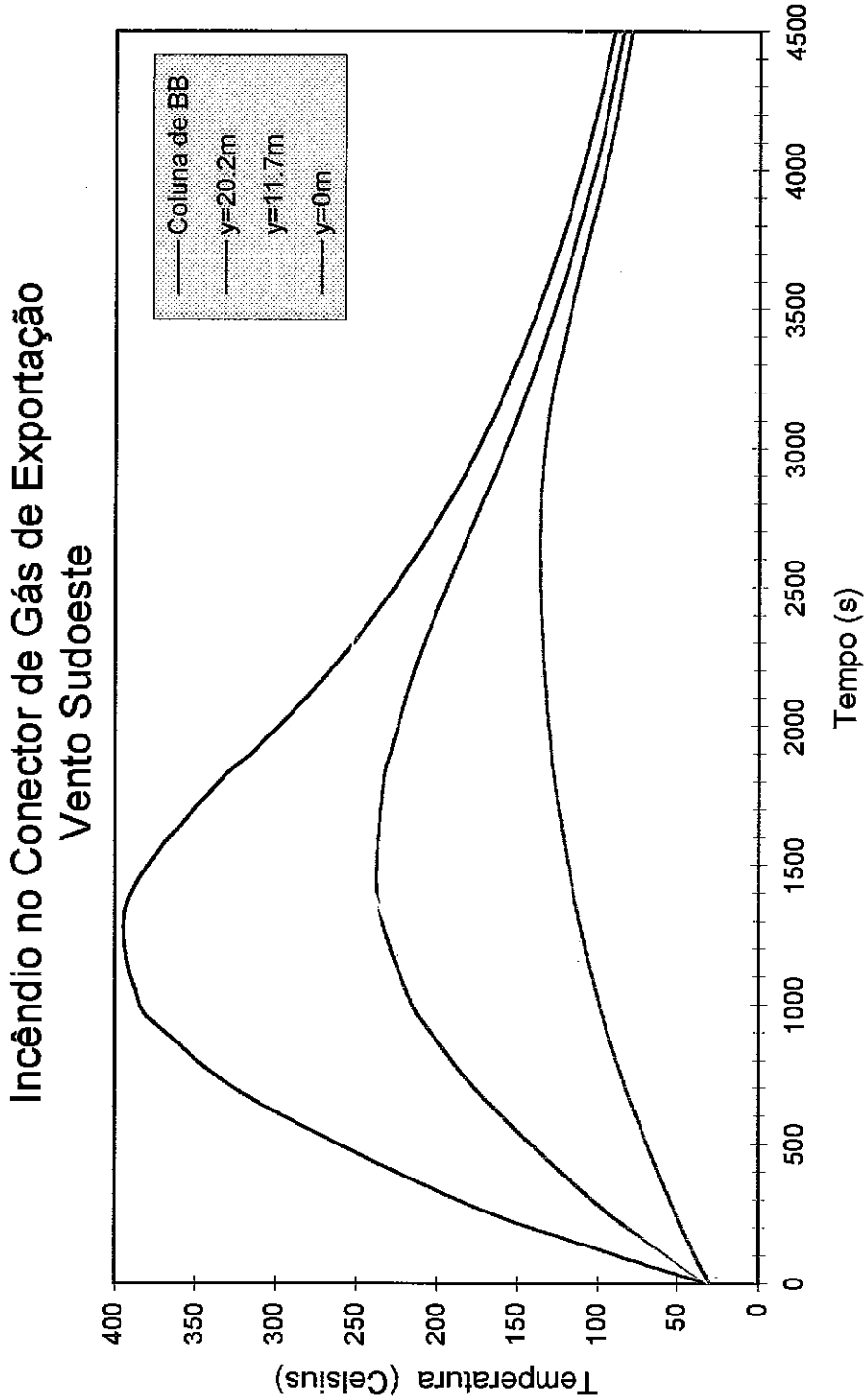
6.3.3.3. Conector de Exportação de Gás

Os Conectores de Exportação de Gás (CEG), de Exportação de Óleo (CEO) e de Gás Lift (CGL) das linhas de popa constituem-se nos maiores inventários e receberam as maiores pontuações na valiação de severidade da APR. Selecionou-se para apresentação a análise térmica completa para o Conector de Exportação de Gás (CEG), cujo incêndio acarreta em chamas mais severas, com vento de SW.

Conforme visualizado na Figura 6.1, o vento Sudoeste, tende a aproximar a chama da plataforma, na direção da Coluna de BB, aumentando a severidade de incêndio. Adotou-se a velocidade de 21.2 m/s, por ter possibilidade de ocorrência de 0.1%, representando uma ocorrência por ano e aproximar mais a chama da coluna que ventos menos intensos. Os resultados obtidos são apresentados nas Figuras 6.14 a 6.17.

Figura 6.14 - apresenta a curva Temperatura *versus* Tempo para alguns nós selecionados, **na parede externa da Viga Caixão de Popa e Coluna de BB**, durante todo o processo de análise, que contempla 4500 segundos (75 minutos). Os pontos são identificados pela sua coordenada Y, cujo eixo é transversal à Plataforma (direção BE-BB), com origem na linha de centro. Portanto, o ponto Y = 0.0 encontra-se exatamente sobre a linha de centro, y= 11.70, a 11.7 metros em BB, e assim por diante.
O valor máximo atingido foi de cerca de 380 ^{0}C, na Coluna de BB, após cerca de 1200 s do início do incêndio. Após este ponto nota-se o decréscimo da temperatura, pois a chama neste tipo de incêndio reduz-se à medida que a pressão interna vai diminuindo.
Observa-se que a temperatura máxima em outros pontos ocorre em tempos maiores que os da Coluna, o que se explica pelo fato do encolhimento da chama representar afastamento mais rápido da Coluna do que outros pontos da Viga Caixão.
Percebe-se ainda que a medida que nos afastamos da Coluna ocorre queda da temperatura, sendo que no Centro da Plataforma obtem-se temperaturas máximas de 150 ^{0}C.
Caso fossem selecionados nós no piso, as temperaturas envolvidas seriam muito maiores e o processo de aquecimento mais intenso, de forma semelhante ao exibido na Figura 6.13;

Figura 6.14 - Curva Temperaturas *versus* Tempo - Incêndio no CEG - SW



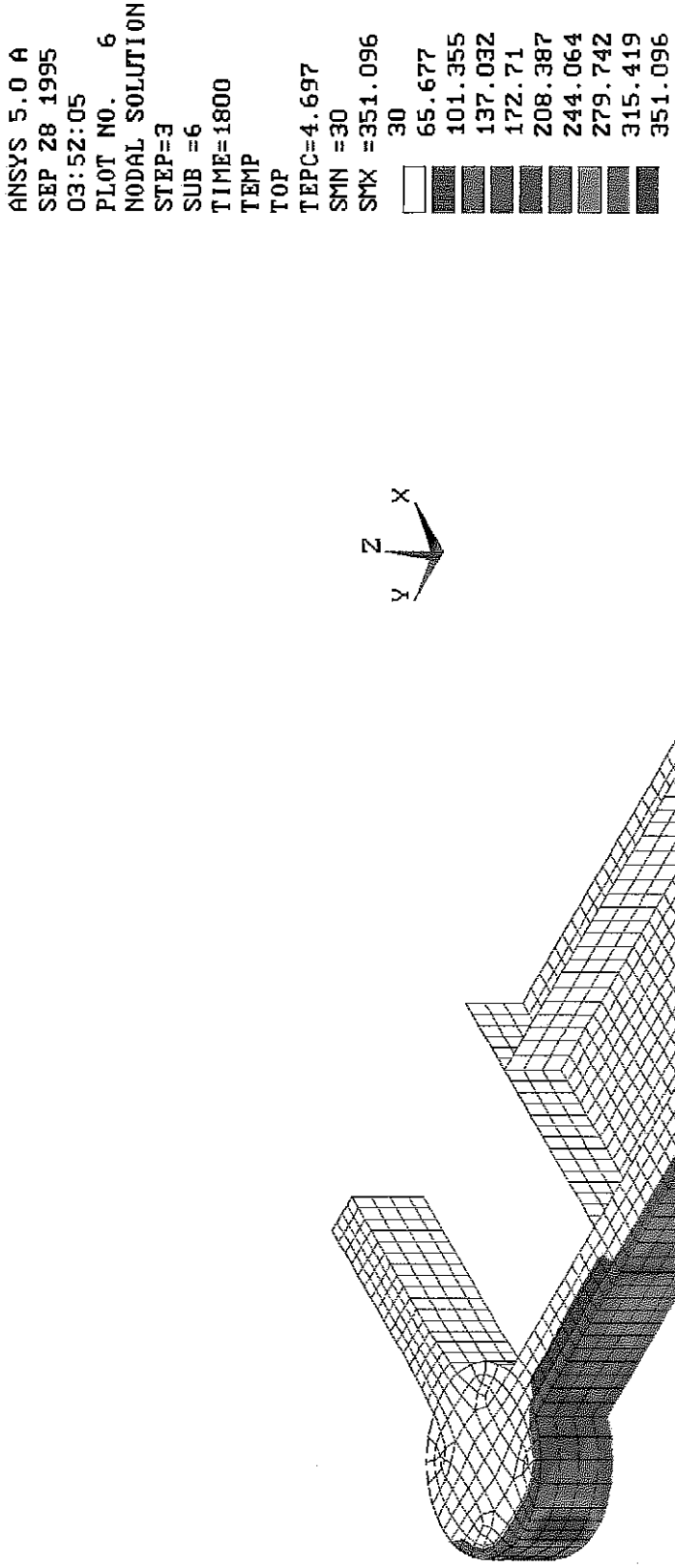
Figuras 6.15 - apresenta a temperatura na chapa de piso de popa, para 1800s (30 min), após o início do incêndio. O valor máximo atingido foi de 1.552 ^{0}C, suficiente para derreter a borda do piso;

Figuras 6.16 - apresentam a distribuição de temperatura temperatura nos elementos da viga caixão de de popa e parede da coluna , para 1800s (30 min), sendo atingido o valor máximo de 351 ^{0}C na parede da Coluna;

Figura 6.17 - semelhantes à 6.16, para 4500 s (75 min.). O máximo atingido foi de 496 ^{0}C, no piso, contra 125 ^{0}C na parede do Caixão, enquanto que a Coluna exibe máximos da ordem de 90 ^{0}C. Nota-se que toda estrutura apresenta-se em processo de resfriamento.

Figura 6.15 - Temperaturas no Piso após 1800s - Incêndio no CEG - SW

Figura 6.16 - Temperaturas nas Vigas após 1800s - Incêndio no CEG - SW



P-XXV -- Análise Termica, Vento Sudoeste, 1800 segundos

Figura 6.17 - Temperaturas no Piso após 4500s - Incêndio no CEG - SW

6.3.5. Determinação das Tensões Atuantes

6.3.5.1. Modelo Utilizado

O modelo utilizado na análise estrutural é apresentado nas Figuras 5.4 e 6.18. Formado por elementos de casca 3D, viga 3D, membrana e pipe 3D, este modelo possui 2716 nós, totalizando 16281 graus de liberdade.

O carregamento combinado aplicado foi a hipótese de carga de projeto, que considera os seguintes carregamentos:

1 - Peso próprio da ampliação de Popa
2 - Peso próprio do Flare
3 - Cargas dos Risers
4 - Carga dos Equipamentos Operando
5 - Carga com tubulação cheia
6 - Peso próprio da Estrutura
7 - Peso próprio dos Equipamentos
8 - Ampliação de BE / BB
9 - Reforços no Casco
10 - Pipe Rack - carga estática

As tensões equivalentes atuantes (critério de von Mises-Hencky) obtidas com a aplicação deste carregamento são apresentadas nas Figuras 6.18 a 6.24.

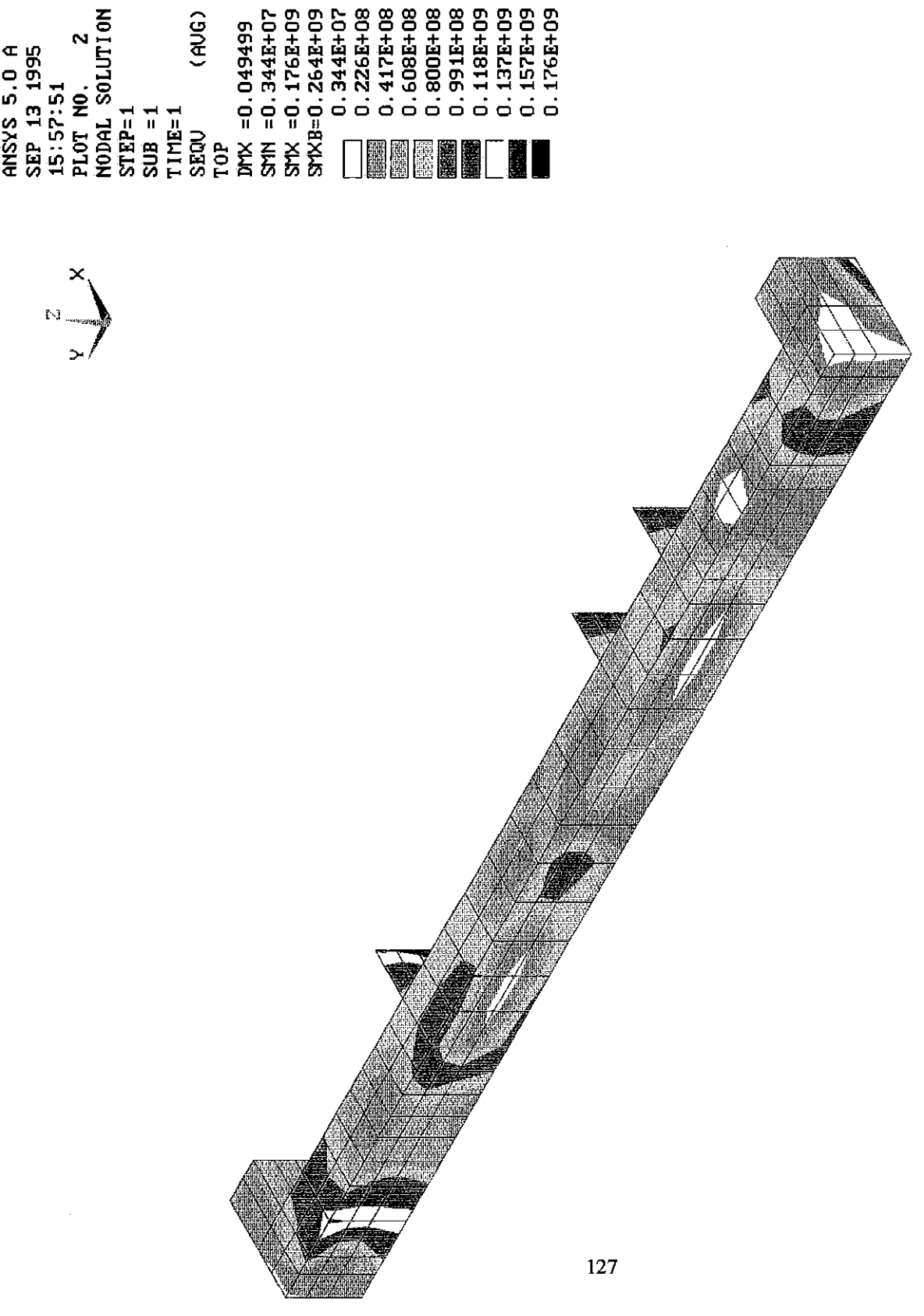
Figura 6.19 - apresenta as tensões equivalentes nas anteparas e vigas caixão, oriundas exclusivamente do carregamento mecânico combinado de projeto. Obteve-se valor máximo de 185 Mpa, para a Antepara Central. Nota-se que a popa, onde se encontra o foco de incêndio selecionado (CEG-SW), apresenta tensões maiores que a proa.

Figura 6.20 - apresenta um Zoom da Viga caixão de popa, com as tensões equivalentes atuantes. Nota-se valores máximos de 176 MPa, em Bombordo, devido às cargas de peso próprio do Flare.

Figura 6.18 - Modelo Estrutural do Exemplo 1

Figura 6.19 - Tensões Equivalentes Globais - Cargas Mecânicas

Figura 6.20 - Tensões Equivalentes na Popa - Cargas Mecânicas



6.3.5.2. Validação do Modelo Estrutural

A validação do modelo estrutural foi efetuada comparando-se os valores de tensão e deslocamentos calculados no modelo com os calculados originalmente pela projetista. O modelo de projeto considera critérios tradicionais, com as seguintes considerações em relação ao modelo utilizado na análise de incêndio:

i) utiliza-se de elementos de viga para representar as vigas caixão e anteparas, ao invés de elementos de casca utilizados na análise de incêndio;

ii) o software utilizado para incêndio não permite a aplicação de cargas fora dos nós, ao contrário dos tradicionalmente empregados em projetos offshore;

iii) A rigidez transversal do piso apresenta grande importância na análise de incêndio, o que exige o uso de elementos planos no piso, que não são empregados no projeto original.

Desta forma, torna-se necessário verificar a qualidade dos resultados obtidos com o modelo para incêndios, comparando-se tensões e deslocamentos nos dois casos. Neste processo de validação foram obtidos os seguintes valores:

a) Deslocamentos (cm) na Direção Vertical:

Nó	Modelo Tradicional	Modelo de Incêndio
3015	-4.72	-4.28
3330	-3.56	-3.23
3450	-4.81	-4.62
4515	-3.76	-3.50
4552	-3.42	-3.22
5102	-1.27	-1.12

b) Tensões (MPa) principais máximas na Viga Caixão de Popa:

Nó	Modelo Tradicional	Modelo de Incêndio
14	112	118
3018	100	115
3020	123	135
21	78	83
22	82	82
3023	84	88

A partir destes valores nota-se a boa correspondência entre os modelos, o que assegura a qualidade dos resultados obtidos

6.3.5.3. Cálculo das Tensões e Deslocamentos Atuantes

Selecionou-se para apresentar neste trabalho as tensões e deslocamentos decorrentes do incêndio do CEG, para as condições de vento Sudoeste.

O vento sudoeste, faz com que a chama aproxime-se da Plataforma, inclinando-se para Bombordo, praticamente atingindo a Coluna de BB no início do incêndio. Os resultados obtidos para o comportamento da estrutura, da mesma forma que nas Figuras anteriores, são apresentados em termos das tensões equivalentes (critério de Von Mises-Hencky), nas Figuras 6.21 a 6.24, analisadas a seguir.

Figura 6.21 - apresenta o caixão de Popa, com as tensões equivalentes atuantes, após 900s. Os valores máximos de tensão sobem de 176 MPa, em Bombordo, para 387 MPa. Este crescimento deve-se à combinação de esforços de dilatação e perda de resistência, enquanto que as cargas mecânicas permanecem constantes. A soma das cargas mecânicas e térmicas, após 900s, representa praticamente dobrar o valor da tensão;

Figura 6.22 - similar à anterior, porém em 1800s do início do incêndio. Os valores máximos de tensão atingem 468 MPa, contra 387 MPa, praticamente nos mesmos locais. Este aumento das tensões deve-se aos processo de aquecimento da estrutura, pois em 900s as temperaturas neste local são de 193^{0}C contra 279^{0}C em 1800s. Este acréscimo de temperatura resulta em crescimento nos esforços de dilatação térmica e redução da resistência do material (módulo de Elasticidade), o que aumenta os valores de tensão;

Figura 6.21 - Tensões na Popa - Cargas Mecânicas e Térmicas - 900s

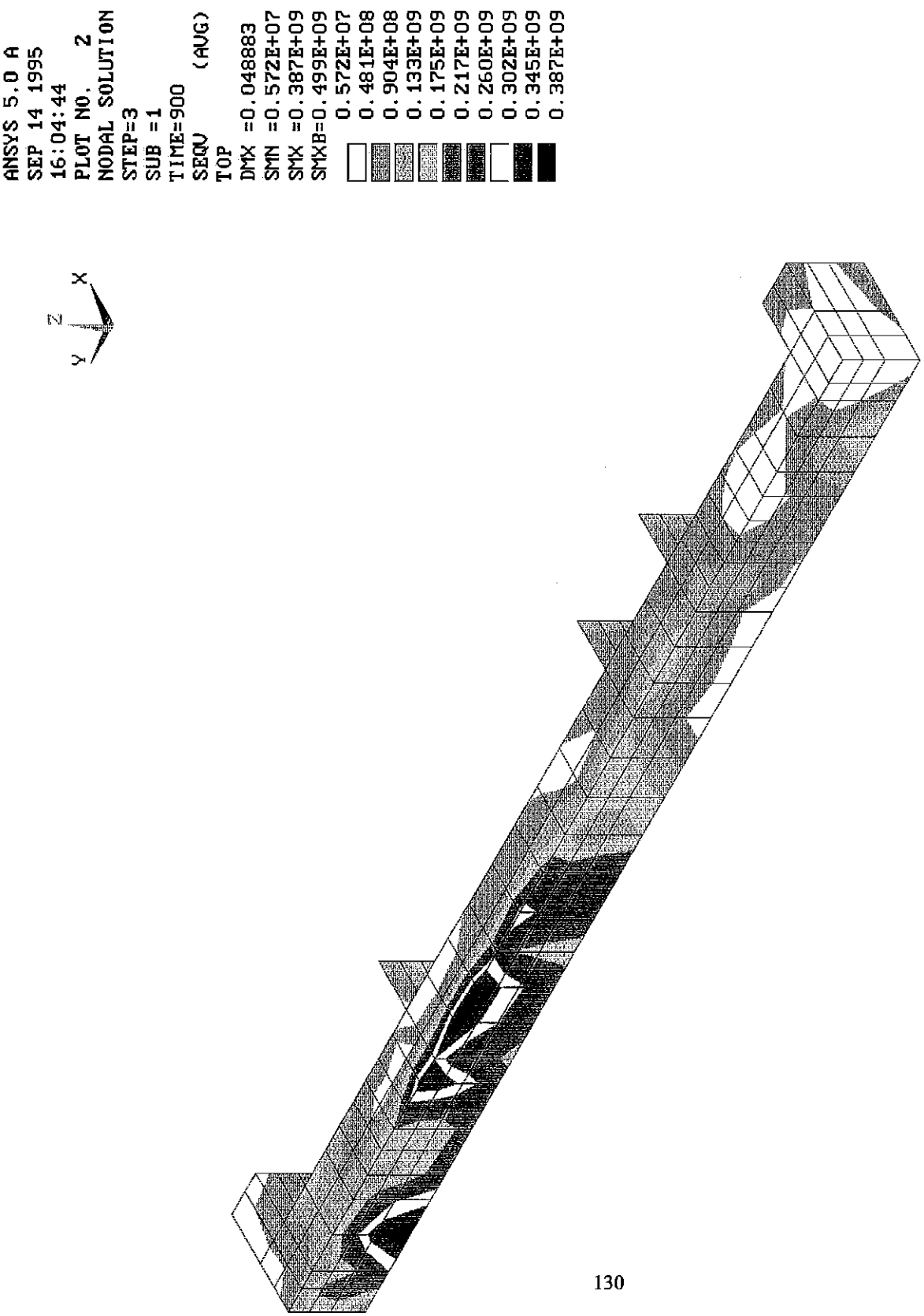


Figura 6.22 - Tensões na Popa - Cargas Mecânicas e Térmicas - 1800s

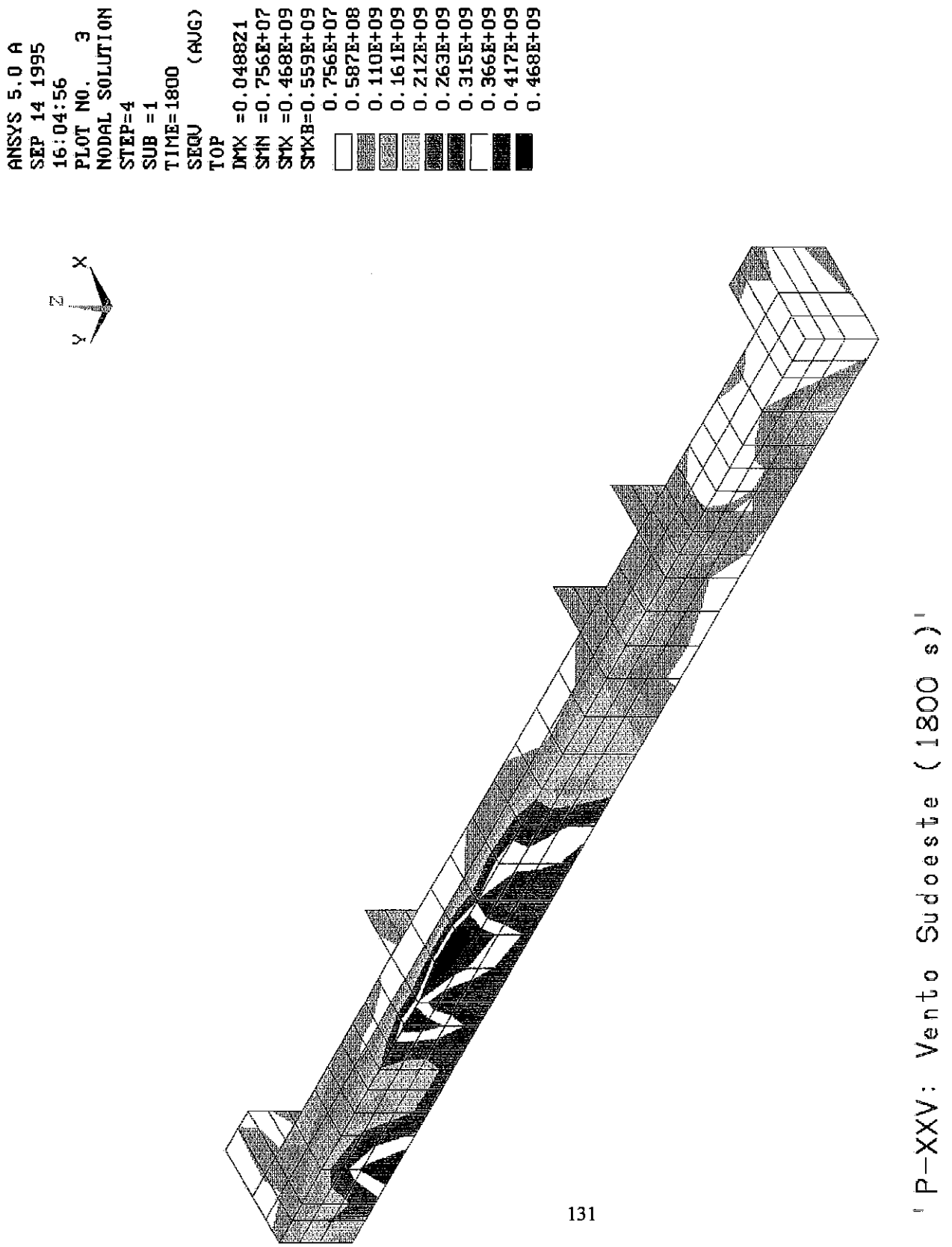


Figura 6.23 - similar à anterior, porém para 3600s do início do incêndio. Os valores máximos de tensão reduzem-se para 327 MPa, contra 429 Mpa da anterior, devido ao processo de resfriamento da estrutura, apresentado na Figura 6.14;

Figura 6.24 - similar à anterior, porém em 4500s, ao término do incêndio, quando as temperaturas na estruturas retornam a valores próximos a ambiente. Neste caso, os valores de tensão não acompanham integralmente este processo, com máximos de 237 MPa contra os 176 MPa (Figura 6.20) da estrutura sujeita apenas ao carregamento mecânico. Comparando-se as duas Figuras, nota-se que estes aumento deve-se à região próxima à antepara 14.700 BB, resultante das cargas térmicas e mecânicas.

De uma forma global, tem-se que o incêndio com vento de SW acarreta tensões muito elevadas, acima do escoamento do material (240 MPa), pela ação combinada da elevação das temperaturas e pelo fato destas temperaturas atuarem na região mais carregada mecanicamente da viga caixão.

6.3.6. Verificação da Ocorrência de Colapso

Avaliando-se os resultados obtidos, torna-se necessário verificar a ocorrência ou não do colapso da estrutura. No caso em questão, a viga caixão de popa representa o elemento da estrutura principal onde são atingidos valores de temperatura e tensão que justifiquem esta verificação.

Os valores de temperatura na viga, nesta condição de vento, não representam risco de perfuração ou fusão localizada, não demandando a inclusão de proteção passiva, se analisada sob este aspecto. Entretanto, caso fosse considerada outra direção de vento, na qual a chama incidisse diretamente sobre a chapa, fatalmente ocorreria esta perfuração.

Do ponto de vista de análise de tensão, tem-se que esta viga foi originalmente construída com aço, com limite de escoamento de 240 MPa. Portanto, caso a tensão equivalente, que já representa o critério de escoamento para materiais dúteis, como é o aço, ultrapasse este valor, ocorreria o escoamento do material.

Sob este critério, na situação apresentada de incêndio no CEG, obteve-se valores na viga caixão acima deste limite, o que representa o escoamento destes pontos. Uma vez que um dos critérios de colapso foi de impedir que ocorresse o escoamento de elementos da estrutura principal, torna-se necessário incluir elementos de proteção passiva.

Além do colapso estrutural provocado pelo incêndio no CEG e CGL, as análises indicaram ser necessário a adoção de procedimentos de proteção que impeçam a ocorrência de incêndio nos trechos flexíveis das linhas de hidrocarbonetos de popa. Neste caso, um incêndio nos lançadores de Pig poderia propagar-se para estas linhas flexíveis, gerando chamas de até 70 m de comprimento que poderiam incidir em toda a estrutura inferior da Plataforma, atingindo quase a Proa. Este dispositivo de proteção é apresentado no ítem 6.3.7, a seguir.

Figura 6.23 - Tensões na Popa - Cargas Mecânicas e Térmicas - 3600s

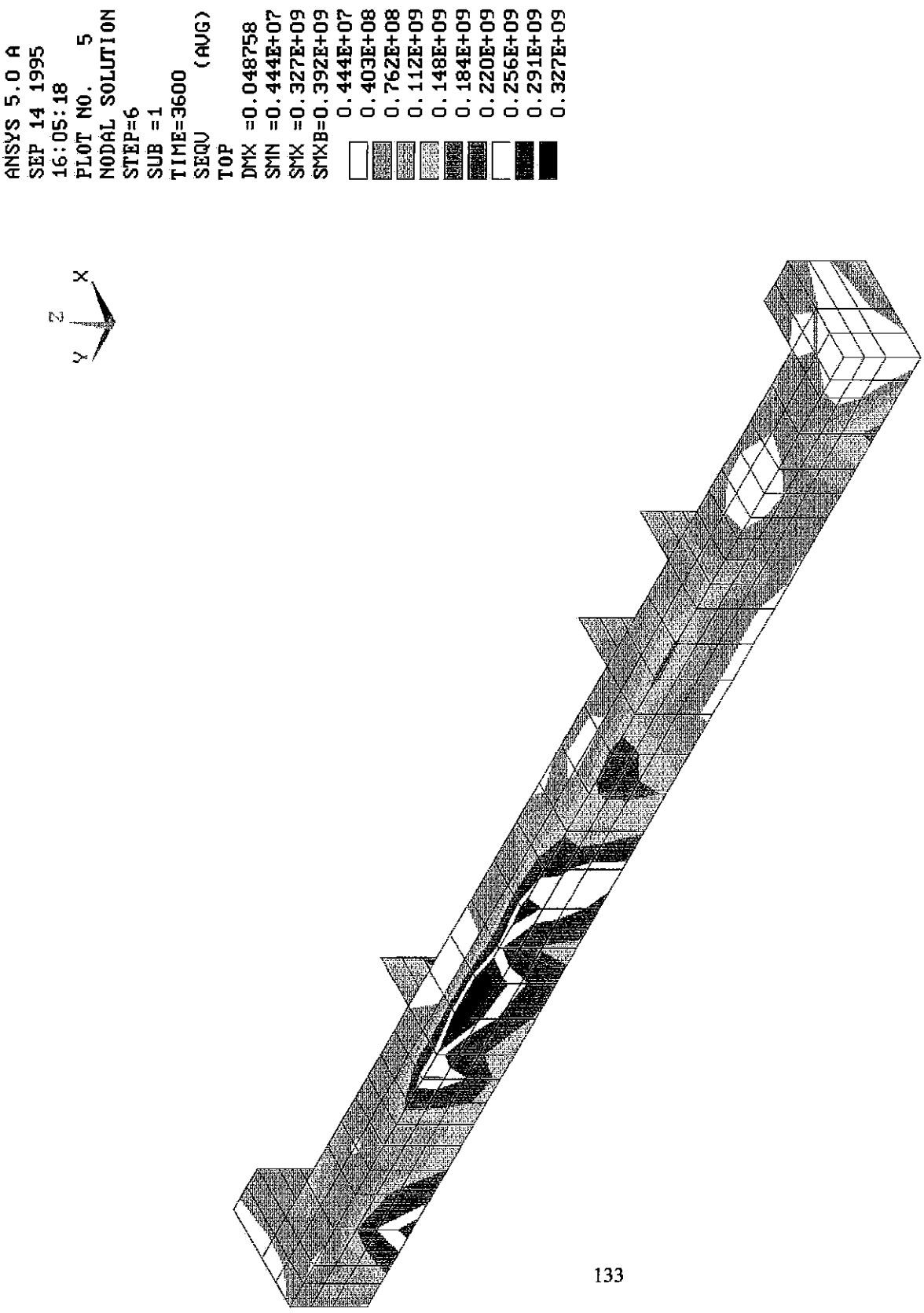
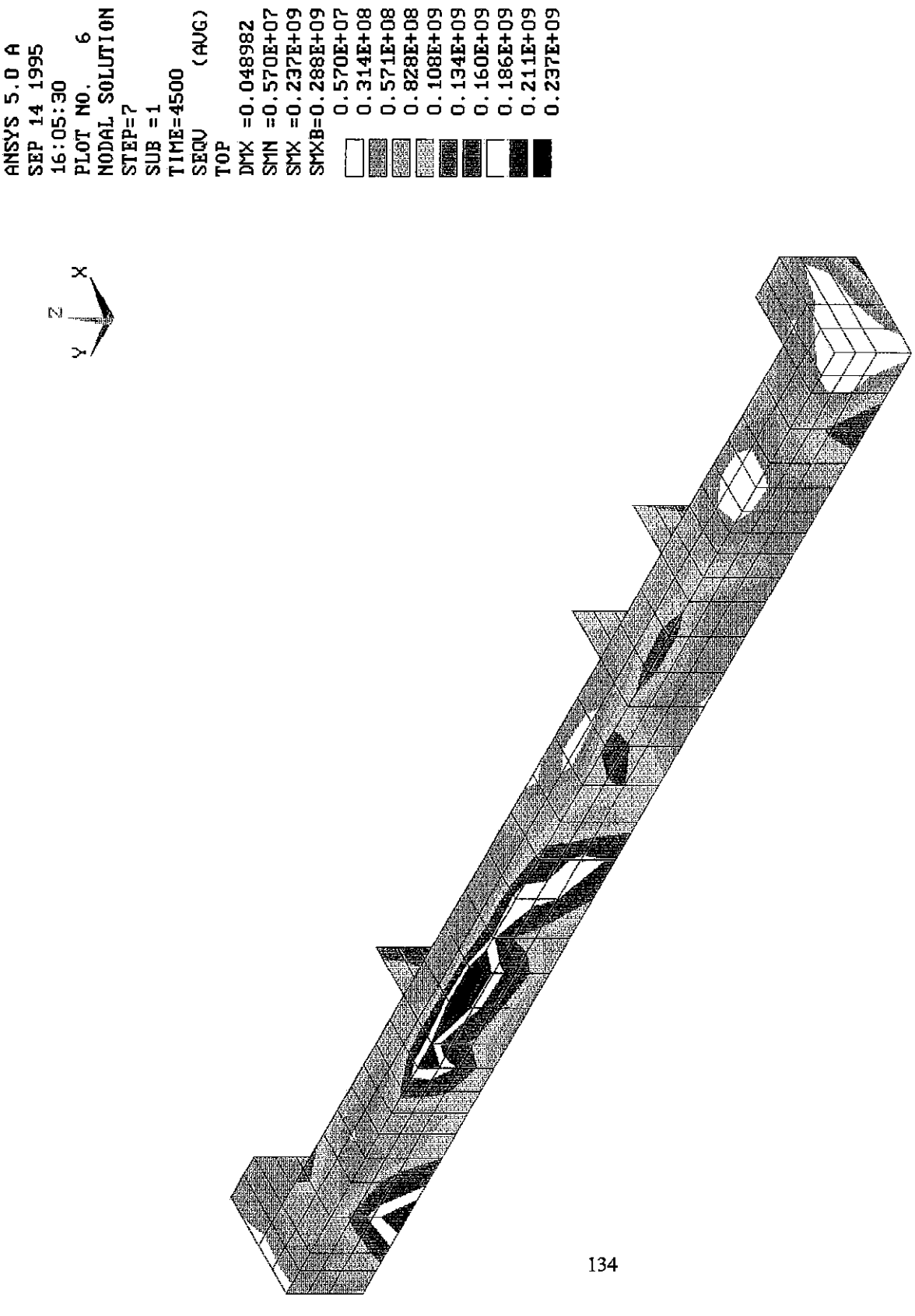


Figura 6.24 - Tensões na Popa - Cargas Mecânicas e Térmicas - 4500s



6.3.7. Verificação da Necessidade de Proteção Passiva

A partir dos resultados obtidos, verificou-se a necessidade de colocação de proteção passiva para os seguintes casos:

a) para impedir que um incêndio a partir dos Lançadores e Recebedores de Pig propague-se para os Conectores de Popa;

b) como elemento de proteção estrutural, ao longo da viga caixão de popa, e envolvendo parte da Coluna de BB.

Os dispositivos de proteção propostos são:

i) incluir uma chapa de aço, com cerca de 4 milímetros de espessura, com 3.6 metros de altura (piso-teto) e cerca de 10 metros de comprimento, envolvendo o trecho flexível das linhas de exportação, produção e injeção, que chegam na popa da embarcação. Esta chapa terá a forma de "U", sendo instalada entre as elevações 33.600 e 37.200, na ampliação de popa, conforme indicado na Figura 6.10;

ii) revestir com elementos de proteção passiva os elementos da ampliação de popa que suportam os Conectores, uma vez que as temperaturas atingidas neste ponto são muito elevadas e levariam à falha destes elementos. Neste caso poderia ocorrer a queda das linhas flexíveis, com a chama "varrendo" a parte inferior da plataforma.

ii) revestir a parede externa da Viga Caixão de Popa, ao longo de cerca de 48 metros de extensão e em toda a sua altura. Esta proteção estende-se à BB até a Coluna de Popa e até 18m de BE. Na Coluna de BB, esta proteção deverá ir a 1 metro após a linha de centro da Coluna.

6.4. Exemplo 2 - Plataforma Semi-submersível de 50.000 barris/dia

6.4.1. Características Gerais

Esta foi a primeira plataforma a ser analizada utilizando as ferramentas aqui apresentadas. Denominada PETROBRAS VIII, atualmente opera no Campo de Marimbá, na Bacia de Campos [29]. Trata-se de uma plataforma semi-submersível de produção, convertida a partir de uma estrutura já existente, com capacidade atual de produção de 50.000 barris/ dia.

Suas principais características construtivas, do ponto de vista de análise de incêndio, são:

i) é formada por um convés principal, onde se localiza praticamente toda a planta de produção e utilidades, e um Convés Inferior, onde estão equipamentos menores;

ii) possui 08 colunas cilíndricas, conectadas por vigas-caixão retangulares, que circundam a embarcação e elevam-se acima do convés de produção. As paredes laterais destas vigas encontram-se, portanto, diretamente expostas a incêndios neste convés, conforme mostrado na Figura 4.1;

iii) Os 4 pares de colunas opostas BB-BE são travadas trasnversalmente por 02 *bracings* cilíndricos, conectados diretamente ao Convés principal. O travamento longitudinal é feito por duas estruturas triangulares, dispostas na popa e na proa, que ligam-se às colunas e ao ponto médio do ligação entre cada par de coluna central. Suas principais dimensões são 65 metros BE-BB e 73 m Proa-Popa, operando calado de 21.3 metros;

iv) a posição prevista de operação é aproamento a - 15° com a direção NORTE, sendo que os ventos predominantes sopram de Nordeste, com a mesma distribuição de probabilidade e intensidade apresentada na Tabela 6.1 do exemplo anterior;

v) destina-se à produção em águas profundas, e opera com linhas e conectores flexíveis;

vi) opera com árvores de natal molhadas, porém com conectores secos, localizados na Popa e Proa da embarcação;

vii) em termos de arranjo, quase todos os equipamentos de interesse localizam-se no Convés Principal. Possui os separadores de produção localizados à Bombordo entre as 2 colunas centrais. O único separadore de teste situa-se junto aos de produção;

viii) na Popa, na região Central, tem-se 02 turbo-compressores (TC) , enquanto que um terceiro TC situa-se no centro. Também na popa stuam-se os Skid's dos TC's, envolvidos por Pipe Rack e pelo Manifold de Produção;

ix) observando-se apenas os elementos estruturais que eventualmente sofreriam com incêndios, destacam-se de imediato as viga-caixão de popa e proa, em virtude da presença dos conectores, assim como a viga de BB, devido à presença dos SG's. Estes poderiam a afetar ainda as vigas do piso, especialmente a Sicorda Y=16.300;

x) sob a ótica de propagação, destacam-se a proximidade entre Separadores de Gás e Óleo e entre os Conectores dos Risers. Os vasos de gás dos Compressores, as unidades de secagem e bombas de transferência também se encontram à pequena distância entre si.

6.4.2. Resultados Obtidos

6.4.2.1 Características do Incêndio

O processo de análise obedeceu ao exposto no Fluxograma de Análise apresentado na Figura I.2, consistindo em seleção dos focos de incêndio, a partir de análise de risco; realização de análise térmica, onde determinou-se as características gerais do incêndio, como duração, dimensões da chama, quantidade de calor incidente nos elementos da estrutura e equipamentos vizinhos, alem do risco de propagação. Concluiu-se o processo com a realização de análise estrutural não-linear, transiente e elasto-plástica, com aplicação das cargas mecânicas e térmicas.

A Análise Preliminar de Risco (APR) revelou [35] que os equipamentos mais importantes a serem analisados eram os Conectores dos Risers, os Separadores de Gás e Óleo e os Compressores de Gás. Esta seleção considerou aspectos diversos como registros e frequências de vazamentos anteriores, volume armazenado de material combustível, proximidade de elementos estruturais críticos, risco de propagação do incêndio para equipamentos vizinhos, possibilidade de combate ao incêndio e outros.

A determinação das características das chamas foi efetuada utilizando os módulos de *Pool Fire* (para queima de óleo) e *Jet Fire* (para queima de gás e líquidos pressurizados) do programa **ARGOS.**

Pool Fires

Os incêndios que geram *Pool Fires* devem-se basicamente ao derrame de óleo e condensados. Os equipamentos que manuseiam-se estes fluidos em quantidades significativas são os separadores de gás e óleo, o vaso de águas oleosas e tanques de armazenamento de diesel e óleo combustível.

A partir do apresentado nos Capítulos II e III, tem-se que o modelo adotado considera uma chama cilíndrica, inclinada pelo vento. A quantidade de calor incidente em cada ponto da estrutura é calculada através da integração numérica da equação do cálculo do fator de forma, multiplicada pelo calor total emitido pela chama.

O modelo considera que parte do calor gerado é utilizado pelo processo de combustão para a pirólise das cadeias longas e mudança de fase de vaporização, para processar a queima propriamente dita. A queima é do tipo flutuante (*buoyant flames*), ou seja, com velocidade inicial nula. A ação do vento no processo de queima provoca inclinação e extensão da chama, em função de sua velocidade.

Alguns resultados obtidos em *Pool Fires* nesta plataforma encontram-se apresentados na Tabela 6.11.

TABELA 6.11 - RESULTADOS DE *POOL FIRES*

EQUIPAMENTO	DIMENSÕES DA CHAMA		INCLINA-	RADIAÇÃO
	DIAM.	COMPRIM.	ÇÃO (graus)	(MW)
SG - TESTE	3.96	7.75	74	6.99
SG DE PRODUÇÃO - A	4.43	8.39	73	9.14
SG DE PRODUÇÃO - B	4.43	8.39	73	9.14
SG DE PRODUÇÃO - C	4.43	8.39	73	9.14
SG DE PRODUÇÃO - D	4.43	8.39	73	9.14
VASO- ÁGUAS OLEOSAS	3.56	7.19	74	5.40
TQ DE AFERIÇÃO	3.81	7.55	74	6.50

A partir destes resultados, destacam-se os seguintes pontos:

i) as quantidades de calor iiradiadas situam-se entre 5 e 10 Megawatts, sendo que os separadores de produção geram incêndios mais severos em função de suas maiores dimensões;

ii) o vento predominante provoca forte inclinação da chama, de cerca de 73° com a vertical;

iii) as chamas atingem até 8.4 metros de comprimento.

Comparando-se estes resultados com os apresentados no Exemplo 1, Tabela 6.3, nota-se que neste caso os incêndio são muito menores. Tomando-se por exemplo os Separadores de Produção, tem-se chamas 50% maiores. Este aumento deve-se ao acréscimo nas dimensões do equipamento e das características do óleo das duas plantas de processo. Portanto, como seria de se esperar, reduzir as dimensões dos equipamentos, ou melhor, da área disponível para a poça formar-se, resulta em redução na severidade do incêndio.

Uma conclusão não tão óbvia advém da observação que é melhor, sob a ótica de severidade de incêndios de "Pool Fires", aumentar a altura da contenção do que largura e profundidade.

Jet Fires

Os incêndios que geram *Jet Fires* devem-se basicamente ao vazamento de gás e líquidos armazenados em pressões acima da atmosférica. Os equipamentos que manuseiam-se estes fluidos em quantidades significativas são compressores e as linhas de injeção e exportação de gás.

A partir do apresentado nos Capítulos II e III, tem-se que o modelo adotado considera uma chama filamentar, inclinada pelo vento, e dividida em vários elementos ao longo de seu comprimento. A quantidade de calor incidente em cada ponto da estrutura é calculada através da integração numérica da equação do cálculo do fator de forma, multiplicada pelo calor total emitido pela chama.

A queima é do tipo jato, ou seja, com velocidade inicial significativa. Desta forma, a pressão de armazenamento e o diâmetro do orifício de vazamento exercem grande nas carcaterísticas da chama. A ação do vento no processo de queima provoca inclinação e extensão da chama, em função de sua velocidade.

Alguns resultados obtidos para *Jet Fires* nesta plataforma encontram-se apresentados na Tabela 6.2, para os principais equipamentos. Todos osm incêndios foram modelados considerando orifícios de vazamento com diâmetros de 2 (dois) mm.

TABELA 6.12 - RESULTADOS DE *JET FIRES*

EQUIPAMENTO	VOLUME (M^3)	PRESSÃO (Atmosferas)	COMPRIM. CHAMA (M)	RADIAÇÃO (MW)
Vaso de Sucção	3.9	11.6	1.5	0.3
Vaso do Booster	1.0	1.2	0.56	0.04
Vaso 1º Estágio	0.7	11.6	1.5	0.3
Vaso 2º Estágio	0.4	37.1	2.8	1.1
Vaso 3º Estágio	0.2	114.8	5.0	4.1
Vaso da Tocha -Alta	40.1	4.5	1.0	1.0
Vaso da Tocha -Baixa	7.1	4.5	1.0	1.0

Analisando-se estes resultados, destacam-se os seguintes aspectos:

i) as quantidades de calor irradiada situam-se entre 0.04 e 4.1 MW, portanto sensivelmente inferiores aos *Pool Fires*;

ii) a altura de chama é pequena, sendo função direta da pressão de armazenamento e diâmetro do orifício. Aumentando-se o diâmetro, aumenta-se a comprimento, porém reduz-se o tempo de queima e a severidade do incendio.

Os Conectores dos Risers não possuem sistemas de despresssurização, sendo a queda de pressão ocasionada exclusivamente pela queima do gás em seu interior. Os resultados obtidos com a simulação destes conectores são similares aos apresentados na Figura 6.3, onde os valores de Radiação Emitida e Comprimento de Chama variam ao longo do tempo, à medida que o gás vai sendo queimado.

Este conector faz parte de uma tubulação de 3 polegadas de diâmetro, com cerca de 8 quilômetros de comprimento, estando o gás armazenado a uma pressão de 110 Kgf/cm. Resulta em incêndio de grandes dimensões, com um comprimento inicial da chama de 18.5 metros, irradiando 50 MW.

6.4.2.2 Determinação da Radiação Incidente na Estrutura

Da quantidade de calor liberada pela chama, parte atinge a estrutura, enquanto que o restante é emitido para o ambiente. Para quantificar a radiação recebida em cada região da estrutura, a plataforma foi modelada por 3585 elementos de casca térmica, conectados por 4535 nós, conforme o modelo representado na Figura 4.5. As chamas de *Jet Fire* foram divididas em 20 elementos, enquanto que a de *Pool Fires*, em 160.

No cálculo da quantidade de calor recebida por cada um destes elementos foram utilizados os procedimentos do programa **ARGOS**, apresentados no Capítulo III, de forma a calcular o fator de forma entre cada elemento da chama e da estrutura, realizando a integração numérica ao longo de todos os elementos da chama. Alguns dos resultados obtidos são apresentados nas Tabelas 6.13 e 6.14.

Tabela 6.13. - Resultados do ARGOS para *Pool Fires* após 15 minutos de fogo.

EQUIPAMENTO	FLUXO DE CALOR NOS NÓS (em KW/m^2)					
	1753	1811	1985	2043	2159	2217
SG de Teste	1.06	1.04	0.98	0.88	0.77	0.65
SG de Produção A	30.3	29.5	33.8	16.0	10.3	6.42
SG de Produção B	62.4	66.6	68.7	69.0	47.6	20.9
SG de Produção C	31.6	12.1	0.00	0.00	0.00	0.00
SG de Produção D	0.40	0.26	0.23	0.20	0.17	0.15
Vaso Águas Oleosas	0.95	0.68	0.56	0.40	0.26	0.21

Tabela 6.14. - Resultados do ARGOS para *Jet Fires* após 15 minutos de fogo.

EQUIPAMENTO	FLUXO DE CALOR NOS NÓS (em W/m^2)					
	2283	2324	2365	2406	2447	2488
Vaso da Tocha Alta	4.30	6.12	25.7	52.3	407.	1769.
Vaso de Sucção	16.8	28.8	614.	1375.	429.	154.
Vaso do Booster	218.	157.	6.40	3.20	1.07	0.70

Os nós e elementos citados são os que se encontram mais próximos aos equipamentos. Nota-se, para o SG de Produção C, a ocorrência de fluxo nulo em alguns nós. Este comportamento é explicado pelo fato destes situarem-se sob a bacia de contenção do Separador, que bloqueia o fluxo de calor em função da opacidade do óleo derramado.

Para os equipamentos analisados, incêndios em *Pool Fire* demonstraram maior severidade que os *Jet Fire*, em função das dimensões das chamas e dos fluxos de calor irradiado. Ao incluirmos a linha de exportação de gás, a situação inverte-se, com fluxos de calor nodal de até 150 KW/m^2, e grande número de nós com fluxos de calor elevados.

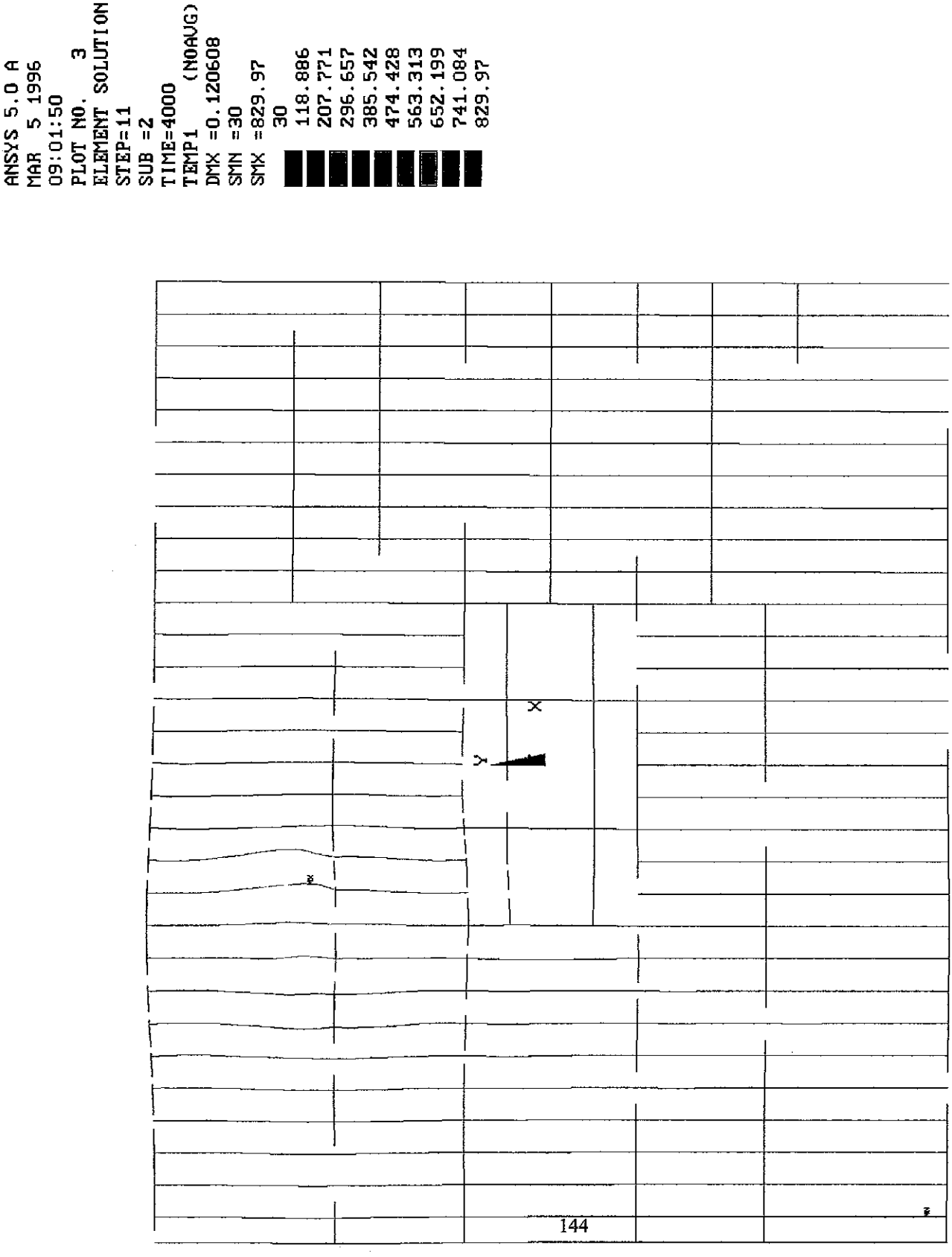
6.4.2.3. Distribuição de Temperatura

A distribuição de temperatura na estrutura é determinada através de modelo de elementos finitos para análise térmica, mostrado na Figura 4.5. Neste modelo são aplicados os fluxos de calor calculados pelo programa **ARGOS**, utilizando-se condições de contorno de convecção com o ar e radiação para a atmosfera. Tem-se portanto um problema de condução de calor tridimensional, não-linear transiente, onde as propriedades variam com a temperatura.

Os resultados são apresentados para os elementos de viga do Convés Principal, na Figura 6.25, após 3600 s de duração do incêndio. A temperatura máxima atingida foi de 829 °C, sendo aquecida uma região extremamente localizada, nas proximidades do foco e com extensão máxima de 10m.

Observa-se ainda o gradiente existente ao longo do comprimento das vigas, especialmente a mais aquecida, com transição de 829 °C para cerca de 300 °C em apenas 3 metros.

Figura 6.25 - Distribuição de Temperatura nas Vigas após 3600 s
Exemplo 2



6.4.3. Determinação das Tensões Atuantes

A aplicação das cargas mecânicas de peso próprio e de equipamentos na estrutura resultou em deslocamentos máximos de 120 mm, no centro da região de popa da embarcação, conforme indicado na Figura 6.26. Neste local situam-se 3 turbo-compressores, que representam considerável carga concentrada.

Uma vez que nesta figura os deslocamentos são plotados vetorialmente e indicam magnitude e direção, destaca-se a predominância absoluta de deslocamentos verticais, no sentido de entrarem no papel.

A figura 27 apresenta as tensões máximas nas vigas, ainda com a ação exclusiva de cargas mecânicas. Obtem-se valores máximos de 306 MPa, muito próximos ao limite de escoamento do material (360 MPa), indicando que a estrutura dispõem de pouca margem para acréscimo de carga, para a condição de cálculo considerada. Nota-se ainda que na região do foco de incêndio considerado as tensões são relativamente baixas, da ordem de 115 MPa.

De posse destes valores, pode-se facilmente constatar que este exemplo constitui-se em caso típico onde a aplicação do critério de temperatura resultaria em sérias complicações. Uma vez que a margem de folga da estrutura, nos elementos mais carregados, é de apenas 15%, o critério de temperatura de 500 °C poderia conduzir a conclusões incorretas e não-conservativas.

Aplicando-se os valores de temperatura ao longo do incêndio, obtem-se, para 3600 s, o campo de deslocamentos apresentado na Figura 6.28. Sobressai-se de imediato a ocorrência de deslocamentos horizontais na região mais aquecida da Fig. 6.25, resultado da deformação das vigas. Nota-se ainda uma tendência de fletir a viga caixão de boreste, devido à dilatação térmica das vigas.

A Figura 6.29 apresenta as tensões máximas nos elementos de viga, resultante da ação de cargas mecânicas e térmicas, após 3600 s de incêndio. Pode-se constatar valores elevados, superiores à 1.900 MPa, indicativos da falha do elemento estrutural. Nota-se ainda que esta falha não se traduziu em falha global da estrutura, mais em acréscimo de tensão nos elementos principais, como a viga caixão de BB, que passou de 19.8 MPa para 200 MPa, ou das Sicordas.

Figura 6.26 - Deslocamentos (m) com Cargas Mecânicas - Exemplo 2

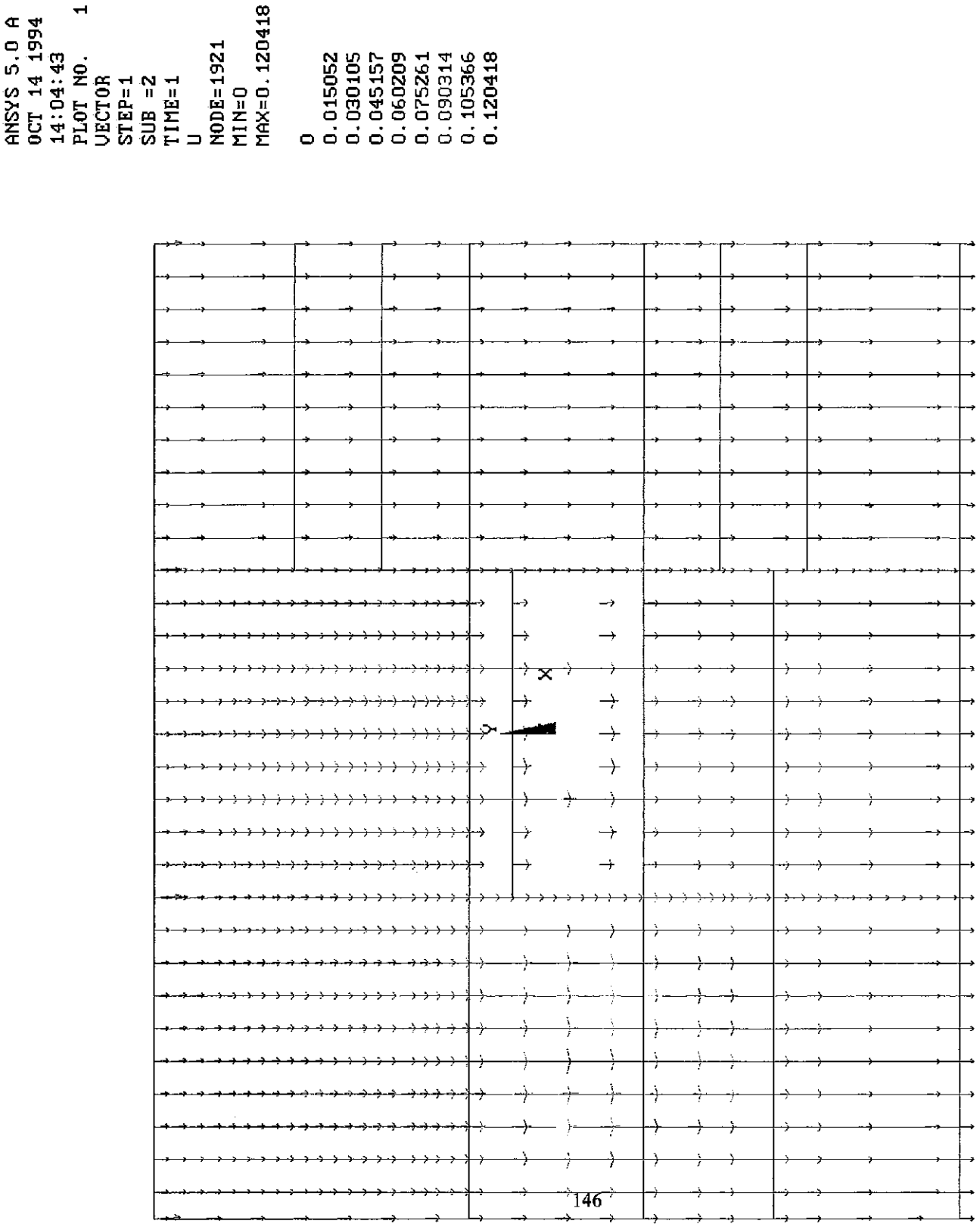


Figura 6.27 - Tensões Máximas (Pa) com Cargas Mecânicas - Exemplo 2

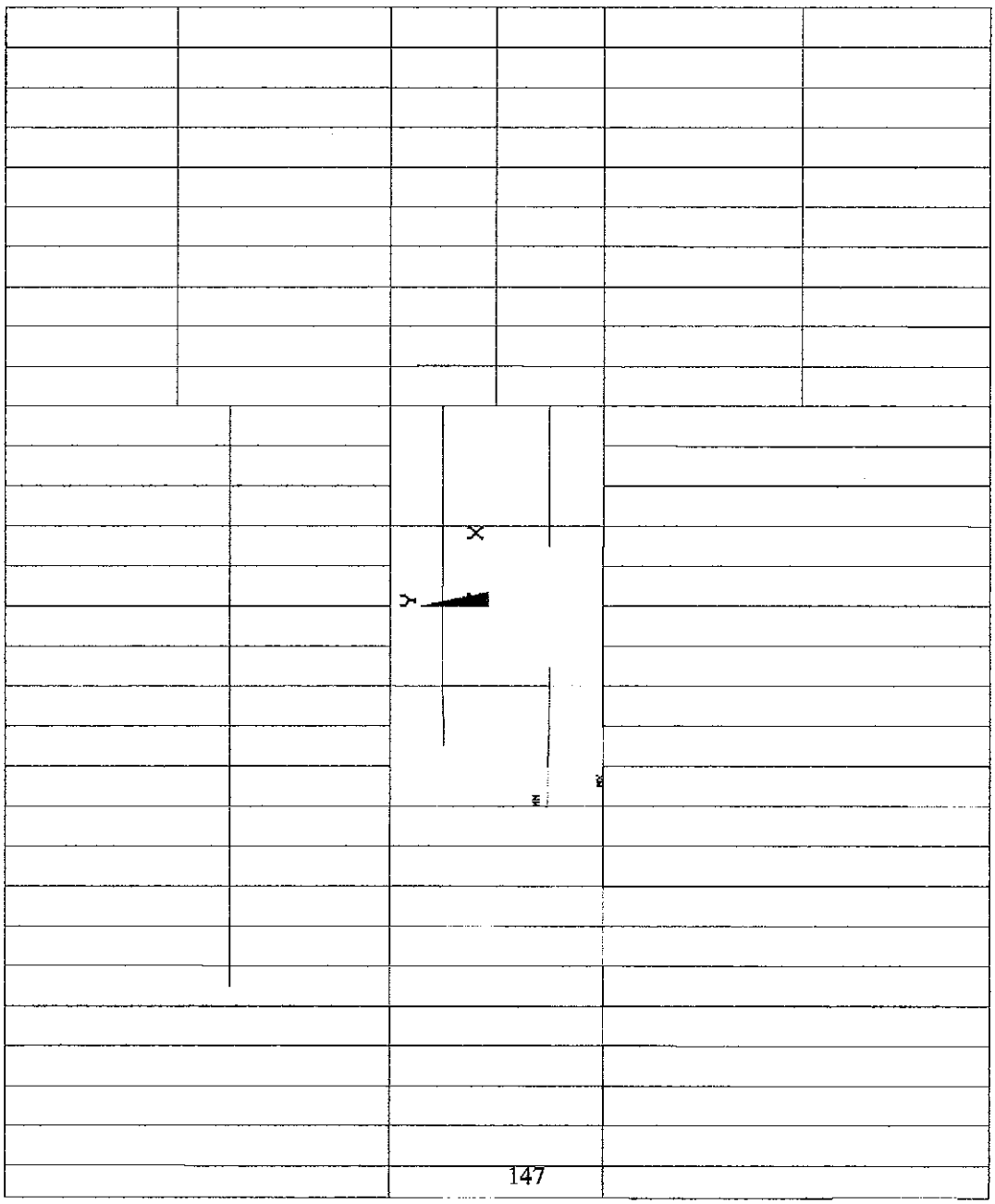


Figura 6.28 - Deslocamentos (m) com Cargas Mecânicas e Térmicas
Exemplo 2

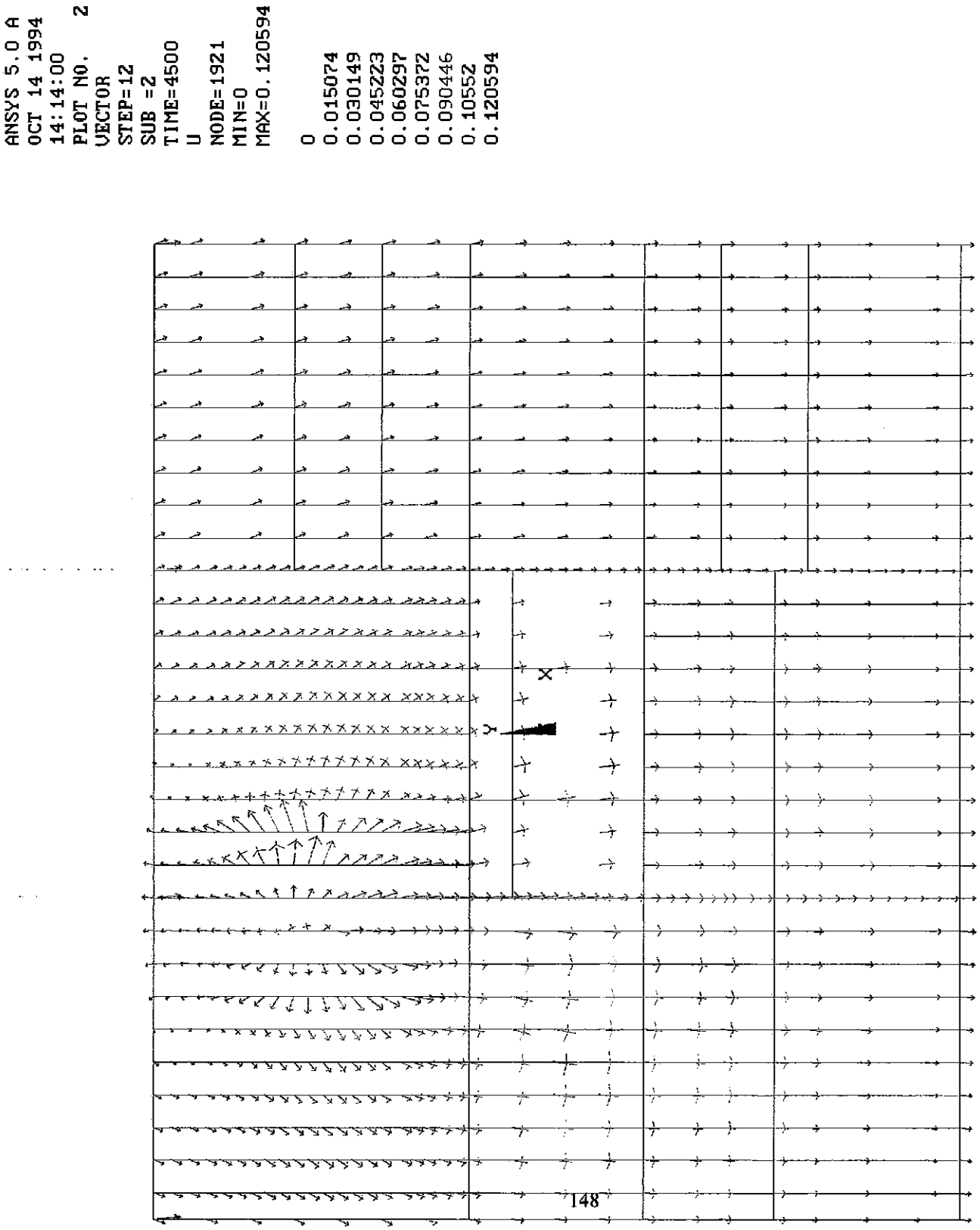
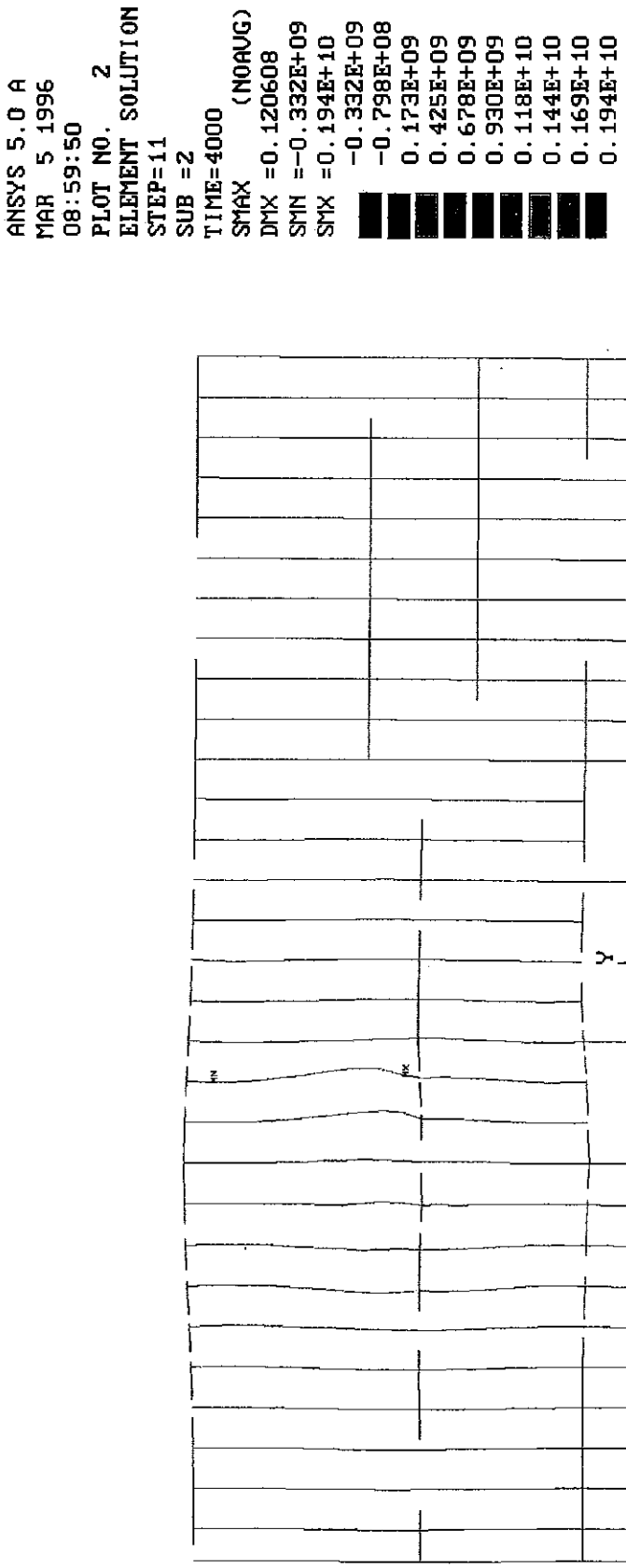


Figura 6.29 - Tensões Máximas (Pa) com Cargas Mecânicas e Térmicas
Exemplo 2



A figura 6.29 ilustra o modelo utilizado para discretização da Sicorda Y=+6.08, presente no local do incêndio, para utilização do elemento BEAM24. Nota-se a divisão da viga em 11 pontos de integração, sendo a plastificação avaliada para cada um destes pontos, o que garante uma melhor representação do comportamento global da viga.

Na fig. 6.30 tem-se a variação de tensão ao longo do tempo para o dois elementos situados na Viga Caixão de Boreste. Nota-se a curva ascendente à medida que o incêndio vai-se desenvolvendo, embora este elemento não seja aquecido de forma significativa, registrando temperaturas máximas de 50 °C, O aumento observado deve-se portanto ao acréscimo nos esforços provocados pela dilatação dos elementos vizinhos, que são restritos por esta viga.

Na Fig. 6.31 pode-se observar este comportamento com mais clareza. Selecionou-se, para o elemento 1458, as componentes de tensão nas laterais e mesas superior e inferior do caixão. O momento na direção vertical, representado pela diferença entre as curvas Z+ e Z- permanece constante ao longo do incêndio, o que representa que o efeito do aquecimento diferencial sobre as partes superior e inferior da viga são pequenos. Por outro lado, as tensões entre as paredes laterais afastam-se consideravelmente, resultado de um momento equivalente atuando em relação ao eixo vertical, que provoca compressão e tração nas paredes opostas. Este momento é resultante da ação dos esforços de dilatação dos elementos estruturais que lhe são perpendiculares.

Felizmente, neste projeto esta viga caixão dispunha de folga suficiente para absorver estes esforços, permanecendo ainda íntegra. Caso estivesse tão carregada como as vigas onde apoiam-se os compressores seria necessário reforçá-la ou ainda reduzir os esforços incidentes.

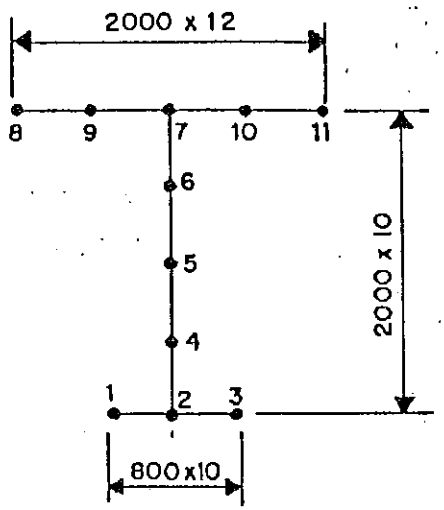
Na fig. 6.32 tem-se a variação de tensão para 4 pontos diferentes da Sicorda discretizada na fig. 6.29. Nota-se que a mesa inferior, para carregamentos mecânicos apresenta tensões de compressão, enquanto que a mesa superior apresenta-se tracionada, ao contrário do que seria esperado. Este fato deve-se a particularidades específicas no comportamento estrutural desta plataforma, que não são importantes para os propósitos desta tese.

Por outro lado, importa observar que os esforços de todos os elementos sofrem aumento na compressão, provocados pela restrição ao deslocamento da viga, sem contudo chegarem a plastificar.

Na fig. 6.33 tem-se a variação de tensão em alguns pontos de integração do elemento 1457, costruído com aço NV-25 (σ_c = 240 MPa). Nota-se a plastificação ocorrida nos pontos 19 e 21, enquanto que o ponto 20 permanece com tensões abaixo do escoamento. Esta curva ilustra a qualidade das informações que advem do uso de elementos com características semelhantes ao BEAM24.

Figura 6.29 - Exemplo de discretização de Elemento Estrutural BEAM 24
Exemplo 2

VIGA I -
AÇO NV-36



VIGA J -
AÇO NV-36

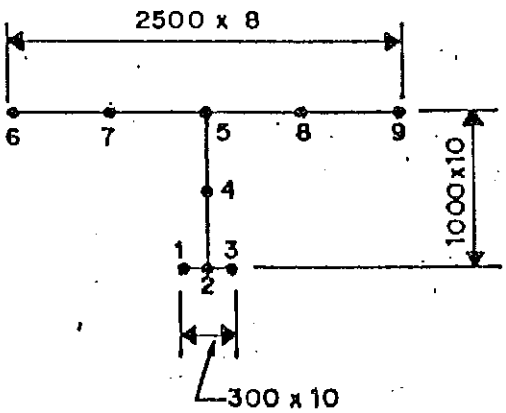


Figura 6.30 - Curva Tensão Máxima *versus* Tempo - Caixão de BE
Exemplo 2

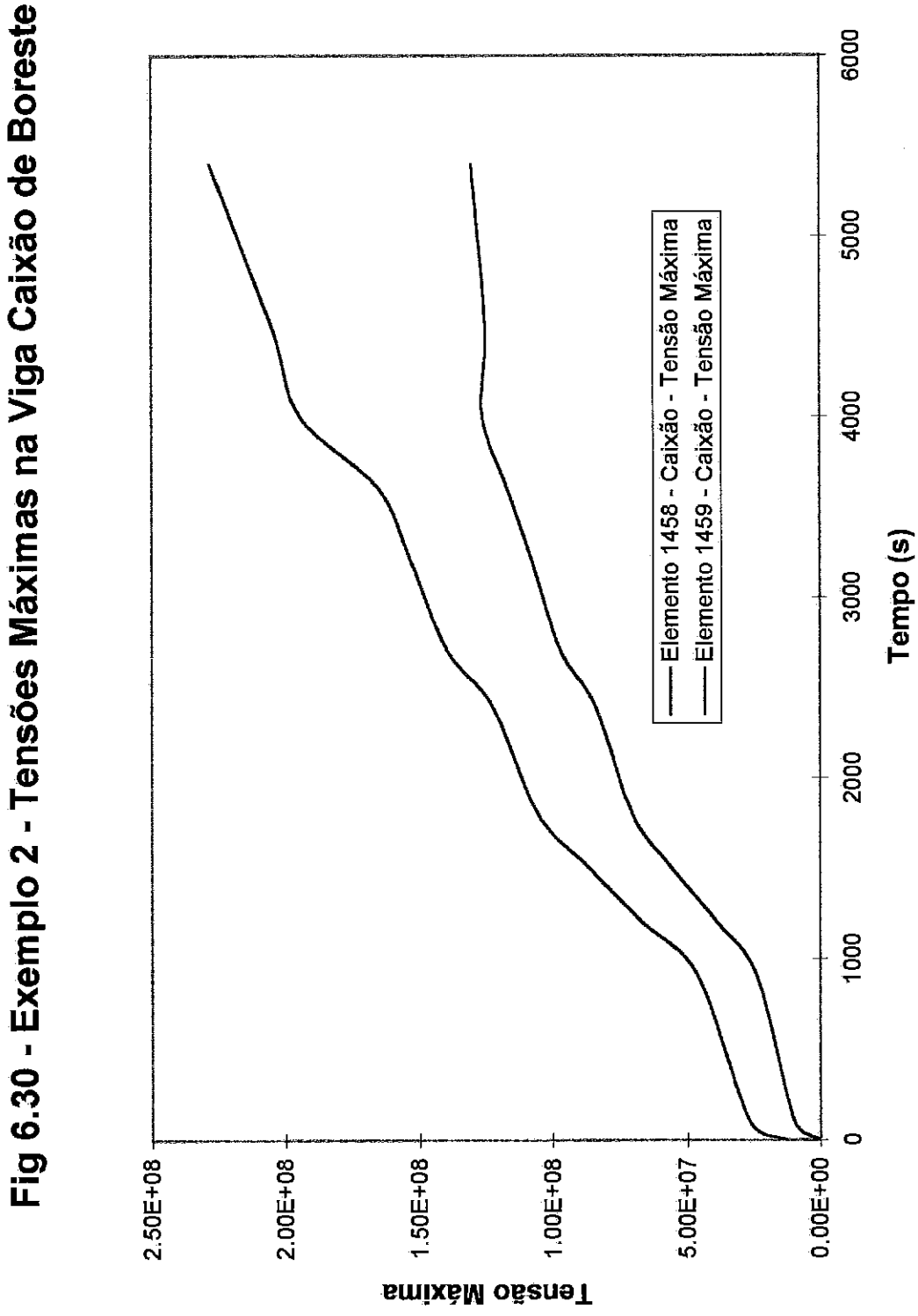


Figura 6.31 - Curva Tensão Fletora *versus* Tempo - Caixão de BE
Exemplo 2

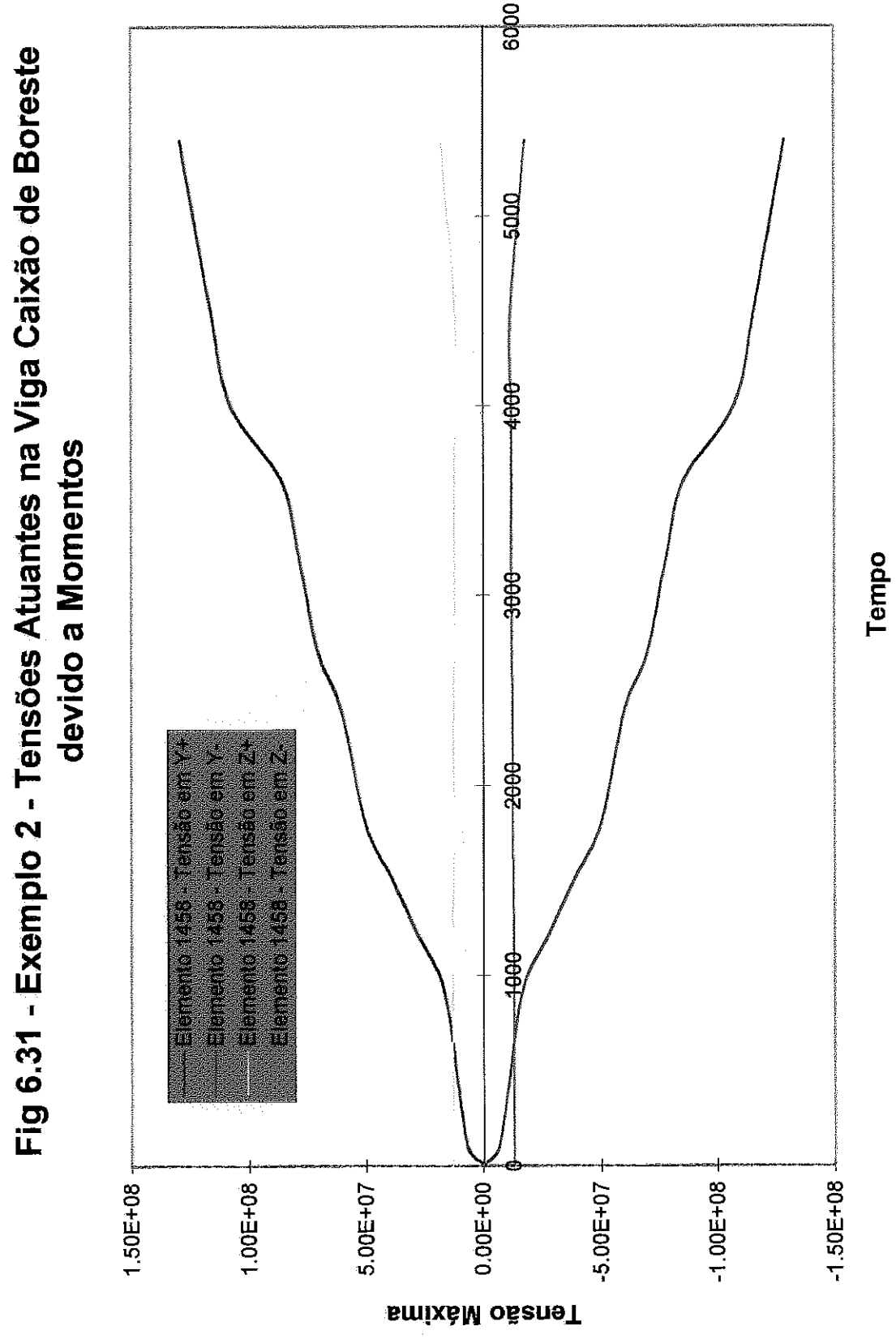


Figura 6.32 - Curva Tensão *versus* Tempo - Seção da Sicorda
Exemplo 2

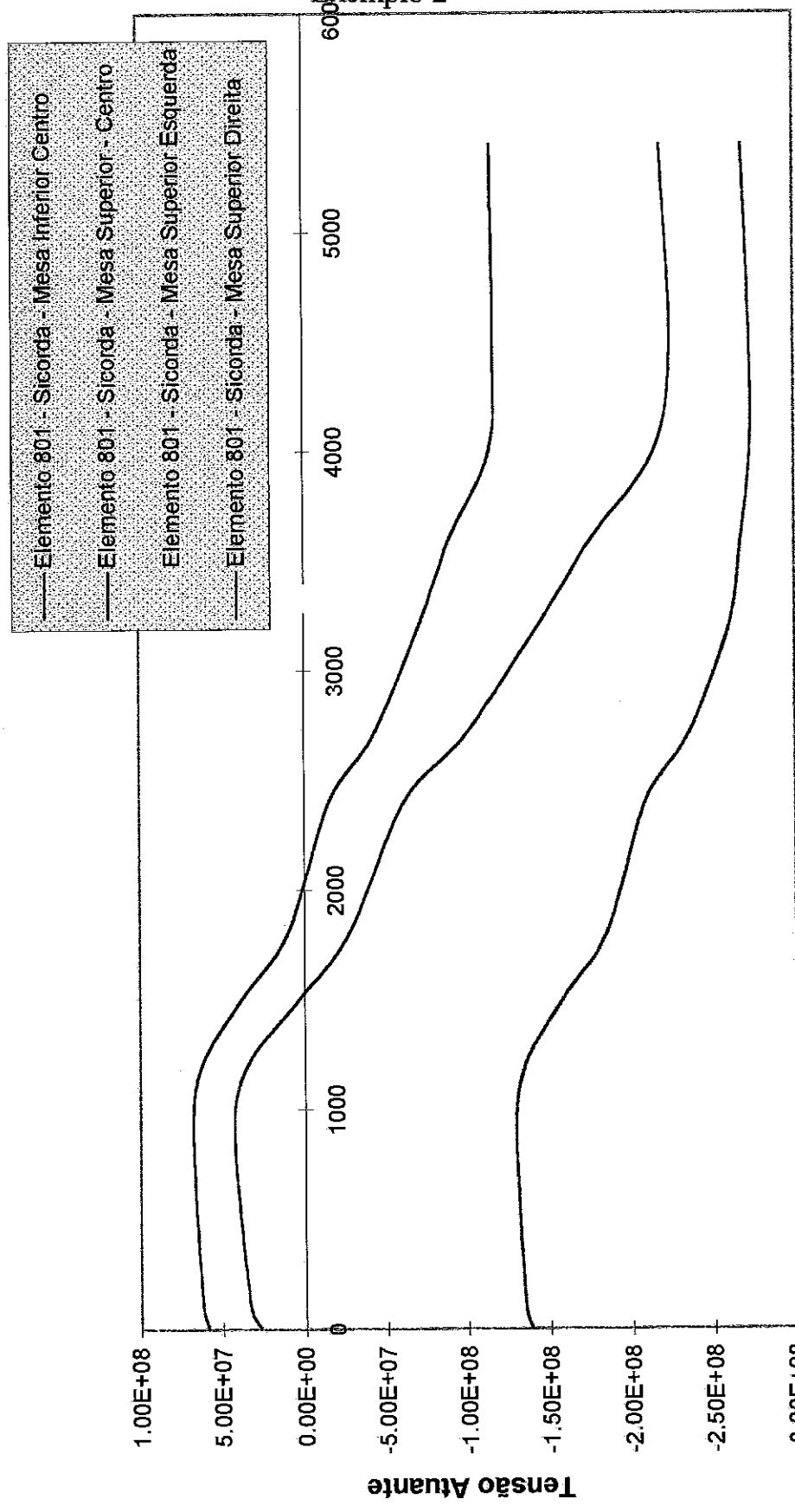
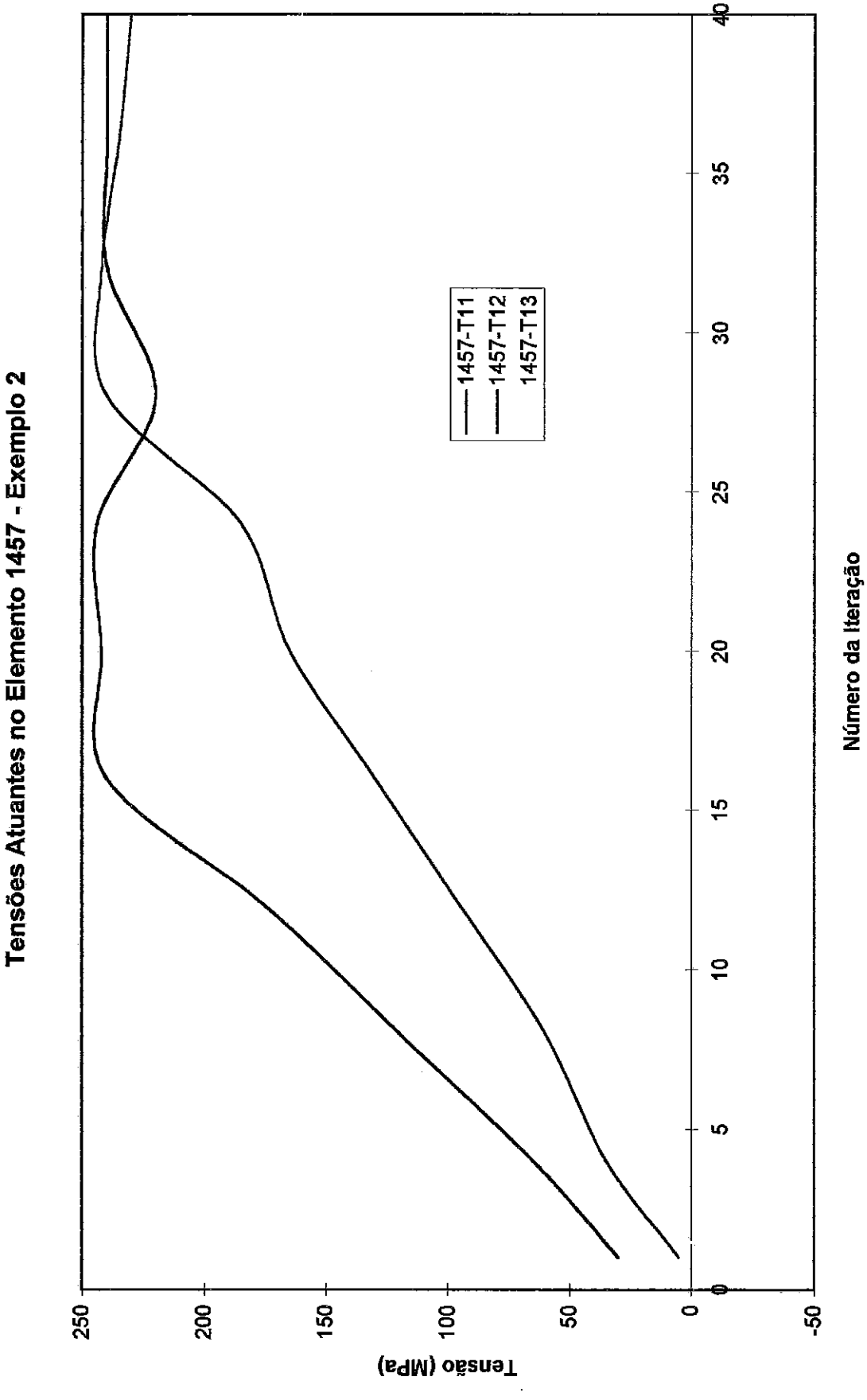


Fig. 6.32 - Exemplo 2 - Tensões Atuantes na Sicorda

Figura 6.33 - Curva Tensão *versus* Tempo - Seção do El. 1457
Exemplo 2



Observando-se todas estas características, constata-se que a falha de determinados elementos não provocou o colapso da embarcação. Este fato é explicável se considerarmos o elevado grau de hiperestaticidade presente em estruturas deste tipo, associado ao fato da falha ocorrer em vigas de dimensões relativamente reduzidas (altura de 900 mm), se comparadas às dos elementos principais (altura de 4000 mm nos caixões e 2000 mm na sicorda).

Neste ponto cabe retornar a um ponto destacado anteriormente, relativo aos esforços de dilatação térmica. No projeto de estruturas mecânicas é comum adotar-se como concepção básica permitir deslocamentos, o mais livremente possível, dos elementos sujeitos a variações de temperatura. Desta forma, reduz-se os esforços provocados sobre os elementos vizinhos e sobre o próprio, reduzindo o nível global das tensões.

No caso de estruturas de barras, como é o caso de plataformas, possibilitar este movimento significa reduzir o grau de hiperestaicidade e, no limite, adotar estruturas isostáticas como filosofia de projeto.

Entretanto, conforme visto e discutido ao longo dos capítulos e exemplos apresentados, as elevadas temperaturas decorrentes de incêndios em instalações offshore atuam não só promovendo a elevação dos esforços devido à dilatação térmica dos elementos, mas também degradando a resistência mecânica do elemento, através da redução dos limites de escoamento e ruptura e do módulo de elasticidade. Portanto, é bastante provável que um determinado elemento seja tão aquecido que não possa mais suportar as próprias cargas mecânicas, vindo a falhar, o que provocaria a falha de toda a estrutura.

Porém, a idéia de reduzir os esforços de dilatação é extremamente interessante, especialmente se considerarmos a possibilidade de uma "isoestaticidade localizada", de forma a reter (ou conter) os esforços dentro de uma determinada região, especialmente sujeita a incêndios. Esta retenção poderia ser feita inclusive através da adoção de elementos mais fracos, que absorveriam estes deslocamentos provenientes da dilatação.

Embora propor soluções deste tipo fujam do escopo desta tese, esta linha de ação merece ser destacada, para análises futuras.

6.5. Exemplo 3 - Plataforma Semi-submersível de 80.000 barris/dia

6.5.1. Características Gerais

Esta foi a segunda plataforma a ser analizada utilizando as ferramentas aqui apresentadas. Denominada PETROBRAS XX, atualmente opera no Campo de Marlim, na Bacia de Campos, RJ. Com capacidade para 50.000 b/dia constitui-se em estrutura do tipo sanduiche, onde paredes laterais e centrais funcionam como anteparas estruturais, a semelhança do Exemplo 1, sendo originária da conversão de um Flotel. A planta de produção localiza-se no Conves Principal, acima da estrutura, estando os Conectores localizados na regiao do Moonpool, no centro da embarcação.

Tendo em vista a severidade de um incendio neste local, optou-se por revestir todas as paredes e o teto do Moonpool com elementos de proteção passiva Classe "A". Este tipo de revestimento, apropriado para incêndios em materiais celulósicos, é largamente utilizado em instalações offshore em todo o mundo, inclusive no Brasil.

Normas recentes de revestimento contra fogo, aprovadas para o Mar do Norte, exigem o uso de material Classe "H", específico para fogo em hidrocarbonetos, para uso em instalações offshore. Este tipo de revestimento, ainda não fabricado no Brasil, atua atraves de reações físico-químicas de absorção de calor, liberação de material e aumento de volume, possuindo características de isolamento térmico superiores ao Tipo "A", que atua simplesmente como isolante.

Em função da severidade do incêndio esperado, resolveu-se então analisar a adequação da proteção inicial, e se haveria necessidade de substituí-la pelo tipo "H", o que significaria, além do custo adicional do material, atrasos na finalização da obra e início da produção da plataforma. Esta análise foi realizada através da simulação do incêndio nos conectores, determinando-se a temperatura atingida nas paredes, com e sem a proteção original (Classe "A"), e as tensões geradas na estrutura como um todo.

Rotinas especiais foram introduzidas no **ARGOS**, de forma a considerar incêndios em ambientes confinados, onde eventuais aberturas localizam-se em pontos outros que não acima do foco de incêndio, obrigando a mudanças de direção e dimensões da chama.

Este exemplo foi selecionado por apresentar 2 diferenças significativas em relação aos anteriores: incêndio em ambientes confinados e possibilidade de verificar a real eficiência de dispositivos de proteçãp passiva. Neste tipo de situação as características da chama são governadas pela entrada de ar, e da localização e dimensões das aberturas. No caso desta Platatorma o piso da sala é de grade, o que permitiria a entrada de ar. Porém a presença de obstáculo acima e ao lado das chamas impede seu desenvolvimento livre, o que teve que ser considerado nos cálculos realizados e apresentados a seguir.

As Figuras 6.34 a 6.36 apresentam detalhes de localização da região onde devolve-se o incêndio. Na primeira tem-se a visão global das anteparas da Plataforma, sem o piso superior, enquanto que a segunda apresenta um corte transversal da plataforma, indicando as vigas no piso da região do Moonpool.

Nesta região situa-se o local onde o incêndio se desenvolve, cuja perspectiva encontra-se indicada na Figura 6.36. Ainda podem ser vista a identificação adotada para as paredes e as elevações dos pisos. Os conectores situam-se na elev. 34.200.

Figura 6.34 - Modelo da Plataforma sem o Piso
Exemplo 3

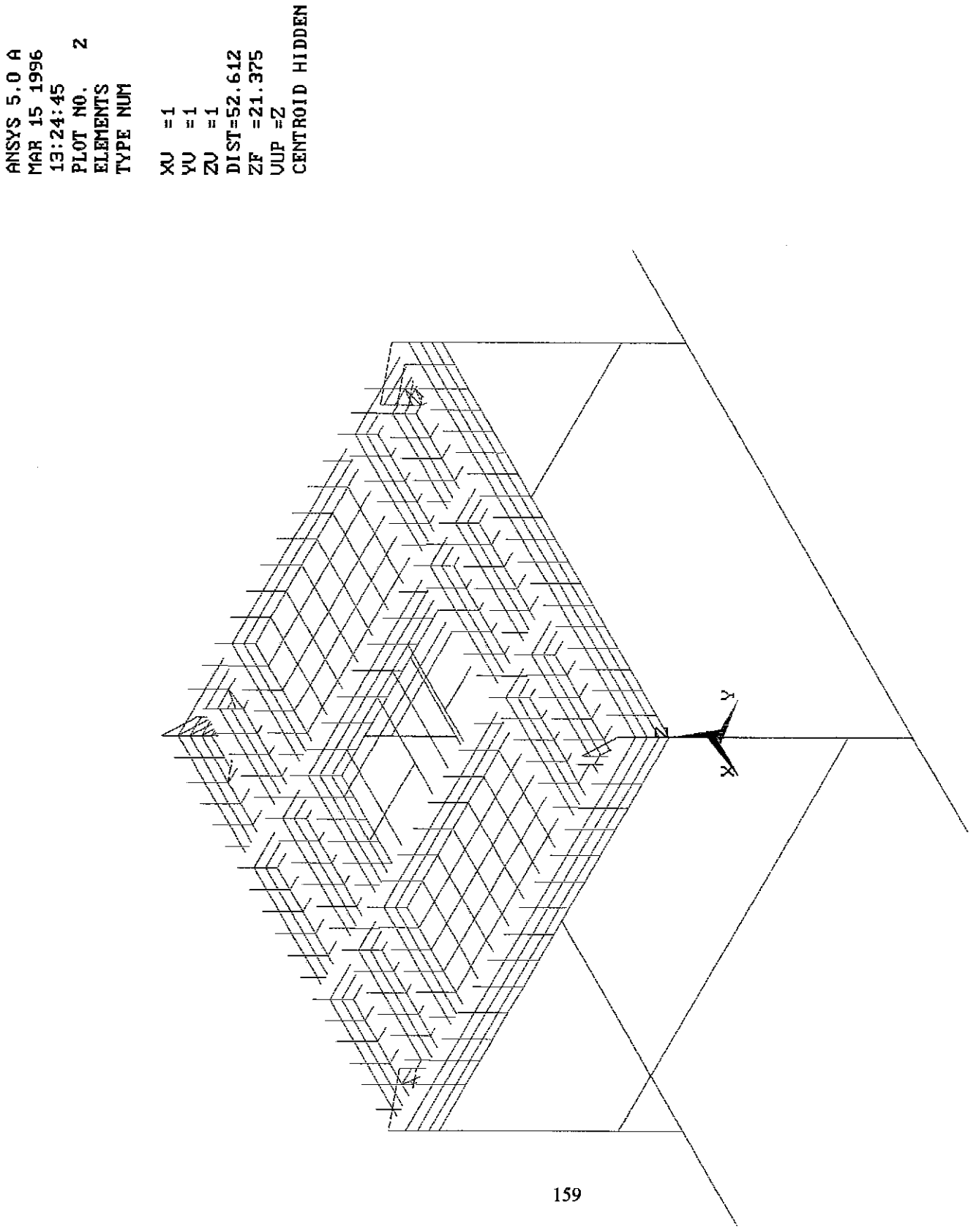


Figura 6.34 - Modelo da Plataforma sem o Piso
Exemplo 3

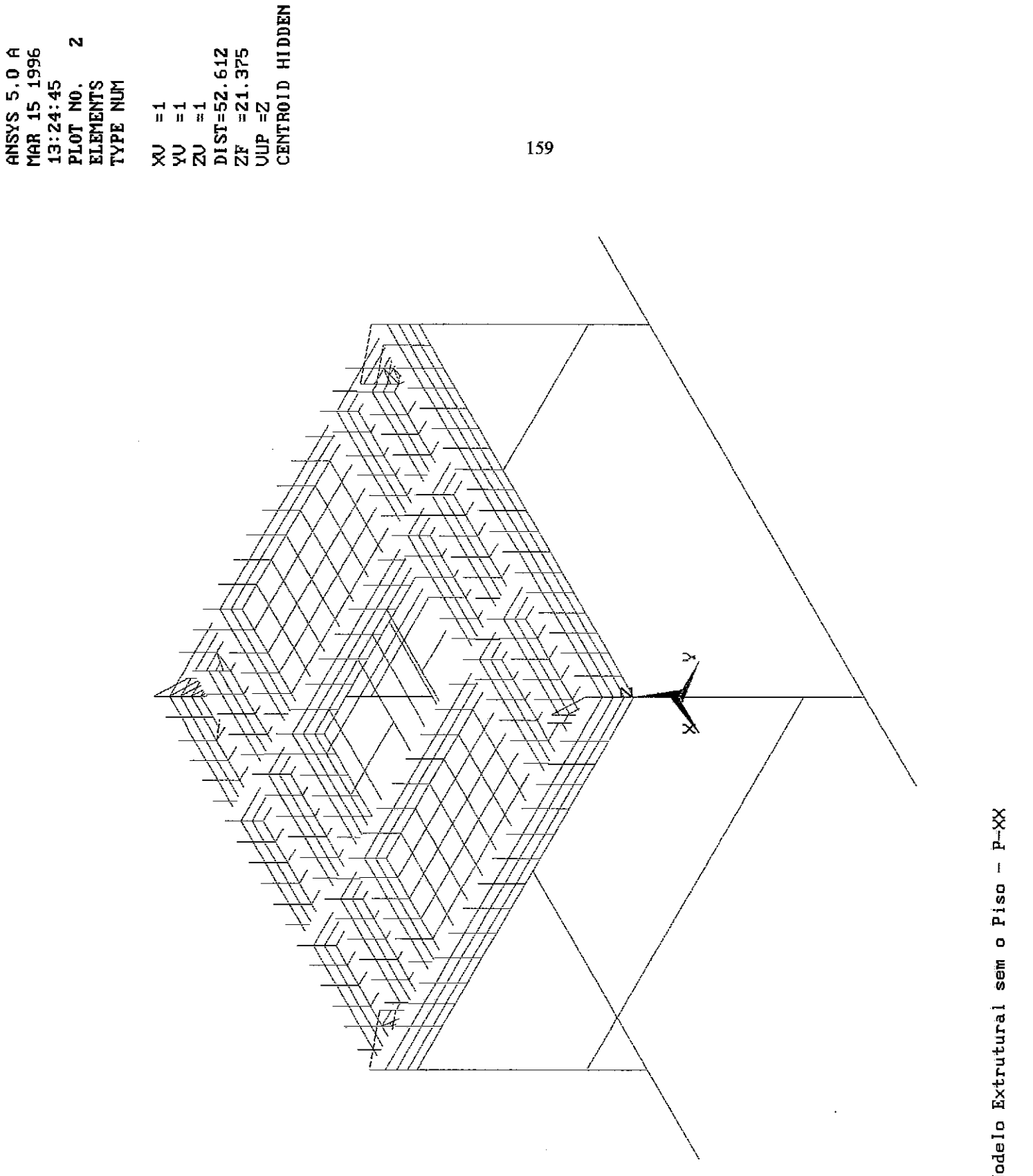
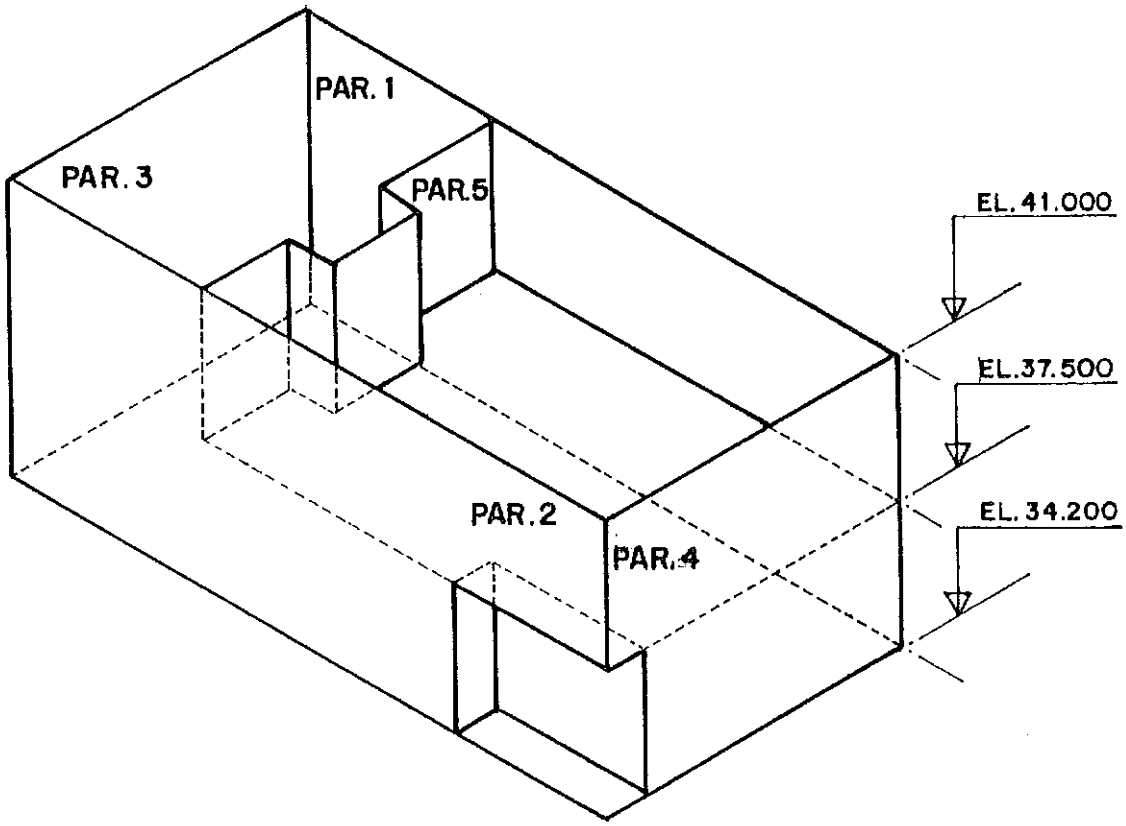


Figura 6.35 - Modelo da Plataforma - Corte Transversal
Exemplo 3

Figura 6.35 - Perspectiva da Sala onde desenvolve-se o Incêndio
Exemplo 3



6.5.2. Resultados Obtidos

6.5.2.1 Características do Incêndio

O processo de análise obedeceu ao exposto no Fluxograma de Análise apresentado na Figura I.2, consistindo em seleção dos focos de incêndio, a partir de análise de risco, realização de análise termica, onde determinou-se as características gerais do incêndio, como duração, dimensões da chama, quantidade de calor incidente nos elementos da estrutura e equipamentos vizinhos, além do risco de propagação; seguido de quantificação dos danos à estrutura. A análise térmica foi efetuada com e sem proteção passiva, de forma a verificar a eficiência destas.

Nesta plataforma [29] foram selecionados como focos de incêndio as linhas de produção e injeção de gás lift, presentes no "Moonpool". Os resultados obtidos são apresentados nas Tabelas 6.15 e 6.16, para diferentes orifícios de vazamento, no início do incêndio e após 15 minutos. Cabe ressaltar que, a exemplo dos conectores mencionados para os casos anteriores, o sistema de despressurização não atua para redução do inventário, sendo que a única forma de escape do gás e óleo armazenado é através do orifício de vazamento.

Tabela 6.15 - Conector de Gás Lift (Pressão = 117.8 atm)

	Diâmetro do Orifício (mm)				
	6.35	12.7	25.4	50.8	63.5
Comprimento (m) t= 1 min.	15.24	29.55	57.29	111.1	137.5
Radiação (MW) t= 1 min	41.4	165.6	662.4	2649	4140
Comprimento (m) t= 15 min.	13.79	19.8	11.56	-	-
Radiação (MW) t= 15 min	33.58	71.66	23.22	-	-
Tempo de Queima (min.)	> 120	81	20	5	4

Tabela 6.16 - Conector de Produção (Pressão = 13.5 atm)

	Diâmetro do Orifício (mm)				
	6.35	12.7	25.4	50.8	101.6
Comprimento (m) t= 1 min.	5.70	11.06	21.44	41.56	80.58
Radiação (MW) t= 1 min	5.28	21.14	84.56	338.3	1353
Comprimento (m) t= 15 min.	5.60	10.29	16.10	13.23	-
Radiação (MW) t= 15 min	5.09	18.20	46.44	30.78	-
Tempo de Queima (min.)	> 120	>120	63	16	4

Analisando-se estes resultados nota-se que:

i) o orifício de 12.7 mm (0.5") conduz ao incêndio mais severo no Conector de Gás Lift, enquanto que para o de produção o orifício crítico é de 25.4 mm (1"). Esta criticidade é dada pela combinação dos valores de intensidade e duração;

ii) para diâmetros de orifícios maiores ocorre despressurização mais rápida da linha, resultando em maior emissão de calor inicial porém com curta duração;

iii) as quantidades de calor irradiada são maiores para o Conector de Gás lift, se mantidos os mesmos diâmetros. Este fato se justifica pela maior pressão interna do primeiro, que resulta em maior vazamento de combustível, para o mesmo diâmetro;

iv) as alturas de chama são elevadas, em função da pressão de armazenamento e do diâmetro do orifício. Com 1 minuto tem-se chama de 29 m no gás, e após 15 minutos, 19.8m. Nota-se que devido à ausência de ventos na região do "Moonpool" , a chama incidirá diretamente no piso superior, situado a cerca de 3 metros de altura, no caso de vazamentos direcionados para cima.

6.5.2.2 Distribuição de Temperatura

A distribuição de temperatura na estrutura é determinada através de modelo de elementos finitos para análise térmica, da sala onde se desenvolve o incêndio. Na fig. 6.37 tem-se o modelo completo, onde os elementos em azul indicam os locais onde aplicou-se proteção paasiva. O corte longitudinal é apresentado na Figura 6.38, onde pode-se notar que todas as paredes laterias e o teto foram revestidos, enqquanto que o piso, vazado, é protegido apenas pela rede de dilúvio.

O modelo completo, incluindo os elementos de proteção passiva, demandou 2227 elementos sólidos 3-D e de casca térmica, conectados por 2401 nós. No modelo sem proteção foram utilizados apenas elementos de casca térmica.

Em função das características do local, onde a chama apresenta comprimento muito maior que a altura disponível, foi necessário introduzir modificações na rotina do programa ARGOS, de forma a impedir que a chama atravessasse o piso. Optou-se por definir um plano horizontal para cada segmento de reta da chama, e garantir que todos estes pontos estariam sempre na região interna da sala, a não ser que passasem pela abertura entre as paredes 1, 2, 3, e 5.

Além disto, considerou-se apenas os elementos que efetivamente "viam" cada elemento como irradiando, o que sigifica, por exemplo, que o trecho abaixo do teto não aquecia a parede 5, assim como os elementos acima do teto não aqueciam a parede 4 ou o teto.

São apresentados a seguir os resultados com e sem proteção passiva, nas seuintes situações:

Sem Proteção Passiva

Figura 6.39 - apresenta a distribuição global de temperatura na sala, sem a parede 4, de forma a proporcionar uma visão global da distribuição de temperatura após 900 s de incêndio, sem nenhum tipo de proteção, quer seja dilúvio no piso ou revestimento nas paredes. Tem-se portanto as temperaturas reais na chapa de aço das anteparas e vigas. Nota-se que a temperatura máxima de 1743 °C, em local por onde a chama passa indica o derretimento da chapa de aço. Também seria derretido o trecho no teto, imediatamente acima do conector, o que era esperado;

Figura 6.40 e 6.41 - apresentam a distribuição de temperatura na grade (6.40) e vigas (41) do piso, também após 900 s de incêndio, sem a ação do sistema de dilúvio. A temperatura máxima é de 1451 °C, junto ao conector, apresentando uma redução à medida que a chama eleva-se do piso, porém acompanhando a sua trajetória.
Com relação às vigas, tem-se uma visão de baixo para cima, indicando o forte gradiente que ocorre ao longo da altura da viga. Este gradiente tende a gerar dilatação diferencial entre as mesas superior e inferior, gerando tensões fletoras.

Figura 6.37 - Modelo de Elementos Finitos da Sala - Com Proteção Passiva
Exemplo 3

Figura 6.38 - Corte do Modelo da Sala - Com Proteção Passiva
Exemplo 3

Figura 6.39 - Distribuição Global de Temperaturas - após 900 s
Exemplo 3

Figura 6.40 - Temperaturas na Grade do Piso - Sem Dilúvio - após 900 s
Exemplo 3

Figura 6.41 - Temperaturas nas Vigas do Piso - Sem Dilúvio - após 900 s
Exemplo 3

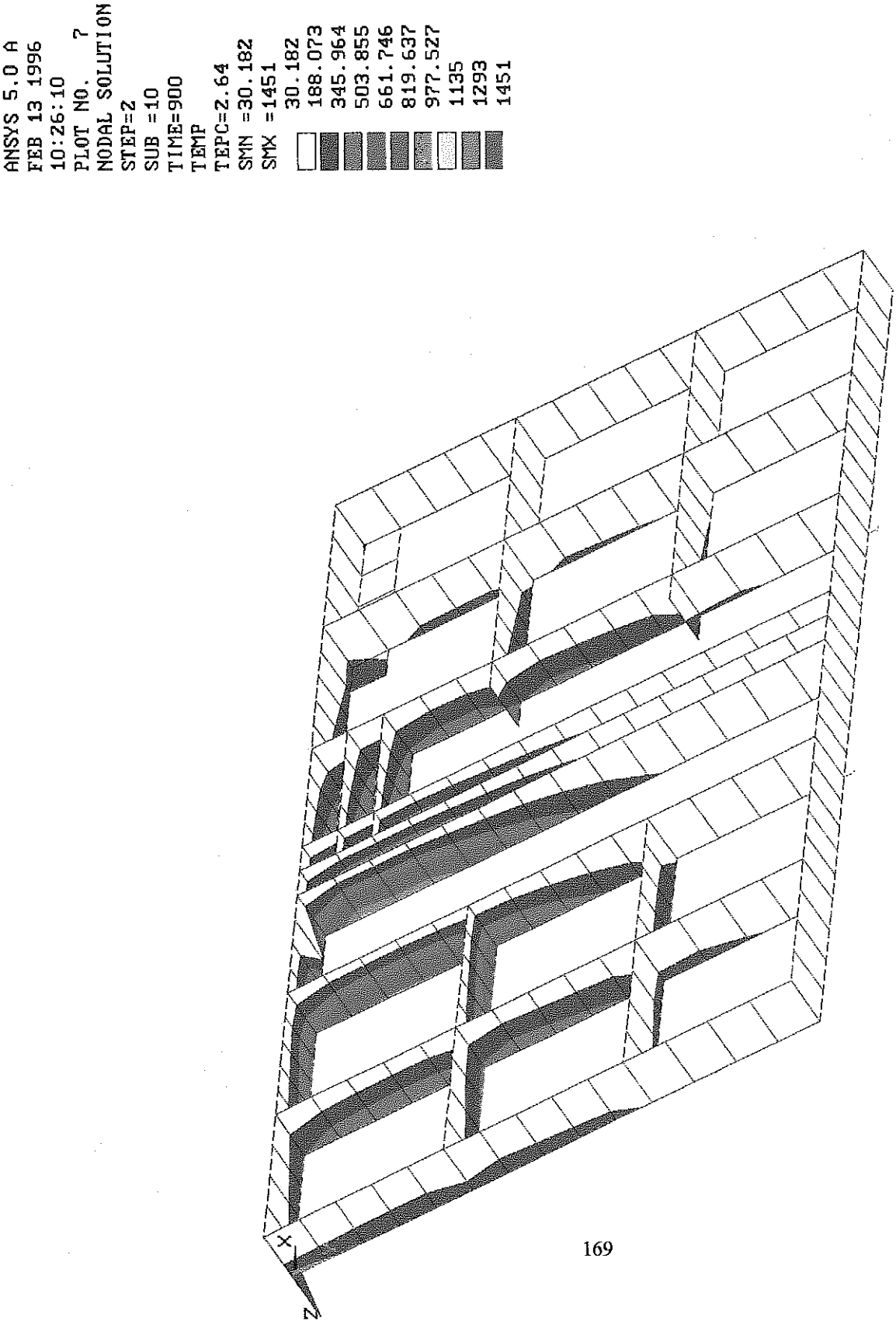


Figura 6.42 - apresenta a distribuição de temperatura na parede 2, também para 900 s. A temperatura máxima é de 956 °C, consideravelmente mais baixa que o teto e piso, uma vez que esta parede está mais distante do foco. O valor máximo ocorre exatamente em frente ao foco, correspondente ao máximo no teto da fig. 6.39, onde nota-se uma região mais fria entre dois pontos de máximo. Este "esfriamento" deve-se à presença de uma coluna, que age como aleta e retira calor da chapa de aço;

Figura 6.43 - apresenta a distribuição de temperatura na parede 3, também para 900 s. A temperatura máxima é de 346 °C, consideravelmente mais baixa que os anteriores, uma vez que esta parede está mais distante do foco. O valor máximo ocorre no canto da parede, onde há a união com a parede 2, o que parece indicar que a condução de calor entre as duas paredes prevalece sobre o aquecimento por radiação na parede 3;

Com Proteção Passiva

Figura 6.44 - apresenta a distribuição global de temperatura nas paredes de aço da sala, sem o piso, sempre para 900 s de incêndio. Os valores de temperatura neste caso foram obtidos cosiderando revesti-mento de PP classe A-60, e com dilúvio aplicado sobre o piso. Apenas a parede 5 não apresenta qualquer tipo de proteção, seja PP ou dilúvio.
Nota-se que na parede 5 tem-se valores de temperatura próximos aos do Fig. 6.39, com máximo de 1419 °C, indicando que também haveria derretimento neste trecho.
Por outro lado, as chapas de aço do teto e trechos visíveis das paredes apresentam com temperaturas entre 30 e 185 °C, o que indica a eficácia do Revestimento classe "A" para este incêndio;

Figura 6.45 - apresenta a distribuição global de temperatura no próprio revestimento de PP visto de cima para baixo, para 900 s. As maiores temperaturas localizam-se no teto, no treho onde a chama toca o revestimento, com máximo de 1641 °C, semelhante ao máximo no teto da Fig. 6.39. Nota-se ainda o forte aquecimento da PP na parede 2;

Figura 6.46 - apresenta a distribuição de temperatura na grade do piso, análoga à fig. 6.40, para os mesmos 900 s. A ação do dilúvio provoca forte resfriamento do piso, com redução de 1451 °C para 246 °C.
Deve-se destacra que o fato da temperatura estar acima de 120-115 °C, que seria a temperatura da chapa para evaporação da água, como ocorreu no costado dos separadores, pode ser atribuída à maior severidade do incêndio do conector de gás em relação à poça de óleo. No caso de gases as chamas são mais emissoras e "quentes", por não apresentarem tanta fuligem. Desta forma, a quantidade de calor retirada pela água foi insuficiente para manter mais baixa a temperatura;

Figura 6.42 - Temperaturas na Parede 2 - Sem PP - após 900 s
Exemplo 3

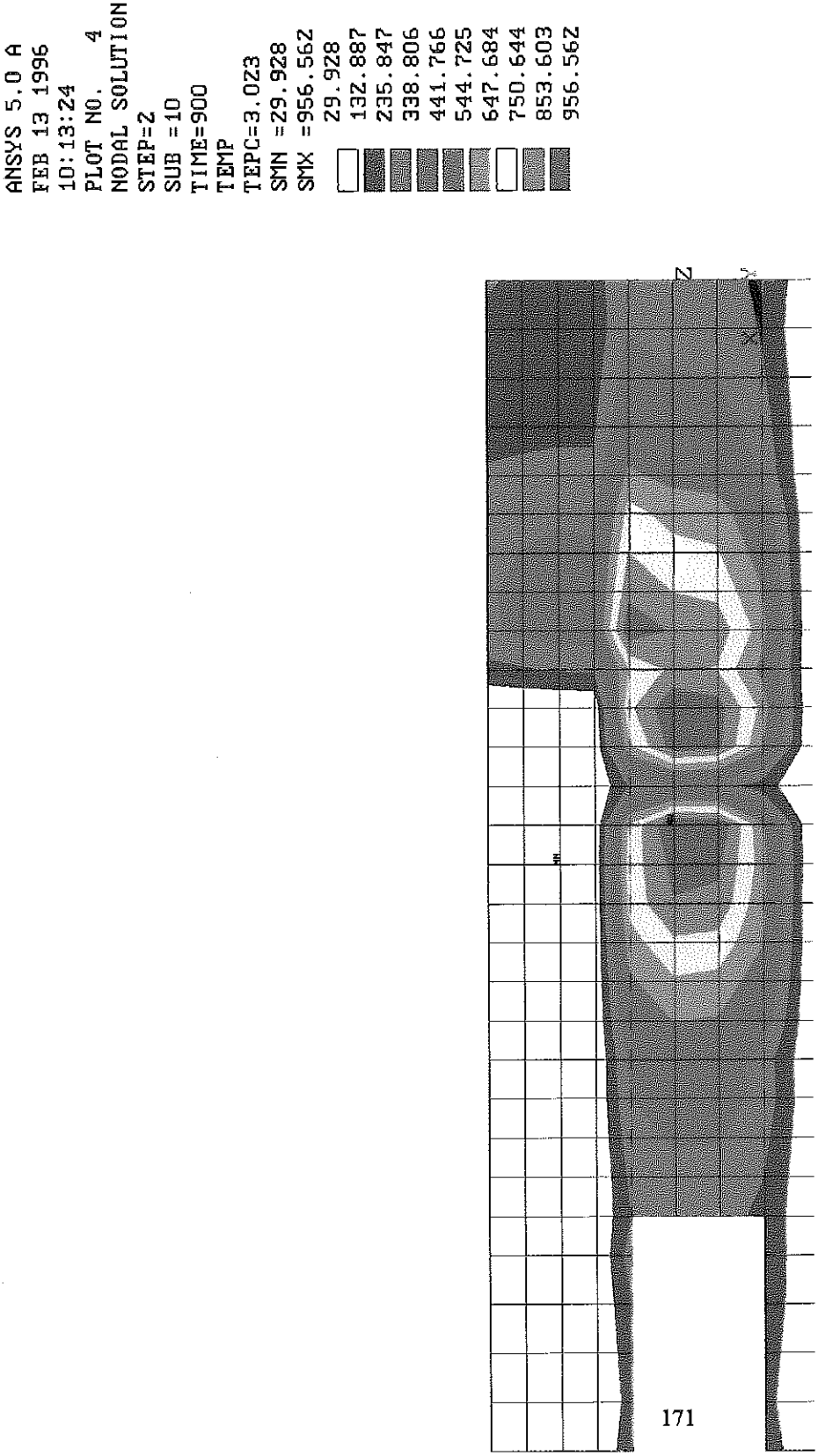


Figura 6.43 - Temperaturas na Parede 3 - Sem PP - após 900 s
Exemplo 3

Figura 6.44 - Distribuição de Temperaturas nas Chapas de Aço - Com PP - Após 900 s - Exemplo 3

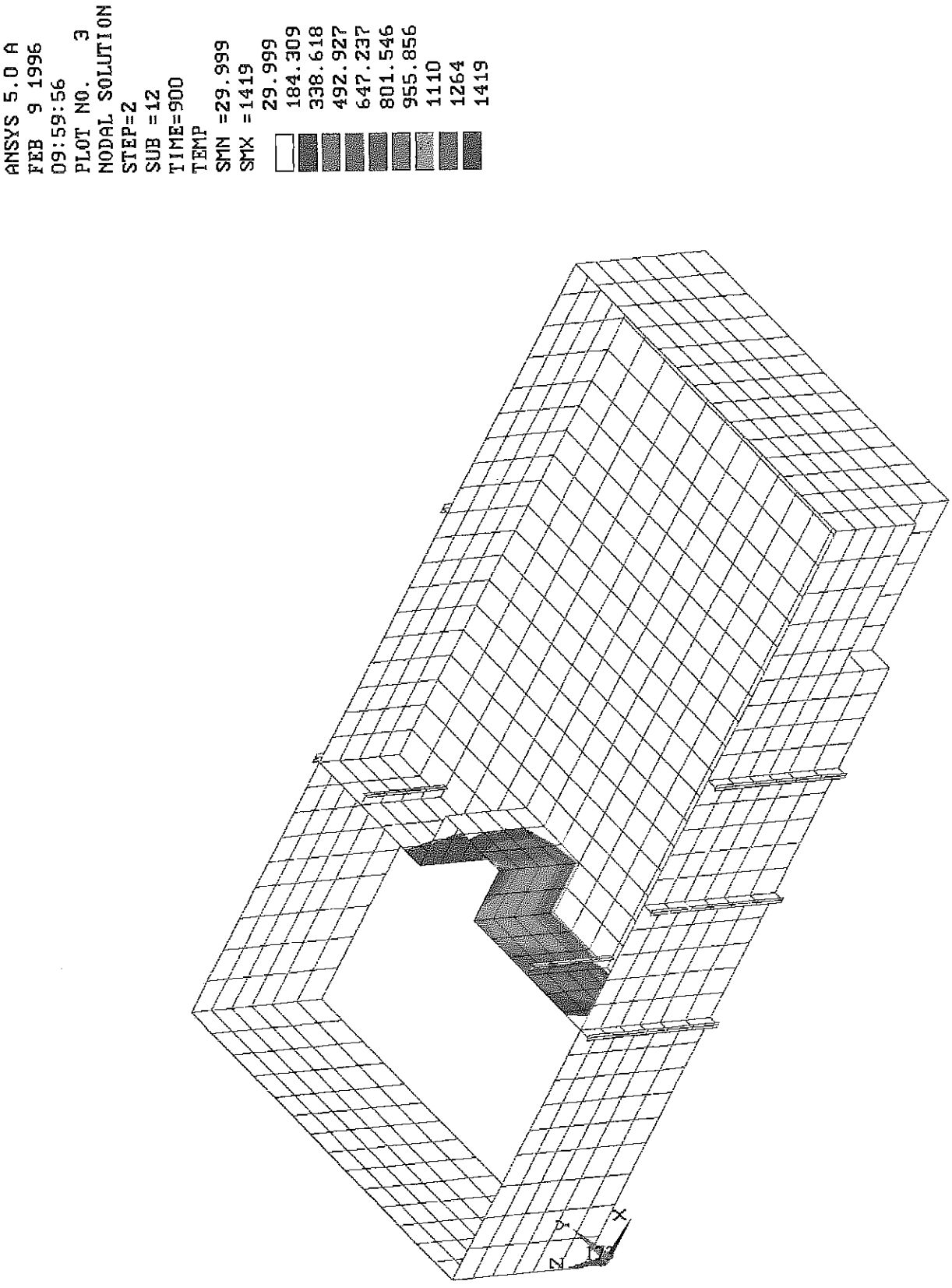


Figura 6.45 - Distribuição de Temperaturas nos Elementos de PP - após 900 s
Exemplo 3

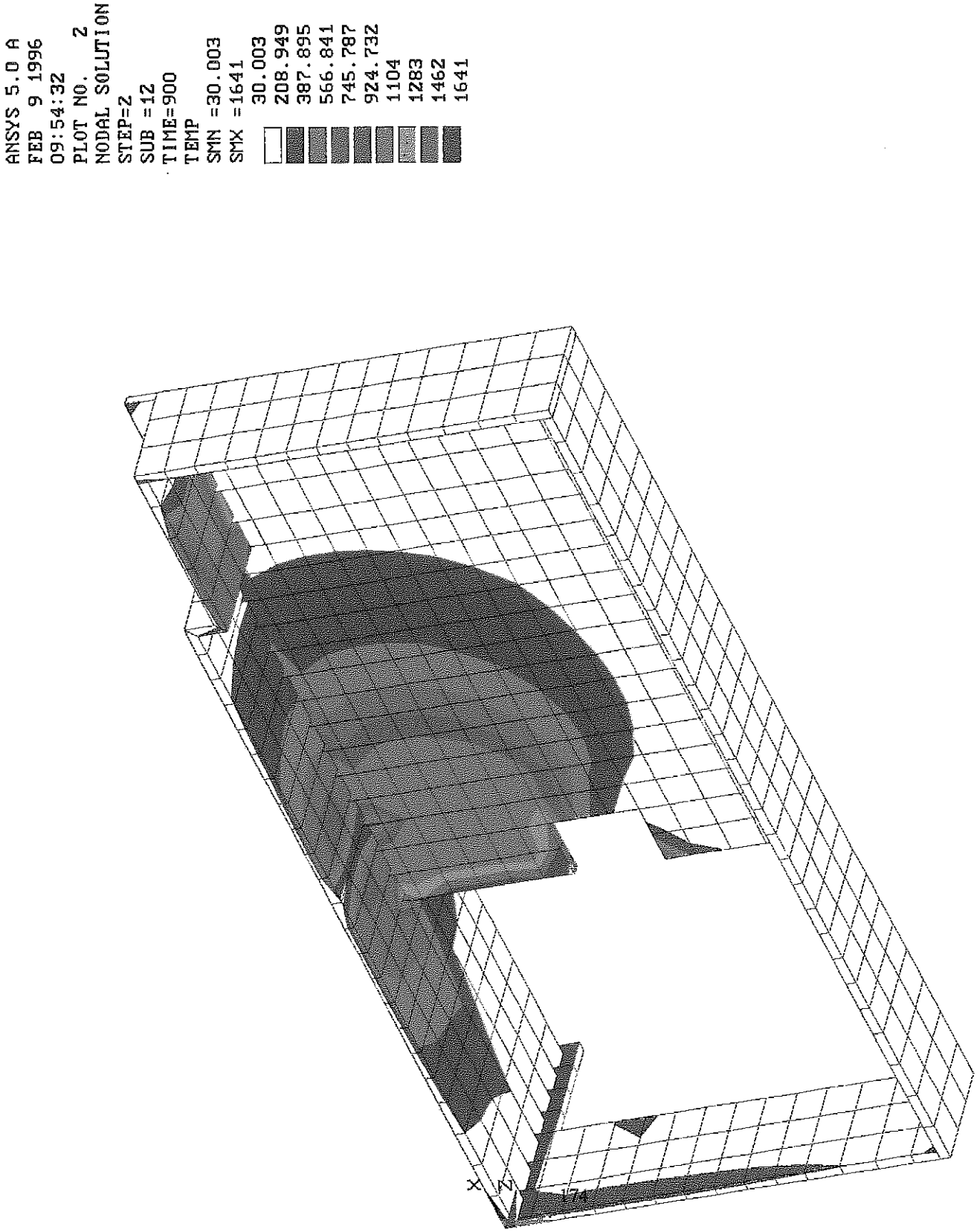


Figura 6.46 - Distribuição de Temperaturas no Piso - Com Dilúvio - após 900 s
Exemplo 3

Figura 6.47 - apresenta a distribuição de temperatura nos elementos de PP na parede 2, ainda para 900 s. A temperatura máxima é de 1588 °C, significativamente maior que os 956 °C calculados na chapa de aço sem PP, o que se justifica pelo fato deste ser um máximo localizado, na transição das paredes 2 e 5;

Figura 6.48 - apresenta a distribuição de temperatura ao longo da espessura de um elemento sólido de PP, exatamente no ponto de maior temperatura. Nota-se claramente o poder isolante do revestimento, indicado pelo gradiente ao longo de sua espessura, indo de 1588 °C para cerca de 200 °C;

Figura 6.49 - apresenta a distribuição de temperatura na chapa de aço da parede 2, protegida com PP durante os cálculos, sempre para 900 s. A temperatura máxima é de 45°C, incomparavelmente mais baixa que os 956 °C calculados na chapa de aço sem PP, o que comprova a eficiência da utilização de revestimento Classe "A" neste projeto;

Figura 6.50 - apresenta a distribuição de temperatura na chapa de aço da parede 3, protegida na metade inferior com PP durante os cálculos, sempre para 900 s. Distingui-se perfeitamente a região protegida da exposta, sendo que o trecho em contato com a parede 2 recebeu proteção total até 1 metro lateralmente. O valor máximo é de 120°C, mais quente que a 2, porém mais frio que quando sem proteção, conforme comparação com a Fig. 6.43. Cabe destacar que este aquecimento independeu da classe do revestimento mas sim do fato de haver ou não revestimento neste trecho.

A partir do exposto acima nota-se claramente que não houve necessidade de substituir o revestimento classe "A", uma vez que as temperaturas nas chapas de aço mantinham-se abaixo de 200 °C (temperatura ambiente mais 180 C), que seria o limite aceitável. Portanto, a aplicação desta metodologia, proporcionou sensível economia e forneceu respaldo técnico para entrada em operação da embarcação.

Figura 6.47 - Temperaturas no Revestimento da Parede 2 - após 900 s
Exemplo 3

Figura 6.48 - Corte Transversal no Revestimento da Parede 2 - após 900 s
Exemplo 3

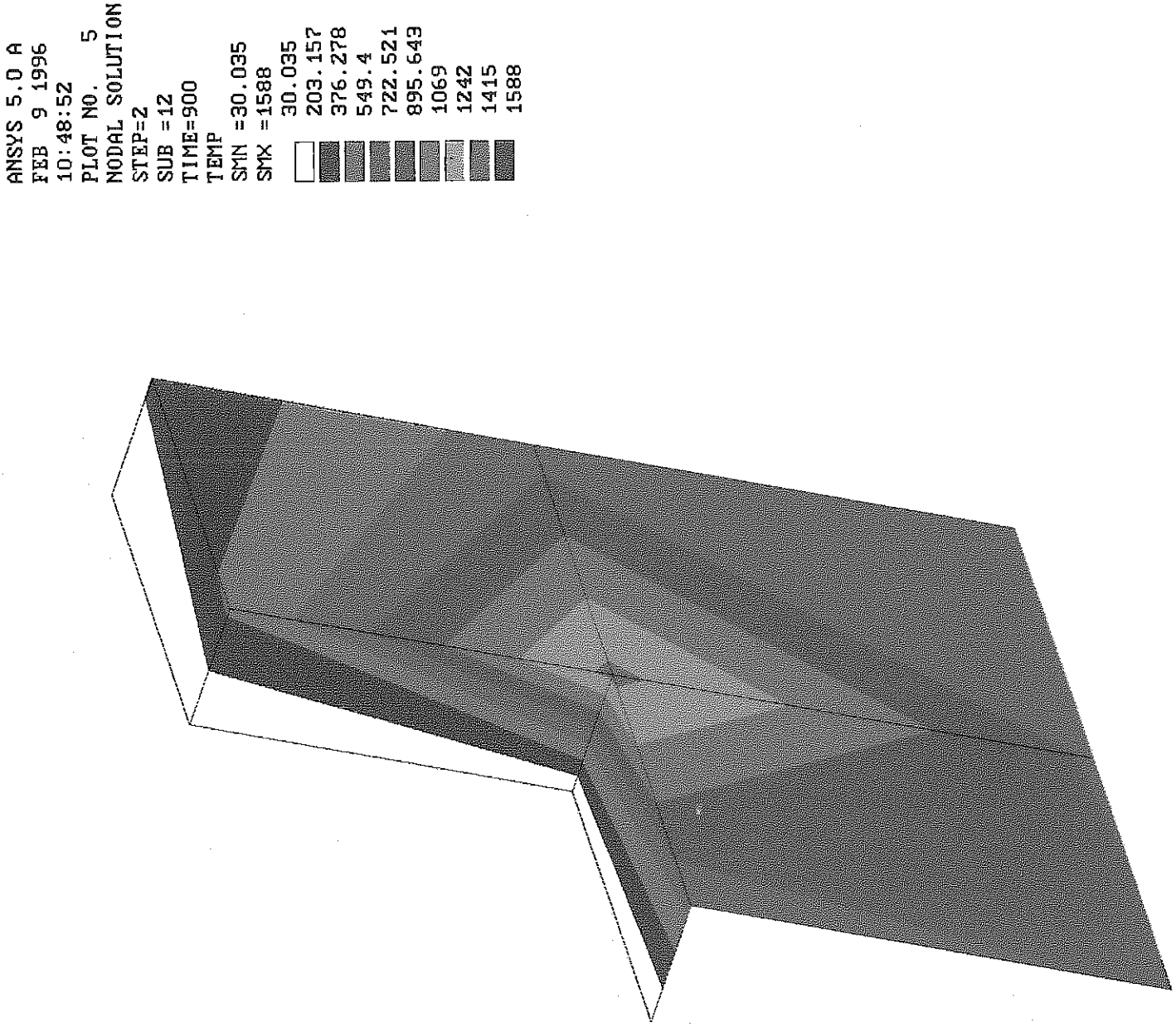


Figura 6.49 - Temperaturas na Chapa de Aço da Parede 2 - após 900 s
Exemplo 3

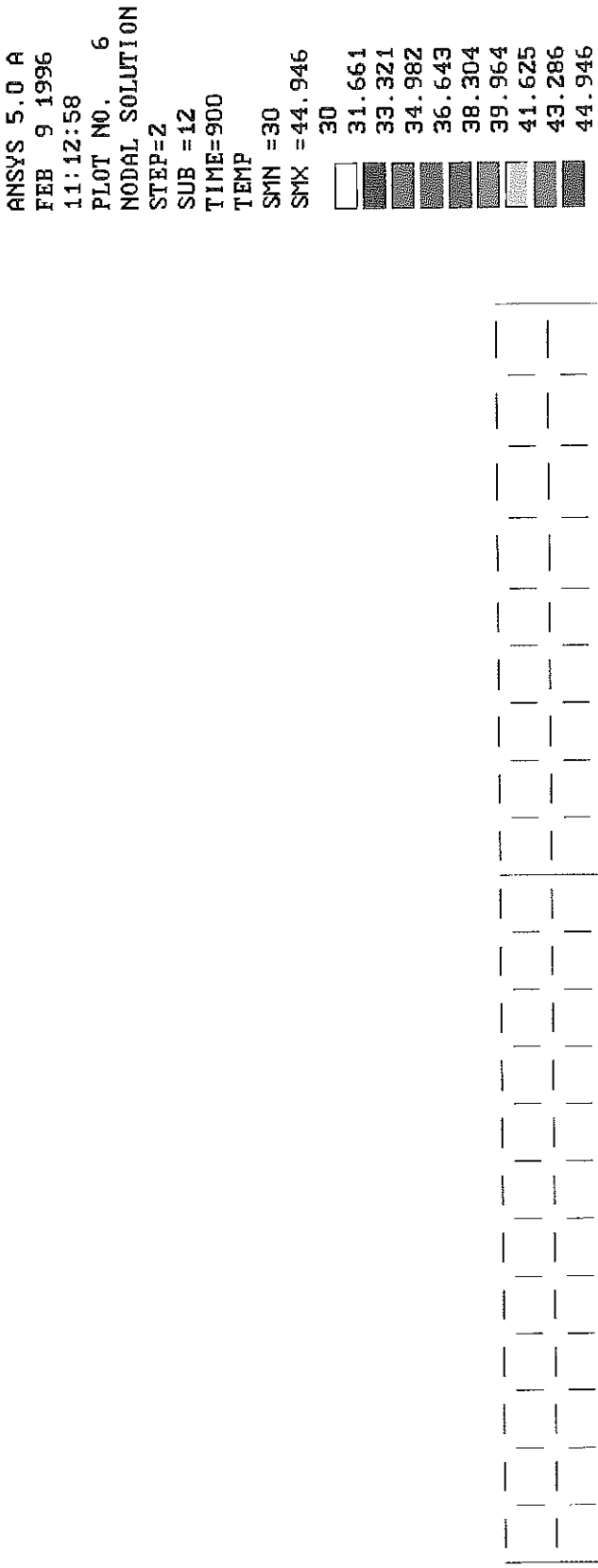


Figura 6.50 - Temperaturas na Chapa de Aço - Parede 3 - com PP - após 900 s
Exemplo 3

6.6. Exemplo 4 - Plataforma Fixa

6.6.1. Características Gerais

Este tipo de plataforma representa o Arranjo Clásssico utilizado na exploração de lâminas d'água rasas. No Brasil foi o arranjo utilizado nas primeiras plataformas, como as da Bacia do Nordeste e, em Campos, nas Plataformas de Garoupa, Cherne, Namorado, Enchova, Pampo, Vermelho, Pargo e outras. Com o advento da exploração em águas profundas, atualmente não há novos projetos com este tipo de arranjo.

Há porém as seguintes considerações cabíveis para este tipo de plataforma:

i) A grande maioria das plataformas existentes no mundo é do tipo fixo, sendo que continuam a existir projetos novos nesta linha;

ii) Os projetos nacionais deste tipo de plataforma datam dos anos 70 e 80, e são extremamente conservativos no que diz respeito à utilização de PP. Este conservadorismo reflete-se em dificuldades de inspeção dos membros estruturais revestidos, além de custo elevado de manutenção e reposição do revestimento;

iii) A medida que os poços originais destas plataformas vão se exaurindo, novos poços são incorporados, e não necessariamente no mesmo local. Torna-se necessário então rever o projeto de PP, de forma a garantir a integridade dos elementos estruturais;

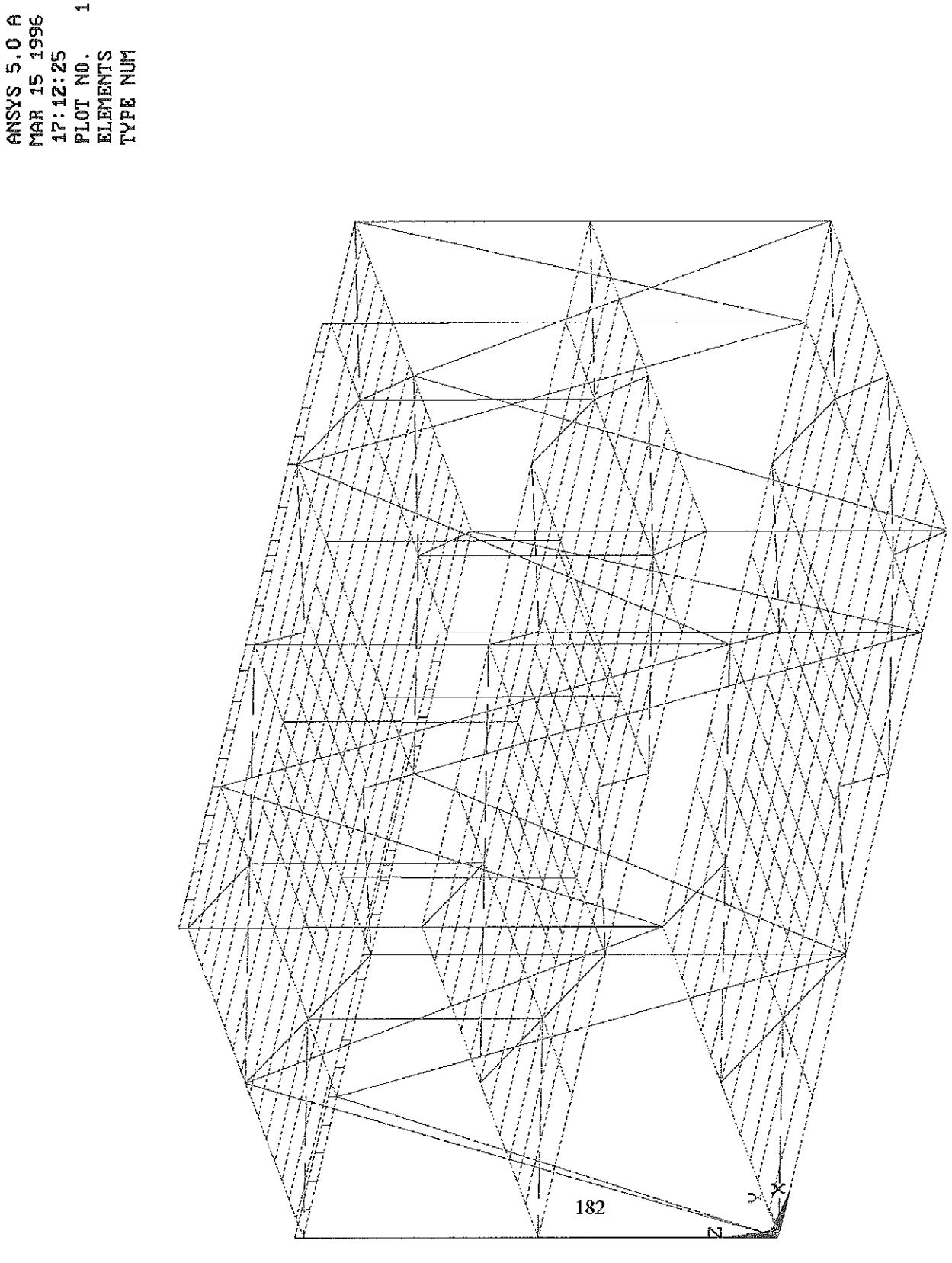
iv) Há portanto, grande necessidade de rever estes projetos, de forma a reduzir custos de manutenção e operação, além de contemplar modificações no "Lay-out" dos equipamentos;

v) Este tipo de cosntrução apresenta características próprias, que não são encontradas nas semi-submersíveis, dentre as quais a presença constante de confinamento vertical à chama, forte dependência da manutenção da integridade de colunas e determinadas vigas para evitar o colapso dos módulos e redução da relação tamanho de cada módulo *versus* dimensões das chamas, se comparados aos exemplos até então apresentados.

Por todas estas características selecionou-se um exemplo de Arranjo Vertical, formado por 10 módulos independentes, apoiados no Cellar Deck, que é o piso imediatamente acima da jaqueta. Cada módulo é constituído por 3 conveses, o de Produção (mais baixo), Mezanino (médio) e da Sonda (superior), onde são dispostos diversos tipos de equipamentos.

A fig. 6.51 apresenta exemplo típico deste tipo de construção, onde são vistas, além das colunas, vigas e chapas do piso, contraventamentos verticais e horizontais. Os primeiros agem durante o transporte e instalação dos módulos, que são, normalmente, inteiramente construídos em terra e posteriormente transportados e depositados por guindastes sobre o Cellar Deck; os segundos devem-se à necessidade de garantir rigidez adicional ao trecho central dos pisos dos conveses de produção e mezanino, onde não há possibilidade da instalação de colunas centrais.

Figura 6.51 - Modelo de Módulo de Arranjo Vertical
Exemplo 4



6.6.2. Resultados Obtidos

6.6.2.1 Características do Incêndio

De forma análoga aos exemplos anteriores, o processo de análise obedeceu ao exposto no Fluxograma de Análise apresentado na Figura I.2. O foco selecionado para este incêndio foi a Linha de injeção de gás, localizada imediatamente acima do convés de produção.

As chamas geradas apresentavam cerca de 30 m de comprimento, sufucientes para atingirem o convés da Sonda, uma vez que os demais pisos são de grade. Tem-se portanto que todas as vigas e colunas sem proteção são aquecidas, o que significa dizer que este incêndio é suficiente para afetar praticamente todo o módulo. Desaparecem portanto as características de aspecto localizado observado nos outros exemplos.

6.6.2.2 Comportamento Estrutural

O comportamento da estrutura do módulo pode ser observado através da observação das figuras seguintes:

Figura 6.52 - apresenta os deslocamentos atuantes sobre a estrutura do módulo, considerando somente a ação de cargas mecânicas. O deslocamento máximo é de 0.128 mm, para um vão lateral de cerca 12 m. Nota-se ainda que os principais deslocamentos ocorrem junto aos contraventamentos horizontais, e na direção Y.
O pequeno valor dos deslocamentos deve-se à elevada rigidez do módulo, concebido para suportar cargas estáticas e dinâmicas de içamento, trasporte e instalação;

Figura 6.53 - apresenta a deformada da estrutura, em vista longitudinal, ainda para ação exclusiva das cargas mecânicas. Nota-se pequena flexão nas colunas, causadas pelos deslocamentos no convés Mezanino;

Figura 6.54 - apresenta as tensões máximas atuantes nas vigas, ainda para ação exclusiva das cargas mecânicas. A tensão máxima é de 82 MPa, inferior aos 240 MPa do escoamento do material;

Figura 6.55 - apresenta os deslocamentos atuantes sobre a estrutura do módulo, considerando a ação conjunta das cargas mecânicas e térmicas, após 3600 s de incêndio. O deslocamento máximo é 35 mm, contra os 0.128 mm da carga mecânica. Este aumento significativo é observado nos 3 conveses, principalmente na direção de elevar as vigas do piso. Esta tendência ao erguimento das vigas explica-se pelo fato das colunas e contraventamentos dilatarem-se, erguendo o piso.
Nota-se ainda a presença de deslocamento horizontais ao ongo de todo o módulo;

Figura 6.56 - apresenta a deformada da estrutura, em vista longitudinal, ainda para ação combinada das cargas mecânicas e térmicas. Destaca-se os deslocamentos nos 3 pisos, nas regiões à esquerda, onde o aquecimento é mais intenso;

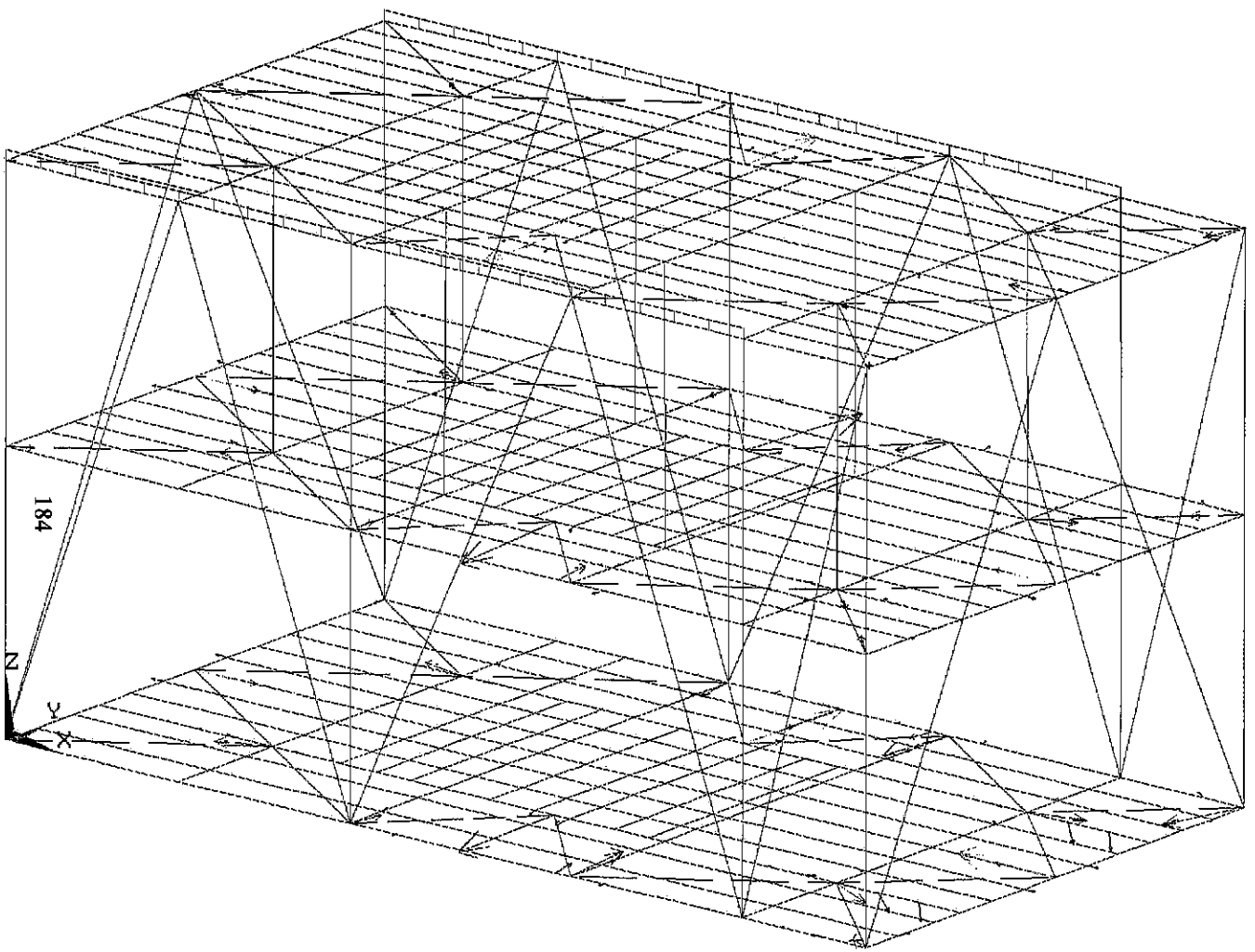


Figura 6.52 - Deslocamentos Atuantes - Cargas Mecânicas
Exemplo 4

Figura 6.53 - Deformada Longitudinal - Cargas Mecânicas
Exemplo 4

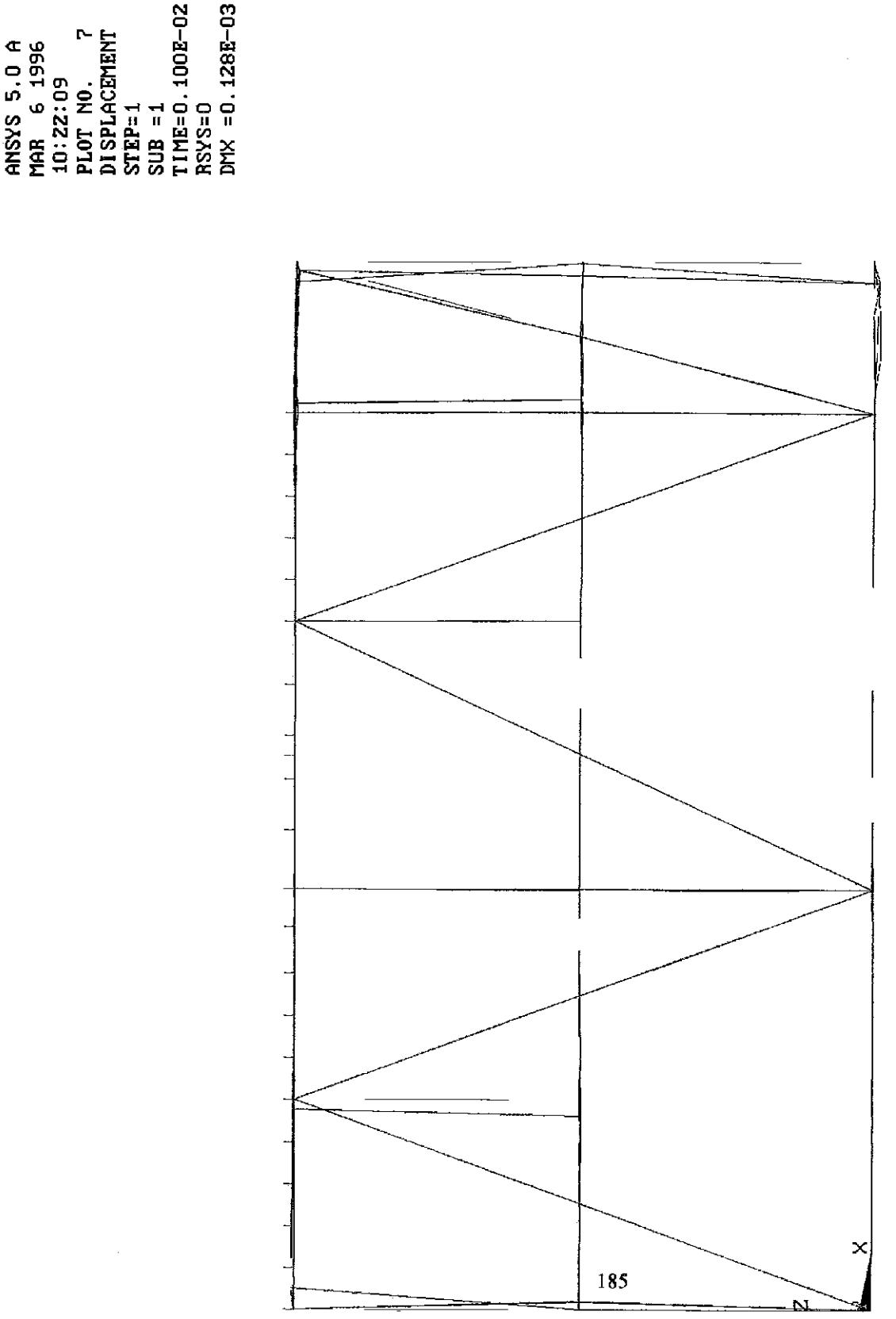


Figura 6.54 - Tensões Atuantes - Cargas Mecânicas
Exemplo 4

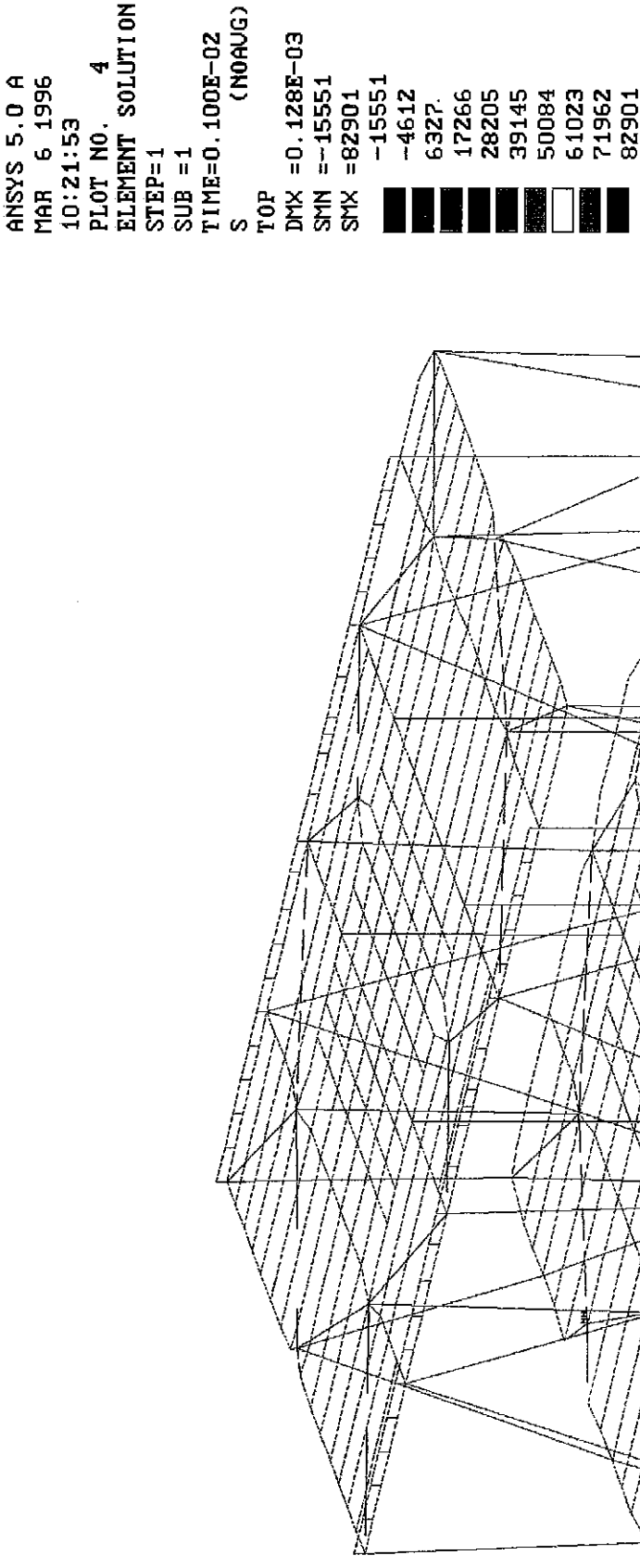


Figura 6.55 - Deslocamentos Atuantes - Cargas Mecânicas e Térmicas
Exemplo 4

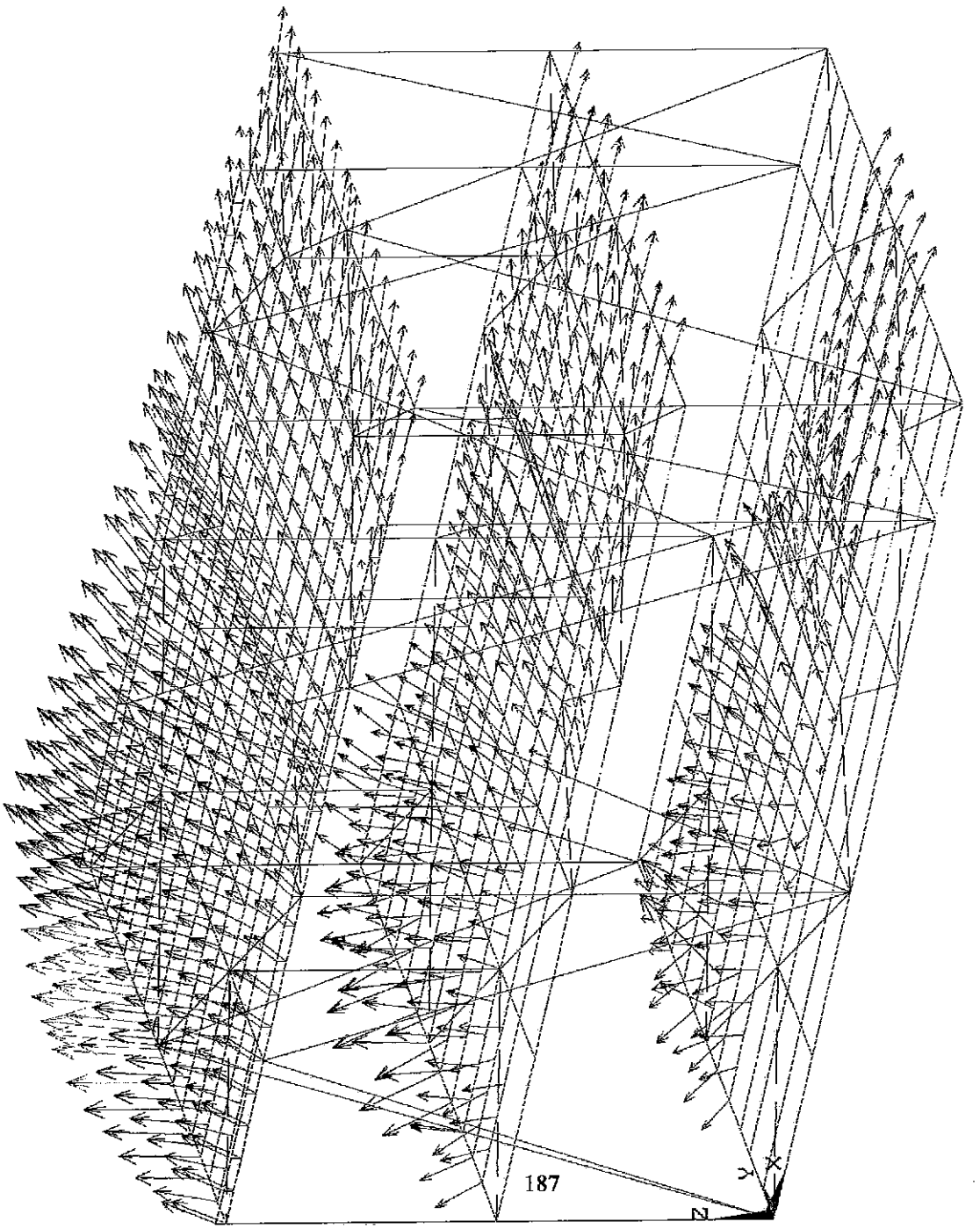


Figura 6.56 - Deformada Longitudinal - Cargas Mecânicas e Térmicas
Exemplo 4

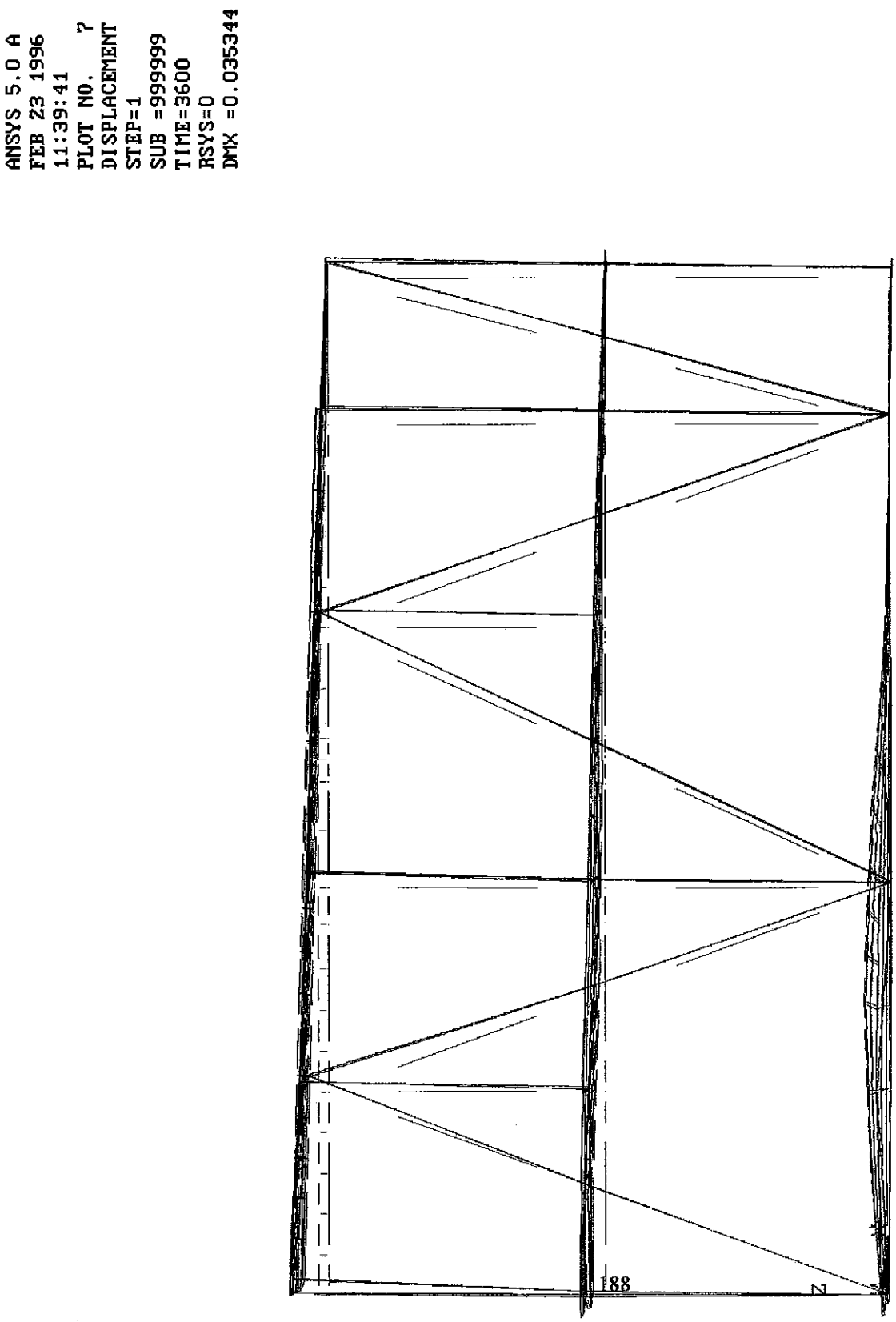


Figura 6.57 - apresenta as tensões máximas atuantes nas vigas, ainda para ação combinada de cargas mecânicas e témicas . A tensão máxima é de 800 MPa, contra os 82 MPa da Fig. 6.54, suficientes para ocorrer a falha do elemento;

Figura 6.58 - apresenta a variação das tensões máximas em alguns elementos, durante a duração do incêndio. Nota-se que para os elementos selecionados ocorre a estabilização dos valores de tensão após cerca de 1500 s (25 min.), o que confirma a necessidade de extender o período de análises para intervalos superiores a 30 min.;

Figura 6.59 - apresenta a deformada do piso do Mezanino, em outra condição de incêndio, onde se nota claramente o colapso da região central. Neste tipo de Arranjo, os deslocamentos excessivos implicam em danos aos equipamentos do piso superior durante a duração do incêndio. Estes danos traduzem-se por quedas destes equipamentos, com danos significativos.
Nota-se que para os elementos selecionados ocorre a estabilização dos valores de tensão após cerca de 1500 s (25 min.), o que confirma a necessidade de extender o período de análises para intervalos superiores a 30 min.;

Figura 6.60 - apresenta a curva deslocamento versus tempos para alguns nós do piso da figura anterior, caracterizando a ocorrência de colapso por deslocamento excessivo, com deslocamento máximo de 3200 metros, na direção vertical. onde se nota claramente o colapso da região central;

Figura 6.57 - Tensões Atuantes - Cargas Mecânicas e Térmicas
Exemplo 4

Fig. 6.58 -Tensão Máxima nas Vigas - MODULO 5 - HA79

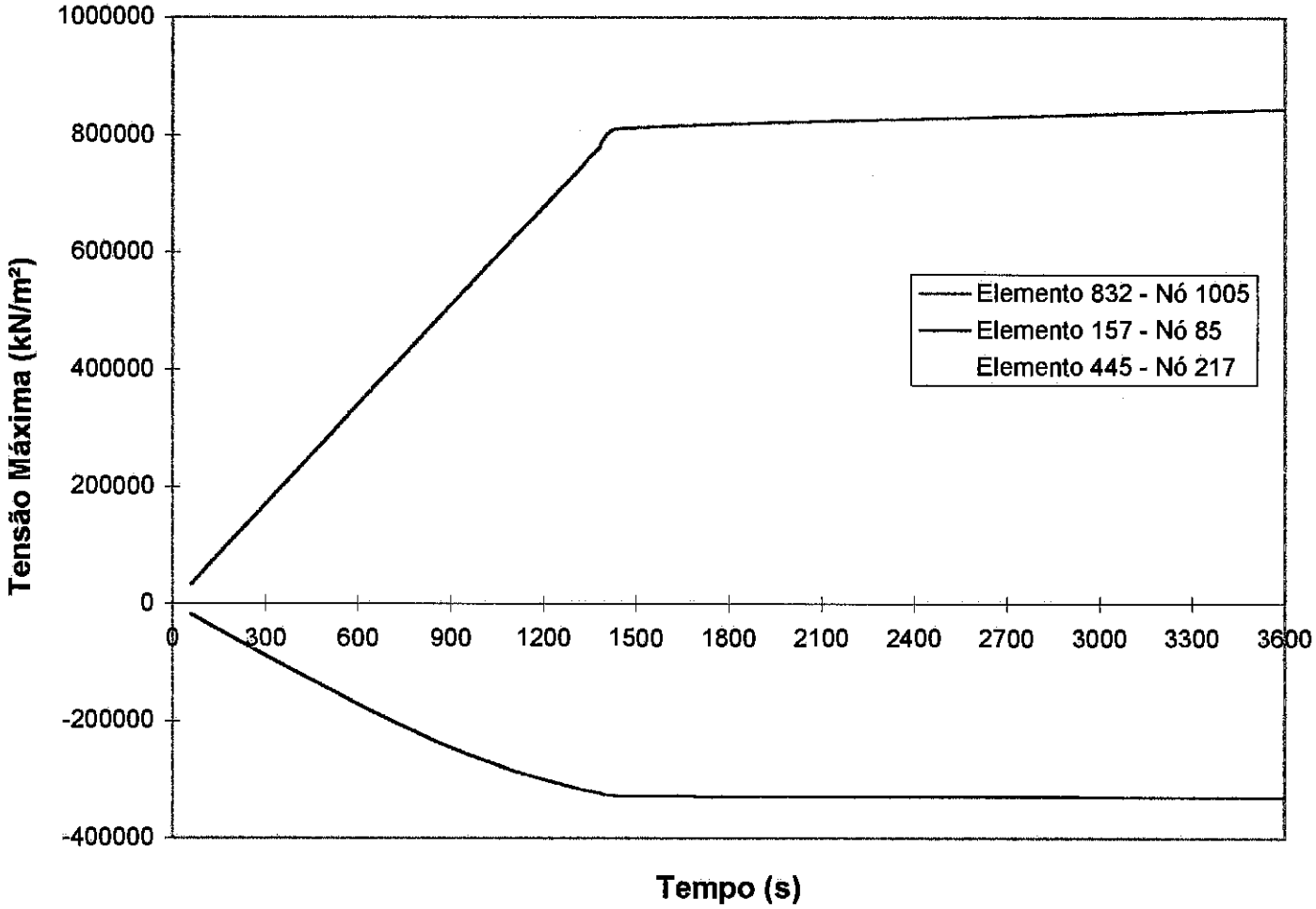


Figura 6.59 - Deformada do Piso Caracterizando o Colapso
Cargas Mecânicas e Térmicas - Exemplo 4

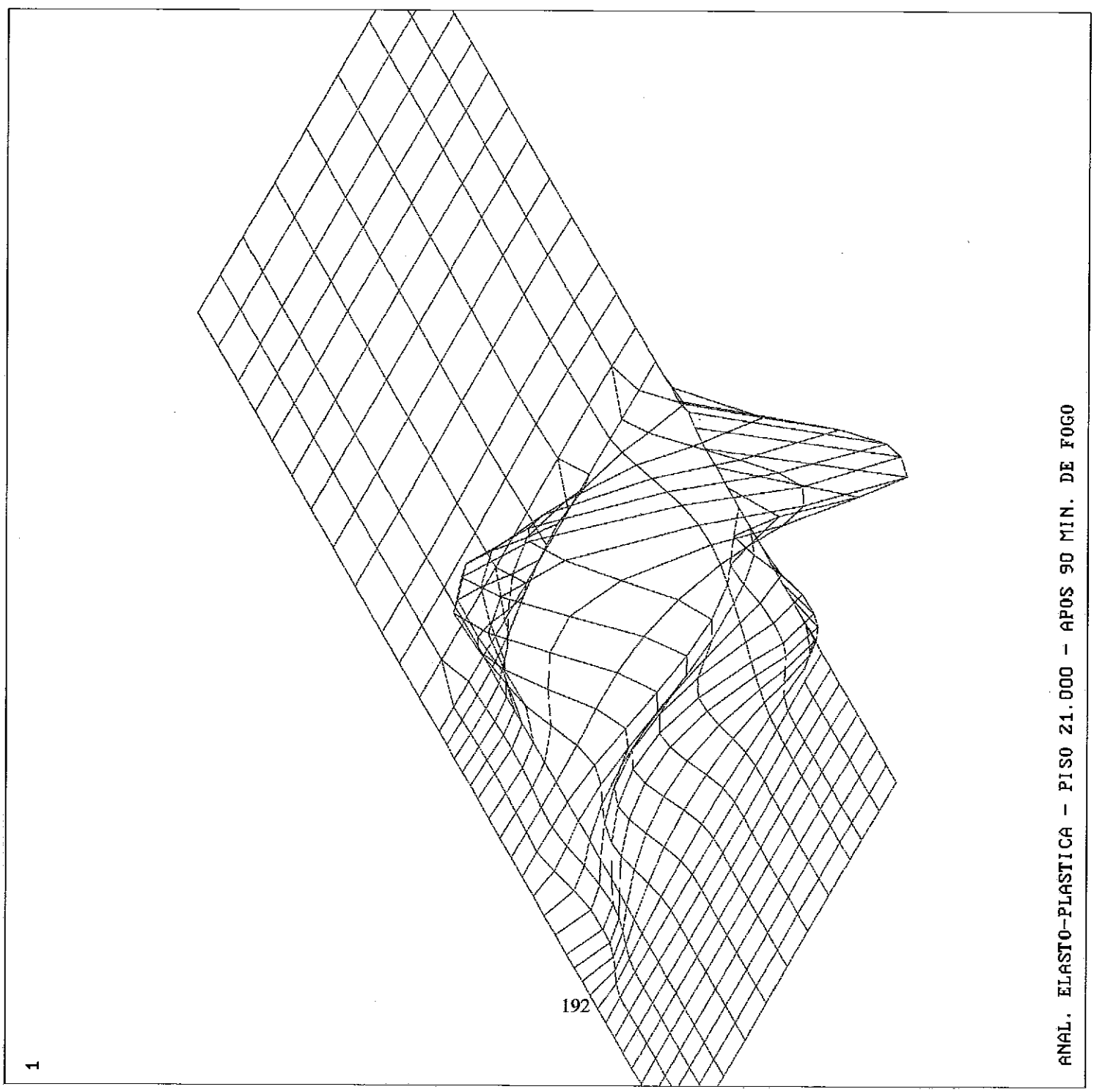
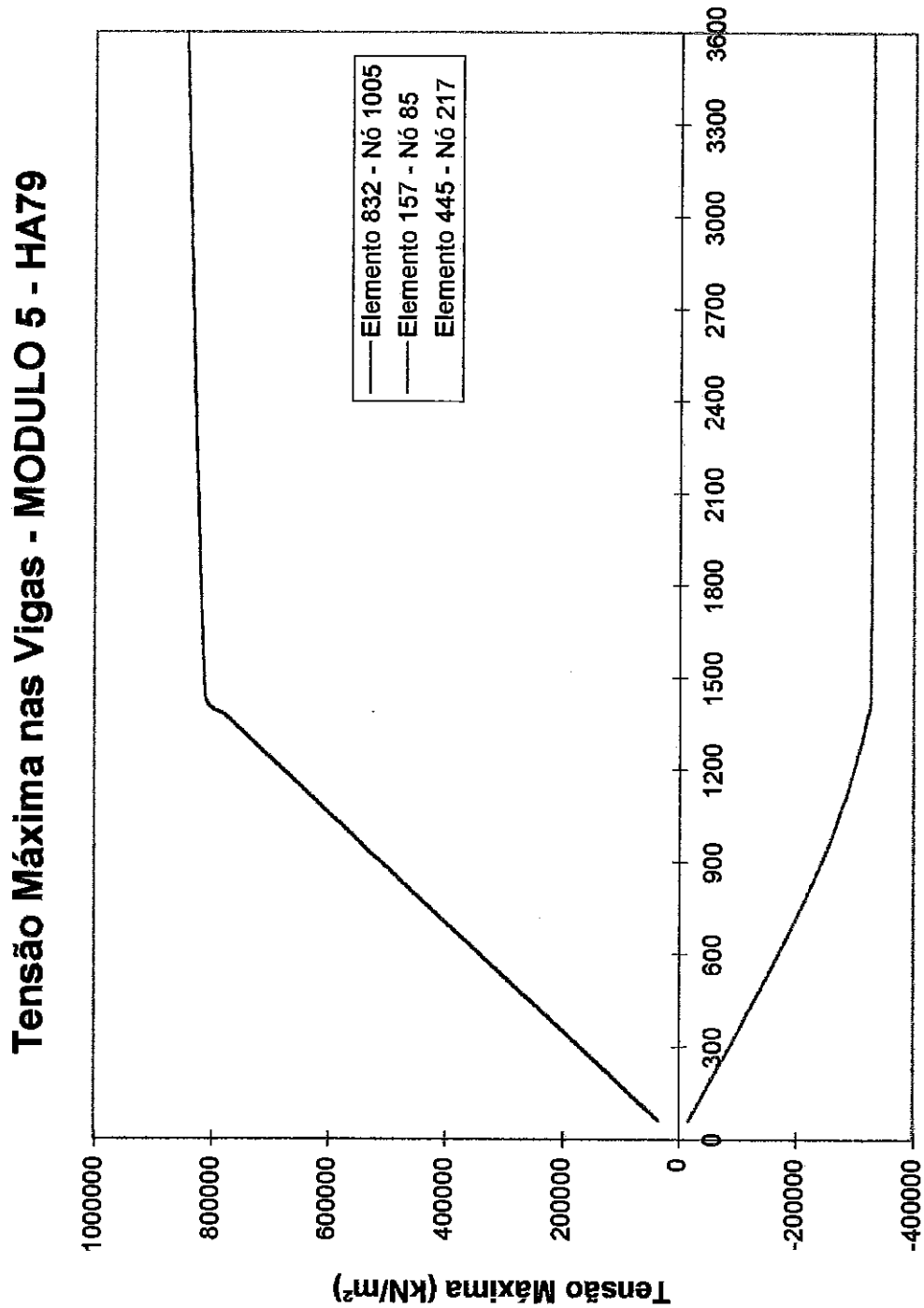


Figura 6.60 - Curva Deslocamento *versus* Tempo Caracterizando o Colapso Cargas Mecânicas e Térmicas - Exemplo 4



CAPÍTULO 7 - CONCLUSÃO

7.1. POTENCIALIDADES DE USO

A partir do apresentado neste trabalho, pode-se verificar que a metodologia proposta apresenta características específicas, dentre as quais destacam-se:

- desenvolvida para uso em instalações offshore, permite lidar adequadamente com os tipos de combustíveis normalmente encontrados nestes ambientes;

- baseia-se em equações teóricas e experimentais, sendo os procedimentos de cálculo validados por ensaios experimentais;

- permite a modelação computacional da chama, determinando sua forma e quantidade de calor emitida para cada tipo de combustível e situação de queima;

- permite considerar o efeito de vento e confinamento das chamas, bastante comum neste tipo de ambiente, instalados no mar e espaços reduzidos;

- possui rotina específica para cálculo do fator de forma, determinando com precisão a radiação incidente em cada ponto desejado. Permite adicionalmente a consideração de superfícies de sombra entre a chama e o "alvo";

- a utilização de software comercial para solução do problema térmico e de análise de tensões flexibiliza e populariza o uso da metodologia, permitindo a adaptação a cada ambiente de projeto ou re-análise;

- os resultados obtidos permitiram otimizar o projeto de proteção passiva, reduzindo sensivelmente a dependência da "sensibilidade" do projetista e minimizando erros de avaliação de cenários;

- a redução de proteção passiva estrutural significa, além da redução do custo inicial e de manutenção, minimização de peso embarcado, maior facilidade de inspeção dos elementos estruturais e redução nos pontos de corrosão;

- a observação do comportamento do incêndio permite a melhoria da instalação como um todo, possibilitando a otimização do arranjo. Desta forma, preserva-se equipamentos críticos ou de custo elevado, minimiza-se o risco de propagação e reduz-se a severidade de incêndios através de medidas que reduzam o inventário.

Tem-se portanto uma metodologia testada, validada a partir de uma série de resultados experimentais, que está sendo usada na prática em projetos novos, para tomada de decisão em novas filosofias de arranjo e na redução de custo de manuteção de projetos existentes.

7.2. PRINCIPAIS LIMITAÇÕES

A partir do apresentado neste trabalho, pode-se identiflcar algumas limitações nos procedimentos propostos, dentre os quais destacam-se:

i) não são consideradas explosões que precedem os incêndios, como as resultante de *fireball* ou *bleves* uma vez que o objetivo principal deste trabalho foi permitir o desenvolvimento de metodologia para análise de incêndios, quantificando suas consequências. Entretanto, estas explosões podem constituir-se em fator de dano significativo, merecedor de análise detalhada em outras análises;

ii) as chamas são consideradas como emitindo a mesma quantidade de calor por unidade de área ao longo de seu comprimento, o que significa, pela equação de Stefan-Boltzman, assumir temperatura constante ao longo do comprimento, o que não é verdade. A opção feita de desenvolver o trabalho a partir de evidências experimentais concedeu-nos uma certa liberdade de critério para cálculo da radiação emitida, porém tal fato somente se justifica pela existência de experimentos que comprovam a qualidade dos resultados. Eventuais erros, de até 20%, em distâncias muito próximas à chama, da ordem de metade de seu comprimento, poderão ser encontradas;

iii) a não-consideração de fluência ("creep") justifica-se pelo intervalo de tempo selecionado para análise, da ordem de 02 (duas) horas. Entretanto, uma vez que a ocorrência de fluência depende do trinômio tempo-temperatura-tensão, cada caso deverá ser considerado com rigor, de forma a assegurar que esta análise pode ser dispensada;

iv) O uso de análise elasto-plástica, ou não-linearidade dos materiais com a temperatura, foge ao conhecimento do engenheiro comum, assim como a combinação de análises térmica e estrutural pode demandar a utilização de mais de um profissional. Estes fatos tornam seletiva o uso desta metodologia.

7.3. DESENVOLVIMENTOS FUTUROS

Embora a metodologia apresentada nesta tese permita analisar a maior parte das situações de incêndio, pode-se identificar algumas áreas de atuação para aperfeiçoar os procedimentos e/ou resultados obtidos. Dentre estes, pode-se citar:

- elaboração de novas filosofias de projeto de estruturas metálicas, objetivando reduzir os esforços térmicos provocados pela dilatação de determinados elementos, sem entretanto comprometer a segurança global;

- utilização das análises para normalização dos procedimentos de proteção;

- incluir procedimentos que possibilitem avaliar os efeitos de explosões. As alternativas atualmente empregadas, com base em TNT-equivalente ou cálculo das ondas de pressão por energia liberada, ou são excessivamente simples e conservativas ou ainda não estão suficientemente divulgadas e testadas. O estudo de explosões representa uma área com boas perspectivas de desenvolvimento;

- os modelos de chama apresentados baseiam-se num linha de análise estabelecida com base em evidências experimentais. A comparação com outros modelos, ainda não totalmente testados, representa uma área promissora de desenvolvimento, que deve ser explorada;

- a validação dos procedimentos empregados foi efetuada com base em resultados experimentais. Entretanto, algumas situações de análise como incêndios desenvolvendo-se no mar ainda não foram completamente testadas pela inexistência de dados experimentais. A realização e/ou obtenção destes dados é necessária para validar completamente estas rotinas;

- alguns critérios adotados nas análises, como diâmetros de orifício de vazamento de gás e quantidade de óleo retirada pelo sistema de drenagem, devem ser objeto de discussão mais ampla, de forma a aperfeiçoá-los e validá-los.

CAPÍTULO 8 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

[1] ASTM. 1983 - Standard Methods of Fire Test of Building Construction and Materials.
Designation E 119 - 83. Philadelphia, PA: American Society for Testing and Materials

[2] Barnett, J.R - The Development of an Analytical Methodology for the Design of Steel Framed Structures Exposed to Fires - Ph.D. Thesis - Worcester Polytechnic Institute, 1989.

[3] Chiou, Y.J. and Lin, Y.R - A Study on the Fire Response on Flexibly Jointed Steel Frames - Computer & Structures, No. 45, Vol. 3, 1992.

[4] Tomecek, D.V. and Mike, J.A. - A Study of the Effect of Partial Loss of Protection on the Fire Resistance of Steel Colums - Fire Technology - March, 1993.

[5] PETROBRAS - N-2077 - Segurança e Higiene do Trabalho em Instalações Offshore, Norma Técnica, 1986.

[6] Forsth, L.R. and Mann, S - Fire Loads on Mobile Offshore - Norwegian Maritime Research - 1983.

[7] Lord Cullen's Report about Piper Alpha Accident - Department of Interior, U.K., 1991.

[8] - Swanson Analysis Systems Inc. - ANSYS Engineering Analysis System - Theoretical Manual, 1989

[9] - Swanson Analysis Systems Inc. - ANSYS Engineering Analysis System - User's Manual - Vol. 1 and 2 - 1989

[10] Blinov, V.I. and Khudikov, G.N. - Certain Laws Governing Diffusive Burning of Liquids - Academia Nank, SSSR Docklady, 1957.

[11] De Ris, J. and Orloff, L. - A Dimensionless Correlation of Pool Burning Data - Combution and Flames, 18, 1972.

[12] Burgess, D.S.; Strasser, T.A.K. and Grumer, J. - Diffusive Burning of Liquid Fuels in Open Trays - Fire Res. Abs. and Rev., 3, 1961.

[13] Grumer, J.; Strasser, T.A.K. and Burgess, D.S - Uncontrolled Diffusive Burning of Some New Liquid Propellants - Fire Res. Abs.and Rev., 5, 1961.

[14] Thomas, P.H. - The Size of Flames from Natural Fires - 9th Int. Combustion Symposium, 1963.

[15] Welker, J.R. and Sliepcevich, C.M. - Wind Interctions Effects on Free Burning Fires - Tec. Report #1441-3 to Office of Civil Defense of U.S. Bureau of Standards, 1967.

[16] - Fluent Theoretical Manual - Fluent Inc., 1992.

[17] API - American Petroleum Institute - Recommended Practice (RP) 521, 1984.

[18] Whazan User's Manual - DNV Technica - Londres, 1988.

[19] ChemsPlus User's Manual - Arthur Doolittle Inc., Boston, MA, 1989.

[20] Zuloski E.E. and Kubota T. - NBS-GCR-77-98, National Bureau of Standards, 1977.

[21] - Mendes, M.F. - Análise Termo-elasto-plástica de Componentes de Equipamentos Industriais em Micro-computadores - Tese de Mestrado, COPPE/UFRJ, Julho de 1989.

[22] Holman, J.P., Heat Transfer, New York, McGrawl-Hill, 1981

[23] - Yokoi, S. - Report No. 34 - Building Research Institute - 1960.

[24] - Drysdale, J. - Fire Dynamics- Edimburgh, McGraw-Hill, 1989.

[25] - Análise de Incêndio na PLataforma Fixa de PPE - Relatório Térmico, 1991.

[26] - Heirzberg, H. - Fundamentos de Física Quântica, São Paulo, Editora Campus, 1979.

[27] - DESAI, C.S.; ABEL, J.F. - "Introduction to the Finite Element Method", Van Nostrand Co. , 1972

[28] - BATHE, K.J., "Finite Elements Procedures in Engineering Analysis", New Jersey< Prentice-Hall Inc.; 1982

[29] - Araújo, M.S; Mendes, M.F. e Torres, F.A. - Temperature Distribution in offshore Platforms in the case of Fire - International Offshore and Polar Engineering Conferrence (ISOPE), Edinburgh, U.K., August, 1991

[30] - Tselikov - Stress and Strain in Rolling Mills - Mir Publishing, Moscou, 1978.

[31] - Araújo, M.S., Rodriguez, S.G.H., Mendes, M.F. e Silva, F.M. - Evolução nas Técnicas de Simulação de Incêndio em Plataformas Offshore - Congresso do Instituto Brasileiro de Petróleo, 1994.

[32] - 03.097.95 - Análise de Incêndio da Plataforma P-XXV - Relatório Técnico Final, MTL Engenharia, 1995.

[33] - Boring, D.F. - An Analytical Evaluation of the Structural Response of Simply Supported, Thermally Unrestrained Structural Steel Beams Exposed to the Standard Fire Endurance Test - Tese de Mestrado, Ohio State University, Columbus (1979).

[34] - Koseki, H. - Combustion Properties of Large Liquid Pool Fires - Fire Technology, August 1989.

[35] - Brown,L.E.; Wesson ,H.R. and Welker,J.R. - Predict LNG Fire Radiation - Hidro-carbon Processing, May 1974.

[36] - Parker, R.O. - Calculating Thermal Radiation Hazards in Large Fires - NFPA Annual Meeting, May 1973.

[37] - Nishio, G. and Machida ,S. - Pool Fires under Atmosphere and Ventilation in Steady-State Burning (PART I) - Fire Technology, May 1987.

[38] - Atallah, S. and Allan, D.S.- Safe Separation Distances from Liquid Fuel Fires - Fire Technology, February 1971.

[39] - Kent, G.R. - Pratical Design of Flare Stacks - Hidro-carbon Processing, July 1982.

[40] - Fire, F.L. - Liquified Petroleum Gas - Fire Engineering, January 1989.

[41] - Welker, J.R.; Pipckin, O.A. and Sliepcevich, C.M. - The Effect of Wind on Flames - Fire Technology, May 1965.

[42] - Welker, J.R. and Sliepcevich, C.M. - Burning Rates and Heat Transfer from Wind-blown Flames - Fire Technology, May 1966.

[43] - Heselden, A.J.M. and Hinkley, P.L. - Measurements of the Transmission of Radiation Through Water Sprays - Fire Technology, May 1965.

[44] - Kardestuncer, H.; Norrie, D.H. and Brezzi, F. - Finite Element Handbook - McGraw-Hill, 1988.

[45] - Incropera, F.P. and DeWitt, D.P.- Fundamentals of Heat Transfer - John Wiley and Sons, 1981.

[46] - Shih, T.M. - Numerical Heat Transfer - Springer-Verlag, 1984.

[47] - Shields, T.J. and Silcock, G.W.H. - Buildings and Fire - Longman Scientific & Technical, 1987.

[48] - Adams, J.A. and Rogers, D.F. - Computer Aided Heat Transfer Analysis - McGraw-Hill, 1973.

[49] - Hoffman, E.J. - Heat Transfer Rate Analysis - PennWell Publishing Co., 1980.

[50] - Fox, R.W. and McDonald, A.T. - Introductioc to Fluid Mechanics - John Wiley & Sons, Inc, 1978.

[51] - Malhotra, H.L. - Design of Fire-Resisting Structures - Surrey University Press, 1982.

[52] - McMurray, R. - Flare Radiation Estimation - Hidrocarbon Processing - November 1982.

[53] - Mason, G.S. and Kumar, R. - Algorithm Sizes Flare Piping - Chemical Engineering - June, 1988.

[54] - Rodrigues, S.G.H; Mendes, M.F. e Torres, F.A. - Structural Analysis in offshore Platforms due ro Fire Accidents - International Offshore and Polar Engineering Conferrence (ISOPE), Edinburgh, U.K., August, 1991

[55] - Kandell, P. - Program Sizes Pipe and Flare Manifolds for Compressible Flow - Chemical Engineering - June, 1981.

[56] - Van Dolah, R.W. et all - Ignition or the Flame-Initiating Process - Information Circular 8137 - United States Bureau of Mines.

[57] - Zukosky, E.E.; Cetegen, B.M.and Kubota - 20th Symposium on Combustion - 1985.

[58] - Evans, L.B. ans Stefany, N.E. - An Experimental Study of Transient Heat Transfer to Liquids in Cylindrical Enclosures - J. Heat Transfer, vol. 86, 1964.

[59] - Gebhart, B. - Natural Convection Flow, Instability and Transition - ASME Pap. 69-HT-29, 1969.

[60] - Hottel, H.C. - Certain Laws Governing Diffusive Burning of Liquids - Fire Res. Abstr. Rev. I.41, 1959.

[61] - Burgess, D.S.; Strasser, A. and Grumer, J. - Diffusive Burning of Liquid Fuels in Open Trays - Fire Res. Abstr. - Rev. 3.177, 1961.