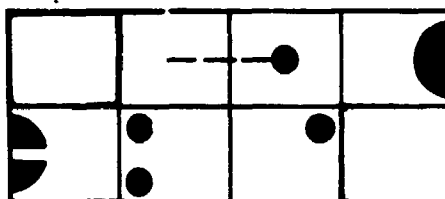


BR 86 13704

INIS-BR--539

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS

ESCOLA DE ENGENHARIA



DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA NUCLEAR

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIAS E TÉCNICAS NUCLEARES

PROJETO, MONTAGEM E COMISSIONAMENTO DE
UMA INSTALAÇÃO DE TESTES DE REMOLHAMENTO

Autor: Hugo Cesar Rezende

Orientador: Luiz Carlos Duarte Ladeira

Dissertação apresentada ao Curso de Ciências e Técnicas Nucleares da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários para obtenção do grau de Mestre.

Belo Horizonte

Agosto/85

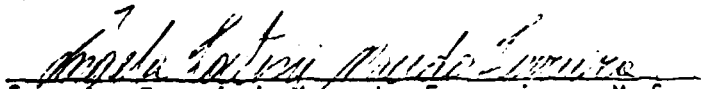
TÍTULO DA DISSERTAÇÃO:

Projeto, Montagem e Comissionamento de uma Instalação de Testes de Remolhamento.

NOME DO AUTOR

Hugo Cesar Rezende

Dissertação defendida e aprovada pela banca examinadora, constituída dos Senhores:



Angela Fortini Macedo Ferreira, M.Sc.



Paulo de Carvalho Tofani, Dr.

Orientador: 

Luiz Carlos Duarte Ladeira, M.Sc.

Área de Concentração: Tecnologia das Centrais Nucleares

Belo Horizonte, 16 de dezembro de 1985
(Data defesa dissertação)

Este trabalho foi realizado nas instalações do Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear e constitui tarefa do Departamento de Tecnologia de Reatores - Divisão de Testes - Laboratório de Termohidráulica - NUCLEBRÁS

MEUS SINCEROS ACRADDECIMENTOS

- às Empresas Nucleares Brasileiras S.A. - NUCLEBRÁS, que permitiram a realização desse trabalho dentro dos programas do CDTN;

- ao Físico Luiz Carlos Duarte Ladeira, orientador, pela grande colaboração e interesse;

- à Técnica em Instrumentação e Controle Diva Godoi de Oliveira, pela especial dedicação;

- aos demais colegas do Laboratório de Termohidráulica, os Engenheiros Elcio Tadeu Palmieri, Amir Zacarias Mesquita e José Délio Santiago, o Físico Moysés Alberto Navarro, os Técnicos Jorge Alberto Almada, Emil dos Reis e Rogério Mathias da Silva e o estagiário acadêmico Rômulo Martini Rezende;

- à secretária Marcia Maria C. de Castro, pela datilografia;

- às chefias e demais colegas da Divisão de Testes e do Departamento de Tecnologia de Reatores e dos diversos setores de apoio do CDTN;

- à CNEN/PRONUCLEAR, pela concessão da bolsa de estudo.

SUMÁRIO

| | <u>Pág.</u> |
|---|-------------|
| RESUMO | 1 |
| ABSTRACT | 2 |
| 1. INTRODUÇÃO | 3 |
| 2. ESTUDO BIBLIOGRÁFICO | 6 |
| 2.1 Descrição do Acidente de Perda de Refrigerante (LOCA) | 6 |
| 2.2 Evolução das Fases de Reenchimento e Reinundação de um LOCA | 9 |
| 2.3 Influências dos Diversos Parâmetros | 13 |
| 2.3.1 Influência da pressão | 13 |
| 2.3.2 Influência do subresfriamento do fluido | 15 |
| 2.3.3 Influência da velocidade de inundação | 16 |
| 2.3.4 Influência da seção do canal de escoamento | 16 |
| 2.3.5 Influência do fluxo de calor | 17 |
| 3. A INSTALAÇÃO DE TESTES DE REMOLHAMENTO (ITR) | 18 |
| 3.1 O Conceito da ITR | 18 |
| 3.2 Aspectos Mecânicos da ITR | 21 |
| 3.2.1 A linha de injeção de água | 21 |
| 3.2.1.1 Descrição | 21 |
| 3.2.1.2 O pré-aquecedor | 22 |
| 3.2.1.3 A bomba de injeção | 24 |
| 3.2.2 A linha de pressurização | 25 |
| 3.2.2.1 Descrição | 25 |
| 3.2.2.2 O pressurizador | 26 |
| 3.2.3 A linha de medição da água arrastada pelo vapor | 26 |
| 3.2.3.1 Descrição | 27 |
| 3.2.3.2 O separador de vapor | 27 |

| | <u>Pág.</u> |
|---|-------------|
| 3.2.3.3 Coleta e medição da água arrastada pelo <u>va</u> por | 28 |
| 3.2.4 A seção de testes | 28 |
| 3.2.4.1 Dados geométricos dos elementos combustí - veis de centrais nucleares | 29 |
| 3.2.4.2 A primeira seção de testes utilizada na ITR | 29 |
| 3.3 A Alimentação Elétrica | 31 |
| 3.4 A Instrumentação | 32 |
| 3.4.1 Características gerais | 32 |
| 3.4.2 Temperatura de parede na seção de testes | 33 |
| 3.4.3 Temperatura de fluido | 34 |
| 3.4.4 Pressão | 35 |
| 3.4.5 Nível | 36 |
| 3.4.6 Vazão | 36 |
| 3.4.7 Potência dissipada na seção de testes | 37 |
| 4. COMISSIONAMENTO DA ITR | 39 |
| 4.1 Calibração dos Sistemas de Medida | 39 |
| 4.1.1 Temperatura | 39 |
| 4.1.2 Pressão | 40 |
| 4.1.3 Vazão | 42 |
| 4.1.4 Potência | 42 |
| 4.2 Avaliação dos Resultados de Calibrações | 43 |
| 4.2.1 Método de avaliação | 43 |
| 4.2.2 Avaliação dos resultados da calibração dos sistemas de medida de temperatura | 45 |
| 4.2.3 Avaliação dos resultados da calibração dos sistemas de medida de pressão | 45 |
| 4.2.4 Avaliação dos resultados da calibração dos sistemas de medida de vazão | 46 |
| 4.2.5 Avaliação dos resultados da calibração do sistema de medida de potência | 49 |
| 4.3 Realização de Testes Típicos | 50 |

| | <u>Pág.</u> | |
|-------|-------------------------------------|----|
| 4.3.1 | Descrição dos testes | 50 |
| 4.3.2 | Resultados dos testes | 51 |
| 4.3.3 | Avaliação dos resultados dos testes | 53 |
| 5. | CONCLUSÕES | 56 |
| | REFERÊNCIAS | 58 |
| | NOMENCLATURA | 62 |

LISTA DE TABELAS

- TABELA 1: FAIXA DE VALORES DOS DIVERSOS PARÂMETROS QUE DEVERÃO VARIAR PARA OS DIVERSOS TESTES A SEREM REALIZADOS COM A ITR
- TABELA 2: RELAÇÃO DOS COMPONENTES INSTALADOS NO CIRCUITO DE INJEÇÃO DE ÁGUA
- TABELA 3: DADOS GEOMÉTRICOS DO ELEMENTO COMBUSTÍVEL DE CENTRAIS NUCLEARES DO TIPO ANGRA-II, 16X16-20
- TABELA 4: CARACTERÍSTICAS PRINCIPAIS DO POTENCIÔMETRO
- TABELA 5: RESULTADO DA CALIBRAÇÃO DA LINHA DO SISTEMA DE MEDIDA DE TEMPERATURA
- TABELA 6: RELAÇÃO DOS TRANSMISSORES DE PRESSÃO INSTALADOS NA ITR
- TABELA 7: RESULTADO DA CALIBRAÇÃO DO TRANSMISSOR DE PRESSÃO ABSOLUTA INSTALADO NA ENTRADA DA SEÇÃO DE TESTES (PEST)
- TABELA 8: RESULTADO DA CALIBRAÇÃO DO SISTEMA DE MEDIÇÃO DA PRESSÃO DIFERENCIAL EM LST
- TABELA 9: RESULTADO DA CALIBRAÇÃO DO SISTEMA DE MEDIÇÃO DA PRESSÃO DIFERENCIAL EM LCC1
- TABELA 10: RESULTADO DA CALIBRAÇÃO DO SISTEMA DE MEDIÇÃO DA PRESSÃO DIFERENCIAL EM LCC2
- TABELA 11: RESULTADO DA CALIBRAÇÃO DO SISTEMA DE MEDIÇÃO DA PRESSÃO DIFERENCIAL EM FSV
- TABELA 12: RESULTADOS DA CALIBRAÇÃO DO ROTÂMETRO INSTALADO EM FEN
- TABELA 13: RESULTADO DA ANÁLISE DA CALIBRAÇÃO DO SISTEMA DE MEDIDA DE TEMPERATURA
- TABELA 14: RESULTADO DA ANÁLISE DA CALIBRAÇÃO DO SISTEMA DE MEDIDA DE PRESSÃO
- TABELA 15: VALORES DOS DIVERSOS PARÂMETROS PARA OS DOIS TESTES REALIZADOS

LISTA DE FIGURAS

- FIGURA 1: PERFIL TEMPORAL DA PRESSÃO, TEMPERATURA DO REVESTIMENTO DAS VARETAS E NÍVEL DA ÁGUA NO NÚCLEO DURANTE UM ACIDENTE DE PERDA DE REFRIGERANTE
- FIGURA 2: FORMAS DE ESCOAMENTO E REGIÕES DE TRANSMISSÃO DE CALOR NO PROCESSO DE MOLHAMENTO COM ESCOAMENTO DESCENDENTE E ALTAS TAXAS DE INUNDAÇÃO
- FIGURA 3: FORMAS DE ESCOAMENTO E REGIÕES DE TRANSMISSÃO DE CALOR NO PROCESSO DE MOLHAMENTO COM ESCOAMENTO DESCENDENTE E BAIXAS TAXAS DE INUNDAÇÃO
- FIGURA 4: FORMAS DE ESCOAMENTO E REGIÕES DE TRANSMISSÃO DE CALOR NO PROCESSO DE MOLHAMENTO COM ESCOAMENTO DESCENDENTE
- FIGURA 5: DISPOSIÇÃO DA CURVA DE EBULIÇÃO SEGUNDO NUKIYAMA PARA O PERFIL DE TEMPERATURA NO PROCESSO DE INUNDAÇÃO
- FIGURA 6: INFLUÊNCIA DA PRESSÃO SOBRE O AVANÇO DE UMA FRENTE DE MOLHAMENTO (VELOCIDADE DE INJEÇÃO = 6 m/s; SUBRESFRIAMENTO DE INJEÇÃO = 3°C; E FLUXO DE CALOR = 3 W/cm²)
- FIGURA 7: DEPENDÊNCIA DA TEMPERATURA DE MOLHAMENTO COM A PRESSÃO
- FIGURA 8: INFLUÊNCIA DO SUBRESFRIAMENTO DA ÁGUA DE INUNDAÇÃO SOBRE O AVANÇO DA FRENTE DE MOLHAMENTO (PRESSÃO = 4,5 bar; VELOCIDADE DE INJEÇÃO = 6 cm/s)
- FIGURA 9: INFLUÊNCIA DA VELOCIDADE DE INUNDAÇÃO SOBRE O TEMPO ATÉ O MOLHAMENTO
- FIGURA 10: INFLUÊNCIA DO DIÂMETRO DO TUBO SOBRE O AVANÇO DA FRENTE DE MOLHAMENTO (PRESSÃO = 4,5 bar; VELOCIDADE DE INJEÇÃO = 6 cm/s; SUBRESFRIAMENTO DE INJEÇÃO = 75°C; FLUXO DE CALOR = 3 W/cm²)
- FIGURA 11: FLUXOGRAMA DA INSTALAÇÃO DE TESTES DE REMOLHAMENTO
- FIGURA 12: FOTOGRAFIA DA INSTALAÇÃO DE TESTES DE REMOLHAMENTO
- FIGURA 13: DESENHO EM CORTE DO PRÉ-AQUECEDOR
- FIGURA 14: DETALHE DE MONTAGEM DO SEPARADOR DE VAPOR E DA EXTREMIDADE SUPERIOR DA SEÇÃO DE TESTES
- FIGURA 15: SEÇÃO DE UM CANAL DE ESCOAMENTO NORMAL E OUTRO COM TUBO GUIA DE ELEMENTO COMBUSTÍVEL PWR DO TIPO ANGRA II

- FIGURA 16: DETALHE DA EXTREMIDADE SUPERIOR DA SEÇÃO DE TESTES
- FIGURA 17: DIAGRAMA UNIFILAR DA ALIMENTAÇÃO ELÉTRICA DA ITR
- FIGURA 18: PONTOS NOS QUAIS EFETUAM-SE MEDIDAS DE TEMPERATURA, PRESSÃO, NÍVEL E VAZÃO AO LONGO DA ITR
- FIGURA 19: MESA DE CONTROLE DA ITR
- FIGURA 20: DIAGRAMA DE CONEXÕES ELÉTRICAS PARA MESA DE CONTROLE E INSTRUMENTAÇÃO DA ITR
- FIGURA 21: POSICIONAMENTO DOS TERMOPARES NA PAREDE DA SEÇÃO DE TESTES
- FIGURA 22: COTAS DOS TERMOPARES DE PAREDE AO LONGO DA SEÇÃO DE TESTES
- FIGURA 23: EXEMPLO DOS TRANSIENTES TÉRMICOS ESPERADOS NA SEÇÃO DE TESTES
- FIGURA 24: ESQUEMA SIMPLIFICADO DA MONTAGEM UTILIZADA PARA CALIBRAÇÃO DA LINHA DOS TERMOPARES
- FIGURA 25: ESQUEMA SIMPLIFICADO DA MONTAGEM UTILIZADA PARA CALIBRAÇÃO DOS TRANSMISSORES DE PRESSÃO DIFERENCIAL
- FIGURA 26: VARIAÇÃO DA RESISTÊNCIA ELÉTRICA NA SEÇÃO DE TESTES COM A TEMPERATURA
- FIGURA 27: EVOLUÇÃO DA TEMPERATURA NAS POSIÇÕES DOS TERMOPARES T3 A T10, DURANTE O TESTE Nº 1
- FIGURA 28: EVOLUÇÃO DA TEMPERATURA NAS POSIÇÕES DOS TERMOPARES DA SEÇÃO DE TESTES, DURANTE O TESTE Nº 2
- FIGURA 29: EVOLUÇÃO DOS COEFICIENTES DE TRANSMISSÃO DE CALOR NAS POSIÇÕES DOS TERMOPARES T3 A T10, DURANTE O TESTE Nº 1
- FIGURA 30: EVOLUÇÃO DOS COEFICIENTES DE TRANSMISSÃO DE CALOR NAS POSIÇÕES DOS TERMOPARES DA SEÇÃO DE TESTES, DURANTE O TESTE Nº 2
- FIGURA 31: EVOLUÇÃO DA FRENTE DE MOLHAMENTO PARA OS DOIS TESTES REALIZADOS
- FIGURA 32: EVOLUÇÃO DA FRENTE DE MOLHAMENTO E DO NÍVEL EQUIVALENTE DE ÁGUA NA SEÇÃO DE TESTES DURANTE O TESTE Nº 1
- FIGURA 33: EVOLUÇÃO DA FRENTE DE MOLHAMENTO E DO NÍVEL EQUIVALENTE DE ÁGUA NA SEÇÃO DE TESTES DURANTE O TESTE Nº 2
- FIGURA 34: EVOLUÇÃO DO NÍVEL DE ÁGUA NAS DUAS COLUNAS DE MEDIÇÃO DA ÁGUA ARRASTADA, DURANTE O TESTE Nº 1

- FIGURA 35: EVOLUÇÃO DO NÍVEL DE ÁGUA NAS DUAS COLUNAS DE MEDIÇÃO DA ÁGUA ARRASTADA, DURANTE O TESTE Nº 2
- FIGURA 36: EVOLUÇÃO DA TAXA DE ARRASTE DE ÁGUA PELO VAPOR, DURANTE O TESTE Nº 1
- FIGURA 37: EVOLUÇÃO DA TAXA DE ARRASTE DE ÁGUA PELO VAPOR, DURANTE O TESTE Nº 2
- FIGURA 38: COMPARAÇÃO ENTRE A EVOLUÇÃO DA TEMPERATURA DE PAREDE, NAS COTAS DOS TERMOPARES T3, T6 E T8, MEDIDA E CALCULADA, PARA O TESTE Nº 1
- FIGURA 39: COMPARAÇÃO ENTRE A EVOLUÇÃO DA TEMPERATURA DE PAREDE, NAS COTAS DOS TERMOPARES T3, T6 E T8, MEDIDA E A CALCULADA, PARA O TESTE Nº 2
- FIGURA 40: COMPARAÇÃO ENTRE A EVOLUÇÃO DOS COEFICIENTES DE TRANSMISSÃO DE CALOR MEDIDA E A CALCULADA, PARA O TESTE Nº 1, NAS COTAS DOS TERMOPARES T3, T6 E T8
- FIGURA 41: COMPARAÇÃO ENTRE A EVOLUÇÃO DOS COEFICIENTES DE TRANSMISSÃO DE CALOR MEDIDA E A CALCULADA, PARA O TESTE Nº 2, NAS COTAS DOS TERMOPARES T3, T6 E T8
- FIGURA 42: COMPARAÇÃO ENTRE A EVOLUÇÃO DA FRENTE DE MOLHAMENTO MEDIDA E A CALCULADA, PARA O TESTE Nº 1
- FIGURA 43: COMPARAÇÃO ENTRE A EVOLUÇÃO DA FRENTE DE MOLHAMENTO MEDIDA E A CALCULADA, PARA O TESTE Nº 2
- FIGURA 44: COMPARAÇÃO ENTRE A EVOLUÇÃO DA TAXA DE ARRASTE DE ÁGUA PELO VAPOR MEDIDA E A CALCULADA, DURANTE O TESTE Nº 1
- FIGURA 45: COMPARAÇÃO ENTRE A EVOLUÇÃO DA TAXA DE ARRASTE DE ÁGUA PELO VAPOR MEDIDA E A CALCULADA, DURANTE O TESTE Nº 2
- FIGURA 46: COMPARAÇÃO ENTRE A EVOLUÇÃO DO NÍVEL DE ÁGUA EQUIVALENTE NA SEÇÃO DE TESTES MEDIDA E A CALCULADA, PARA O TESTE Nº 1
- FIGURA 47: COMPARAÇÃO ENTRE A EVOLUÇÃO DO NÍVEL DE ÁGUA EQUIVALENTE NA SEÇÃO DE TESTES MEDIDA E A CALCULADA, PARA O TESTE Nº 2

RESUMO

Apresenta-se o projeto da Instalação de Testes de Remolhamento - ITR, montada no Laboratório de Termohidráulica do CDTN. Esta instalação tem por objetivo a investigação de fenômenos termohidráulicos envolvidos na fase de reinundação de um acidente de perda de refrigerante (LOCA), em um reator a água pressurizada, utilizando seções de testes tubulares e anulares. Descrevem-se os aspectos mecânicos da instalação, seu sistema de suprimento de potência e a instrumentação utilizada.

Em seguida, são relatados os testes de comissionamento da instalação, os quais se constituíram da calibração da instrumentação e da realização de dois testes típicos, para a verificação das condições de operação da instalação.

ABSTRACT

A test facility (ITR - Instalação de Testes de Remolhamento) has been erected at the Thermal-Hydraulics Laboratory of CDTN, dedicated to the investigation of the basic phenomena that can occur during the reflood phase of a Loss of Coolant Accident (LOCA) in a Pressurized Water Reactor (PWR), utilizing tubular and annular test sections.

The present work consists in a presentation of the facility design and a report of its commissioning.

The mechanical aspects of the facility, its power supply system and its instrumentation are described. The results of the instruments calibration and two operational tests are presented and a comparison is done with calculations performed using a computer code.

1. INTRODUÇÃO

A segurança das centrais nucleares é determinada em função de sua proteção contra as consequências que poderiam resultar da ocorrência de acidentes possíveis (postulados), dos quais o mais importante é o acidente de perda de refrigerante (LOCA). Através das técnicas de Análise de Acidentes, simula-se o transcurso dos acidentes por códigos de computador, para verificação das condições de segurança das centrais.

Os códigos de computador mais antigos, empregados na Análise de Acidentes, utilizavam suposições e modelos termo-hidráulicos bastante conservativos, para compensar a falta de conhecimentos dos fenômenos envolvidos. Com isto, subestimava-se as margens de segurança reais das centrais, o que forçava a utilização de coeficientes de segurança super-estimados no projeto das mesmas.

Os códigos desenvolvidos mais recentemente, dentro de um esforço internacional para que se possa quantificar com maior precisão as margens de segurança das centrais nucleares, são capazes de descrever mais realisticamente o comportamento destas centrais.

O Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear - CDTN - vem desenvolvendo um programa, para permitir que o Brasil possa tornar-se independente no campo da análise de segurança de reatores. Esse programa inclui:

- a adaptação e implementação de códigos de computador avançados;
- a participação em trabalhos internacionais para a avaliação des

ses códigos; e

- a realização de pesquisa experimental de suporte.

Pode-se dividir os trabalhos experimentais necessários ao desenvolvimento e avaliação de códigos de computador, que descrevem o comportamento de uma central nuclear em caso de acidente, em três categorias:

- testes para o desenvolvimento de modelos, que fornecem informações sobre os processos físicos básicos e levam à concepção de modelos matemáticos para a representação dos mesmos;
- testes de efeitos separados, que reproduzem as condições termohidráulicas em componentes ou em pequenos grupos de componentes de centrais, que permitem o estabelecimento de correlações a serem empregadas nos códigos; e
- testes integrais, que fornecem informações sobre o comportamento do sistema como um todo, formando a base para a verificação dos códigos, e que são realizados em grandes instalações de teste, as quais simulam todo o circuito primário de um PWR e contêm essencialmente todos os componentes importantes do sistema.

Dentro da parte experimental do programa do CDTN, realizou-se anteriormente um trabalho que se inclui na categoria dos testes para o desenvolvimento de modelos, o qual foi desenvolvido por Pereira [1], utilizando um circuito de baixa pressão existente no Laboratório de Termohidráulica. Em sequência a este trabalho, decidiu-se pelo projeto e montagem de uma instalação de testes maior, que permitisse a variação e o controle de uma gama de parâmetros maior que a permitida pelo circuito de baixa pressão.

O presente trabalho, que também se insere na categoria dos testes para o desenvolvimento de modelos, constitui-se no projeto, montagem e comissionamento dessa instalação.

2. ESTUDO BIBLIOGRÁFICO

2.1 Descrição do Acidente de Perda de Refrigerante (LOCA)

No campo da análise de acidentes, para a comprovação da segurança de centrais nucleares, considera-se que o acidente que pode acarretar consequências mais graves para uma central nuclear é o acidente de perda de refrigerante (LOCA - Loss of Coolant Accident). Define-se o LOCA como sendo a sequência de eventos que resulta da perda do refrigerante do reator a taxas que excedem a capacidade de restauração do sistema de controle químico e volumétrico. Dentre os LOCAs hipotéticos, supõe-se que o mais crítico é o acidente decorrente da ruptura completa de uma das tubulações principais de refrigerante [2]. Nesse caso, o refrigerante escoaria do circuito primário para a contenção do reator, no local da ruptura, através de uma área de escoamento igual a duas vezes a seção transversal da tubulação rompida. Nos reatores a água pressurizada, essas tubulações atingem diâmetros de até aproximadamente 1 m [3]. A grande diferença de pressão entre o primário e a contenção (-160 bar), aliada a tais seções de escoamento, proporciona altíssimas vazões de água ou mistura água-vapor pela ruptura, acarretando um rápido processo de despressurização.

Ainda com relação aos reatores a água pressurizada, pode-se dividir o decurso desse acidente em cinco fases distintas, nas quais ocorrem fenômenos físicos diferentes. A Figura 1

apresenta o perfil temporal da pressão, temperatura do revestimento das varetas combustíveis e do nível da água durante um LOCA devido a grande ruptura. Nessa mesma figura, distinguem-se a cinco fases do acidente, fases A até E.

A fase A constitui-se na despressurização subresfriada. A água que estava inicialmente à pressão de operação do reator, flui através da ruptura, vaporizando-se em contato com a atmosfera da contenção. Nesse processo a pressão no circuito primário cai rapidamente, em menos de um segundo, para a pressão de saturação correspondente à temperatura do refrigerante.

Inicia-se então a fase B, despressurização saturada, quando a queda de pressão torna-se mais lenta. Ao final dessa fase, que dura cerca de 15 segundos, igualam-se as pressões da contenção e do circuito primário, em um valor próximo a 5 bar [5].

É durante a fase de despressurização saturada que começa a atuar o sistema de refrigeração de emergência do núcleo, o qual constitui-se de um sistema de injeção por acumuladores e dois sistemas de injeção por meio de bombas: um de baixa pressão e o outro de alta pressão. O sistema de injeção por acumuladores possui dois ou mais tanques grandes, conectados com a tubulação do circuito primário através de válvulas de retenção. Esses tanques contêm água borada fria, armazenada sob pressão de nitrogênio, de 14 a 45 bar. Quando a pressão do primário atinge valores inferiores aos do gás nos acumuladores, abrem-se as válvulas de retenção e injeta-se a água para refrigerar o núcleo do reator. O sistema de injeção por acumulador é um sistema passivo, isto é, ele funciona automaticamente sem

ativação de bombas, válvulas de acionamento mecânico ou outro equipamento [6].

Os outros dois sistemas são sistemas ativos. O sistema de baixa pressão, utilizado no caso de ocorrer um LOCA devido a uma grande ruptura, que pode levar a uma rápida depressurização, é capaz de suprir uma alta vazão de alimentação. Esse sistema continua a injetar refrigerante de emergência no circuito primário, por longos períodos, a partir do tanque de armazenagem de água de reabastecimento e de bombas localizadas abaixo do vaso de contenção. O sistema de alta pressão tem uma capacidade de vazão bem inferior à do sistema de baixa pressão. Ele tem basicamente a finalidade de suprir quantidades suplementares de refrigerante, no caso de um LOCA devido a uma pequena ruptura, quando a pressão no primário pode permanecer alta. Esses dois sistemas têm bombas e válvulas que devem operar para que o sistema funcione adequadamente. Várias fontes redundantes podem fornecer a energia para a operação desses sistemas. Os sistemas ativos são energizados automaticamente pelos sensores de pressão e de nível, que ligam as bombas e válvulas apropriadas [6].

A fase C de um LOCA, o reenchimento, inicia-se quando ocorre o equilíbrio entre as pressões do circuito primário e da contenção. O reenchimento termina no instante em que a frente de inundação atinge a extremidade inferior do comprimento aquecido das varetas combustíveis. Nesse ponto tem início a fase D, a reinundação, quando o núcleo é inundado novamente pela água da refrigeração de emergência. A última fase, fase E, constitui-se na refrigeração de longa duração, durante a qual man-

têm-se a refrigeração do núcleo, para garantir-se a dissipação do calor de decaimento.

2.2 Evolução das Fases de Reenchimento e Reinundação de um LOCA

A atuação do sistema de refrigeração de emergência do núcleo inicia-se durante a fase de depressurização. Na fase de reenchimento, nos reatores a água pressurizada do tipo KWU, combinam-se dois processos de alimentação [2]:

- a água injetada pela perna fria, que condensa uma parte do vapor presente no sistema, caindo pelo "downcomer" em contra corrente no meio do vapor que sobe, e começa a reencher o "plenum" inferior;
- a água injetada pela perna quente, que introduz-se no "plenum" superior, de onde cai no interior do núcleo, permitindo que ocorra uma refrigeração descendente das varetas combustíveis imediatamente após o início da alimentação de refrigerante.

O processo de avanço do remolhamento pela inundação deve-se essencialmente a 3 fenômenos [7]:

- o fenômeno de Leidenfrost, isto é, a existência de uma temperatura limite acima da qual uma superfície não pode ser molhada;
- os processos de condução de calor na parede, através dos quais transfere-se calor nas imediações da frente de molhamento da região da parede não molhada para a molhada;

- a formação de zonas definidas de transmissão de calor ao longo da superfície molhada, com coeficientes de transmissão de calor muito diferentes.

Considerando-se um canal de escoamento submetido a um processo de inundação ascendente, ou seja, semelhante ao processo de reinundação de um núcleo de PWR através da injeção de refrigerante pela perna fria, e considerando-se que a parede fronteira desse canal de escoamento encontra-se a alta temperatura no início do processo de inundação, pode-se observar as regiões de transmissão de calor e as zonas de escoamento mostradas nas Figuras 2 e 3.

O esquema de escoamento apresentado na Figura 2 mostra que, devido à alta temperatura da parede, a água ascendente no canal de escoamento não pode molhar a sua superfície imediatamente. A parede e a água permanecem separadas por um filme de vapor, acima da frente de molhamento. Na frente de molhamento, quebra-se o filme de vapor.

Distinguem-se para esse caso, que corresponde a altas taxas de inundação, as seguintes regiões que correspondem a mecanismos diferentes de transmissão de calor no processo de inundação:

- a região não molhada, com as sub-regiões de transmissão de calor por convecção de vapor, por resfriamento de neblina e por ebulição em filme;
- a frente de molhamento e sua vizinhança imediata;
- a região molhada, com as sub-regiões de transmissão de calor por ebulição nucleada e por convecção de líquido.

Essas regiões movimentam-se lentamente na direção da frente de inundação. Além do tipo de escoamento mostrado na Figura 2, ainda é possível o tipo apresentado na Figura 3. Ele apresenta-se quando obtêm-se altos títulos volumétricos de vapor abaixo da frente de molhamento, o que ocorre no caso de baixas velocidades de inundação.

Nesse tipo de escoamento falta a região de ebulição em filme. O escoamento de neblina aparece logo acima da frente de molhamento. É característica a posição da frente de inundação, abaixo da frente de molhamento.

A Figura 4 representa o processo de molhamento por escoamento descendente, ou seja, semelhante ao remolhamento de núcleo de PWR através da injeção de refrigerante pela perna quente. Na frente de molhamento arremessam-se gotas de água da parede, devido a forte vaporização, sendo esse fenômeno chamado "sputtering" na literatura em inglês. Nesse processo distinguem-se três regiões de transmissão de calor:

- a região de convecção de vapor;
- a região de refrigeração de neblina; e
- a região de ebulição por convecção, na qual forma-se um filme de água em contato com a parede.

O significado de cada uma das zonas de escoamento e das regiões de transmissão de calor, que surgem no processo de inundação, é apresentado na curva de ebulição de Nukiyama, apesar desta ser válida especificamente para uma superfície plana com convecção natural [7]. Na Figura 5 procurou-se reproduzir essa disposição de maneira clara.

Na região V da Figura 5 tem-se o vapor resultante do processo de inundação que sobe pelo canal de escoamento. Esse vapor é superaquecido devido às altas temperaturas da parede. Contudo, graças à sua velocidade, o vapor que sobe é capaz de arrastar bolhas de água, o que leva ao escoamento de neblina. Essa zona é reconhecida pela armazenagem de gotas d'água em uma fase contínua de vapor.

Na região IV, a zona de ebulição em filme, armazenam-se bolhas de vapor numa fase contínua de água. Mas a água permanece separada da parede quente por um tênue filme de vapor. A ebulição em filme só é possível quando a temperatura da superfície estiver acima da temperatura de molhamento.

A região III chama-se região de ebulição de transição ou região de ebulição em filme instável. Nessa região o fluido tem condições de molhar a superfície temporariamente. Torna-se eficaz no local o alto coeficiente de transmissão de calor da ebulição.

Na região II a superfície está totalmente molhada, predominando então a ebulição nucleada. Nessa região a parede resfria-se até próximo à temperatura de saturação da água.

Na região I dissipa-se o calor através da convecção monofásica. A parede do canal de escoamento atinge temperaturas inferiores à de saturação da água.

No decurso do processo de inundação a temperatura de molhamento tem um papel destacado: ela estabelece, na curva de Nukiyama (Figura 5), a fronteira entre a região de ebulição em filme estável (IV) e a região de ebulição de transição (III). Esse ponto da curva de Nukiyama é designado como "ponto de

Leidenfrost", e a temperatura de molhamento também é designada na literatura técnica como "temperatura de Leidenfrost". Leidenfrost foi quem constatou pela primeira vez, em 1765, que uma gota d'água permanecia sobre uma colher aquecida até a incandescência sem molhá-la, vaporizando-se muito lentamente. Quando o metal atingia uma temperatura mais baixa, a gota desaparecia subitamente [7].

A frente de molhamento está sempre associada ao "ponto de Leidenfrost". Devido à grande diferença na transmissão de calor entre as regiões molhada e não molhada, obtem-se um gradiente de temperatura acentuado entre os dois lados da frente de molhamento, de tal modo que cria-se um fluxo de calor por condução da região não molhada da parede para a região molhada.

2.3 Influências dos Diversos Parâmetros

2.3.1 Influência da pressão

A influência da pressão do sistema sobre o desenvolvimento do processo de reinundação efetiva-se de duas maneiras:

- com o aumento da pressão, aumenta a densidade do vapor, o que faz com que um menor volume de vapor tenha que escoar pelo canal, para uma mesma quantidade de calor removido por ebulição, e, ao mesmo tempo, a dissipação de calor na região não

molhada aumenta com a densidade do vapor;

- para uma temperatura de entrada do refrigerante mantida constante, o subresfriamento aumenta com a pressão e, com isso, aumenta a capacidade de remoção de calor da água injetada.

A Figura 6 mostra uma comparação entre as velocidades de avanço das frentes de remolhamento entre dois sistemas um a 4,5 e outro a 1,5 bar, com os demais parâmetros mantidos constantes: velocidade de injeção do refrigerante de 6cm/s; subresfriamento de entrada de 3 K; fluxo de calor de 3 W/cm²; canal tubular com 13,8 mm de diâmetro. À pressão mais baixa, 1,5 bar, tem-se o coeficiente de transmissão de calor da parede para o fluido entre 50 e 60 W/m²K nas regiões de escoamento de neblina e de ebulição em filme. À pressão de 4,5 bar, esse mesmo coeficiente, nas mesmas regiões, varia entre 70 e 100 W/m²K [7].

Isso faz com que o tempo decorrido até o molhamento de uma determinada posição à pressão de 1,5 bar seja aproximadamente o dobro do decorrido para a pressão de 4,5 bar.

A menor densidade do vapor leva com maior facilidade a que o escoamento passe do tipo mostrado na Figura 2, com a frente de inundação acima da frente de molhamento, para o tipo mostrado na Figura 3, com a frente de inundação abaixo da frente de molhamento. No exemplo da Figura 6, isso ocorre a uma altura de cerca de 1,5 m para a pressão de 1,5 bar, enquanto que para a pressão de 4,5 esse fenômeno não chega a ocorrer [7].

A pressão também exerce influência sobre a temperatura de molhamento. A Figura 7 mostra a variação da temperatura de molhamento com a pressão, para uma faixa de pressões de 1 a 70 bar. Para pressões baixas, até 40 bar, as temperaturas de

molhamento medidas distribuem-se aproximadamente sobre uma curva distante de 100 K da linha de saturação. Acima de 40 bar, os valores medidos espalham-se por uma faixa visivelmente mais larga, onde os valores mais baixos situam-se somente a cerca de 20 K acima da temperatura de saturação. Esses resultados foram obtidos para água à temperatura de saturação em condições ideais, ou seja, em superfícies limpas, não oxidadas e com convecção natural com turbulência mínima [7].

2.3.2 Influência do subresfriamento do fluido

A temperatura de molhamento aumenta com o subresfriamento [7]. Portanto, uma temperatura mais baixa da água de injeção favorece o avanço da frente de molhamento. Pode-se observar esse comportamento pela Figura 8.

Injetando-se água já com uma temperatura mais alta, mais próxima da saturação, no canal de escoamento aquecido, ela produziria uma maior quantidade de vapor durante o processo de inundação. Isso aumenta a velocidade do vapor, o que leva a um melhor pré-resfriamento nas regiões de transmissão de calor por convecção de vapor e escoamento de neblina. Entretanto, prevalece a deterioração do pré-resfriamento na região de ebulição em filme, que torna-se sensivelmente mais curta. O resultado é um avanço mais lento da frente de molhamento, com a diminuição do sub-resfriamento de entrada do refrigerante [7].

2.3.3 Influência da velocidade de inundação

O aumento da velocidade de inundação proporciona um aumento da velocidade da frente de molhamento, o que é perfeitamente previsível. A Figura 9 mostra o tempo necessário para que ocorra o molhamento de uma determinada posição, em função da velocidade de inundação, para quatro valores da temperatura inicial do revestimento do combustível. Mantiveram-se os demais parâmetros constantes.

Os tempos de molhamentos menores para velocidades de inundação maiores devem-se a [7]:

- a formação de uma zona de ebulição em filme mais longa e a consequente melhora no pré-resfriamento;
- as menores taxas de aquecimento do refrigerante que favorecem a transmissão de calor da parede para o refrigerante;
- as diferentes formas da frente de molhamento desenvolvidas nas diversas velocidades de inundação.

2.3.4 Influência da seção do canal de escoamento

A Figura 10 mostra os resultados obtidos por Hein [7] para os tempos de molhamento em canais de 16,8 mm, 13,8 mm e 11,8 mm, mantendo constantes os demais parâmetros.

Já que se manteve constante a potência dissipada por unidade de área (3 W/cm^2), a potência total cresceu linearmente com o diâmetro do canal. Por outro lado, a velocidade de injeção de água mantida constante (6 cm/s) levou a va-

ção a crescer linearmente com a área da seção do canal, ou seja, com o quadrado do seu diâmetro. Isso propicia um aquecimento mais rápido da água para canais de menor seção, o que diminui o comprimento de ebulição em filme. Entretanto, produz-se mais vapor, que adquire maior velocidade e arrasta uma quantidade maior de água.

Tem-se portanto uma melhoria no pré-resfriamento por convecção de vapor e resfriamento de neblina, e uma deterioração do pré-resfriamento por ebulição em filme, à medida que se diminui a seção do canal de escoamento.

2.3.5 Influência do fluxo de calor

Um maior fluxo de calor na parede do canal de escoamento também levará a uma maior produção de vapor. Isso levará, da mesma forma que na seção anterior, a uma maior velocidade do vapor e um maior arraste de água, proporcionando uma maior transferência de calor por convecção de vapor e resfriamento de neblina, mas diminuirá, também, o comprimento da região de ebulição em filme.

Outro aspecto importante é que, para um fluxo de calor maior, as temperaturas da parede aumentam mais acentuadamente na região não molhada. Com isso torna-se necessário um tempo maior para que as temperaturas de parede, em cada cota, atinjam a temperatura de Leidenfrost, o que retarda ainda mais o tempo de molhamento.

3. A INSTALAÇÃO DE TESTES DE REMOLHAMENTO (ITR)

3.1 O Conceito da ITR

Projitou-se e montou-se, no Laboratório de Termohidráulica do Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear - CDTN/NUCLEBRÁS, uma instalação de testes capaz de simular as condições termohidráulicas que ocorrem na fase de reinundação de um LOCA em um reator a água pressurizada, utilizando-se seções de testes tubulares e anulares, a qual recebeu o nome de Instalação de Testes de Remolhamento - ITR. A ITR possibilitará a realização de testes variando-se a temperatura inicial de parede, a temperatura e velocidade da água de refrigeração injetada, o fluxo de calor dissipado na seção de testes e a pressão do sistema. A Tabela 1 fornece as faixas de variação de cada um desses parâmetros. A pressão máxima fixada, 6 bar, corresponde aproximadamente ao valor previsto para a pressão no circuito primário de um reator do tipo Angra-II, durante a fase de reinundação de um LOCA devido a uma grande ruptura. As faixas de temperatura e velocidade da água injetada e de fluxo de calor na seção de testes também correspondem ao esperado nesse mesmo caso. A temperatura inicial de parede máxima prevista, 600°C, deve-se a limitação com a solda dos termopares à parede da seção de testes. Uma temperatura inicial superior a 600°C poderia levar, no transcorrer dos testes, a temperaturas localizadas superiores a 700°C, que poderiam provocar a fusão da solda.

A ITR permitirá a realização de testes com inje -

ção ascendente ou descendente de água. A injeção ascendente permite a obtenção de escoamentos e regiões de transmissão de calor semelhantes aos apresentados nas Figuras 2 e 3. A injeção descendente leva a condições semelhantes às da Figura 4.

Por se tratar de um aspecto de grande importância no campo da segurança experimental de reatores, diversos centros de pesquisa no mundo construíram e operam instalações de testes para o estudo das fases de reenchimento e reinundação de um LOCA. O estudo dos fluxogramas de várias dessas instalações constituiu-se no ponto de partida para o projeto da ITR. Entretanto, a literatura disponível não fornece detalhes técnicos suficientes de projeto e construção desses dispositivos. Esse fato tornou necessária a adoção de soluções próprias. Dos dispositivos estudados, os mais significativos são os seguintes:

- o circuito de resfriamento por jato d'água a alta pressão, montado pela UKAEA no Atomic Energy Establishment, Winfrith, descrito por Elliott e Rose [8];
- o circuito REFLEX, também montado pela UKAEA no AEE, Winfrith, descrito por Denham, Elliot e Britton-Jones [9 e 10];
- o dispositivo experimental do programa de testes de reinundação da Universidade da Califórnia, Santa Bárbara (UC-B Reflood Program), descrito por Yu, Abdollahian, Peake, Elias, Yedigarglu, Greif e Seban [11 e 12], e sua posterior modificação para testes das características do escoamento bifásico, descrita por Kawaji e Banerjee [13];
- o dispositivo suíço - americano NEPTUN, descrito por Grütter, Stierli, Aksan e Varadi [14];
- o circuito tchecoslovaco de testes de reinundação em seção tu

- bular, descrito por Bláha, Nikonov, Kotrnoch e Krett [15 e 16];
- o circuito coreano de testes de remolhamento descrito por Chung, Lee e Cha [17];
 - o circuito da KWU para testes de reinundação em seção anular, descrito por Hein, Köhler, Riedle e Schneider [18]; e
 - o circuito da KWU para testes de reinundação, com injeções simultâneas ascendente e descendente, em feixe de nove varetas, descrito por Krapf [19].

A Figura 11 mostra o conceito estabelecido para a instalação de testes do CDTN através de fluxograma. Montou-se inicialmente a ITR conforme as linhas contínuas, o que permitirá a realização de testes com injeção ascendente. Posteriormente, para a realização de testes com injeção descendente, serão feitas as modificações de acordo com as linhas tracejadas. A linha de injeção deverá ser direcionada para a câmara acima da seção de testes, que funciona como separador de vapor, durante os testes com injeção ascendente. O pré-aquecedor e a válvula de três vias, instalados na linha de injeção, também terão as suas posições modificadas, de acordo com as linhas tracejadas da Figura 11.

A ITR divide-se em três ramos distintos:

- a linha de injeção de água;
- a linha de pressurização; e
- a linha de medição da água arrastada pelo vapor ("carryover").

A Figura 12 mostra uma fotografia da ITR quando do término da montagem.

3.2 Aspectos Mecânicos da ITR

3.2.1 A linha de injeção de água

3.2.1.1 Descrição

Essa linha constitui -se de todo o trecho que vai do tanque de armazenagem de água desmineralizada (T1) até a entrada da seção de testes. A tubulação de sucção da água desmineralizada, do tanque T1 até a bomba de injeção, é de PVC de diâmetro nominal de 60mm. A tubulação do recalque da bomba é de aço inoxidável, uma vez que os tubos de PVC não resistiriam às pressões desenvolvidas pela bomba. Essa tubulação é de aço inoxidável AISI 316, com diâmetro nominal de 50 mm, série 40. Ela apresenta uma bifurcação logo acima da bomba, dirigindo-se um ramo para o pré-aquecedor e o outro retornando ao tanque T1. Esse último ramo possui uma válvula globo (V1) para o ajuste da vazão que retorna ao tanque. Após essa válvula, a tubulação de retorno passa a ser de PVC rígido, com as mesmas características da tubulação da sucção da bomba.

O ramo da tubulação que segue para o pré-aquecedor apresenta, logo após a bifurcação, uma redução para o diâmetro nominal de 15 mm, série 40. Nesse trecho localizam-se o medidor de vazão de injeção (R1) e uma válvula agulha (V3), para o ajuste da vazão. Do pré-aquecedor a tubulação prossegue até a válvula de três vias (V4), de onde um ramo vai para a entrada da se

ção de testes e o outro retorna ao tanque T1.

Esse ramo de retorno ao tanque tem a finalidade de permitir o ajuste da vazão de injeção antes do início de cada teste. Após esse ajuste, inverte-se a válvula V4 e inicia-se a injeção de água na seção de testes. A válvula agulha (V2), posicionada no ramo de retorno, permite o ajuste da pressão a sua montante. Deve-se ajustar essa pressão de tal maneira que após a inversão da válvula V4, a vazão não sofra variação significativa, devido à pressão e à perda de carga na seção de testes. Todo esse trecho de retorno constitui-se de tubo de aço inoxidável AISI 316 de diâmetro nominal de 15 mm, série 40.

A ligação entre a válvula V4 e a seção de testes é feita através de tubo flexível, assim como o dreno e a tomada de pressão, para que a extremidade inferior da seção de testes fique livre para deslocar-se à medida que esta sofra dilatação por aquecimento.

A Tabela 2 relaciona os componentes instalados na linha de injeção de água.

3.2.1.2 O pré-aquecedor

A Figura 13 mostra um desenho em corte do pré-aquecedor. A carcaça do mesmo constitui-se basicamente de um tubo de aço inoxidável AISI 316, com diâmetro nominal de 80 mm, série 40. O tubo é flangeado na extremidade inferior, para permitir a montagem das resistências de aquecimento. Utilizou-se um conjunto de três resistências elétricas, ligadas em série, com isola-

mento de óxido de alumínio e revestimento de aço inoxidável. A alimentação elétrica é feita através de um retificador trifásico que permite a regulagem da potência de 0 a 6 kW. O pré-aquecedor foi isolado termicamente por meio de uma camada de 50 mm de lã de vidro revestida de alumínio liso de 0,8 mm de espessura.

Considerou-se, para o dimensionamento desse componente, a possibilidade de serem utilizadas seções de testes tubulares com até 14 mm de diâmetro interno. Nesse caso a área da seção do canal de escoamento será de 154 mm². A velocidade de injeção máxima pretendida é de 120 mm/s (ver Tabela 1), o que leva ao valor $\dot{m} = 18,5$ g/s para a máxima vazão de injeção, em massa.

A potência máxima necessária no pré-aquecedor é dada por:

$$N = \dot{m} \times C_p \times \Delta T,$$

onde:

- C_p é o calor específico médio para a água entre 25 e 100°C, e tem o valor de 4,19 J/g°C [20];
- ΔT é a diferença máxima entre as temperaturas de entrada e saída da água no pré-aquecedor, estimada em 75°C.

Portanto:

$$N = 18,5 \times 4,19 \times 75 = 5800 \text{ W.}$$

3.2.1.3 A bomba de injeção

A maioria dos circuitos de testes de reinundação, citados na bibliografia consultada, utiliza nitrogênio pressurizado ou uma bomba centrífuga para a injeção de refrigerante. No primeiro caso, o líquido refrigerante é armazenado em um vaso de pressão ligado a um cilindro de nitrogênio. Uma válvula redutora de pressão, entre o cilindro de nitrogênio e o vaso de armazenagem de refrigerante, permite que o nitrogênio mantenha a pressão no interior deste último em um nível desejado.

No caso da utilização de uma bomba centrífuga, a vazão através da bomba deve ser pelo menos dez vezes maior que a vazão de injeção [21]. Isto é necessário para que as variações da vazão, que ocorrem durante um teste, não produzam oscilações na pressão de recalque da bomba. Assim, a maior parte da vazão da bomba deve retornar ao tanque de armazenagem de refrigerante ou à tubulação de sucção da bomba.

Durante o projeto da ITR, optou-se pela utilização de uma bomba centrífuga, evitando-se dessa maneira a necessidade de se fabricar um vaso de pressão para a armazenagem do refrigerante. Tendo em vista que o fluido refrigerante é água desmineralizada, a qual não deve ser contaminada por óxidos, esse vaso de pressão deveria ser construído de aço inoxidável, o que encareceria significativamente o projeto.

Como visto na seção 3.2.1.2, a máxima vazão de injeção necessária para a ITR é de 18,5 g/s, ou seja, aproximadamente, de 18,5 ml/s. Portanto, a bomba deveria ter uma vazão de no mínimo 185 ml/s, o que equivale a pouco menos de 1 m³/h. Ela

ainda deveria ser de aço inoxidável e ter uma altura manométrica superior a 6 bar. Entre as bombas existentes no Laboratório de Termohidráulica do CDTN, a única que satisfazia todas essas condições, e que poderia ser deslocada facilmente, era a bomba do Circuito de Calibração de Medidores de Vazão de Fluidos Incompressíveis. Decidiu-se, portanto, pela utilização dessa bomba, apesar de sua vazão ser muito maior que a necessária. As características dessa bomba estão relacionadas na Tabela 2.

3.2.2 A linha de pressurização

3.2.2.1 Descrição

Esta linha constitui-se de todo o trecho que vai do pressurizador até o separador de vapor. A tubulação é toda de aço inoxidável AISI 316, de diâmetro nominal de 25 mm, série 40. Na parte superior do pressurizador instalou-se uma válvula de segurança (V8), ajustada para abrir à pressão de 9 bar, e uma válvula de alívio (V9), para controle da pressão. Por meio da válvula V9, pode-se manter a pressão no sistema no valor ajustado para cada teste, através da liberação de quantidades controladas de vapor para a atmosfera, seja durante a fase de pressurização inicial, ou durante o processo de reinundação quando se produz vapor adicional na seção de testes.

3.2.2.2 O pressurizador

O pressurizador é um vaso de pressão no interior do qual colocou-se um conjunto de três resistências elétricas de aquecimento. O vaso foi construído de aço inoxidável AISI 316 a partir de um tubo de diâmetro nominal de 150 mm, série 40, com 1 m de comprimento, soldado a outro tubo de diâmetro nominal de 80 mm, série 40, com 0,5 m de comprimento, através de uma redução. Outra redução soldada liga a extremidade superior do tubo maior à tubulação do circuito de pressurização. A extremidade inferior do tubo menor é flangeada para permitir a montagem das resistências de aquecimento. Próximo à extremidade superior, um pequeno tubo de diâmetro nominal de 8 mm, com uma válvula de esfera (V10), assegura que o nível da água, antes do início de cada teste corresponda à cota dessa tubulação.

A potência do pressurizador é de 11 kW e a alimentação das suas resistências faz-se por meio de corrente alternada. Um termopar de proteção soldado na extremidade superior das resistências aciona o desligamento das mesmas caso elas venham a se descobrir, prevenindo assim a sua queima. O volume de água acima das resistências, no início de cada teste, foi calculado, entretanto, para permitir a realização de um teste completo, sem que as resistências sejam descobertas.

3.2.3 A linha de medição da água arrastada pelo vapor

3.2.3.1 Descrição

Essa linha constitui-se do separador de vapor, de dois tubos verticais para a coleta e medição da água arrastada e da tubulação que faz a ligação entre o separador e os tubos coletores. O separador localiza-se logo acima da seção de testes. A extremidade superior desta foi soldada ao flange inferior do próprio separador. A tubulação que vai para os tubos coletores também foi soldada a esse mesmo flange, porém afastada de 50 mm do centro. Essa tubulação é de aço inoxidável AISI 316, com diâmetro nominal de 8 mm, série 40, e possui uma válvula de esfera (V5).

3.2.3.2 O separador de vapor

A Figura 14 mostra um desenho em corte do separador de vapor. Trata-se de uma câmara, constituída de um tubo de diâmetro nominal de 150 mm, série 40, de aço inoxidável AISI 316, flangeado na extremidade inferior e tamponado na extremidade superior. No flange inferior estão soldadas a seção de testes e a saída do condensado. O tampão superior apresenta um furo com rosca de 1/2" GAS para a conexão de instrumentação. Nesse mesmo tampão soldou-se um tubo de diâmetro nominal de 80 mm, série 40, que constitui-se em um anteparo para o vapor que sai da seção de testes, forçando a sua circulação pelo separador. A saída do vapor faz-se através da linha de pressurização, cuja tubulação foi soldada lateralmente no separador.

O vapor que sai da seção de testes sofre uma expansão ao entrar nessa câmara, fazendo precipitarem-se as gotas d'água arrastadas pelo vapor. O choque do vapor com o anteparo, representado pelo tubo de 80 mm é mais uma maneira de provocar a precipitação das gotas d'água arrastadas.

3.2.3.3 Coleta e medição da água arrastada pelo vapor

A água precipitada no separador é coletada pelo dispositivo de medição, constituído de dois tubos verticais de aço inoxidável AISI 316, com 3 m de comprimento. O primeiro tem um diâmetro nominal de 15 mm e o segundo de 25 mm, ambos série 40. A medida do nível de água no interior desses tubos permite determinar o volume de água arrastado ao longo de um teste.

O arraste é menor no início do teste, devido às condições hidrodinâmicas do vapor acima da frente de inundação. Por essa razão utiliza-se um tubo de diâmetro menor, para obter-se uma maior sensibilidade na medida. A medida que a frente de inundação evolui na seção de testes, aumenta o volume de água arrastada. Assim, quando o primeiro tubo estiver cheio, inicia-se o enchimento do segundo, capaz de conter um volume maior de água.

3.2.4 A seção de testes

3.2.4.1 Dados geométricos dos elementos combustíveis de centrais nucleares

Na construção das seções de testes da ITR, serão utilizados tubos de dimensões comerciais, porém com características geométricas próximas das do canal de escoamento de um elemento combustível PWR. Tomou-se como referência o elemento combustível PWR do tipo Angra II, 16x16-20, isto é, o número de varretas combustíveis em um elemento combustível é de 236 e o número de tubos guia é de 20. A Figura 15 fornece as dimensões de um canal de escoamento normal desse elemento combustível e de outro contendo um tubo guia. A Tabela 3 dá as características geométricas de um canal de escoamento normal, de um canal de escoamento com tubo guia e de um elemento combustível.

3.2.4.2 A primeira seção de testes utilizada na ITR

A primeira seção de testes construída para a ITR será utilizada em testes com injeção ascendente. Ela constitui-se basicamente de um tubo de aço inoxidável AISI 316, com diâmetro externo de 13,72 mm e diâmetro interno de 9,24 mm. O tubo apresenta um comprimento total de 4040 mm, sendo 3900 mm de comprimento aquecido e 140 mm de comprimento de tranquilização, na parte inferior da seção de testes.

A seção de testes é aquecida por efeito Joule, utilizando-se o próprio tubo como resistência de aquecimento. Na extremidade inferior do comprimento aquecido, a alimentação elé

trica é feita diretamente no tubo, enquanto que na extremidade superior, ela é feita através do flange montado no separador de vapor.

Considerou-se necessário que a extremidade superior da seção de testes ficasse acima do flange, para evitar que a água arrastada pelo vapor, que se precipita no separador, escoasse de volta para a seção de testes, formando uma segunda frente de molhamento descendente. Além disso, era necessário que o comprimento aquecido fosse até a extremidade superior do tubo. A Figura 16 mostra a solução encontrada. Soldou-se a extremidade superior da seção de testes no interior de um tubo de diâmetro nominal de 20 mm, série 40, também de aço inoxidável AISI 316. Em seguida, soldou-se o tubo de 20 mm ao flange do separador de vapor.

Prevê-se a realização de testes com dissipação de calor pela superfície interna até um fluxo máximo de 6 W/cm². A superfície interna de troca de calor obtém-se de:

$$A_i = \pi D_i \times \ell,$$

onde:

A_i = área interna de troca de calor,

D_i = diâmetro interno do tubo,

ℓ = comprimento aquecido.

Portanto:

$$A_i = \pi \times 0,924 \times 390 = 1132 \text{ cm}^2.$$

Multiplicando-se esse valor pelo fluxo de calor, obtêm-se a potência. Portanto, deve-se dissipar uma potência máxima dada por:

$$N = 6 \times 1132 = 6793 \text{ W.}$$

Obtêm-se a resistência elétrica da seção de testes de:

$$R = \frac{r \ell}{S}$$

onde:

- R é a resistência elétrica;
- r é a resistividade elétrica do aço inoxidável, igual a 0,75 ohms x mm²/m para 25°C [22];
- ℓ é o comprimento aquecido, igual a 3,9 m; e
- S é a área da seção transversal do tubo, igual a 80,78 mm².

Portanto:

$$R = 0,0362 \text{ ohms.}$$

A corrente elétrica máxima no tubo será, então:

$$I = \sqrt{\frac{N}{R}} = 433 \text{ A}$$

3.3 A Alimentação Elétrica

A Figura 17 apresenta um diagrama unifilar da alimentação elétrica da ITR. Ela deriva da subestação do Laboratório de Termohidráulica do CDTN, através do transformador de 112,5 kVA, passando pelo Painel de Serviços Auxiliares (PSA). Do

PSA ela segue para um painel de distribuição próprio, de onde tira-se a alimentação elétrica para todas as unidades da ITR.

O sistema de alimentação da seção de testes, em corrente contínua, consta de um transformador abaixador de 220V para 60V, de 45 kVA, e um conjunto retificador de configuração em Ponte de Graetz semi-controlado de 20 kW.

A alimentação do pré-aquecedor consta de um conjunto retificador do mesmo tipo do anterior, porém com potência de 6 kW.

A bomba e o pressurizador possuem alimentação trifásica.

3.4 A Instrumentação

3.4.1 Características gerais

A Figura 18 mostra, sobre um diagrama da ITR, os pontos nos quais efetuam-se medidas de temperatura, pressão, nível e vazão, ao longo da instalação de testes. Além desses pontos efetuam-se ainda medidas de temperatura de parede, em 10 posições ao longo da seção de testes, e a medida da potência elétrica dissipada na seção de testes.

Por razões de segurança e devido ao grande número de medidas simultâneas, que implicam frequentemente na ação imediata do operador, essas grandezas são registradas e indicadas à distância. Os valores medidos são enviados a uma mesa de ins-

trumentação e controle ou a um conjunto de registradores instalados em uma cabine de operação.

A Figura 19 mostra um esquema do arranjo da mesa de instrumentação e controle e a Figura 20 um esquema das ligações elétricas da instrumentação.

3.4.2 Temperatura de parede na seção de testes

Dez termopares tipo K - cromel-alumel, de 1,5 mm de diâmetro, com isolamento mineral e revestimento de aço inoxidável, medem a temperatura de parede ao longo da seção de testes. Esses termopares foram encaixados em pequenos rasgos transversais na parede da seção de testes e soldados utilizando-se solda prata, conforme mostra a Figura 21. A Figura 22 mostra a distribuição longitudinal desses termopares. Cada termopar está defasado radialmente de 60° do termopar anterior, de maneira a obter-se uma distribuição em espiral dos mesmos.

Os sinais dos diversos termopares são compensados em junta fria de referência a 0°C e enviados para registradores analógicos de carta.

O tempo de resposta constituiu-se em um fator da maior importância na escolha dos termopares de parede da seção de testes e da maneira de fixação dos mesmos. Pela Figura 23 pode-se ver a rápida queda da temperatura de parede no instante em que ocorre o molhamento. Essa figura apresenta a variação esperada para a temperatura na posição do termopar T5, calculada utilizando-se o código de computador alemão HYDROFLUT [23],

durante a simulação de um teste com as seguintes características:

- temperatura inicial de parede de 600°C;
- temperatura de injeção do refrigerante de 80°C;
- velocidade de injeção do refrigerante de 12 cm/s;
- fluxo de calor de 6 W/cm²;
- pressão de 6 bar.

3.4.3 Temperatura de fluido

Mede-se a temperatura da água na sucção da bomba (TSB) por meio de um termômetro de resistência imerso no escoamento e ligado a um indicador analógico Engro, Modelo 210 TR, instalado na mesa de instrumentação e controle. A faixa de temperatura do conjunto termômetro/indicador é de 0°C a 100°C.

As medidas das temperaturas da água na entrada (TEPA) e na saída (TSPA) do pré-aquecedor, nos coletores de condensado nº 1 (TCC1) e nº 2 (TCC2) e no pressurizador (TPR) são feitas por meio de termopares tipo K — cromel-alumel, com 1,5 mm de diâmetro, de isolamento mineral e revestimento de aço inoxidável. Os valores medidos são indicados na mesa de instrumentação, por meio de um termômetro digital compensado, Euro Control TC - 904.

As medidas das temperaturas da água na entrada da seção de testes (TEST), da mistura água-vapor na saída da mesma (TSST) e do vapor que sai do separador (TSV) são feitas por meio de termopares idênticos aos anteriores, imersos no escoamento. Entretanto, essas temperaturas têm seus valores registrados durante o transcurso dos testes, por meio de registradores

analógicos de carta.

Soldou-se um termopar semelhante aos anteriores, na extremidade superior das resistências elétricas de imersão do pressurizador. O sinal de temperatura de parede das resistências (TPRP) é que aciona o mecanismo de proteção das mesmas. Para tanto, utilizou-se um controlador Pextroterm Modelo PT-600, como chave limite de temperatura. Caso o nível da água abaixe a ponto de descobrir as resistências, o aumento da temperatura das mesmas será detectado pelo controlador que as desligará.

3.4.4 Pressão

Medem-se as pressões na sucção (PSB) e no recalque (PRB) da bomba e a pressão na tubulação que retorna da válvula V4 para o tanque T1 por meio de manômetros tipo Bourdon.

Na entrada da seção de testes (PEST), a medida da pressão é feita por meio de um transmissor de pressão Engematic, Modelo IP-201-G10, ajustado para uma faixa de 0 a 10 bar. Essa pressão tem seu valor registrado, no transcurso dos testes, por meio de um registrador analógico de carta.

A medida da pressão no pressurizador é feita por meio de um transmissor, semelhante ao anterior, e tem seu valor indicado por um indicador digital Engro, instalado na mesa de instrumentação e controle. A pressão do pressurizador também é sentida por um controlador pneumático de pressão Foxboro, modelo 43AP. Esse controlador aciona a válvula de alívio V9, sempre

que a pressão exceder ao valor desejado, mantendo-a constante, através da descarga controlada de vapor para a atmosfera.

3.4.5 Nível

Efetuem-se medidas de pressão diferencial, visando à obtenção de níveis de água, em três posições na ITR:

- na seção de testes (LST), cujo valor permite determinar a evolução do volume de água contido na seção de testes, durante um teste;
- nos dois tubos coletores de água arrastada (LCC1 e LCC2), o que permite avaliar a quantidade de água que vai sendo arrastada pelo vapor ao longo de um teste.

Em todas as três posições, efetuam-se as medidas por meio de transmissores de pressão diferencial Gould Statham, Modelo PD3000-100-58, cujos sinais são enviados para registradores analógicos de carta.

3.4.6 Vazão

A medida da vazão de vapor, à saída do separador (FSV), é feita por meio de uma placa de orifício e um transmissor de pressão diferencial Gould-Statham, modelo PD-3000-100-58. O diâmetro do orifício da placa é de 7,97 mm, tendo sido dimensionado de acordo com Burton [24], para uma diferença máxima de pressão através da placa equivalente a 2500mm de coluna d'água,

e a vazão máxima de vapor esperada de 11,5 m³/h, para a pressão de 2 bar.

A vazão de injeção de água na seção de testes (FEN) é medida por meio de um rotâmetro Lamda, Modelo 555541.

3.4.7 Potência dissipada na seção de testes

A potência é determinada em função da tensão aplicada e da resistência na seção de testes, de acordo com a fórmula:

$$N = \frac{V^2}{R}$$

A tensão fornecida é mantida constante, atuando no potenciômetro de controle do retificador, sendo o seu valor indicado por um voltímetro digital Hewlett-Packard, Modelo 3403C, que mede a tensão eficaz na seção.

Entretanto, a resistência varia com a temperatura (T), que por sua vez é função da posição ao longo da seção de testes (x) e do tempo (t), ou seja:

$$T = f(x,t)$$

Pode-se considerar a variação da resistência elétrica na seção de testes linear com a temperatura, na faixa de temperaturas utilizada. Isso permite a obtenção da resistência média na seção de testes, durante um teste, utilizando-se a temperatura média, dada por:

$$\bar{T} = \frac{\iint f(x,t) dx dt}{l \int dt}$$

Obtém-se o valor médio da temperatura em cada termopar, calculando-se a área sob a curva de temperatura traçada pelos registradores e dividindo-se o valor encontrado pelo tempo de duração dos testes. Esses valores permitem traçar uma curva para as temperaturas médias localizadas em função da posição, ou seja:

$$\bar{T}_l = g(x),$$

a partir da qual, obtém-se a temperatura média para a seção de testes:

$$\bar{T} = \frac{\int g(x) dx}{l},$$

ou seja:

$$\bar{T} = \frac{1}{3,9} \int_0^{3,9} g(x) dx,$$

onde x é dado em metros, e 3,9 é o comprimento total da seção de testes.

4. COMISSIONAMENTO DA ITR

4.1 Calibração dos Sistemas de Medida

4.1.1 Temperatura

Utilizam-se, na ITR, três tipos básicos de sistemas de medição de temperatura:

- o primeiro constitui-se de termopar, junta fria de compensação e sistema de coleta de dados, representado por registradores analógicos de carta;
- o segundo constitui-se de termopar e indicador digital, que dispõe de junta fria eletrônica internamente;
- o terceiro constitui-se de termômetro de resistência e indicador analógico.

Entretanto, apenas sistemas do primeiro tipo foram instalados em posições onde o valor da temperatura é necessário para a análise dos resultados dos testes. As demais posições, onde foram instalados sistemas do segundo ou terceiro tipo, têm importância apenas para o controle da operação da instalação de testes. Por esse motivo, apresenta-se apenas a calibração dos sistemas do primeiro tipo.

Utilizou-se como padrão, para essa calibração, um potenciômetro da marca Rubicon, cujas principais características são mostradas na Tabela 4. A Figura 24 mostra o esquema simplificado da montagem utilizada na calibração.

O potenciômetro foi utilizado como simulador de termopares, fornecendo à linha, tensões na faixa de termopares do tipo K. Os registradores foram ajustados no zero e no fundo de escala: 10 mV para o termopar da entrada da seção de testes (TEST) e 50 mV para os demais. Em seguida, procedeu-se à calibração, fornecendo-se tensão, em diversos níveis diferentes, e comparando-se o valor da tensão fornecida com a leitura da carta do registrador. Procedeu-se portanto somente à calibração da linha até o sistema de coleta de dados, não tendo sido calibrados os termopares propriamente ditos. Efetuaram-se 4 leituras em cada ponto, duas ascendentes e duas descendentes. A Tabela 5 apresenta o resultado dessa calibração fornecendo a média das quatro leituras e o desvio padrão.

4.1.2 Pressão

Instalaram-se seis transmissores de pressão ao longo da ITR, os quais estão relacionados na Tabela 6. Deles, dois são transmissores de pressão manométrica e quatro de pressão diferencial, tendo-se instalado os primeiros na entrada da seção de testes e no pressurizador. A pressão no pressurizador é apenas indicada na mesa de instrumentação e controle, tendo importância apenas para o controle da operação da instalação de testes.

O transmissor de pressão instalado na entrada da seção de testes, cujo sinal é de interesse para a análise dos testes e é registrado, teve toda a sua linha, do transmissor até o registrador, calibrada contra um manômetro padrão ASHCROFT.

O fundo de escala do manômetro é de apenas 7 kg/cm², enquanto que o do transmissor é de 10 kg/cm². Entretanto, a pressão máxima na ITR será de 6 bar absoluto, o que torna a calibração do transmissor até 7 kg/cm² perfeitamente satisfatória. O manômetro padrão tem uma precisão de 0,025 kg/cm² e foi calibrado previamente, utilizando-se como padrão uma balança de peso morto de fabricação inglesa, Smiths Industries Ltd. A Tabela 7 apresenta o resultado da calibração da linha do transmissor até o registrador.

O esquema simplificado da Figura 25 mostra o processo utilizado na calibração dos transmissores de pressão diferencial. Tomou-se como padrão de pressão uma coluna de mercúrio, com precisão superior a ± 1 mbar, instalada no próprio Laboratório de Termohidráulica do CDTN. Um cilindro de nitrogênio pressurizava tanto a coluna como a câmara de alta pressão dos transmissores. A câmara de baixa pressão permaneceu à pressão atmosférica. Portanto, o sistema utilizado para essa calibração não possibilitou a elevação da pressão em ambas as câmaras dos transmissores diferenciais, a um nível qualquer acima da pressão atmosférica, para depois estabelecer-se uma diferença de pressão entre estas duas câmaras.

As Tabelas 8 a 11 apresentam os resultados das calibrações das linhas dos transmissores até os registradores, para os transmissores que fazem a leitura respectivamente da pressão diferencial ao longo da seção de testes (LST), das colunas de medição da água arrastada nº 1 e nº 2 (LCC1 e LCC2), e através da placa de orifício utilizada na medição da vazão de vapor na saída do separador (FSV). Fizeram-se quatro leituras

ras, duas ascendentes e duas descendentes, para cada nível de pressão em cada transmissor.

4.1.3 Vazão

A calibração de vazão depende de padrões de volume e de tempo ou de massa e de tempo. O método de calibração consiste, em geral, no estabelecimento de uma vazão constante pelo medidor de vazão a ser calibrado e, em seguida, na medição do volume ou massa de fluido que o atravessa, durante um intervalo de tempo. Entretanto, uma calibração de acordo com tal procedimento só foi realizada para o rotâmetro que mede a vazão de injeção de água (FEN). Para o sistema de medição da vazão de saída do vapor (FSV), constituído de placa de orifício e transmissor de pressão, só foi realizada a calibração da linha do transmissor ao registrador, descrita na seção 4.1.2.

Para a calibração do rotâmetro, foram utilizados três balões volumétricos, de 2000 ml, 1000 ml e 500 ml, respectivamente, e um cronômetro. Após o estabelecimento de uma determinada vazão pelo rotâmetro, direcionava-se o escoamento para um dos balões volumétricos e cronometrava-se o tempo necessário para o seu enchimento. Repetiu-se esse procedimento quatro vezes para cada nível de vazão. A Tabela 12 apresenta o resultado dessa calibração.

4.1.4 Potência

Conforme a seção 3.4.7, a potência dissipada na seção de testes é obtida em função da resistência elétrica e da tensão aplicada na mesma. A partir dos dados obtidos por Rust, Malang e Götzmann [22] para a resistência elétrica em tubos de aço inoxidável AISI 316, ajustou-se a seguinte expressão para a resistência na seção de testes em função da sua temperatura média (ver Figura 26):

$$R = 38,00 + 0,02417 T,$$

onde R é dado em m Ω e T em $^{\circ}$ C.

A calibração do voltímetro usado para indicar a tensão aplicada na seção de testes, realizada na Divisão de Eletrônica do CDTN, mostrou que a sua precisão era superior à prevista no catálogo do equipamento. Entretanto, devido a dificuldades encontradas na calibração do componente alternado da tensão, decidiu-se por considerar a precisão de catálogo, de 0,2 V para a faixa de medidas utilizada, 0 a 100 V.

4.2 Avaliação dos Resultados das Calibrações

4.2.1 Método de avaliação

Supôs-se que os dados obtidos com as calibrações respeitam a distribuição normal. Dessa forma, o erro aleatório global de uma medida U é dado pela relação:

$$E_a = ts, \tag{1}$$

onde s é o valor estimado para o desvio padrão, por meio de n medidas U , e t é o valor da variável de "Student" correspondente ao nível de probabilidade desejado e a $n - 1$ graus de liberdade [25].

Quanto aos erros sistemáticos, considerou-se a diferença:

$$E_s = \bar{U} - U_p, \quad (2)$$

onde U_p é o valor considerado no sistema padrão.

Nas medidas indiretas, o valor de uma grandeza U , calculado em função de n outras grandezas independentes U_1, U_2, \dots, U_n , que possuam erros aleatórios $E_{a1}, E_{a2}, \dots, E_{an}$, conhecidos, vai apresentar um erro aleatório dado pela seguinte equação:

$$E_a^2 = \sum_{i=1}^n (E_{ai} \frac{\partial U}{\partial U_i})^2 \quad (3)$$

Nos casos em que foram realizadas várias séries de medidas para uma mesma grandeza, cada série com um valor para a grandeza padrão, utilizou-se a seguinte fórmula para estimar o desvio padrão [26]:

$$s^2 = \frac{(n_1 - 1)s_1^2 + (n_2 - 1)s_2^2 + \dots + (n_k - 1)s_k^2}{n_1 + n_2 + \dots + n_k - k} \quad (4)$$

onde k é o número de séries de medidas e n_i é o número de medidas em cada série. Nesse caso, os valores de t são tirados de tabela, considerando-se o número de graus de liberdade igual a:

$$v = n_1 + n_2 + \dots + n_k - k$$

Todos os erros aleatórios foram avaliados para uma probabilidade de 95%.

4.2.2 Avaliação dos resultados da calibração dos sistemas de medida de temperatura

A Tabela 13 mostra que os erros sistemáticos (fórmula 2) são inferiores aos erros aleatórios para todos os sistemas. Mesmo em cada nível de tensão aplicada (Ver Erro Sistemático Máximo), os erros sistemáticos são no máximo da ordem dos aleatórios, não se justificando a adoção de curvas de correção.

Convém salientar que ainda devem ser considerados os erros dos termopares, que não foram calibrados. Tais erros são de $\pm 2,2^{\circ}\text{C}$ para a faixa até 280°C e 0,75% para temperaturas mais elevadas.

4.2.3 Avaliação dos resultados da calibração dos sistemas de medida de pressão

A Tabela 14 mostra o resultado da análise da calibração realizada para cada um dos transmissores.

Somente os transmissores instalados em PEST e FSV apresentaram erros sistemáticos maiores que o erro aleatório.

4.2.4 Avaliação dos resultados da calibração dos sistemas de medida de vazão

O rotâmetro que mede a vazão de injeção de água apresentou erros sistemáticos bastante grandes. Entretanto, isto não inviabiliza a sua utilização, em face da repetibilidade das leituras. Ele apresentou um erro aleatório de 0,07 ml/s, para um fundo de escala real de 4,16 ml/s, o que representa um erro inferior a 2% do fundo de escala, bastante satisfatório para um rotâmetro.

A vazão de saída do vapor é medida por meio de uma placa orifício e um transmissor de pressão diferencial. A calibração do transmissor já foi comentada na seção 4.2.3, tendo sido encontrado um erro aleatório de 3 mbar. A vazão é obtida pela seguinte equação:

$$Q = 0,3597 \frac{\sqrt{h}}{\sqrt{\rho}},$$

onde:

- Q é a vazão em m³/h;
- h é a pressão diferencial medida através da placa de orifício, dada em mbar; e
- ρ é a densidade do vapor em kg/m³.

Obteve-se o valor 0,3597 teoricamente, a partir da fórmula para o cálculo de placa de orifício apresentada por Burton [24]. Tem-se, então, a partir da equação 3, que o erro aleatório para a vazão é dado por:

$$\Delta Q^2 = \left(\Delta h \frac{\partial Q}{\partial h} \right)^2 + \left(\Delta \rho \frac{\partial Q}{\partial \rho} \right)^2$$

Desenvolvendo as derivadas e dividindo ambos os lados da equação por Q^2 , obtém-se:

$$\left(\frac{\Delta Q}{Q} \right)^2 = \left(\frac{1}{2} \frac{\Delta h}{h} \right)^2 + \left(- \frac{1}{2} \frac{\Delta \rho}{\rho} \right)^2 \quad (5)$$

O valor de ρ é tirado de tabela, em função da pressão e da temperatura, indicadas em PEST e TSV, respectivamente. Entretanto, apenas para efeito de avaliação da propagação de erros, pode-se considerar o vapor comportando-se como um gás perfeito, o que leva à expressão:

$$\rho = K \frac{P}{T+273,3},$$

onde K é uma constante.

Empregando-se novamente a equação 3, tem-se:

$$\Delta \rho^2 = \left(\Delta P \frac{\partial \rho}{\partial P} \right)^2 + \left(\Delta T \frac{\partial \rho}{\partial T} \right)^2$$

Desenvolvendo as derivadas e dividindo ambos os lados da equação por ρ^2 , obtém-se:

$$\left(\frac{\Delta \rho}{\rho} \right)^2 = \left(\frac{\Delta P}{P} \right)^2 + \left(\frac{\Delta T}{T+273,3} \right)^2$$

Substituindo-se este resultado na equação 5, obtem-se:

$$\left(\frac{\Delta Q}{Q}\right)^2 = \frac{1}{4} \left[\left(\frac{\Delta h}{h}\right)^2 + \left(\frac{\Delta p}{p}\right)^2 + \left(\frac{\Delta T}{T+273,3}\right)^2 \right]$$

Os valores de $\Delta h/h$ podem ser calculados a partir dos valores relacionados na Tabela 11. O valor médio obtido é de 0,01. Os valores de $\Delta p/p$ podem ser calculados da mesma forma, a partir da Tabela 8, dando um valor médio de 0,03. Finalmente, os valores de $\Delta T/(T+273,3)$ são calculados a partir do erro aleatório fornecido pela Tabela 13 para a linha do termopar TSV, igual a 0,2 mV, que corresponde a 5°C. A este valor deve-se acrescentar o erro do próprio termopar, cujo valor médio para a faixa de temperatura utilizada é de aproximadamente 3°C, correspondente à temperatura de 400°C. Tomando-se esta mesma temperatura como referência para o cálculo do erro relativo médio, tem-se:

$$\frac{\Delta T}{T+273,3} = \frac{\sqrt{5^2+3^2}}{400+273,3} = 0,0087$$

portanto:

$$\frac{\Delta Q}{Q} = \sqrt{\frac{0,01^2 + 0,03^2 + 0,0087^2}{4}} = 0,016 ,$$

ou seja:

$$\frac{\Delta Q}{Q} = 1,6\%$$

4.2.5 Avaliação dos resultados da calibração do sistema de medida de potência

A potência, conforme a seção 3.4.6, é calculada a partir da fórmula:

$$N = \frac{V^2}{R} ,$$

onde N é dado em Watts, V em Volts e R em Ohms.

Tem-se portanto, da equação 3:

$$\Delta N^2 = \left(\Delta V \frac{\partial N}{\partial V} \right)^2 + \left(\Delta R \frac{\partial N}{\partial R} \right)^2$$

Desenvolvendo a derivada e dividindo ambos os lados da equação por N^2 , obtém-se:

$$\left(\frac{\Delta N}{N} \right)^2 = \left(\frac{2\Delta V}{V} \right)^2 + \left(- \frac{\Delta R}{R} \right)^2$$

Como a resistência elétrica é função da temperatura de parede, de acordo com o polinômio dado na seção 4.1.4, tem-se da equação 3, que:

$$\Delta R^2 = \left(\Delta T \frac{\partial R}{\partial T} \right)^2$$

e, desenvolvendo:

$$\left(\frac{\Delta R}{R} \right)^2 = \left[\Delta T \left(\frac{38,00}{38,00 + 0,02417 T} \right) \right]^2$$

Considerando, como exemplo, a temperatura média de

400°C e o erro correspondente na leitura da temperatura, já considerado na seção 4.2.4, tem-se:

$$\left(\frac{\Delta R}{R}\right)^2 = 1,538 \times 10^{-5}$$

Um valor médio para os valores de tensão a serem impostos à seção de testes é de 14V. Para esse nível de tensão e a temperatura média de parede de 400°C, o erro na potência seria de:

$$\frac{\Delta N}{N} = \sqrt{4 \left(\frac{0,2}{14}\right)^2 + 1,538 \times 10^{-5}} = 0,029 ,$$

ou seja:

$$\frac{\Delta N}{N} = 2,9\%$$

4.3 Realização de Testes Típicos

4.3.1 Descrição dos testes

Realizaram-se dois testes para a comprovação das condições de desempenho da ITR. A Tabela 15 apresenta os valores dos parâmetros impostos para cada um dos testes. As Figuras 27 a 37 apresentam os resultados desses testes, enquanto que as Figuras 38 a 47 comparam os resultados encontrados com os resultados previstos pelo código de computador alemão HYDRO-

FLUT [23].

4.3.2 Resultados dos testes

As Figuras 27 e 28 mostram a evolução da temperatura de parede nas cotas dos termopares da seção de testes. Na Figura 27, que se refere ao teste nº 1, aparecem apenas as curvas dos termopares T3 a T10. Isso deveu-se a que as posições dos termopares T1 e T2 já encontravam-se inundadas no início do teste, não tendo havido aquecimento dessas posições acima da temperatura de Leidenfrost. A água presente na seção de testes, antes do início do teste, originou-se da condensação de vapor durante a pressurização do sistema. Para o teste nº 2, tomaram-se providências para que esse condensado fosse retirado antes do início do teste.

As Figuras 29 e 30 apresentam a evolução dos coeficientes de transmissão de calor, da parede da seção de testes para o fluido, nas posições dos termopares, para os testes nº 1 e nº 2, respectivamente. Esses coeficientes foram calculados de acordo com a seguinte equação:

$$\alpha A_1 (T_p - T_f) = N - \rho C_p l \pi (D_e^2 - D_i^2) \frac{dT_p}{dt} ,$$

onde:

- α é o coeficiente de transmissão de calor;
- A_1 é a área interna de troca de calor da seção de testes;
- T_p é a temperatura de parede na posição considerada;

- T_f é a temperatura do fluido;
- N é a potência dissipada na seção de testes;
- ρ é a densidade;
- C_p é o calor específico; e
- $l\pi(D_e^2 - D_i^2)$ representa o volume da parede da seção de testes.

Portanto, não levou-se em consideração a condução axial de calor pela parede da seção de testes. Além disso, a temperatura do fluido, T_f , foi considerada igual à temperatura de saturação durante todo o teste.

A elevação brusca do coeficiente de transmissão de calor, em uma posição determinada, é decorrente do molhamento da parede nesta posição. Assim, determinou-se o instante de molhamento da parede na altura de cada termopar, o que permitiu traçar os perfis de avanço das frentes de molhamento dos dois testes, apresentados na Figura 31. Como a pressão foi o único parâmetro imposto que apresentou uma diferença significativa, de um teste para o outro, pode-se considerar que as diferenças entre os dois perfis deve-se apenas à pressão. A diferença no fluxo de calor, além de muito pequena, ainda agiria em sentido contrário.

As Figuras 32 e 33 mostram a evolução da frente de molhamento e do volume de água na seção de testes, sem considerar-se a correção devido à perda de carga na mesma, para os testes nº 1 e nº 2, respectivamente. Quando ocorre a estabilização do volume de água na seção de testes, significa que a frente de inundação estacionou em uma cota inferior à do volume de água. A inflexão na curva da evolução da frente de molha

mento (a primeira inflexão para a Figura 32) coincide com o ponto em que esta ultrapassa a frente de inundação. Nesse momento, o escoamento passa do tipo apresentado na Figura 2 para o tipo apresentado na Figura 3.

As Figuras 34 e 35 mostram a evolução do volume de água, nas duas colunas de medição da água arrastada pelo vapor que sai da seção de testes, para os testes nº 1 e nº 2, respectivamente. As Figuras 36 e 37 apresentam os perfis temporais da taxa de arraste de água por unidade de área, na extremidade superior da seção de testes, para os dois testes, calculados a partir da soma das variações do volume de água nas duas colunas de medição da água arrastada.

4.3.3 Avaliação dos testes típicos

Como complemento ao processo de comissionamento da ITR, decidiu-se por confrontar os resultados obtidos nos testes típicos com os resultados previstos pelo código de computador HYDROFLUT. Este código foi desenvolvido por Hein, Köhler, Liebert e Schneider [23], justamente para o cálculo do processo de inundação em seções de testes tubulares e anulares, e os modelos matemáticos utilizados são descritos por Hein [7].

As Figuras 38 e 39 mostram os valores das temperaturas de parede medidas e calculadas em três posições escolhidas, correspondentes às cotas dos termopares T3, T6 e T8, para os testes nº 1 e nº 2, respectivamente. O teste nº 2 apresentou boa concordância entre os resultados calculados e experimentais. No

caso do teste nº 1, entretanto, os resultados calculados apresentaram um pré-resfriamento muito acentuado, não tendo sido reproduzidos os altos valores de temperatura encontrados experimentalmente.

As Figuras 40 e 41 apresentam a comparação entre os coeficientes de transmissão de calor calculados e os obtidos experimentalmente, para os dois testes. Os coeficientes experimentais são obtidos a partir da evolução da temperatura e, conseqüentemente, os resultados do teste nº 2 voltaram a apresentar uma melhor concordância com os cálculos do HYDROFLUT.

As Figuras 42 e 43 apresentam os perfis experimentais e calculados do avanço das frentes de molhamento, respectivamente, para os testes nº 1 e nº 2. Os dois perfis mostram uma boa concordância, sobretudo para o segundo caso. Pode-se observar, neste caso, o alto grau de coincidência entre os pontos de inflexão das duas curvas, que correspondem à posição em que a frente de molhamento ultrapassa a frente de inundação.

O não aparecimento dessa inflexão no perfil calculado para o caso do teste nº 1 indica que nele a frente de molhamento não chegou a ultrapassar a frente de inundação. A ultrapassagem da frente de inundação pela frente de molhamento ocorre nos testes com altos títulos de vapor. Portanto, deve-se esperar que o arraste de água pelo vapor calculado seja maior que o experimental. Isto é confirmado pela Figura 44, que compara os valores calculados da vazão de água arrastada pelo vapor com os obtidos experimentalmente, para o teste nº 1. Este fato pode ser explicado pela presença de água na seção no início do teste, o que diminui o desequilíbrio termodinâmico en-

tre o vapor e a água e, conseqüentemente, o arraste de água. Esta condição não foi considerada nos cálculos.

O maior arraste de água nos cálculos, explica ainda o pré-resfriamento mais acentuado, mostrado pela Figura 38.

A Figura 45 apresenta a comparação entre os valores calculados e medidos da taxa de água arrastada, para o teste nº 2. Neste caso, há uma melhor concordância entre os dois resultados.

As Figuras 46 e 47 apresentam a comparação entre os resultados experimentais e calculados, obtidos para a evolução do nível equivalente de água contido na seção de testes, para os testes nº 1 e nº 2 respectivamente. Esta evolução é obtida através da medida da pressão diferencial na seção de testes, supondo-se que toda a água contida, em um dado instante, constitua-se numa coluna homogênea, à temperatura de saturação. Para a comparação direta, deve-se subtrair a perda de carga devida ao escoamento. Os valores destas foram estimados utilizando-se o modelo de fases separadas apresentado por Collier [27]. Para o teste nº 1, que apresenta menores títulos volumétricos de vapor, foram obtidos valores da ordem de 100 mm de coluna d'água, enquanto que para o teste nº 2, estes valores foram da ordem de 600 mm de coluna d'água.

No teste nº 1, a quantidade de água contida na seção de testes foi notadamente menor que os valores calculados, durante todo o tempo. Este fato reforça o motivo das discrepâncias entre os perfis de temperatura medidos e calculados.

No caso do teste nº 2, obteve-se uma boa concordância para este parâmetro.

5. CONCLUSÕES

A partir dos testes típicos, realizados para a avaliação das condições de desempenho da Instalação de Testes de Remolhamento, pode-se concluir que esta apresenta boas condições de operação. O sistema de controle da pressão, constituído pelo controlador pneumático e a válvula de alívio, manteve a pressão constante, nos níveis desejados, sem qualquer oscilação detectável. As condições de injeção de água por meio de uma bomba centrífuga também foram satisfatórias. Também o pressurizador e o pré-aquecedor, submetidos a testes de desempenho individuais, apresentaram boas condições operacionais.

Os testes de calibração da instrumentação mostraram que a maioria dos sistemas é adequada quanto à precisão. Entretanto algumas melhorias podem ser feitas nos sistemas de medida da vazão de injeção, do volume da água arrastada pelo vapor, da vazão de vapor à saída da seção de testes e da potência dissipada na seção de testes.

Com relação à vazão de injeção, seria interessante a utilização de um medidor com saída elétrica para registrador, uma vez que essa vazão não permanece inteiramente constante durante todo teste.

As colunas que fazem a medição da água arrastada pelo vapor foram sub-dimensionadas. Em um teste mais longo, como o teste típico realizado de número 2, elas ficam completamente cheias antes do final do teste. Sugere-se a inclusão de uma terceira coluna com volume superior ao das duas já existentes.

A placa de orifício para a medida da vazão de va-

por foi dimensionada considerando-se a máxima vazão de vapor esperada durante um teste à pressão atmosférica, com a máxima temperatura inicial de parede, a máxima vazão de injeção e a máxima potência dissipada na seção de testes. Estas condições levam à máxima vazão esperada. Entretanto, para um teste em condições opostas, a vazão de vapor mostrou ser muito pequena, comprometendo a precisão do sistema de medida utilizado. Como a placa de orifício apresenta um furo com o diâmetro próximo ao limite mínimo recomendado por norma, não é aconselhável a simples substituição da placa. O que se sugere é o emprego de um ou mais medidores de vazão, instalados em paralelo.

A potência dissipada na seção de testes poderia ser registrada durante um teste, a partir dos valores da tensão e da corrente, montando-se um medidor de corrente ("shunt"), e de um circuito eletrônico multiplicador. Este procedimento, além de ser mais preciso, eliminaria os cálculos que são necessários atualmente para a obtenção da potência.

REFERÊNCIAS

- [1] PEREIRA, V.Q. Resfriamento de segurança por imersão. Belo Horizonte, CCTN/Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, 1981. 143 p. Tese.
- [2] KREMIN, H; MANDL, R.; RINGER, R.; SCHMIDT, H. Beschreibung der Versuchsanlage. In: NOTKÜHLPROGRAMM - Niederdruckversuche: Wiederauffüllversuche mit Berücksichtigung der Primärkreisläufe. Erlangen, Kraftwerk Union, 1979. v.1 (Förderungsvorhaben BMFT RS 0036B).
- [3] KATSAOUNIS, A. Seminar on experimental thermohydraulics. Belo Horizonte, NUCLEBRÁS, 1979. (NUCLEBRÁS/CDTN-422/79).
- [4] BRAND, B. & SARKAR, J. Ergebnisse der Versuchsserien PKL IB + IE. In: NOTKÜHLPROGRAMM - Niederdruckversuche: Wiederauffüll - und Flutversuche mit Berücksichtigung der Primärkreisläufe (PKL). Erlangen, Kraftwerk Union, 1983, v.1 (Förderungsvorhaben KWU/BMFT 1500 287).
- [5] GIERISCH, Markus. Einstellen einer vorgegebenen Strömungsverteilung in einem System mit Kühlmittelverlust durch Einspeisen aus Zusatzakkumulatoren. Nürnberg, Fachhochschule Nürnberg, 1983. 159p. Tese.
- [6] PALMIERI, E.T. Análise do funcionamento das bombas principais do circuito de refrigeração primário de uma central PWR. Belo Horizonte, NUCLEBRÁS/CDTN, 1979. 80p.
- [7] HEIN, D. Model representations of rewetting by flooding. Dorset, Atomic Energy Establishment, Winfrith, 1980. 134 p. Tese, University of Hanover.

- [8] ELLIOTT, D.F. & ROSE, P.W. The quenching of a heated surface by a film of water in a steam environment at pressures up to 53 bar. Dorchester, Atomic Energy Establishment, Winfrith, 1970. 28p. (AEEW-M976).
- [9] DENHAM, M.K.; ELLIOTT, D.F.; BRITTON-JONES, K.A. Experimental study of the reflooding of a constricted tube in the Reflex rig. Dorchester, Atomic Energy Establishment, Winfrith, 1982. 132p. (AEEW-R1564).
- [10] DENHAM, M.K. Heat transfer near the quench front in single tube reflooding experiments. Dorchester, Atomic Energy Establishment, Winfrith, 1981. 67p. (AEEW-R1436).
- [11] YU, K.P.; ABDOLLAHIAN, D.; PEAKE, W.T.; ELIAS, E.; YADIGAROGLU, G.; GREIF, R. UC-B reflood experimental plan. Berkeley, California Univ., 1977, 59p. (EPRI-NP-457).
- [12] SEBAN, R.; GRIEF, R.; YADIGAROGLU, G.; ELIAS, E.; YU, K.; ABDOLLAHIAN, D.; PEAKE, W. UC-B reflood program: experimental data report. Interim report. Berkeley, California Univ., 1978. 264p. (EPRI-NP-743).
- [13] KAWAJI, M. & BANERJEE, S. Two-phase-flow characteristics during reflooding of a hot vertical tube. Santa Barbara, California Univ., 1983. 68p. (EPRI-NP-2820).
- [14] GRÜTTER, H.; STIERLI, F.; AKSAN, S.N.; VARADI, G. Neptun bundle reflooding experiments: test facility description. Würenlingen, Suíça, Eidg. Institut für Reaktorforschung Würenlingen, 1980. 48p. (EIR-Bericht Nr.386).
- [15] BLÁHA, V. & NIKONOV, S.P. Heat transfer in circular ring channel under reflooding conditions. Plzen, Tchechoslováquia, Skoda Works, 1981, 54p. (ZJE-256).

- [16] BLA'HA, V.; KOTRNOCH, J.; KRETT, V. Experimental research of reactor core flooding. Plzen, Tchechoslováquia, Skoda Works, 1978. 14p. (ZJE-216).
- [17] CHUNG, M.Ki; LEE, Y.W.; CHA, J.H. Experimental study of rewetting phenomena. Journal of the Korean Nuclear Society, 12 (1): 9-18, Mar.1980.
- [18] HEIN, D.; KÖHLER, W.; RIEDLE, K.; SCHNEIDER, E. Experimente zur Erstellung einer Theorie der Wiederbenetzung hoch aufgeheizter Brennstäbe mittels Rohrversuchen. Erlangen, Kraftwerk Union, 1976. 131p. (Förderungshaben KWU/BMFT RS 62).
- [19] KRAPP, Josef. Bericht über das 2.praktische Studiensemester. Erlangen, Kraftwerk Union, 1981 (Abteilung R 513).
- [20] KREITH, F. Princípios da transmissão de calor. São Paulo, Ed.Edgard Blücher Ltda., 1977.
- [21] HEIN, D. Informação pessoal.
- [22] RUST, K.; MALANG, S.; GÖTZMANN, W. PEW - Ein Fortran IV Rechenprogramm zur Bereitstellung physikalischer Eigenschaften von Werkstoffen für LWR - Brennstäbe und deren Simulatoren. Karlsruhe, Kernforschungszentrum, 1976. (KFK-Ext.7/76-1).
- [23] HEIN, D.; KÖHLER, W.; LIEBERT, H.; SCHNEIDER, E. Untersuchungen zur Hydraulik des Flutvorgangs und zu bisher noch unberücksichtigten Einflussgrößen beim Wiederbenetzen (Hydroflut). Erlangen, Kraftwerk Union, 1979. (Förderungshaben KWU/BMFT RS 184).
- [24] BURTON, J. Pratique de la mesure et du controle dans l'industrie. 10^e ed., Paris, Dunod, 1965.

- [25] SCHNEIDER, C.A. & LÜCKE, H.A.H. Curso de metrologia. Florianópolis, Labmetro, Universidade Federal de Santa Catarina, 1982.
- [26] DIXON, W.J. & MASSEY Jr.; F.J. The variance: estimation and tests of hypotheses. In: - Introduction to statistical analysis. 2ª ed., New York, McGraw-Hill Book Company, Inc., 1957. p.102 a 111.
- [27] COLLIER, J.G. The basic models. In: - Convective boiling and condensation. London, McGraw-Hill Book Company (UK) Limited, 1972. p.24 a 64.

NOMENCLATURA

Letras Latinas:

- A_c - área do canal de escoamento
- A_i - área interna de troca de calor da seção de testes
- C_p - calor específico
- D - diâmetro
- D_e - diâmetro externo da seção de testes
- D_g - diâmetro de um tubo guia
- D_i - diâmetro interno da seção de testes
- D_r - diâmetro de uma vareta combustível
- E - erro
- E_a - erro aleatório
- E_s - erro sistemático
- h - pressão diferencial através da placa de orifício
- I - corrente elétrica
- l - comprimento aquecido
- m - massa
- \dot{m} - vazão de massa
- N - potência
- n - número de medidas realizadas
- P - pressão
- σ - probabilidade estatística
- R - resistência elétrica
- r - resistividade elétrica
- S - área da seção transversal da parede da seção de testes
- T - temperatura
- T_1 - temperatura de Leidenfrost
- T_p - temperatura de parede

- T_s - temperatura de saturação
- t - tempo
- U - grandeza medida
- V - tensão elétrica
- v - volume
- x - posição ao longo da seção de testes

Letras gregas:

- α - coeficiente de transmissão de calor
- ρ - densidade
- ϵ - título volumétrico de vapor
- δ - desvio padrão

TABELA 1

FAIXA DE VALORES DOS DIVERSOS PARÂMETROS QUE DEVERÃO VARIAR PARA OS DIVERSOS TESTES A SEREM REALIZADOS COM A ITR

| PARÂMETRO | FAIXAS DE VALORES | INCREMENTO |
|---|-------------------------|---------------------|
| Temperatura inicial de parede | 300 a 600°C | 50°C |
| Temperatura de injeção de água | 40 a 100°C | 20°C |
| Velocidade de injeção | 2 a 12 cm/s | 2 cm/s |
| Fluxo de calor através da superfície interna da seção de testes | 2 a 6 W/cm ² | 1 W/cm ² |
| Pressão do sistema | 2 a 6 bar | 1 bar |

TABELA 2

· RELAÇÃO DOS COMPONENTES INSTALADOS NA LINHA DE
INJEÇÃO DE ÁGUA

| EQUIPAMENTO | QUANTI DADE | CARACTERÍSTICAS |
|----------------------------------|----------------|---|
| Tanque | 1 | Material: Polietileno Capacidade: 200 l Diâmetro: 650 mm Altura: 700 mm |
| Bomba centrífuga | 1 | Fabricante: Albrizzi-Petry Ltda. Modelo: Alfa 40, tipo 221 Vazão: 18 m ³ /h Altura manométrica: 75 m.c.a. Rotação: 3450 RPM |
| Válvula globo | 1 | Fabricante: HINSA Modelo: H-20 Material: aço inoxidável AISI 304 Diâmetro nominal: 50 mm Conexão: rosqueada |
| Válvula de agulha | 2 | Fabricante: Niagara Material: aço inoxidável AISI 316 Diâmetro nominal: 15 mm Conexão: rosqueada |
| Válvula esférica de três vias | 1 | Fabricante: Niagara Material: aço inoxidável AISI 316 Diâmetro nominal: 15 mm Conexão: soldada Atuador pneumático de dupla ação por cilindro rotativo |

TABELA 3

DADOS GEOMÉTRICOS DO ELEMENTO COMBUSTÍVEL DE
CENTRAL NUCLEAR DO TIPO ANGRA-II, 16X16-20

| | Canal de Escoamento Normal | Canal de Escoamento com Tubo Guia | Elemento Combustível |
|-----------------------------|----------------------------|-----------------------------------|------------------------|
| Área da seção de escoamento | 113,73 mm ² | 99,46 mm ² | 28 523 mm ² |
| Perímetro aquecido | 33,75 mm | 25,33 mm | 7 970 mm |
| Perímetro molhado | 33,75 mm | 36,11 mm | 8 832 mm |
| Diâmetro hidráulico | 13,47 mm | 11,02 mm | 12,8 mm |

TABELA 4

CARACTERÍSTICAS PRINCIPAIS DO POTENCIÔMETRO

| | |
|----------|--|
| Marca | Rubicon |
| Faixas | 0 a $\pm 1,61$ V (0,5 mV/divisão) 0 a $\pm 1,161$ V (0,05 mV/divisão) 0 a $\pm 0,0161$ V (0,005 mV/divisão) 0 a 5 mV (0,05 mV/divisão) |
| Precisão | Faixa de 1,61 V $\pm (0,025\%+165\mu\text{V})$ Faixa de 0,161 V $\pm (0,03\%+16,5\mu\text{V})$ Faixa de 0,0161V $\pm (0,03\%+3\mu\text{V})$ Faixa de 5 mV $\pm 25\mu\text{V}$ |

TABELA 5

RESULTADO DA CALIBRAÇÃO DA LINHA DO SISTEMA DE MEDIDA
DE TEMPERATURA

| | | Tensão lida (*) [mV] (desvio padrão) | | | | | | |
|----------------------|--------------|---|--------------|--------------|---------------|---------------|---------------|------|
| Tensão aplicada (mV) | | 0,0 | 1,0 | 2,0 | 4,0 | 10,0 | 20,0 | 50,0 |
| Termopar | | | | | | | | |
| T1 | 0,0 (0,0) | 1,0 (0,1) | 2,0 (0,1) | 4,0 (0,0) | 10,0 (0,1) | 19,9 (0,1) | 50,0 (0,1) | |
| T2 | 0,0 (0,0) | 0,8 (0,2) | 1,8 (0,1) | 3,9 (0,2) | 9,8 (0,0) | 19,8 (0,0) | 50,0 (0,0) | |
| T3 | 0,0 (0,1) | 1,1 (0,0) | 2,1 (0,1) | 4,0 (0,1) | 10,1 (0,1) | 20,0 (0,1) | 50,0 (0,0) | |
| T4 | 0,0 (0,0) | 1,0 (0,2) | 2,0 (0,0) | 4,1 (0,0) | 10,2 (0,0) | 20,0 (0,1) | 50,0 (0,0) | |
| T5 | 0,0 (0,0) | 0,9 (0,1) | 1,9 (0,1) | 3,9 (0,1) | 10,0 (0,0) | 20,0 (0,1) | 50,0 (0,1) | |
| T6 | 0,0 (0,0) | 1,1 (0,1) | 2,1 (0,1) | 4,1 (0,1) | 10,0 (0,0) | 20,0 (0,1) | 50,0 (0,0) | |
| T7 | 0,0 (0,0) | 1,0 (0,1) | 2,0 (0,1) | 4,0 (0,1) | 9,9 (0,0) | 20,0 (0,0) | 50,0 (0,0) | |
| T8 | 0,0 (0,0) | 1,0 (0,0) | 1,9 (0,1) | 4,0 (0,0) | 10,0 (0,0) | 20,0 (0,0) | 50,0 (0,0) | |
| T9 | 0,0 (0,0) | 1,0 (0,1) | 2,0 (0,0) | 3,9 (0,1) | 10,0 (0,1) | 20,0 (0,0) | 50,0 (0,0) | |
| T10 | 0,0 (0,0) | 1,0 (0,0) | 2,0 (0,1) | 4,0 (0,0) | 9,9 (0,0) | 19,9 (0,0) | 50,0 (0,0) | |
| TSST | 0,0 (0,1) | 1,0 (0,1) | 2,0 (0,1) | 4,0 (0,1) | 10,0 (0,0) | 20,0 (0,1) | 49,9 (0,0) | |

(*) Média de 4 leituras

TABELA 5 (CONT.)

| | | | | | | | |
|------|--------------|--------------|--------------|--------------|---------------|---------------|---------------|
| TEST | 0,0 (0,0) | 1,0 (0,0) | 2,1 (0,1) | 4,0 (0,0) | 10,0 (0,0) | - - | - - |
| TSV | 0,0 (0,0) | 1,1 (0,1) | 2,0 (0,1) | 4,1 (0,1) | 10,0 (0,0) | 20,0 (0,0) | 50,0 (0,0) |

TABELA 6

RELAÇÃO DOS TRANSMISSORES DE PRESSÃO INSTALADOS NA ITR

| Posição | Quantidade | Características |
|------------------|------------|--|
| PEST e PPR | 2 | Marca: ENGEMATIC Modelo: IP-201-G10 Faixa: 0 a 10 kg/cm ² Saída: 4 a 20 mA Alimentação: 24 Vcc Linearidade: $\pm 0,5\%$ fundo de escala Histerese: $\pm 0,5\%$ fundo de escala Série: 0024 (PEST) 0025 (PPR) |
| LST, LCC1 e LCC2 | 3 | Marca: GOULD-STATHAM Modelo: PD-3000 - 400 - 50 Faixa: 0 a 400 polegadas de H ₂ O Saída: 4 a 20 mA Alimentação: 24 Vcc Precisão: $\pm 0,1\%$ fundo de escala Série: E 3208 SU (LST) E 3181 SU (LCC1) E 0959 SU (LCC2) |
| FSV | 1 | Marca: GOULD-STATHAM Modelo: PD-3000 - 100 - 58 Faixa: 0 a 100 polegadas de H ₂ O Saída: 4 a 20 mA Alimentação: 24 Vcc Precisão: $\pm 0,1\%$ fundo de escala Série: E 6444 SS |

TABELA 7

RESULTADO DA CALIBRAÇÃO DO TRANSMISSOR DE PRESSÃO ABSOLUTA
INSTALADO NA ENTRADA DA SEÇÃO DE TESTES
(PEST)

| Pressão Aplicada [bar] | Pressão Lida (*) [bar] | Erro Absoluto [bar] | Desvio Padrão [bar] |
|---------------------------|---------------------------|------------------------|------------------------|
| 0,00 | 0,00 | 0,00 | 0,00 |
| 1,00 | 0,91 | 0,07 | 0,04 |
| 2,00 | 1,89 | 0,11 | 0,01 |
| 3,00 | 2,89 | 0,11 | 0,01 |
| 4,00 | 3,89 | 0,11 | 0,02 |
| 5,00 | 4,91 | 0,09 | 0,02 |
| 6,00 | 5,92 | 0,08 | 0,02 |
| 7,00 | 6,95 | 0,05 | 0,04 |

(*) Média de 4 leituras

TABELA 8

RESULTADO DA CALIBRAÇÃO DO SISTEMA DE MEDIÇÃO DA PRESSÃO
DIFERENCIAL EM LST

| Pressão Aplicada [mbar] | Pressão Lida (*) [mbar] | Erro Absoluto [mbar] | Desvio Padrão [mbar] |
|----------------------------|----------------------------|-------------------------|-------------------------|
| 0 | 4 | -4 | 1 |
| 13 | 16 | -3 | 1 |
| 25 | 30 | -5 | 4 |
| 50 | 55 | -5 | 2 |
| 75 | 77 | -2 | 1 |
| 125 | 126 | -1 | 2 |
| 249 | 249 | 0 | 1 |
| 374 | 376 | -2 | 2 |
| 499 | 497 | 2 | 0 |
| 623 | 625 | -2 | 4 |
| 747 | 747 | 0 | 2 |
| 872 | 877 | -5 | 6 |
| 996 | 994 | 2 | 1 |

(*) Média de 4 leituras

TABELA 9

RESULTADO DA CALIBRAÇÃO DO SISTEMA DE MEDIÇÃO DA PRESSÃO
DIFERENCIAL EM LCC1

| Pressão Aplicada [mbar] | Pressão Lida (*) [mbar] | Erro Absoluto [mbar] | Desvio Padrão [mbar] |
|----------------------------|----------------------------|-------------------------|-------------------------|
| 0 | 4 | -4 | 4 |
| 13 | 15 | -2 | 4 |
| 25 | 29 | -4 | 1 |
| 50 | 52 | -2 | 6 |
| 75 | 81 | -6 | 3 |
| 125 | 129 | -4 | 0 |
| 249 | 251 | -2 | 0 |
| 374 | 375 | -1 | 1 |
| 499 | 495 | 4 | 3 |
| 623 | 621 | 2 | 8 |
| 747 | 743 | 4 | 4 |
| 872 | 867 | 5 | 2 |
| 996 | 991 | 5 | 3 |

(*) Média de 4 leituras

TABELA 10

RESULTADO DA CALIBRAÇÃO DO SISTEMA DE MEDIÇÃO DA PRESSÃO
DIFERENCIAL EM LCC2

| Pressão Aplicada [mbar] | Pressão Lida (*) [mbar] | Erro Absoluto [mbar] | Desvio Padrão [mbar] |
|----------------------------|----------------------------|-------------------------|-------------------------|
| 0 | 0 | 0 | 0 |
| 13 | 12 | 1 | 2 |
| 25 | 27 | -2 | 3 |
| 50 | 49 | 1 | 1 |
| 75 | 74 | 1 | 1 |
| 125 | 124 | 1 | 1 |
| 249 | 248 | 1 | 2 |
| 374 | 371 | 3 | 1 |
| 499 | 493 | 6 | 4 |
| 623 | 617 | 6 | 2 |
| 747 | 744 | 5 | 2 |
| 872 | 872 | 0 | 6 |
| 996 | 993 | 3 | 2 |

(*) Média de 4 leituras

TABELA 11

RESULTADO DA CALIBRAÇÃO DO SISTEMA DE MEDIÇÃO DA PRESSÃO
DIFERENCIAL EM FSV

| Pressão Aplicada [mbar] | Pressão Lida (*) [mbar] | Erro Absoluto [mbar] | Desvio Padrão [mbar] |
|----------------------------|----------------------------|-------------------------|-------------------------|
| 0 | 0 | 0 | 0 |
| 13 | 10 | 3 | 0 |
| 25 | 23 | 2 | 1 |
| 50 | 47 | 3 | 1 |
| 75 | 71 | 4 | 1 |
| 125 | 120 | 5 | 1 |
| 174 | 170 | 4 | 2 |
| 249 | 243 | 6 | 2 |

(*) Média de 4 leituras

TABELA 12

RESULTADOS DA CALIBRAÇÃO DO ROTÂMETRO INSTALADO EM FEN

| Vazão Indicada pelo Rotâmetro [mℓ/s] | Vazão Medida com o Cronômetro e o Balão Volumétrico (*) [mℓ/s] | Erro Absoluto [mℓ/s] | Desvio Padrão [mℓ/s] |
|---|---|-------------------------|-------------------------|
| 5,56 | 4,16 | -1,40 | 0,08 |
| 5,00 | 3,78 | -1,22 | 0,03 |
| 4,44 | 3,51 | -0,93 | 0,01 |
| 3,89 | 3,03 | -0,86 | 0,04 |
| 3,33 | 2,51 | -0,82 | 0,05 |
| 2,78 | 1,94 | -0,84 | 0,06 |
| 2,22 | 1,43 | -0,79 | 0,07 |
| 1,67 | 0,86 | -0,81 | 0,06 |
| 1,11 | 0,50 | -0,61 | 0,04 |
| 0,55 | 0,11 | -0,44 | 0,01 |

(*) Média de 4 leituras

TABELA 13

RESULTADO DA ANÁLISE DA CALIBRAÇÃO DO SISTEMA DE MEDIDA
DE TEMPERATURA

| Temopar | Erro Aleatório(*) [mV] | Erro Sistemático Máximo** [mV] |
|---------|---------------------------|-----------------------------------|
| T1 | 0,2 | - 0,1 |
| T2 | 0,2 | - 0,2 |
| T3 | 0,2 | 0,1 |
| T4 | 0,2 | 0,2 |
| T5 | 0,2 | - 0,1 |
| T6 | 0,2 | 0,1 |
| T7 | 0,1 | - 0,1 |
| T8 | 0,1 | - 0,1 |
| T9 | 0,1 | - 0,1 |
| T10 | 0,1 | - 0,1 |
| TSST | 0,2 | - 0,1 |
| TEST | 0,1 | 0,1 |
| TSV | 0,1 | 0,1 |

(*) Para $p = 95\%$

(**) O erro sistemático foi calculado para cada nível de tensão aplicada, tendo sido tabelado o maior valor em módulo obtido.

TABELA 14
 RESULTADO DA ANÁLISE DA CALIBRAÇÃO DO SISTEMA
 DE MEDIDA DE PRESSÃO

| Transmissor (Faixa) | Erro Aleatório (*) [mbar] | Erro Sistemático | |
|------------------------|------------------------------|----------------------|----------------------|
| | | Máximo(**) [mbar] | Médio(***) [mbar] |
| PEST (0 a 10.000 mbar) | 50 | 110 | 80 |
| LST (0 a 1.000 mbar) | 5 | - 5 | - 2 |
| LCC1 (0 a 1.000 mbar) | 7 | - 6 | 0 |
| LCC2 (0 a 1.000 mbar) | 5 | 6 | 2 |
| FSV (0 a 250 mbar) | 3 | 6 | 3 |

(*) Para $p = 95\%$

(**) O erro sistemático foi calculado para cada nível de pressão aplicada, tendo sido tabelado o maior valor em módulo obtido.

(***) Média dos erros sistemáticos obtidos para os diversos níveis de pressão.

TABELA 15

VALORES DOS DIVERSOS PARÂMETROS PARA OS
DOIS TESTES REALIZADOS

| Parâmetros | Teste Nº 1 | Teste Nº 2 |
|--------------------------------|------------------------|------------------------|
| Pressão | 4 bar | 1 bar |
| Velocidade de injeção | 6,2 cm/s | 6,2 cm/s |
| Temperatura de injeção de água | 40 °C | 40 °C |
| Temperatura inicial de parede | 400°C | 400°C |
| Fluxo de calor | 4,48 W/cm ² | 4,33 W/cm ² |

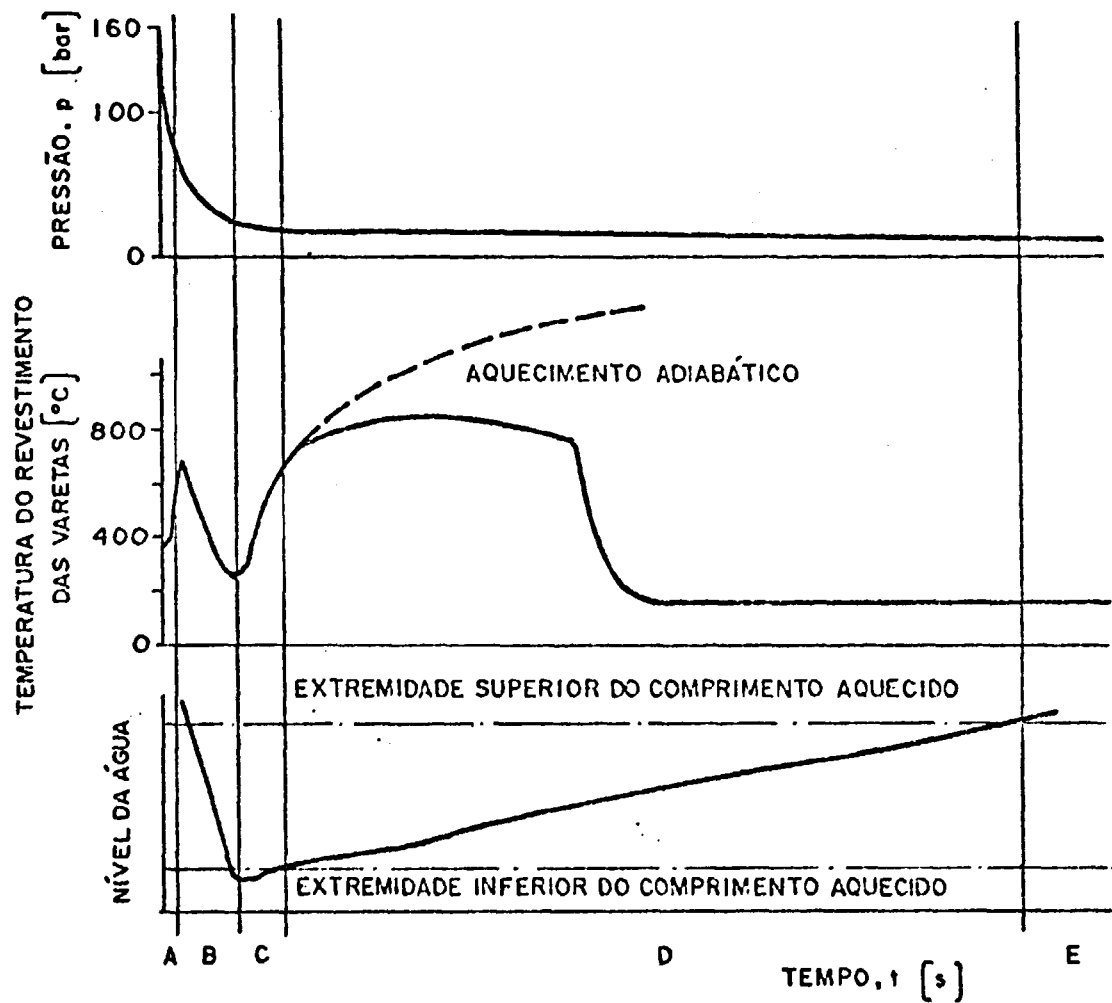


FIGURA 1 [4] - PERFIL TEMPORAL DA PRESSÃO, TEMPERATURA DO REVESTIMENTO DAS VARETAS E NÍVEL DA ÁGUA NO NÚCLEO DURANTE UM ACIDENTE DE PERDA DE REFRIGERANTE

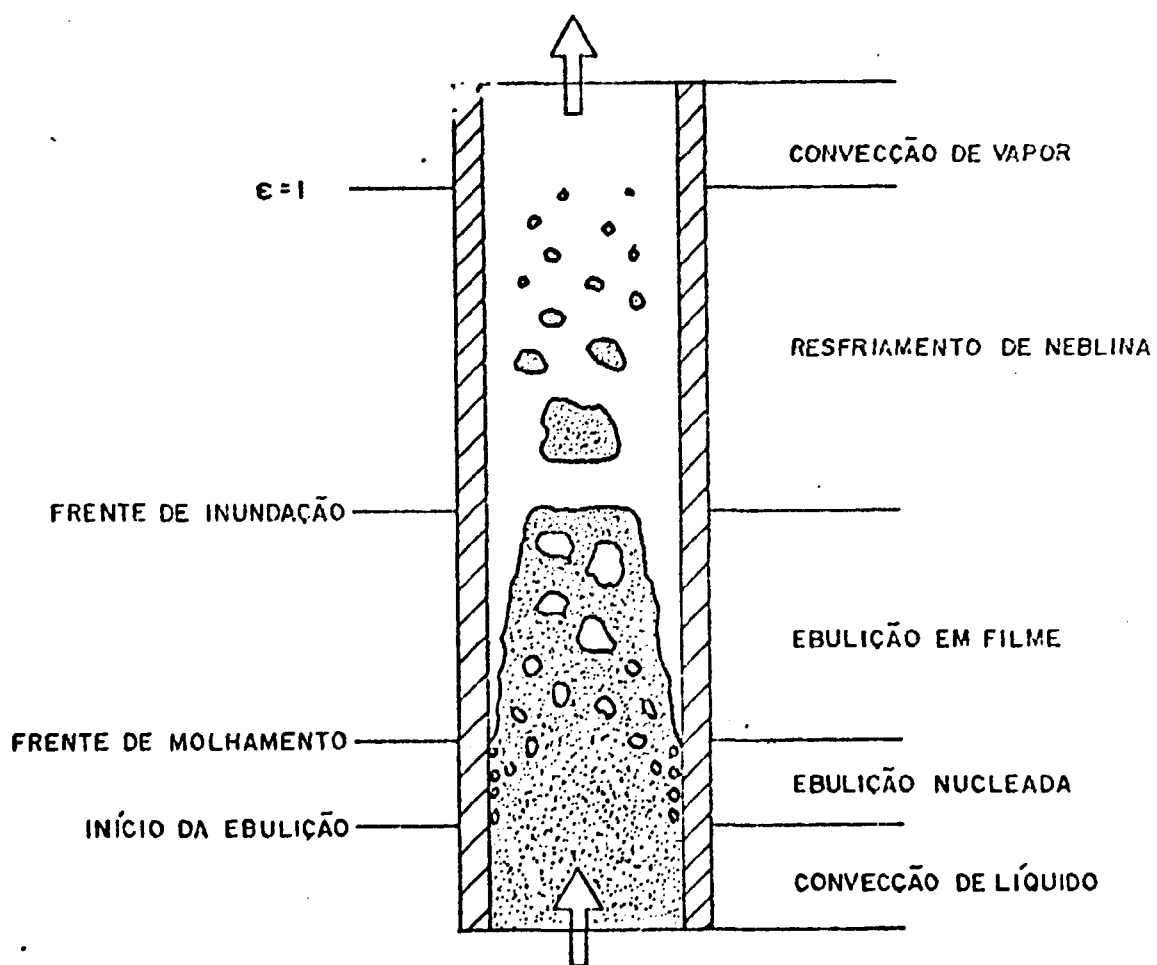


FIGURA 2 [7] - FORMAS DE ESCOAMENTO E REGIÕES DE TRANSMISSÃO DE CALOR NO PROCESSO DE MOLHAMENTO COM ESCOAMENTO ASCENDENTE E ALTAS TAXAS DE INUNDAÇÃO

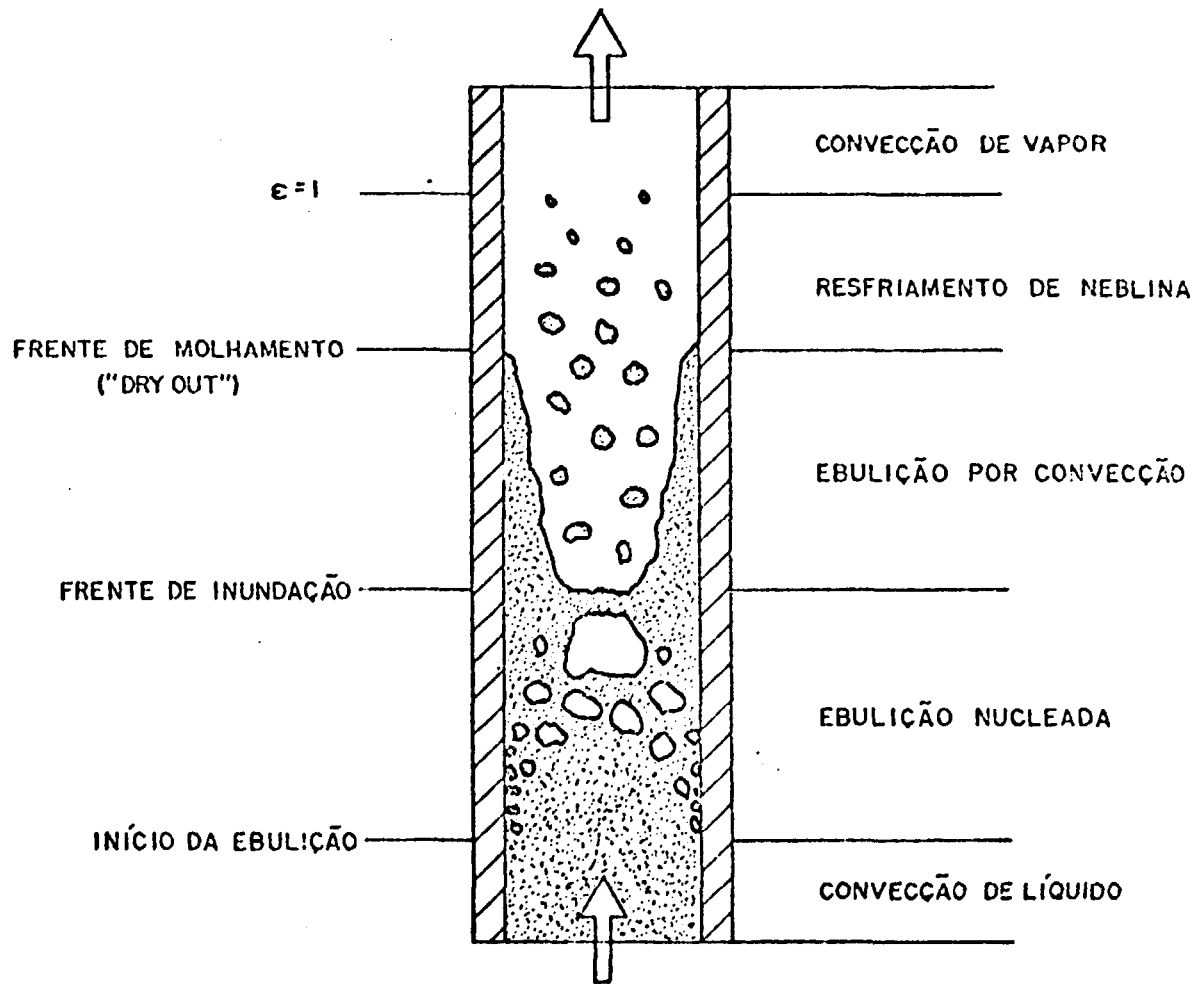


FIGURA 3 [7] - FORMAS DE ESCOAMENTO E REGIÕES DE TRANSMISSÃO DE CALOR NO PROCESSO DE MOLHAMENTO COM ESCOAMENTO ASCENDENTE E BAIXAS TAXAS DE INUNDAÇÃO

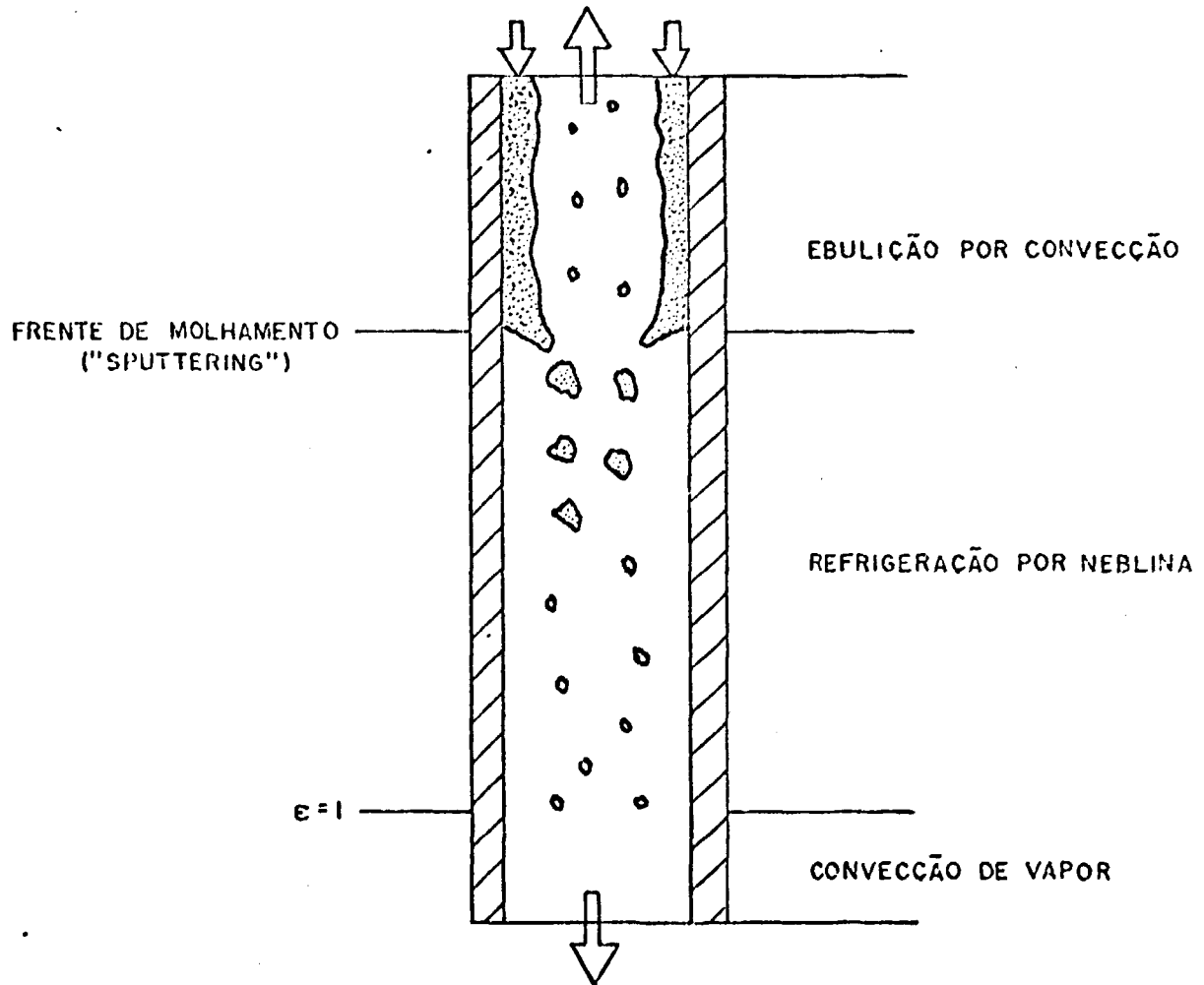


FIGURA 4 [7] - FORMAS DE ESCOAMENTO E REGIÕES DE TRANSMISSÃO DE CALOR NO PROCESSO DE MOLHAMENTO POR FILME DESCENDENTE

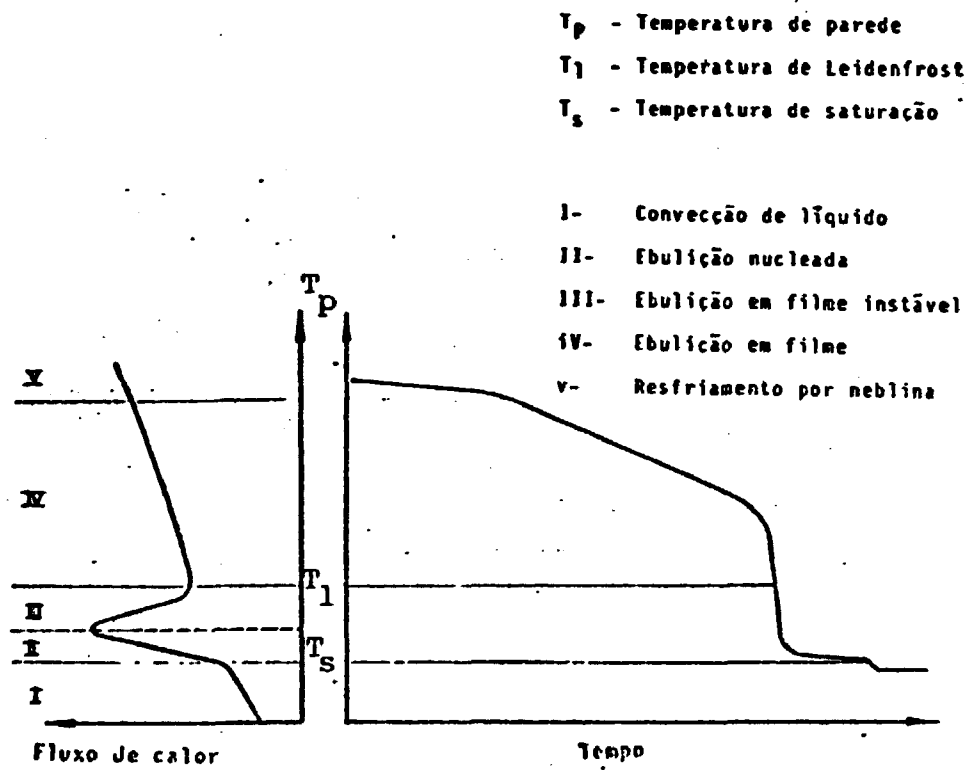


FIGURA 5 [7]

DISPOSIÇÃO DA CURVA DE EBULIÇÃO SEGUNDO NUKIYAMA PARA O PERFIL DE TEMPERATURA NO PROCESSO DE INUNDAÇÃO

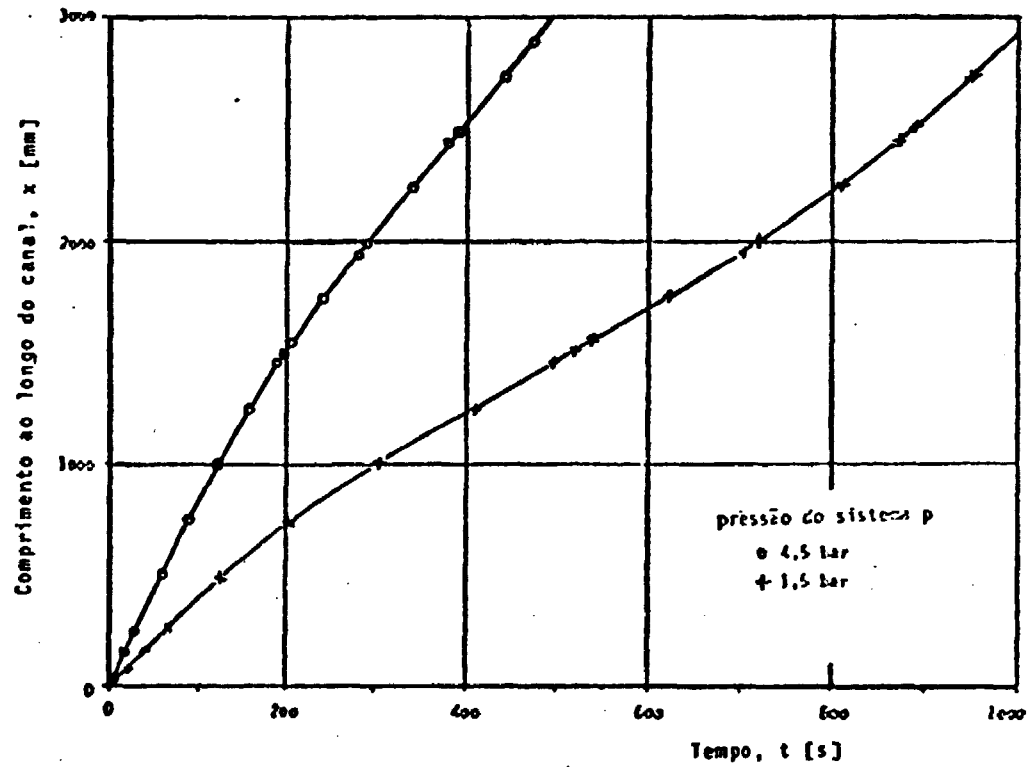


FIGURA 6 [7]

INFLUÊNCIA DA PRESSÃO SOBRE O AVANÇO DE UMA FRENTE DE MOLHAMENTO (VELOCIDADE DE INJEÇÃO = 6 m/s; SUBRESFRIAMENTO DE INJEÇÃO = 3°C; E FLUXO DE CALOR = 3 W/cm²)

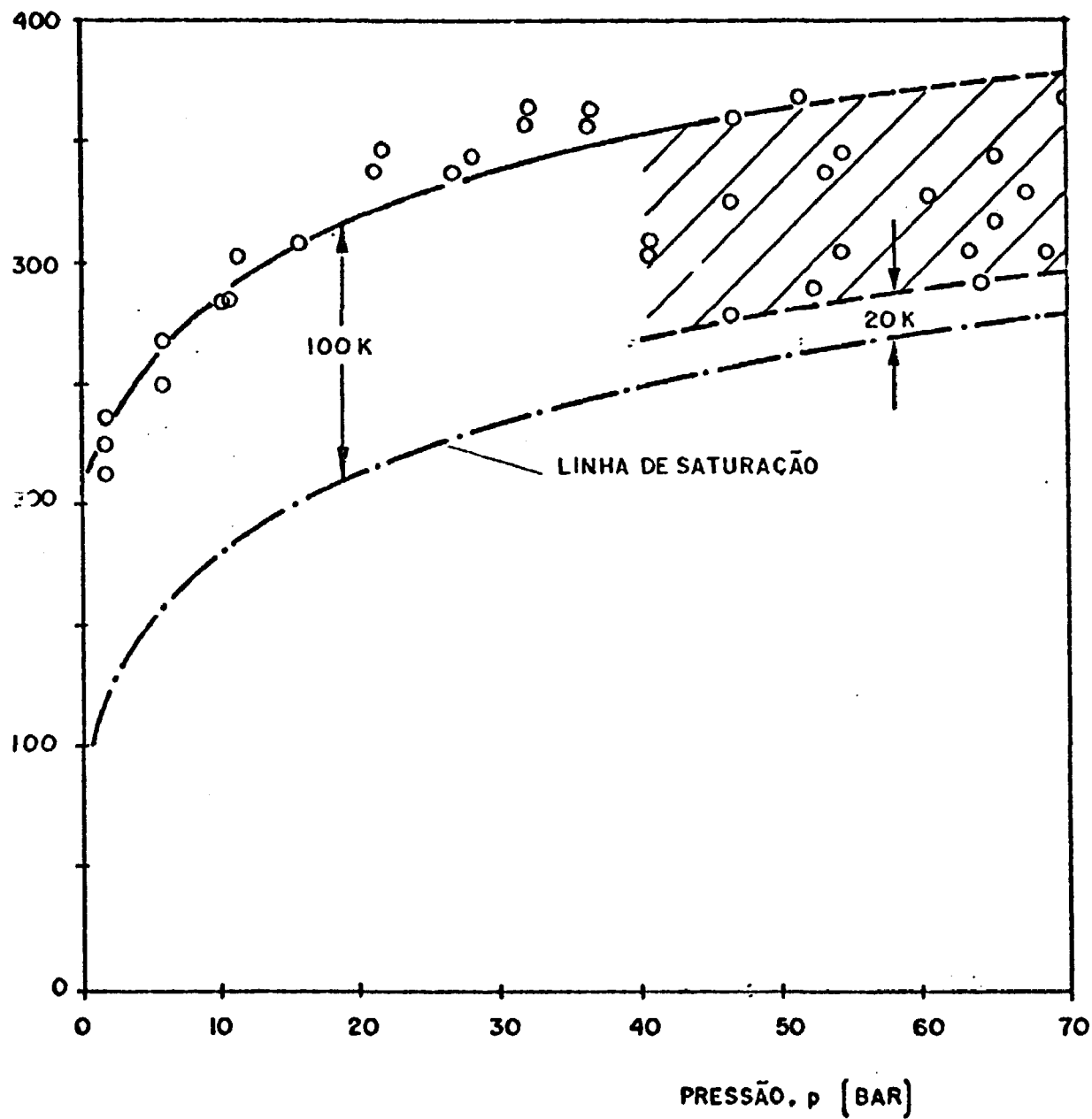


FIGURA 7 [7] - DEPENDÊNCIA DA TEMPERATURA DE MOLHAMENTO COM A PRESSÃO

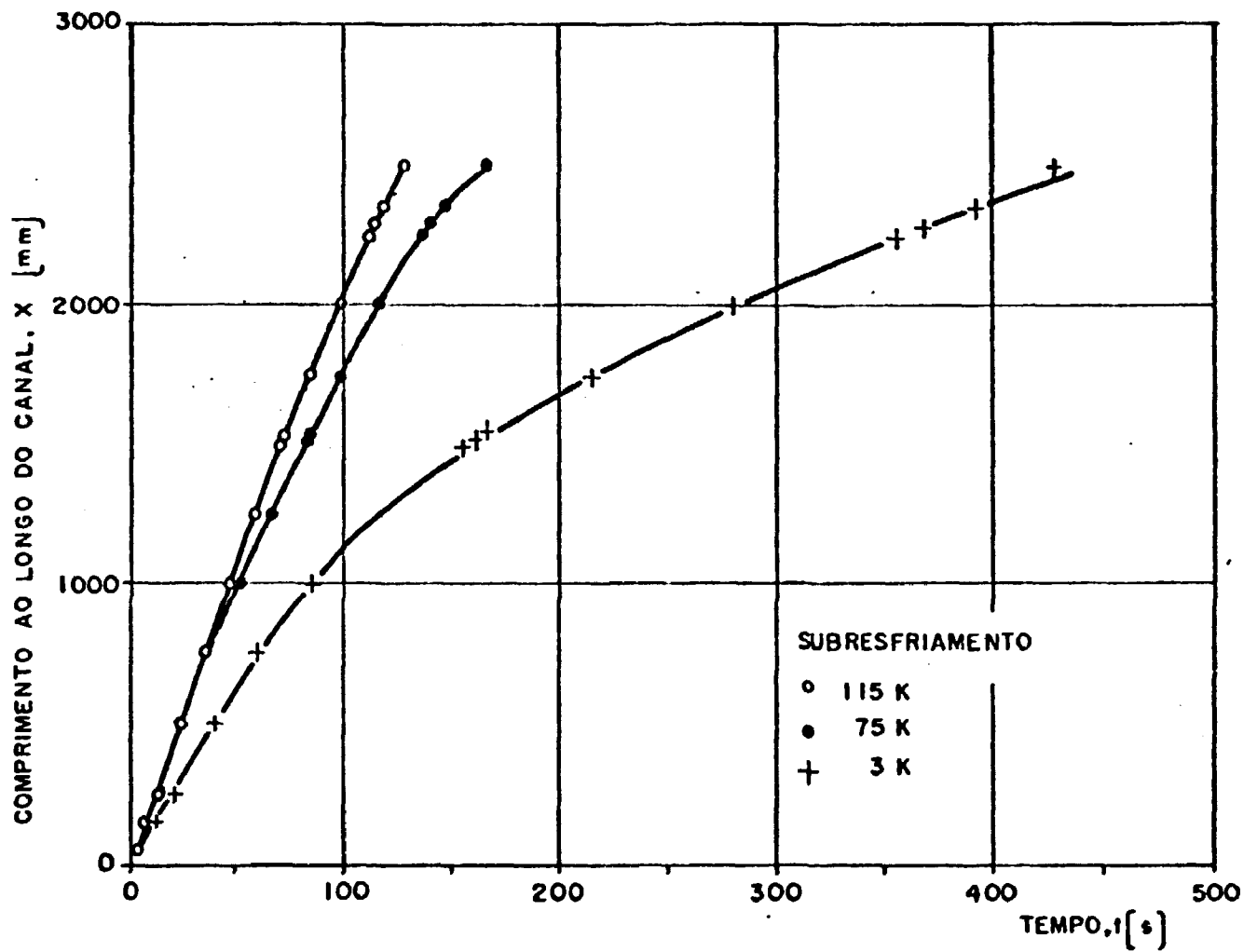


FIGURA 8 [7] - INFLUÊNCIA DO SUBRESFRIAMENTO DA ÁGUA DE INUNDAÇÃO SOBRE O AVANÇO DA FRENTE DE MOLHAMENTO (PRESSÃO = 4,5 BAR, VELOCIDADE DE INJEÇÃO = 6 cm/s)

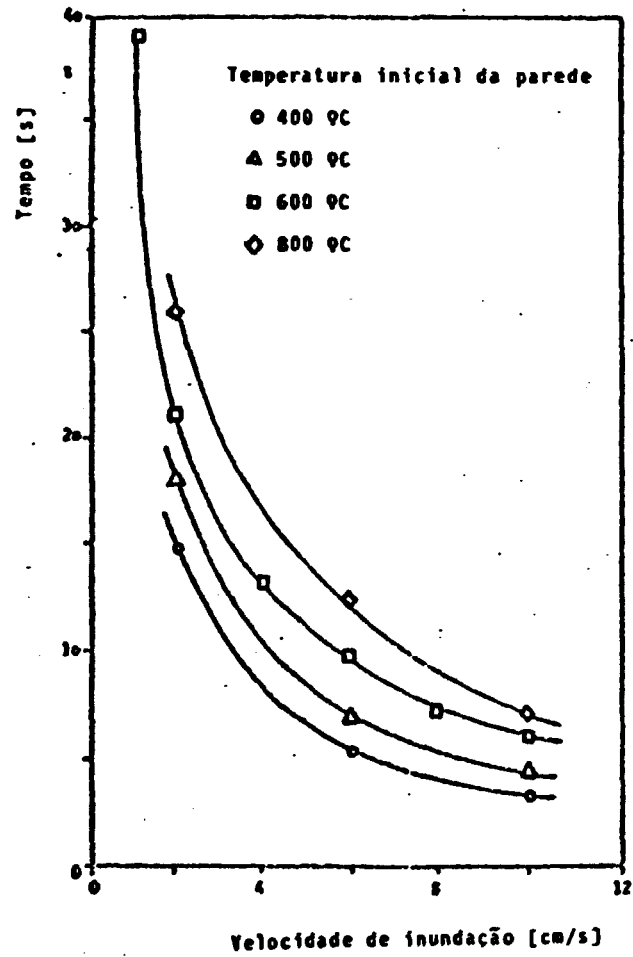


FIGURA 9 [7]

INFLUÊNCIA DA VELOCIDADE DE INUNDAÇÃO SOBRE O TEMPO ATÉ O MOLHAMENTO

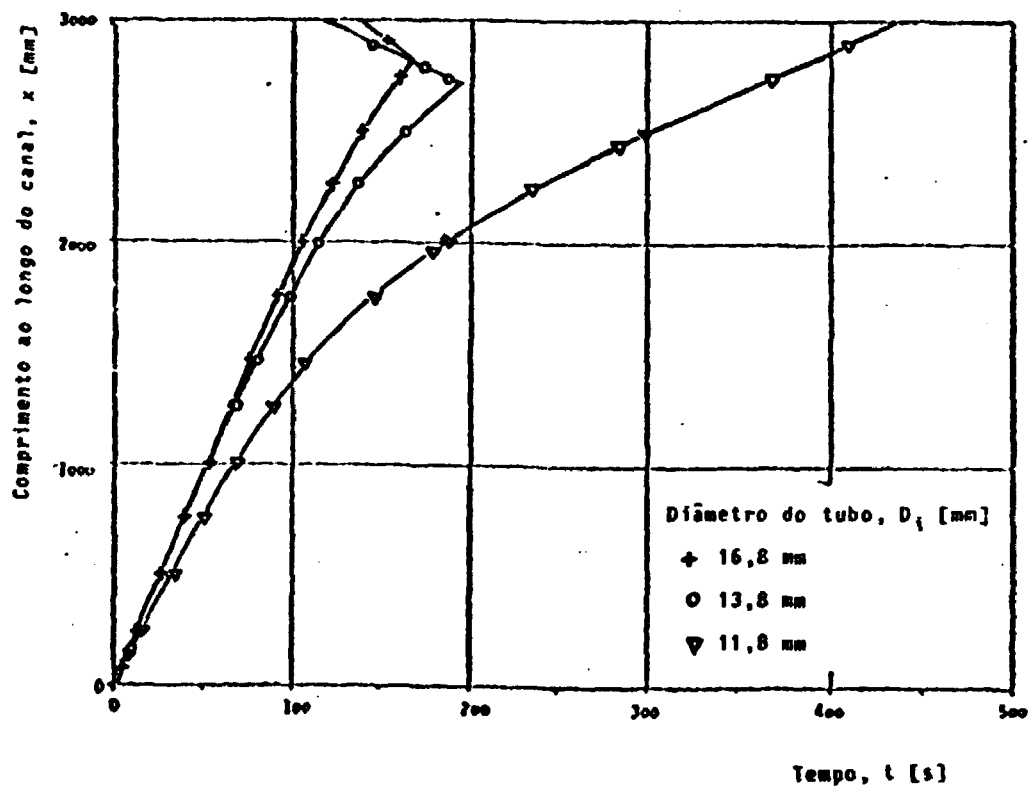
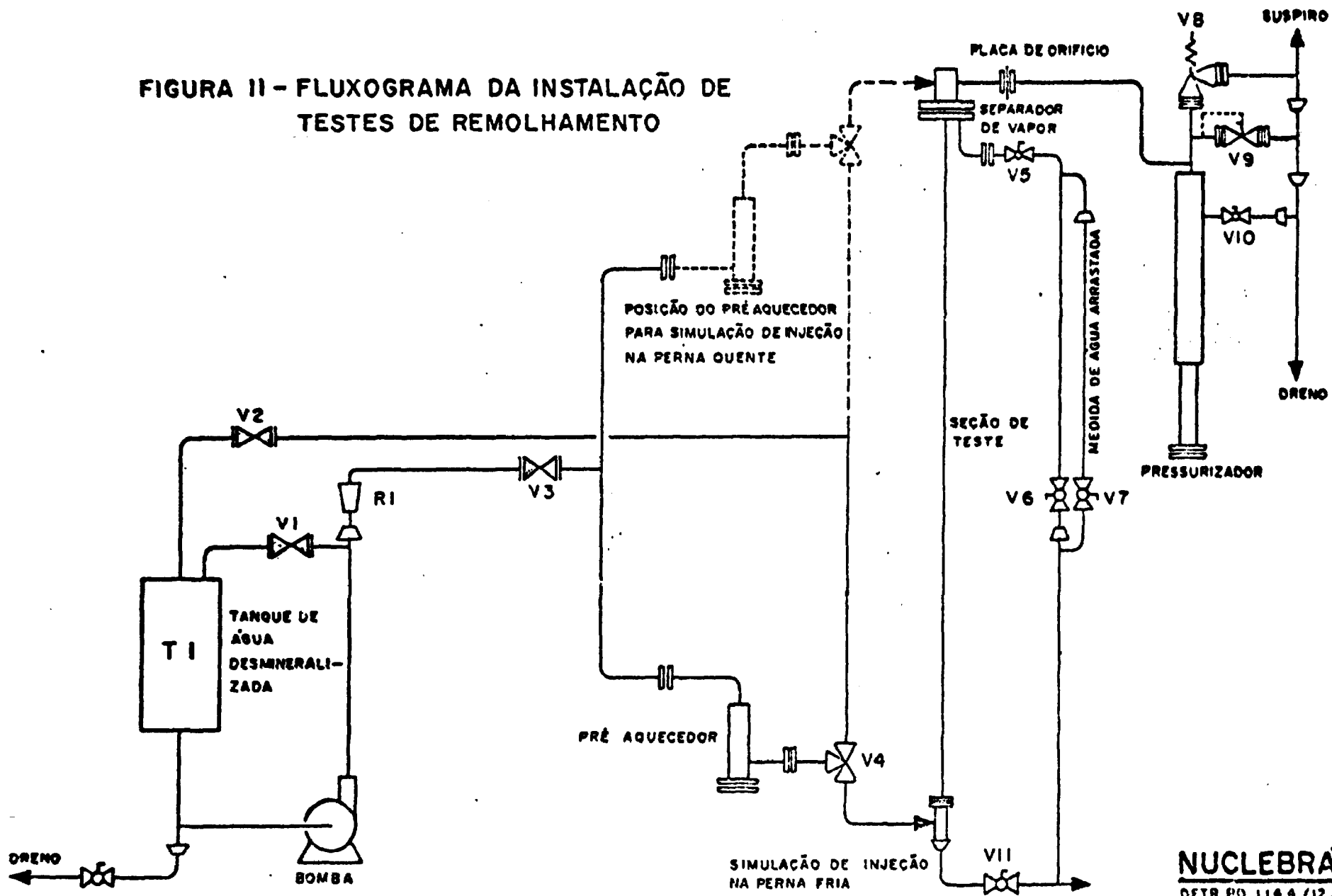


FIGURA 10 [7]

INFLUÊNCIA DO DIÂMETRO DO TUBO SOBRE O AVANÇO DA FRENTE DE MOLHAMENTO (PRESSÃO = 4,5 BAR; VELOCIDADE DE INJEÇÃO = 6 cm/s; SUBRESFRIAMENTO DE INJEÇÃO = 75°C; FLUXO DE CALOR = 3 W/cm²)

FIGURA II - FLUXOGRAMA DA INSTALAÇÃO DE TESTES DE REMOLHAMENTO



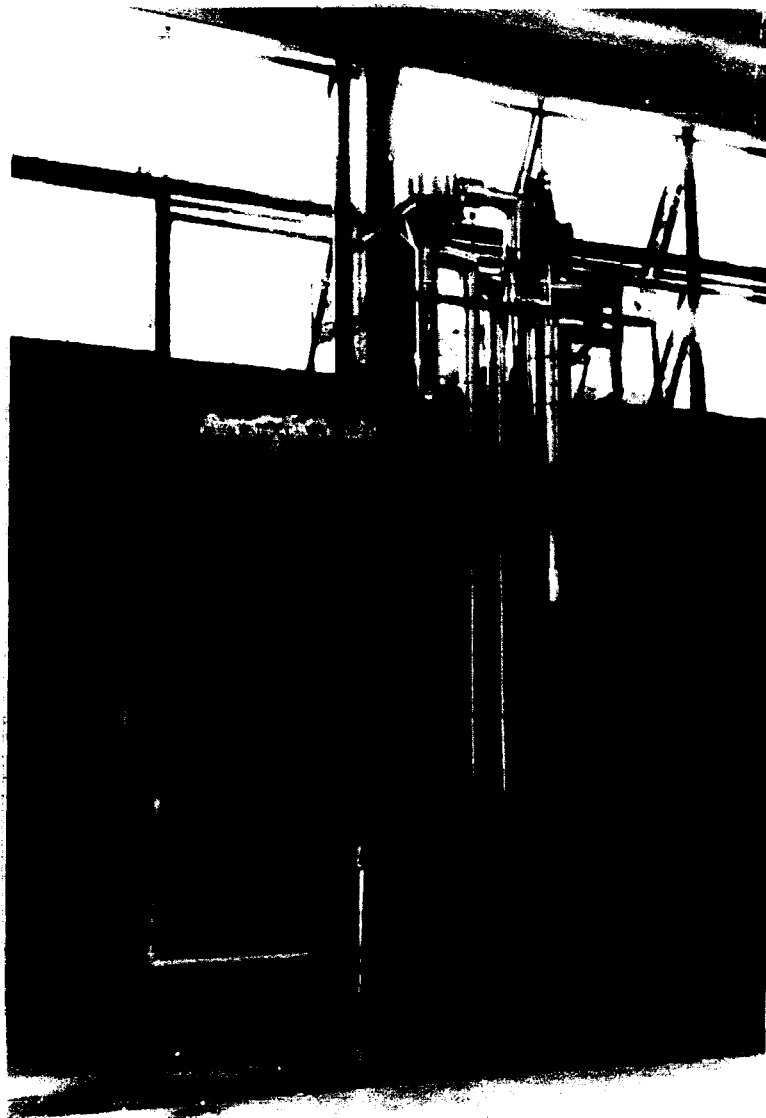


FIGURA 12

FOTOGRAFIA DA INSTALAÇÃO DE TESTES DE
REMOLHAMENTO

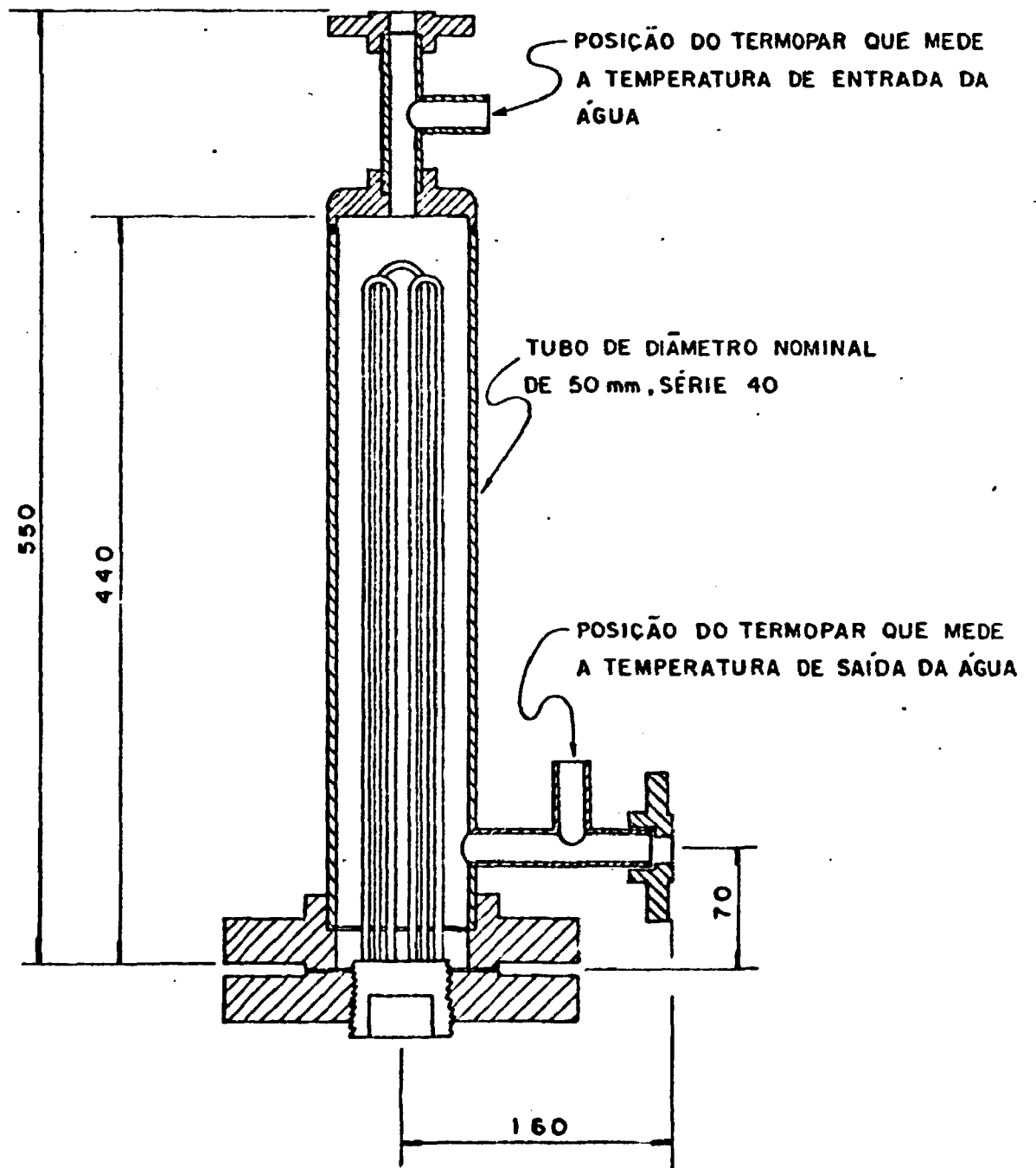


FIGURA 13

DESENHO EM CORTE DO PRÉ-AQUECEDOR

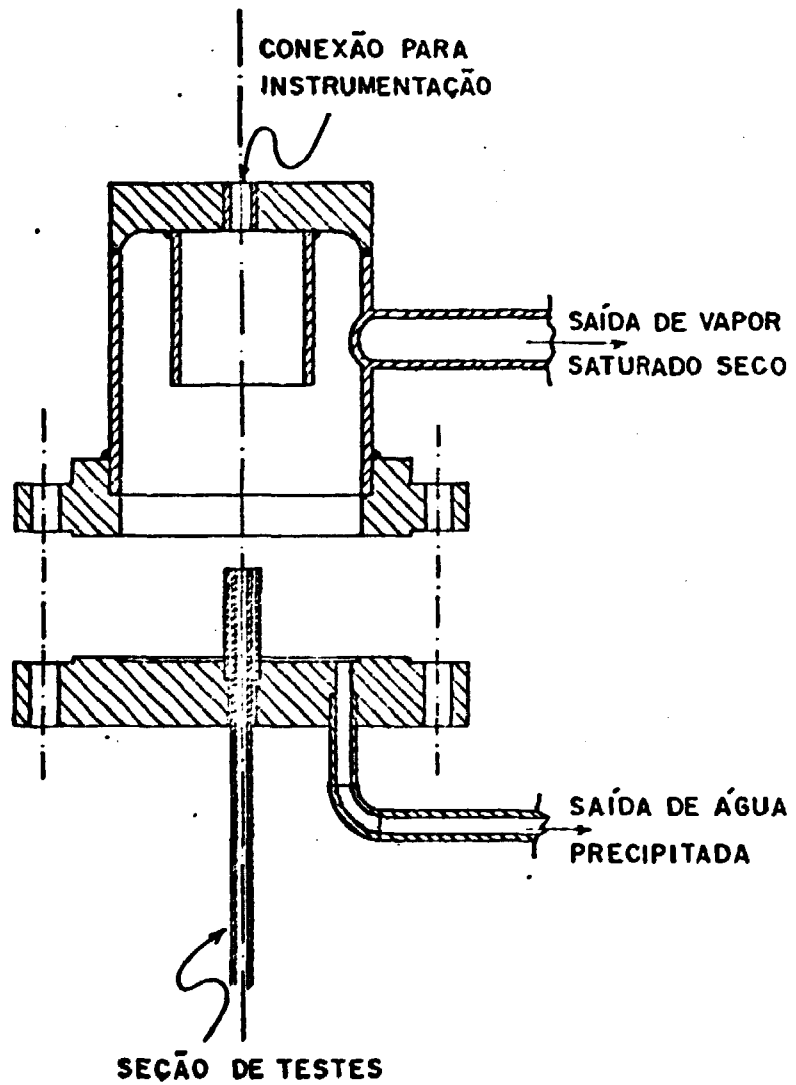
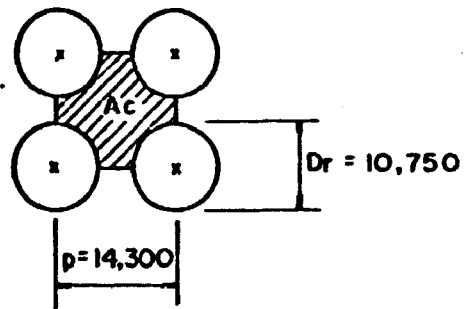


FIGURA 14 - DETALHE DE MONTAGEM DO SEPARADOR DE VAPOR E DA EXTREMIDADE SUPERIOR DA SEÇÃO DE TESTES

CANAL DE ESCOAMENTO NORMAL



CANAL COM UM TUBO GUIA

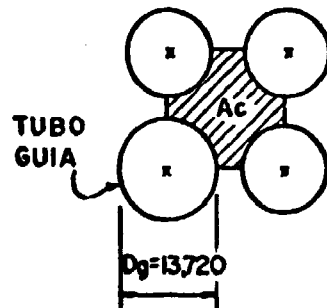


FIGURA 15- SEÇÃO DE UM CANAL DE ESCOAMENTO NORMAL E OUTRO COM TUBO GUIA DE ELEMENTO COMBUSTÍVEL PWR DO TIPO ANGRA II

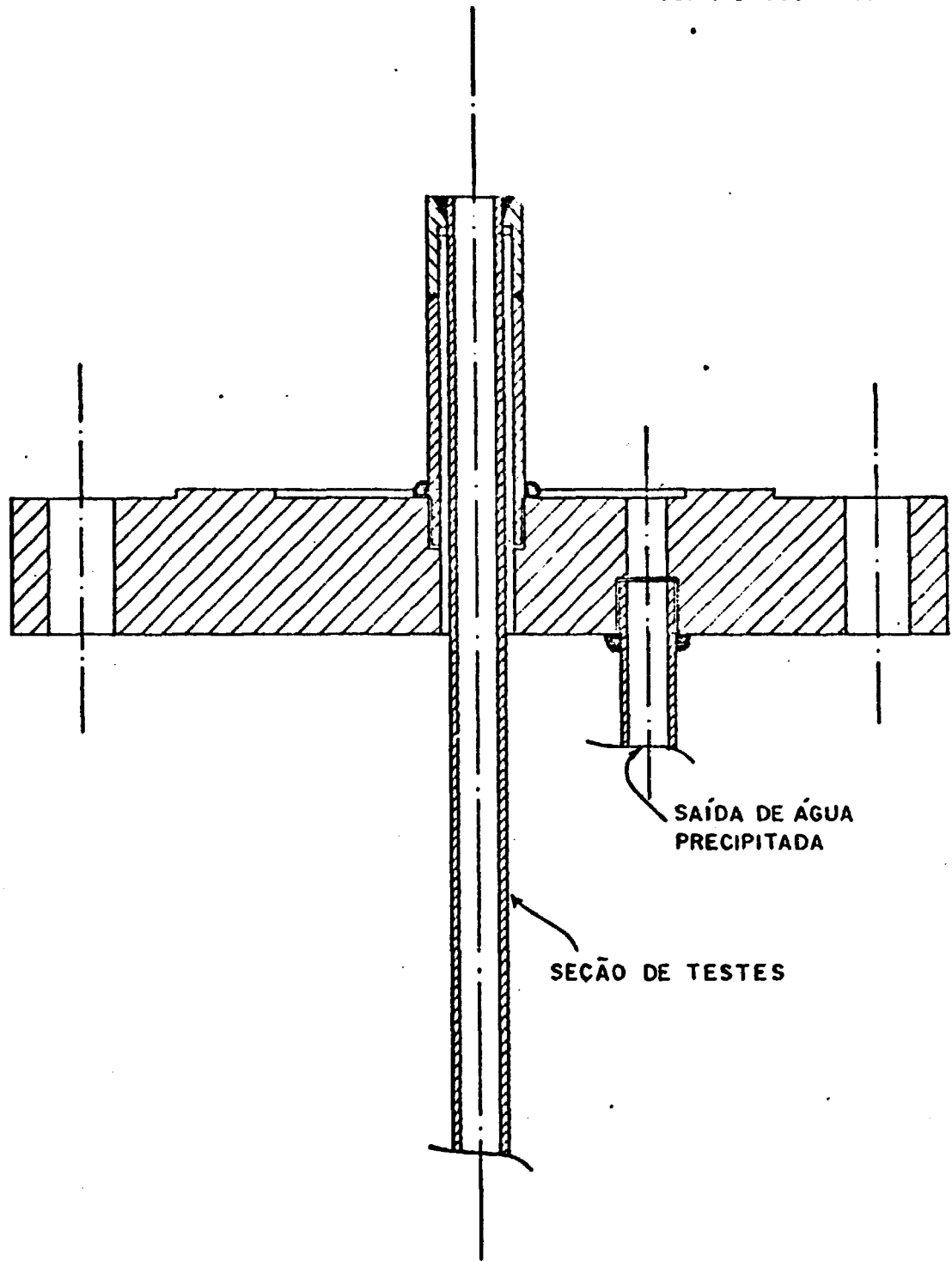


FIGURA 16 - DETALHE DA EXTREMIDADE SUPERIOR DA SEÇÃO DE TESTES

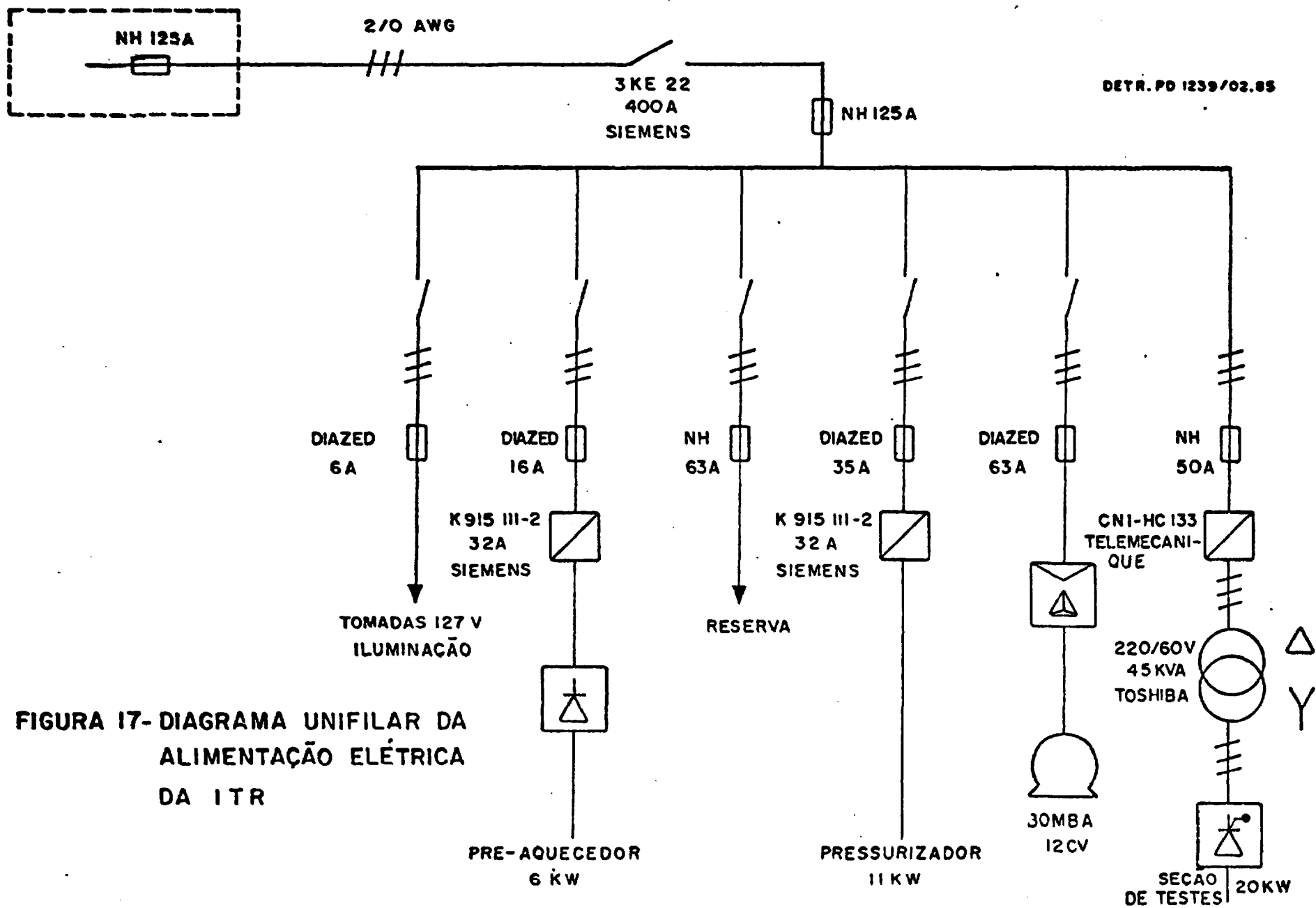


FIGURA 17-DIAGRAMA UNIFILAR DA ALIMENTAÇÃO ELÉTRICA DA ITR

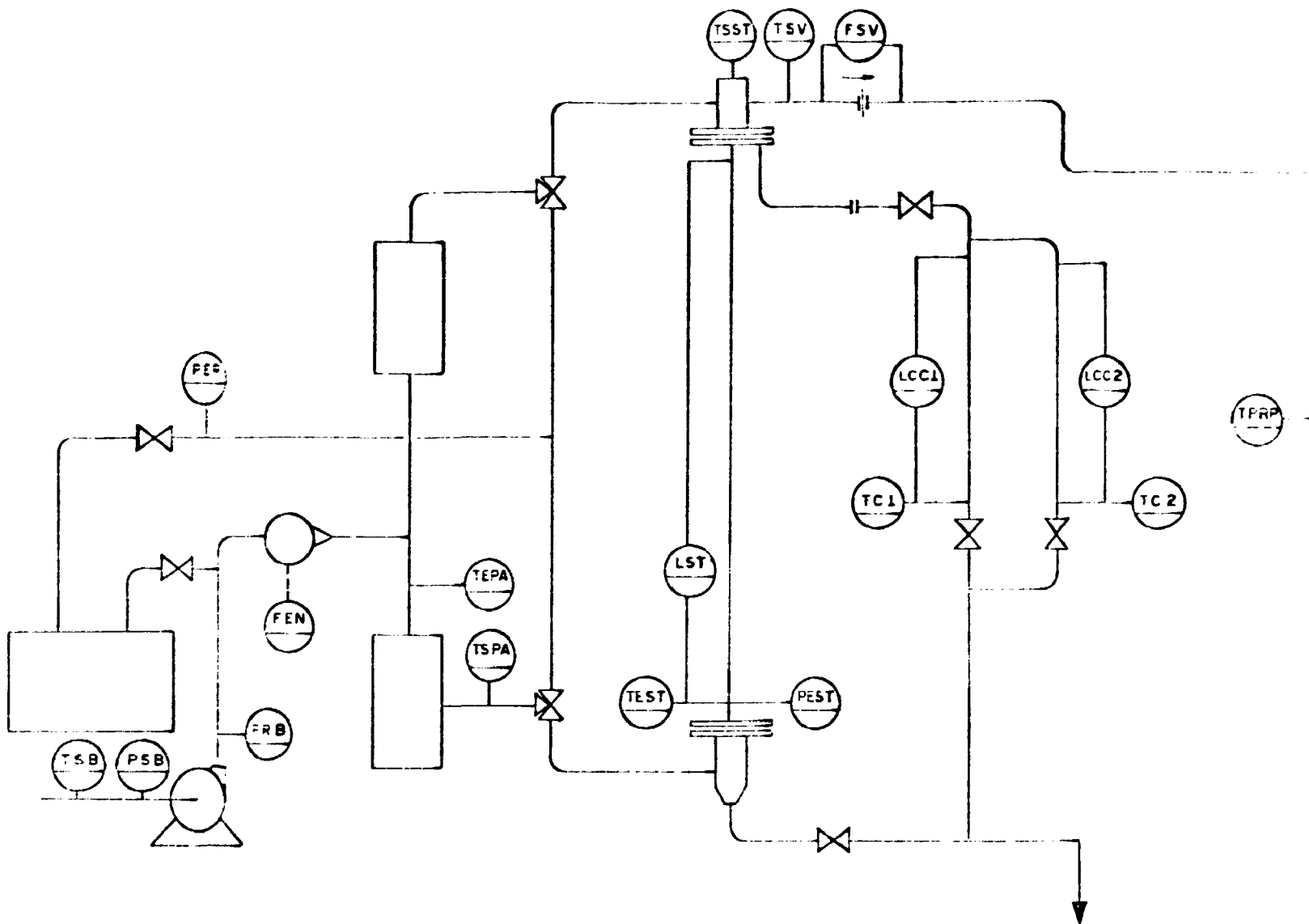


FIGURA 18

PONTOS NOS QUAIS EFETUAM-SE MEDIDAS DE TEMPERATURA, PRESSÃO, NÍVEL E VAZÃO

SECTION 1

LEGENDA

TEMPERATURA

- TSB - Sucção da Bomba
- TEPA - Entrada do Pré-Aquecedor
- TSPA - Saída do Pré-Aquecedor
- TEST - Entrada da Seção de Testes
- TSST - Saída da Seção de Testes
- TSV - Saída do Vapor
- TC 1 - Coletor de Condensado 1
- TC 2 - Coletor de Condensado 2
- TPR - Pressurizador
- TPRP - Proteção das Resistências do Pressurizador

PRESSÃO

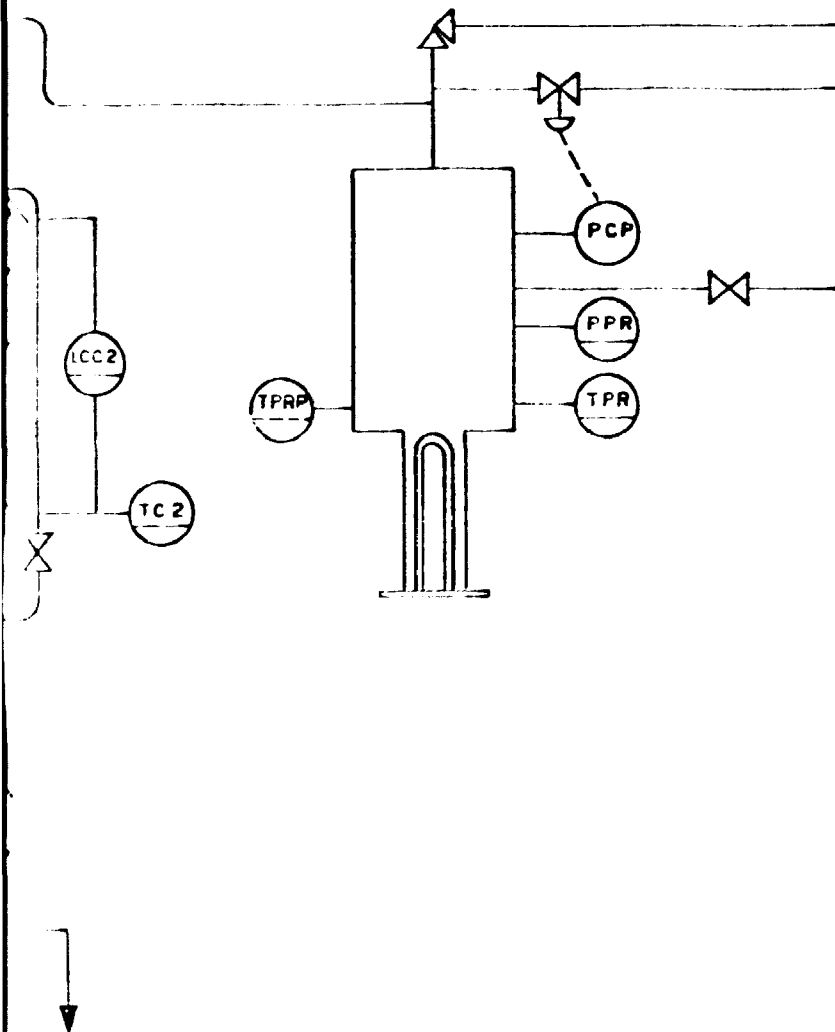
- PSB - Sucção da Bomba
- PRB - Recalque da Bomba
- PEST - Entrada da Seção de Testes
- PPR - Pressurizador
- PER - Linha de Retorno
- PCP - Controlador de Pressão

NÍVEL (ΔP)

- LST - Seção de Testes
- LCC1 - Coletor de Condensado 1
- LCC2 - Coletor de Condensado 2

VAZÃO

- FEN - Injeção de Água
- FSV - Saída de Vapor



ÃO, NÍVEL E VAZÃO AO LONGO DA ITR

SECTION 2

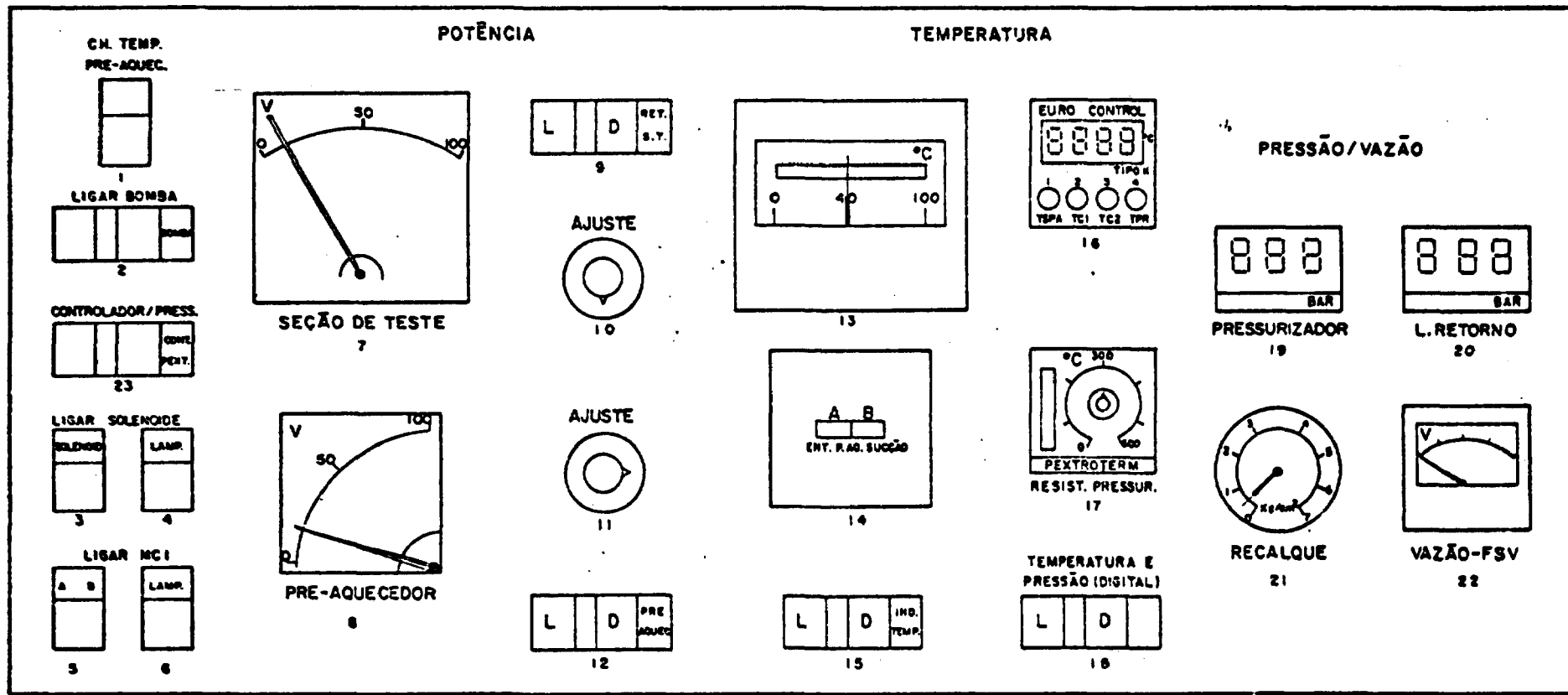


FIGURA 19 - MESA DE CONTROLE DA ITR

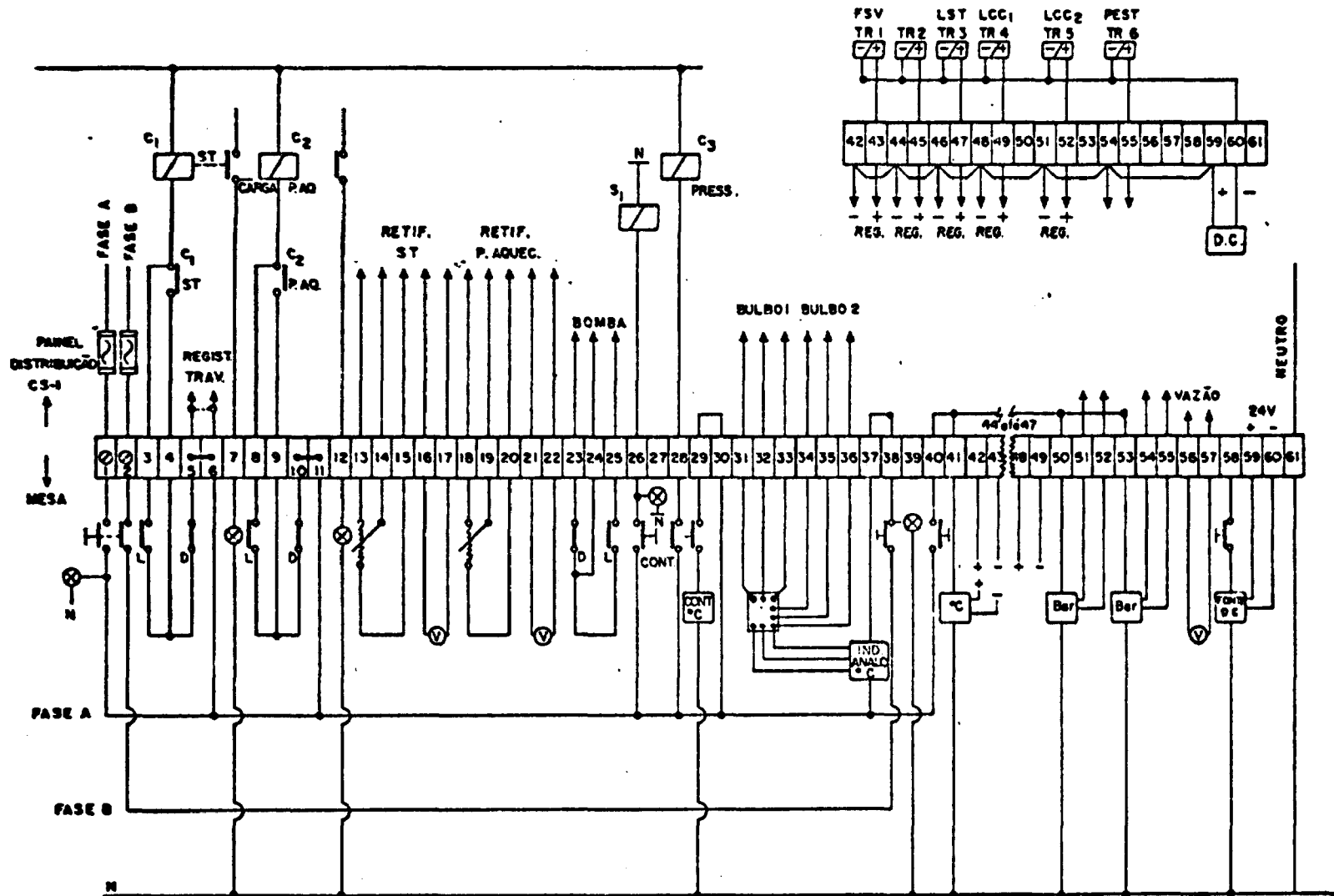


FIGURA 20 - DIAGRAMA DE CONEXÕES ELÉTRICAS PARA MESA DE CONTROLE E INSTRUMENTAÇÃO DA ITR

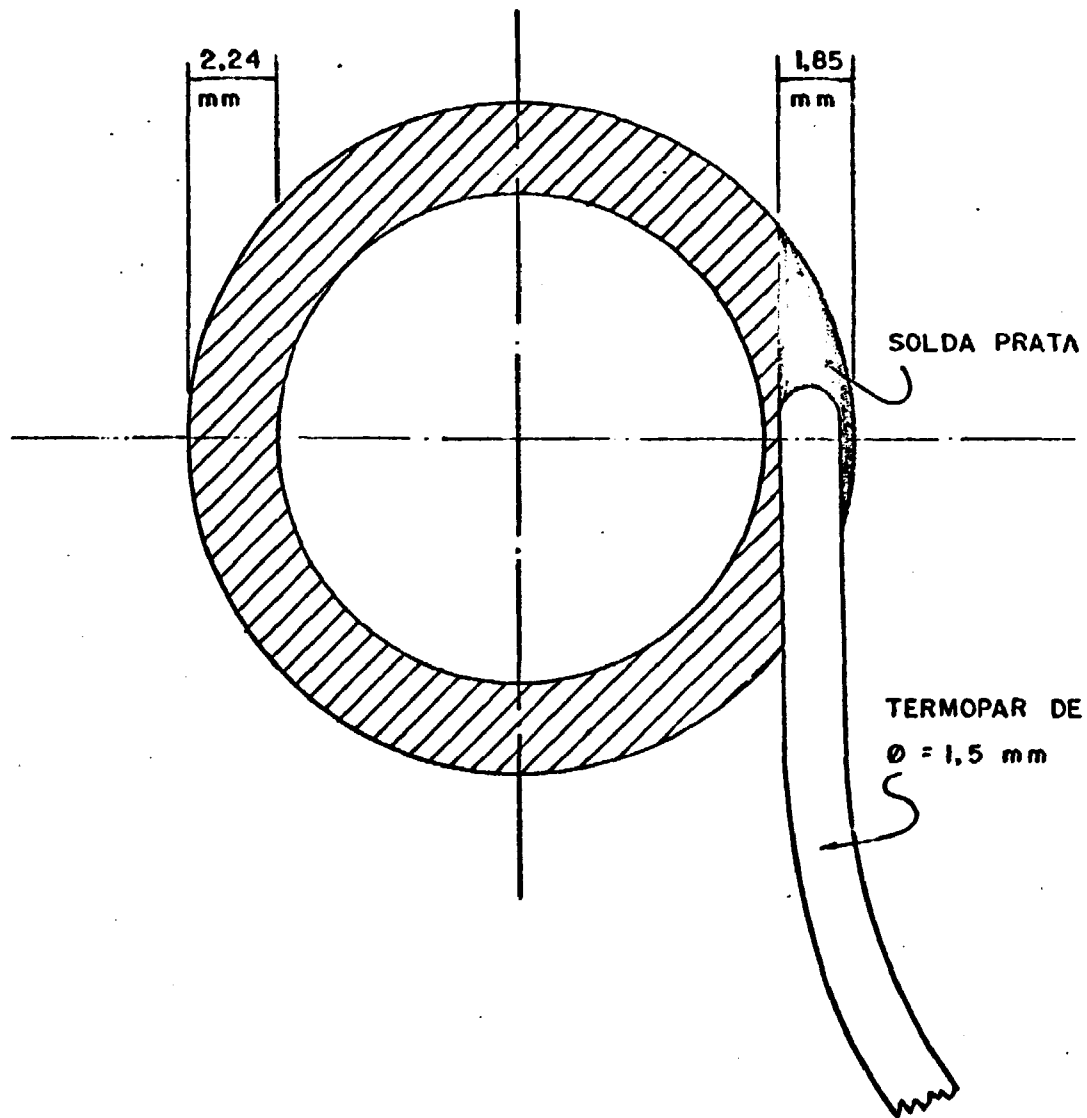


FIGURA 21 - POSICIONAMENTO DOS TERMOPARES
NA PAREDE DA SEÇÃO DE TESTES

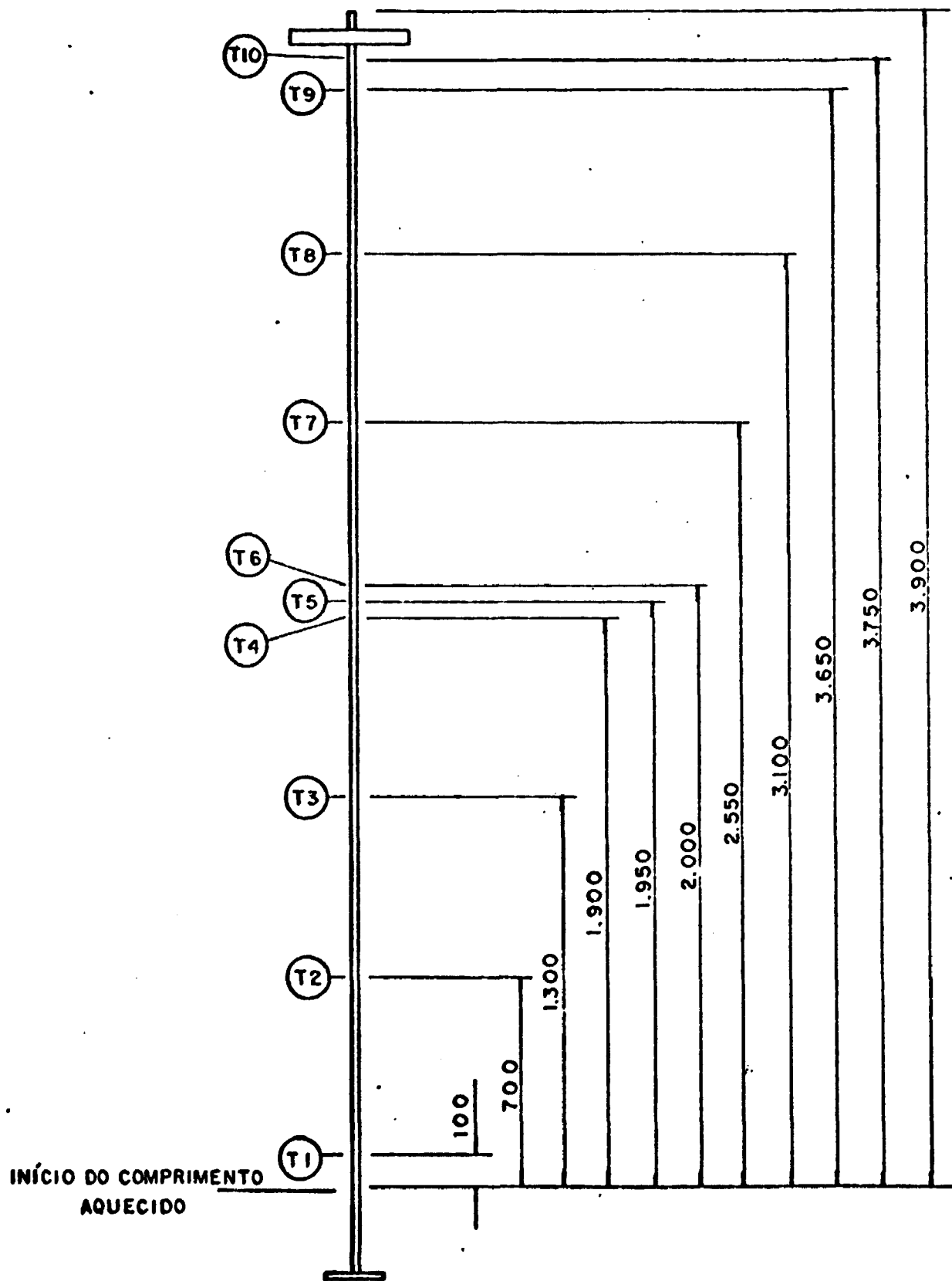
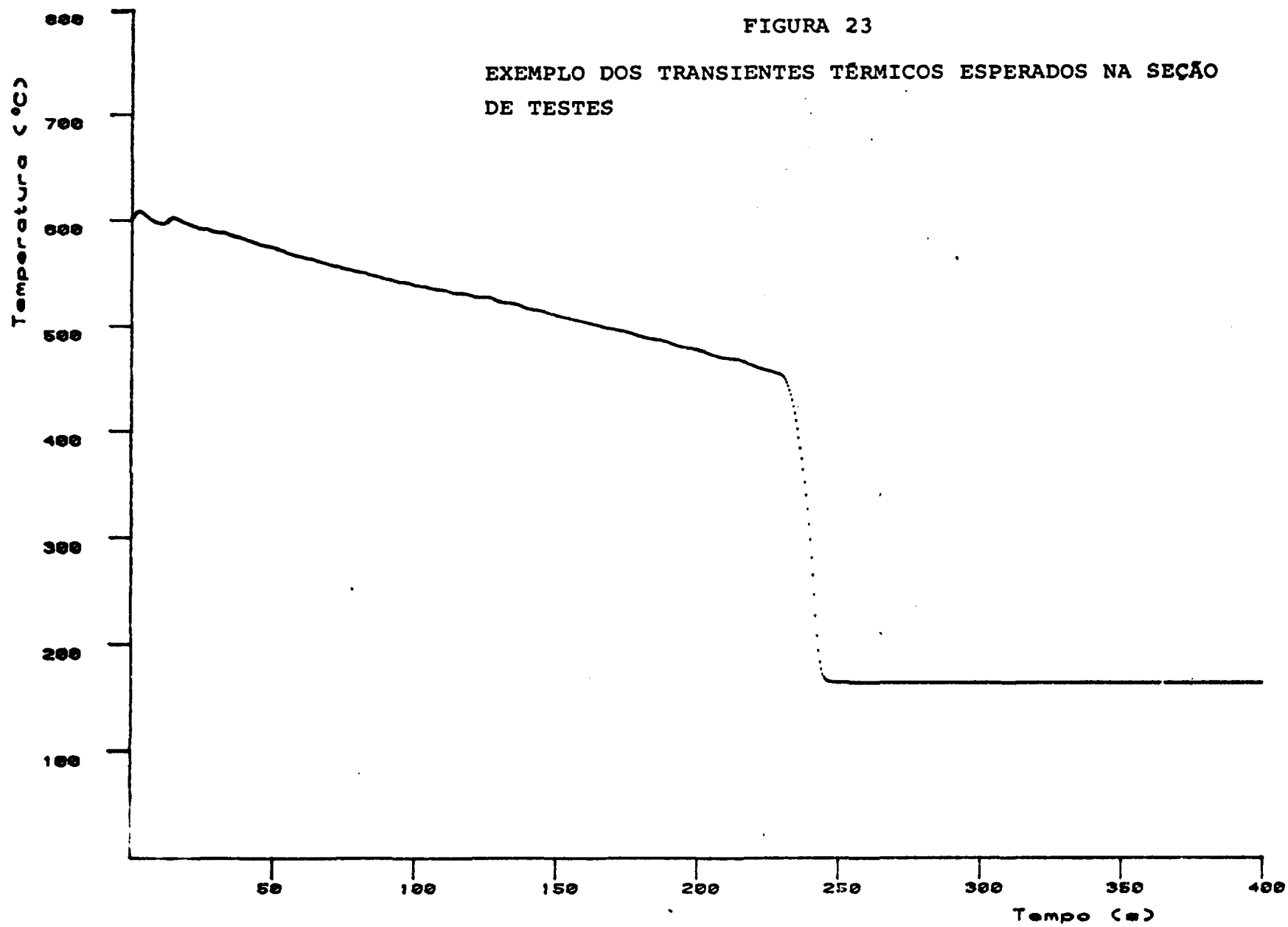


FIGURA 22 - COTAS DOS TERMOPARES DE PAREDE AO LONGO DA SEÇÃO DE TESTES

FIGURA 23

EXEMPLO DOS TRANSIENTES TÉRMICOS ESPERADOS NA SEÇÃO DE TESTES



NUCLEBRÁS

DETR.PD 1153/01.84

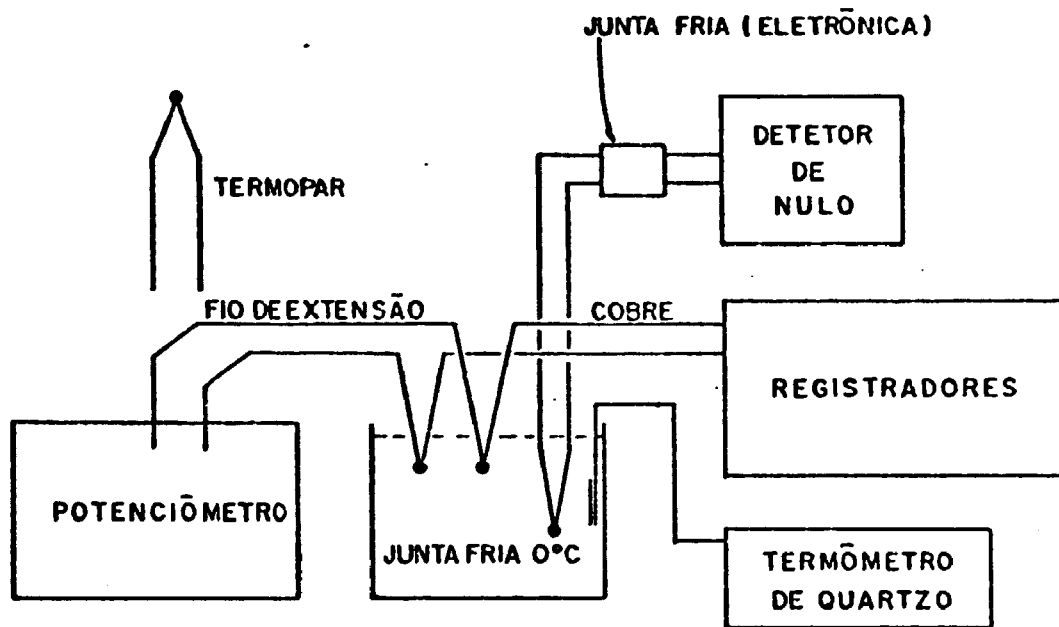


FIGURA 24 - ESQUEMA SIMPLIFICADO DA MONTAGEM UTILIZADA PARA CALIBRAÇÃO DA LINHA DOS TERMOPARES

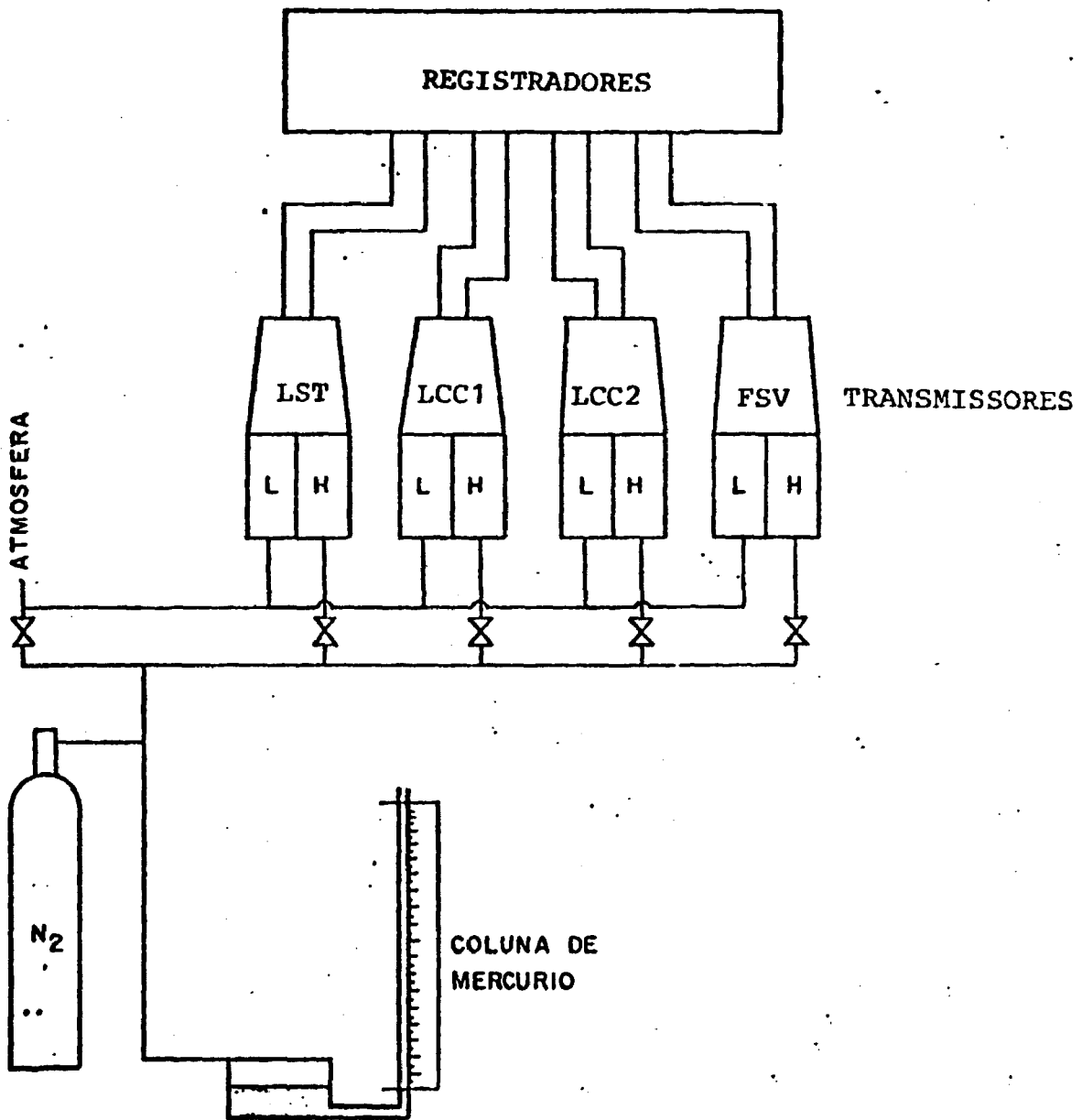


FIGURA 25

ESQUEMA SIMPLIFICADO DA MONTAGEM UTILIZADA PARA CALIBRAÇÃO
DOS TRANSMISSORES DE PRESSÃO DIFERENCIAL

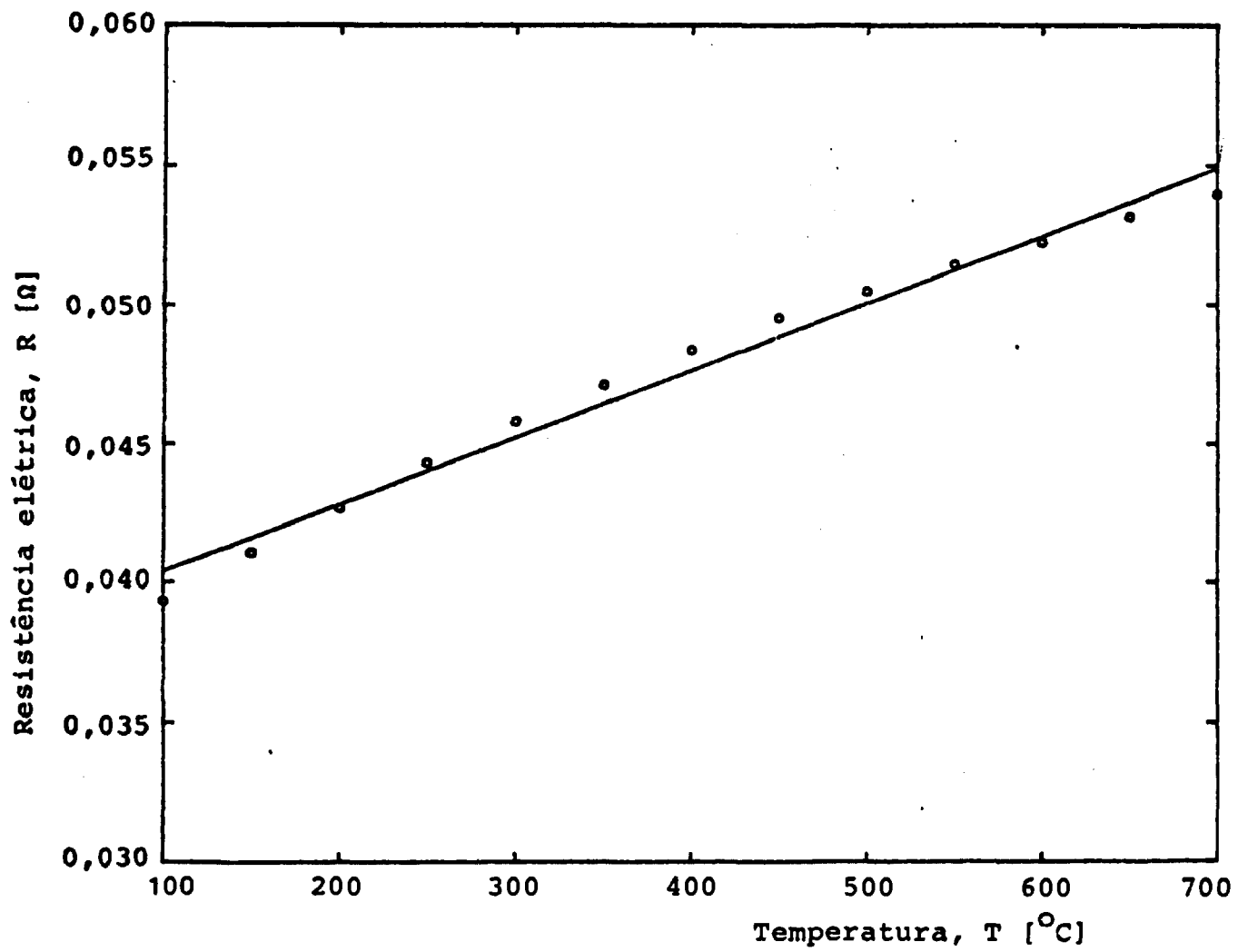


FIGURA 26
VARIAÇÃO DA RESISTÊNCIA ELÉTRICA NA SEÇÃO DE TESTES COM A TEMPERATURA

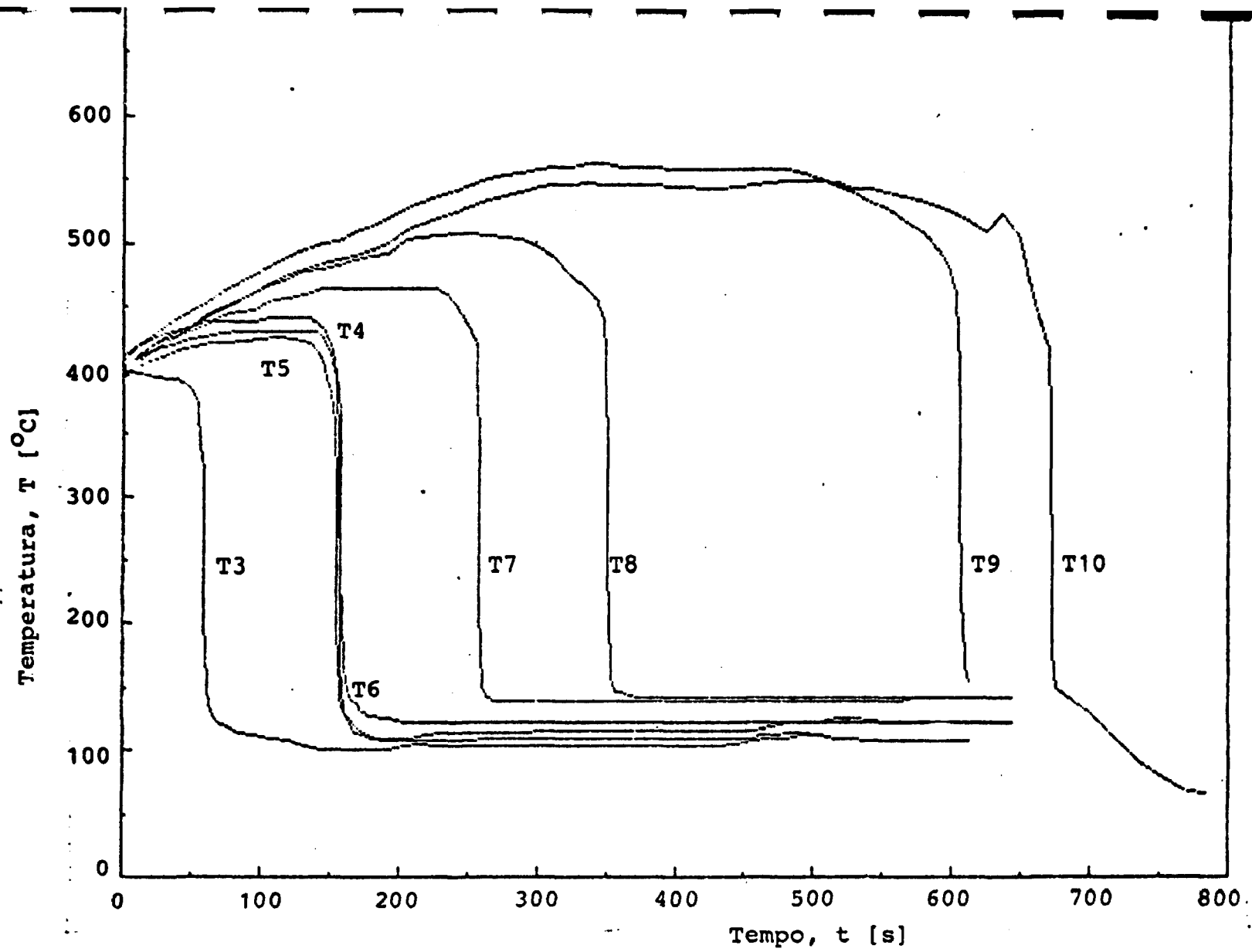


FIGURA 27

EVOLUÇÃO DA TEMPERATURA NAS POSIÇÕES DOS TERMOPARES T3 A T10, DURANTE O TESTE Nº 1

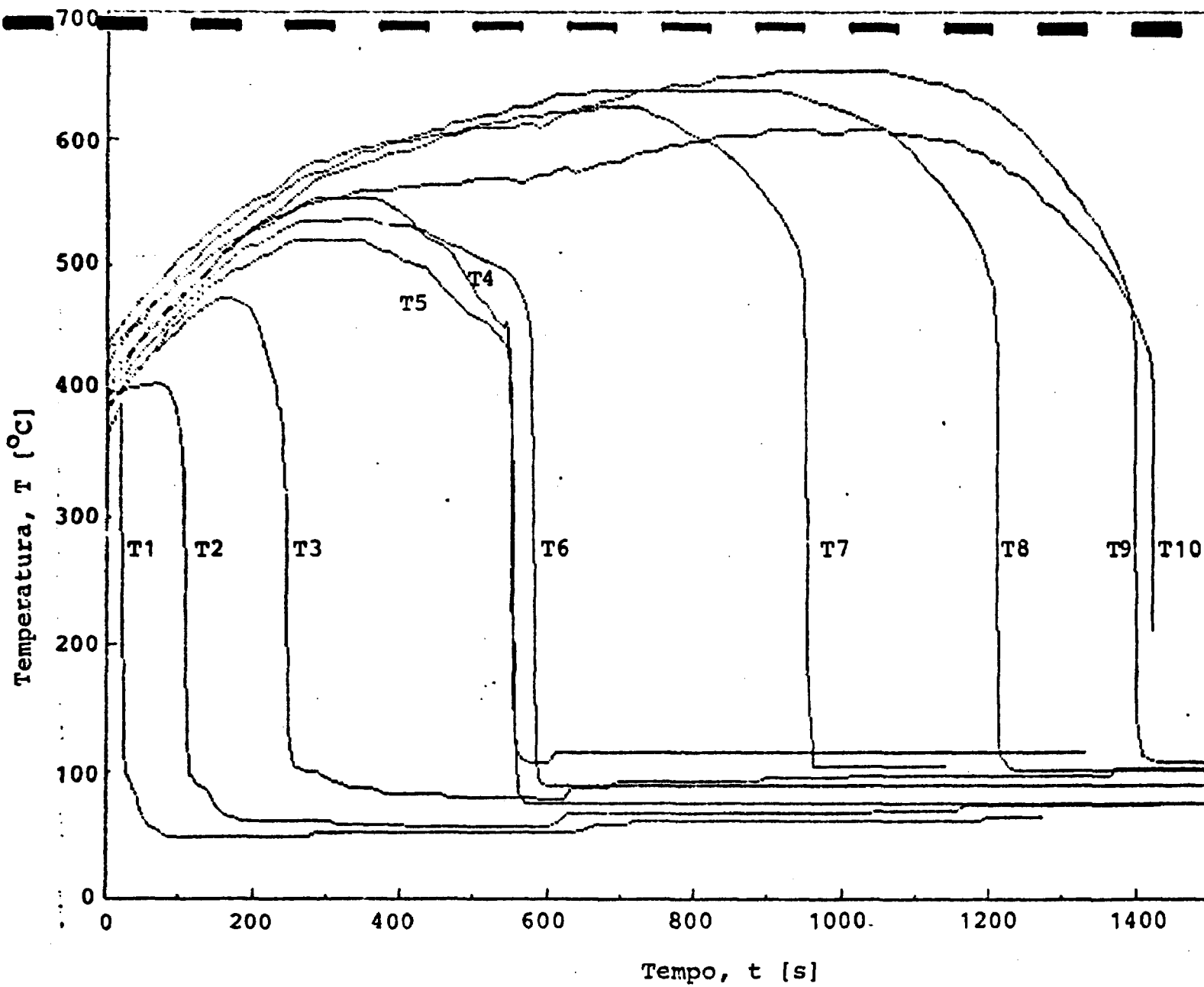


FIGURA 28

EVOLUÇÃO DA TEMPERATURA NAS POSIÇÕES DOS TERMOPARES DA SEÇÃO DE TESTES,
DURANTE O TESTE Nº 2

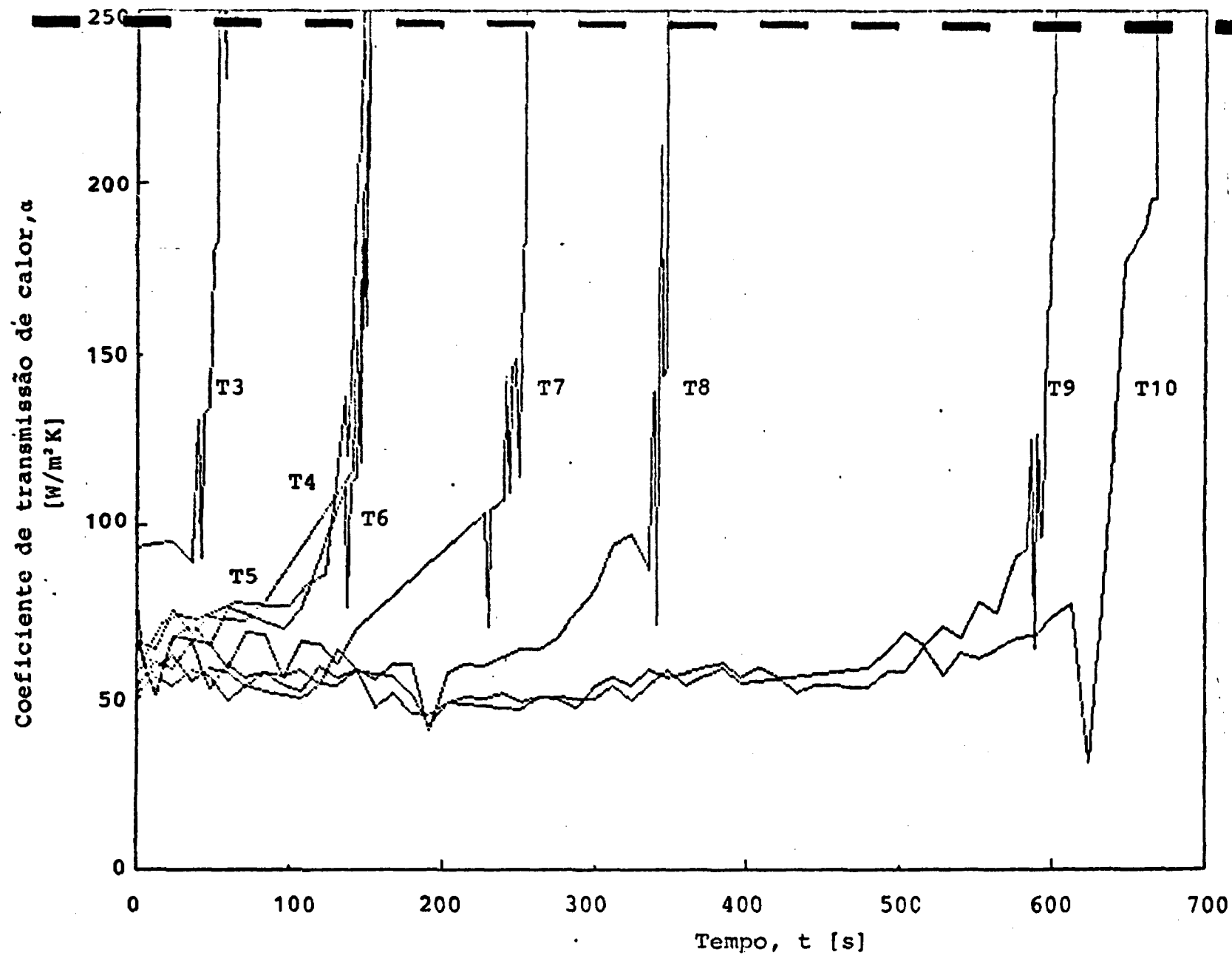


FIGURA 29

EVOLUÇÃO DOS COEFICIENTES DE TRANSMISSÃO DE CALOR NAS POSIÇÕES DOS TERMOPARES T3 A T10, DURANTE O TESTE Nº 1

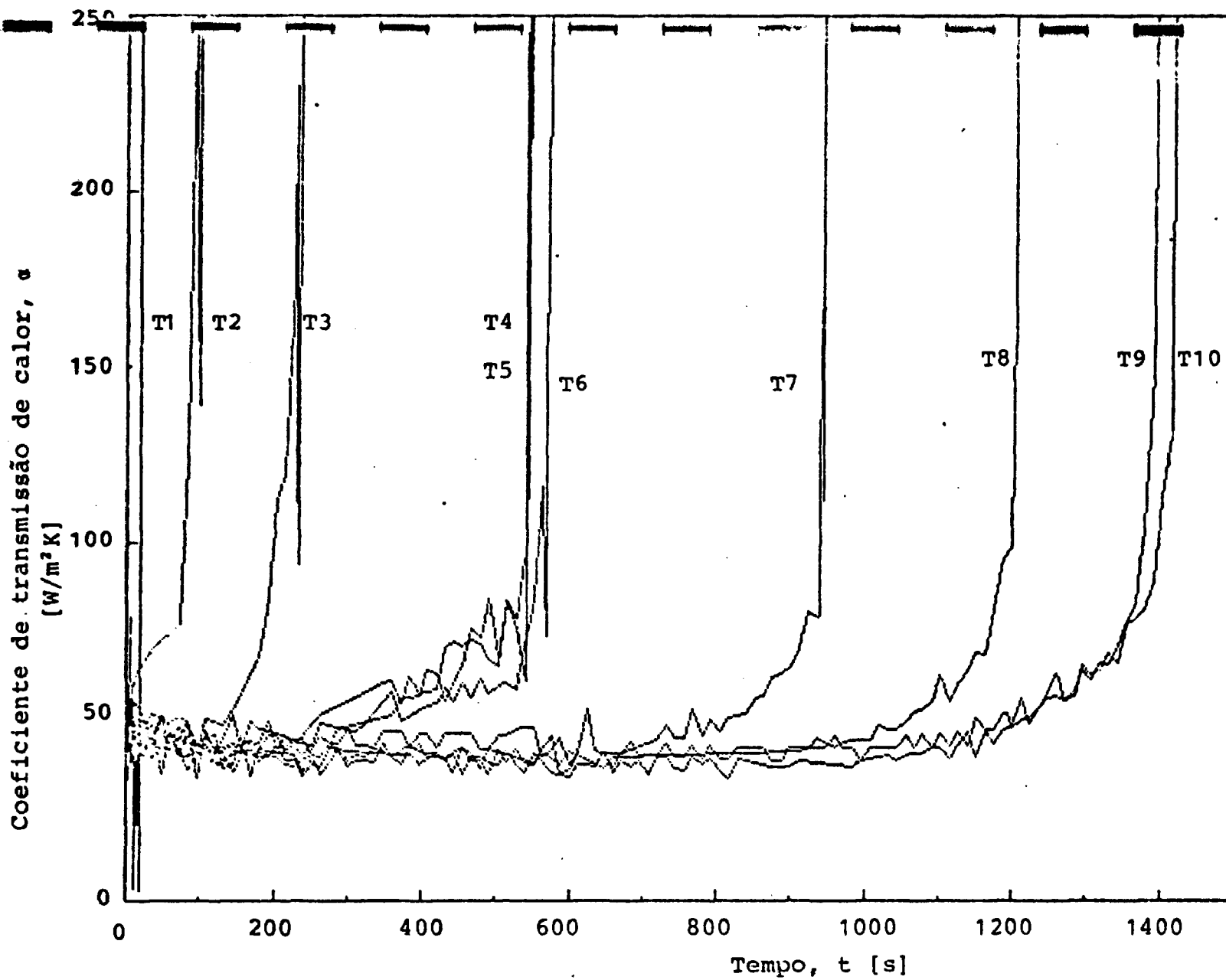


FIGURA 30

EVOLUÇÃO DOS COEFICIENTES DE TRANSMISSÃO DE CALOR NAS POSIÇÕES DOS TERMOPARES DA SEÇÃO DE TESTES, DURANTE O TESTE Nº 2

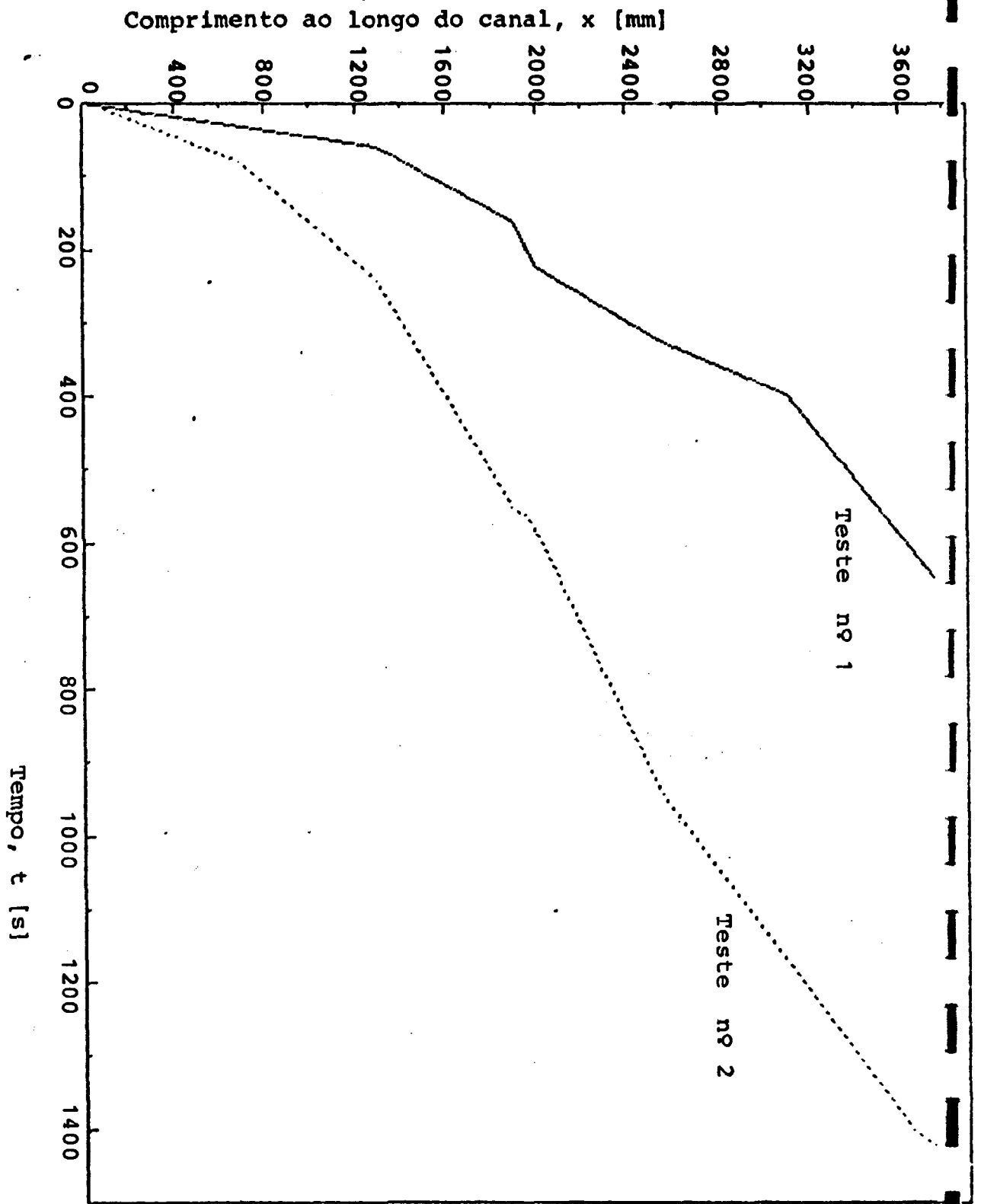


FIGURA 31

EVOLUÇÃO DA FRENTE DE MOLHAMENTO PARA OS DOIS TESTES REALIZADOS

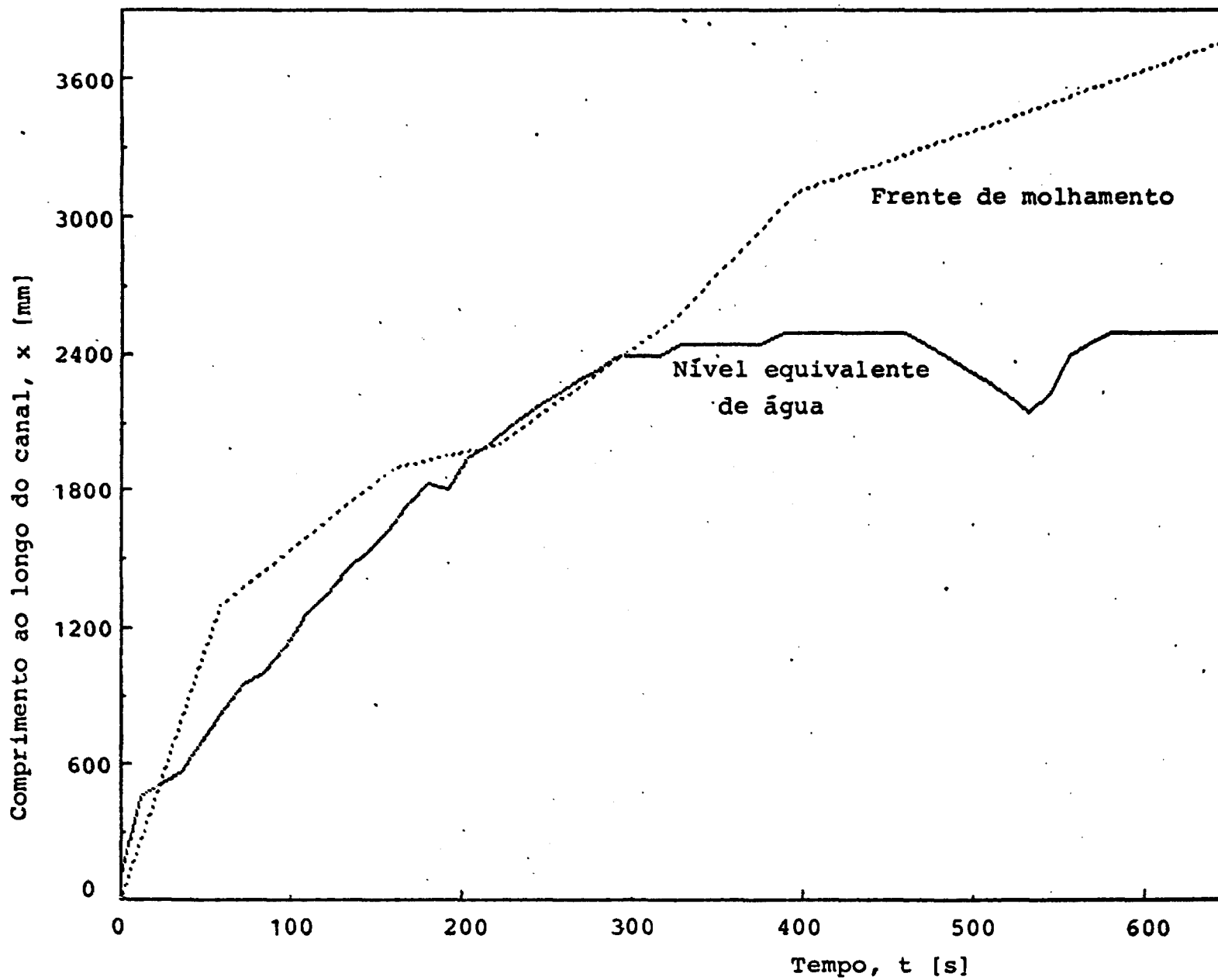


FIGURA 32 - EVOLUÇÃO DA FRENTE DE MOLHAMENTO E DO NÍVEL EQUIVALENTE DE ÁGUA ,
NA SEÇÃO DE TESTES, DURANTE O TESTE Nº 1

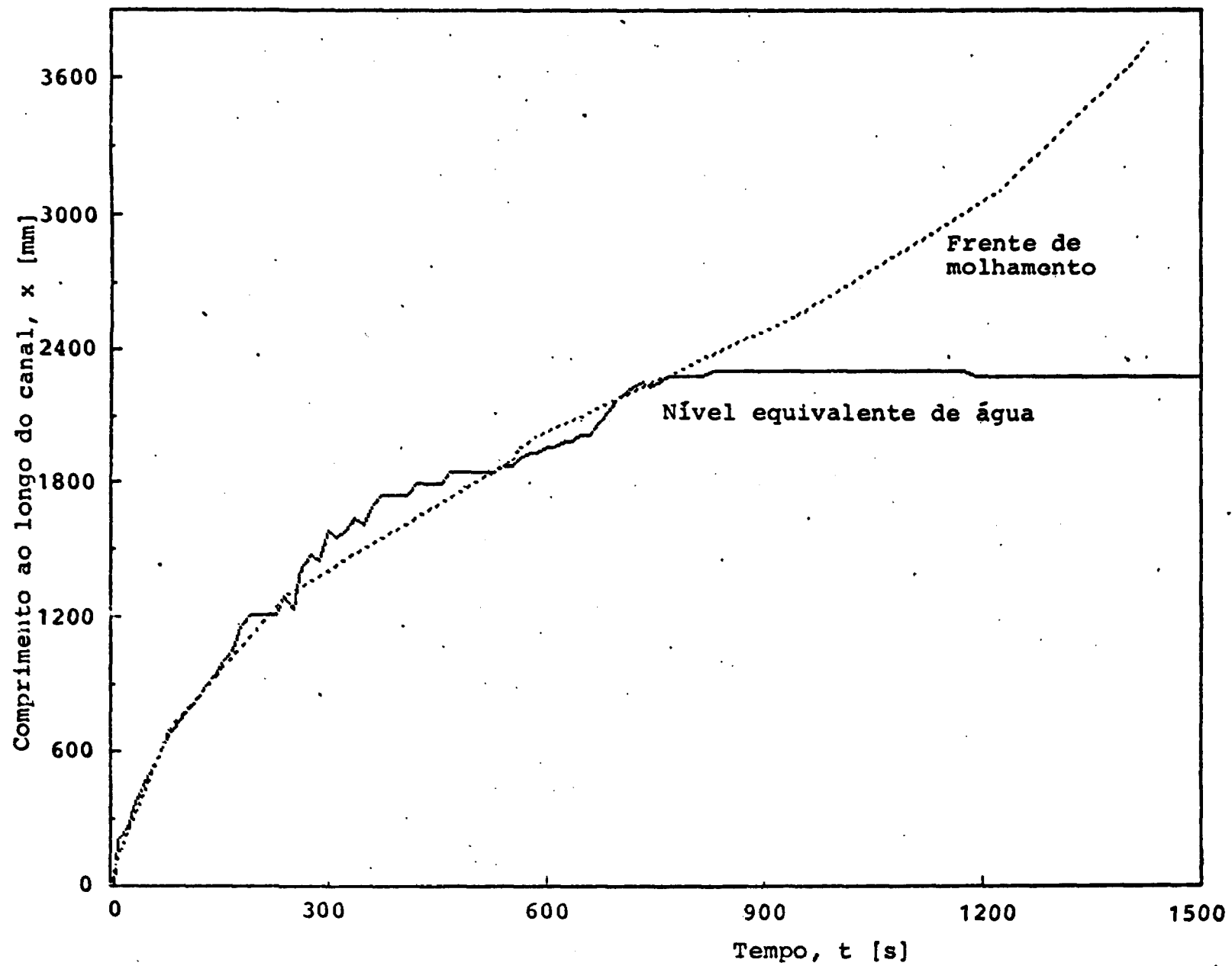


FIGURA 33 - EVOLUÇÃO DA FRENTE DE MOLHAMENTO E DO NÍVEL EQUIVALENTE DE ÁGUA NA SEÇÃO DE TESTES, DURANTE O TESTE Nº 2

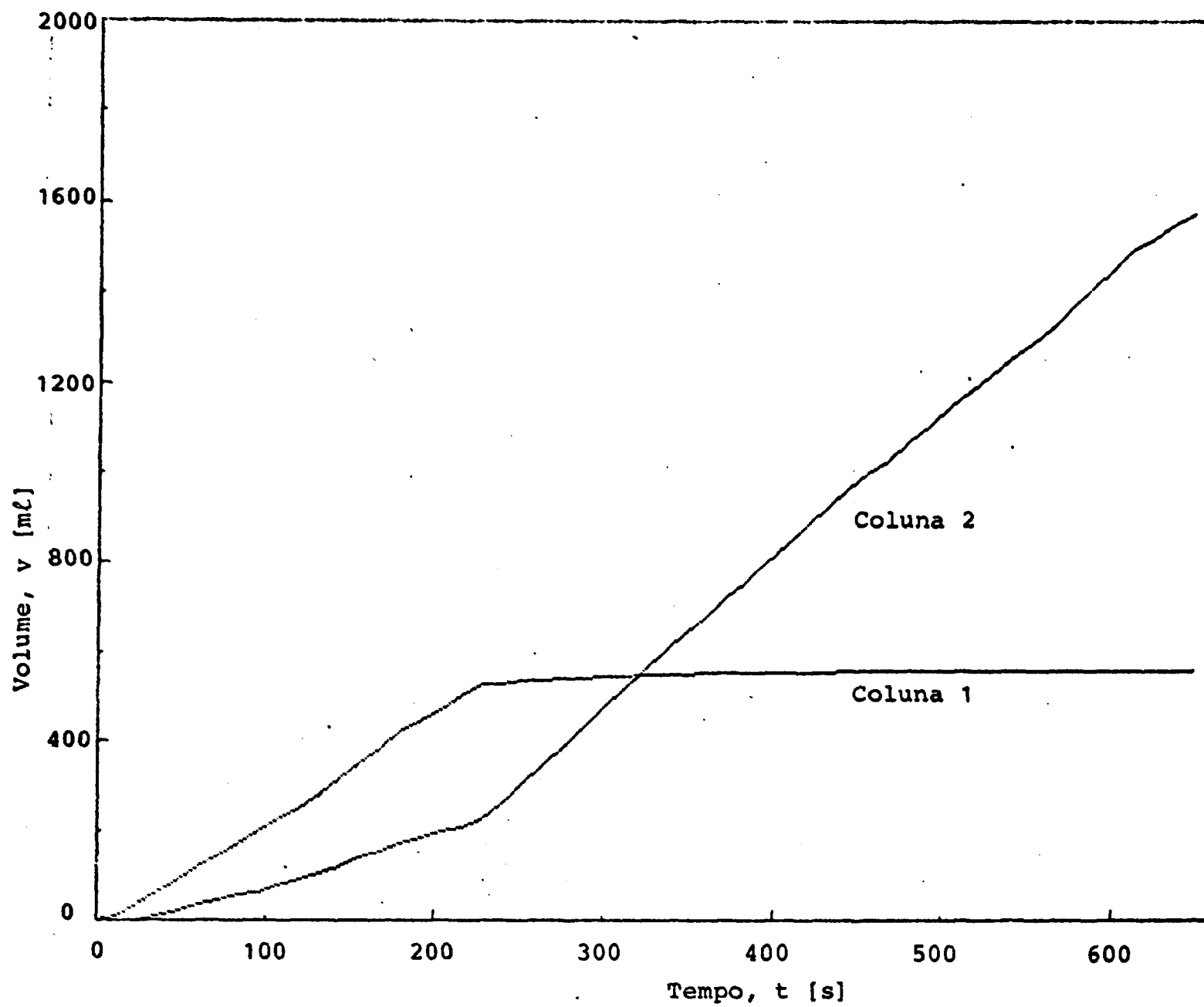


FIGURA 34

EVOLUÇÃO DO VOLUME DE ÁGUA NAS DUAS COLUNAS DE MEDIÇÃO DA ÁGUA ARRASTADA,
DURANTE O TESTE Nº 1

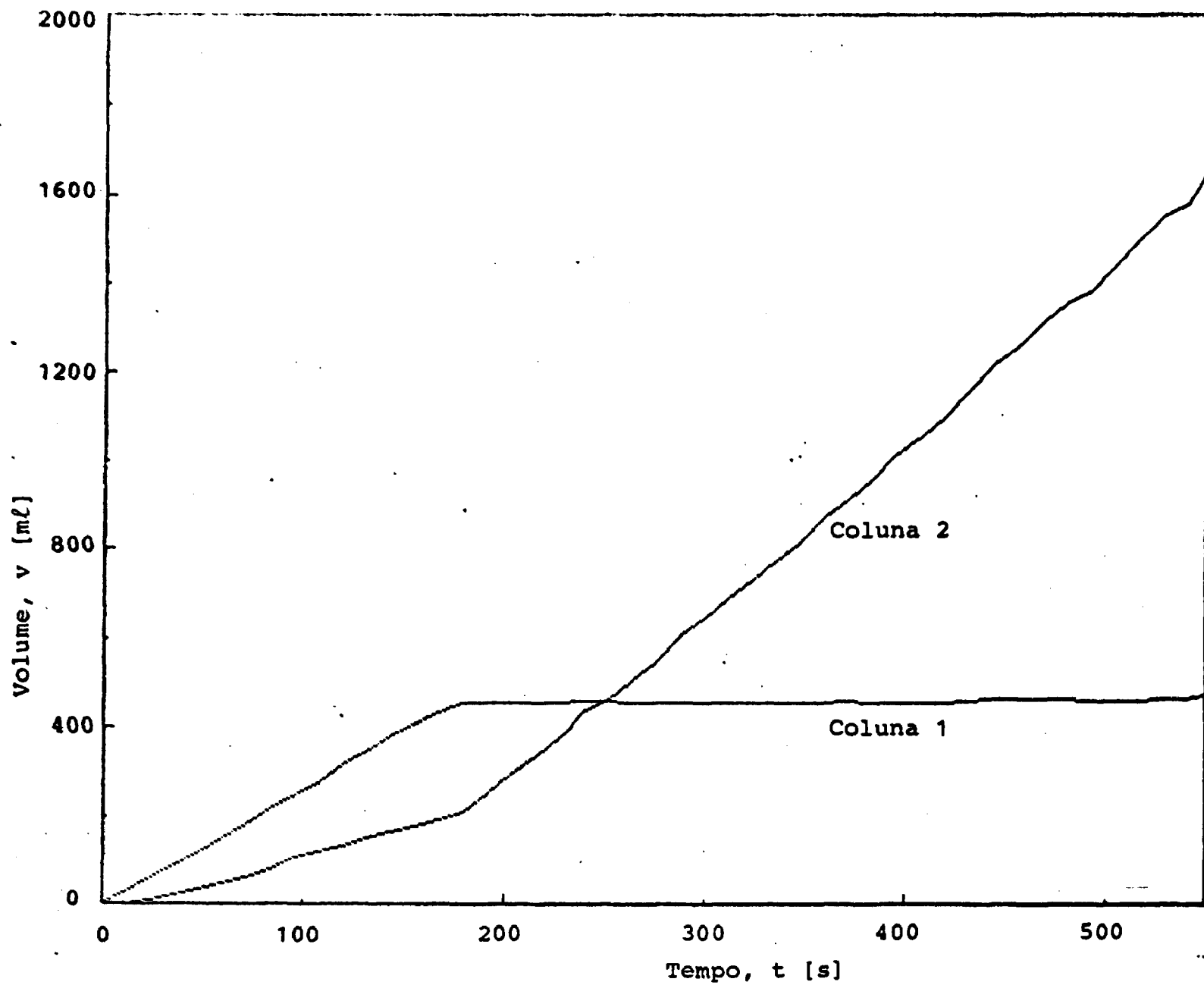


FIGURA 35

EVOLUÇÃO DO VOLUME DE ÁGUA NAS DUAS COLUNAS DE MEDIÇÃO DA ÁGUA ARRASTADA,
DURANTE O TESTE Nº 2

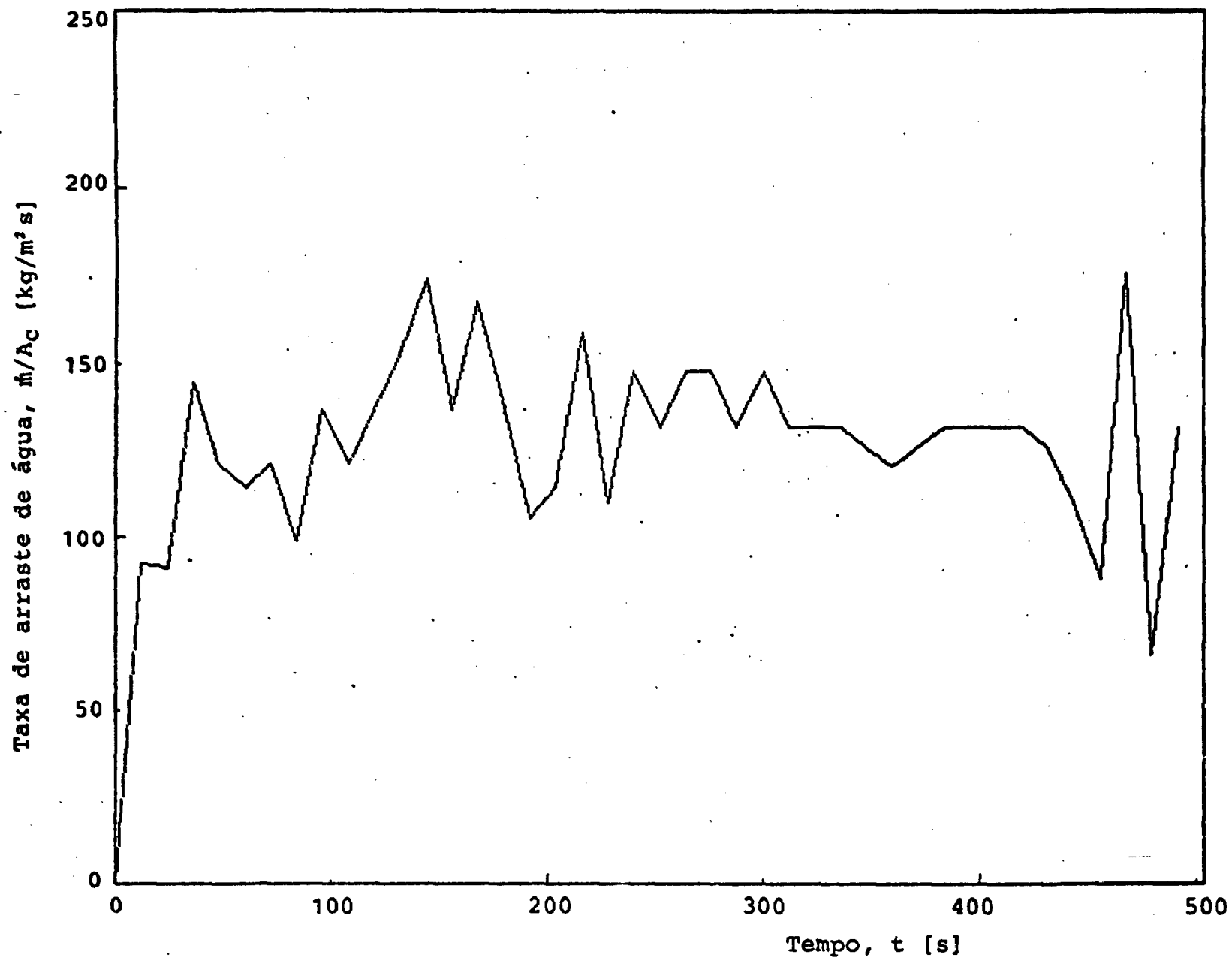


FIGURA 36 - EVOLUÇÃO DA TAXA DE ARRASTE DE ÁGUA PELO VAPOR, DURANTE O TESTE

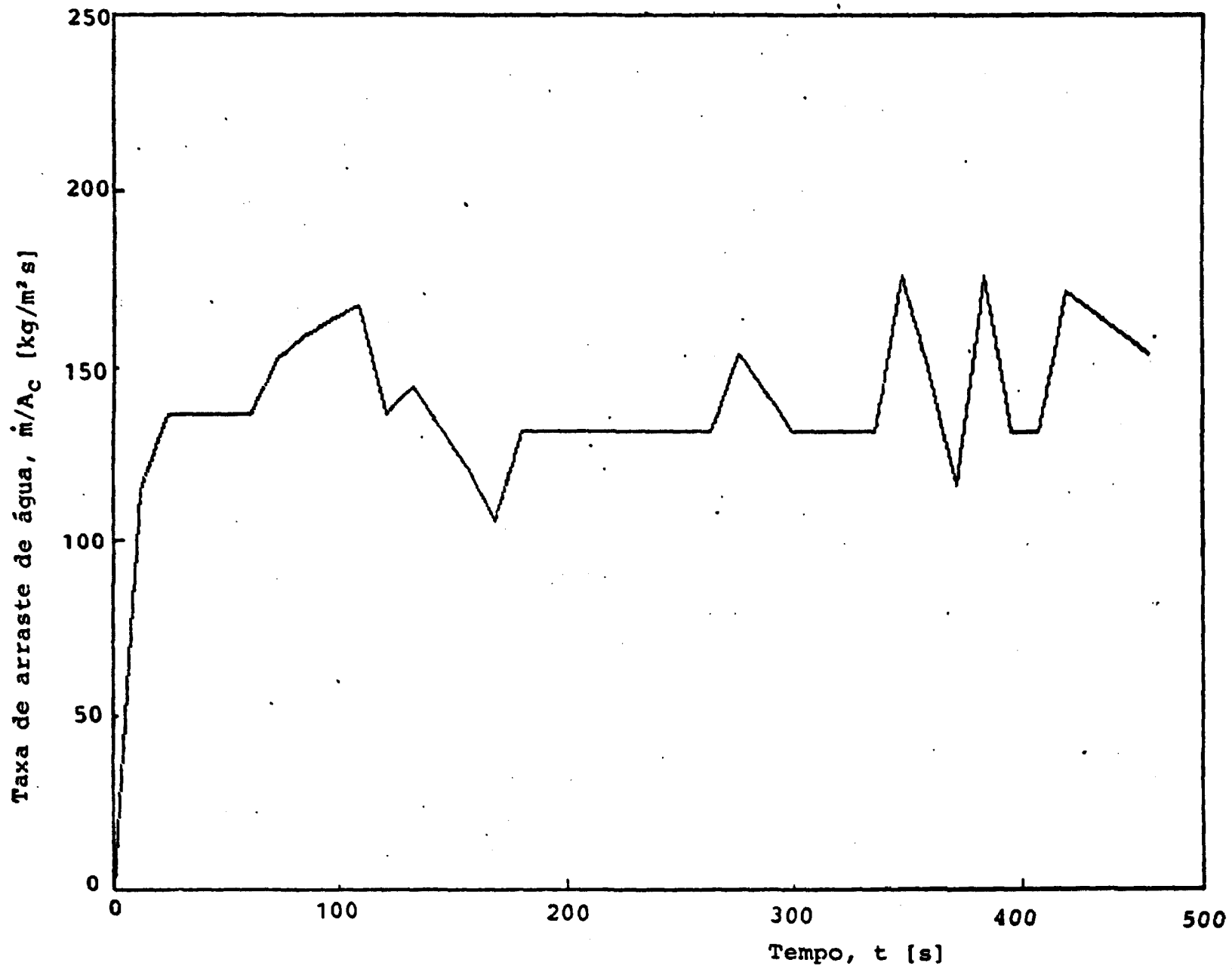


FIGURA 37 - EVOLUÇÃO DA TAXA DE ARRASTE DE ÁGUA PELO VAPOR, DURANTE O TESTE Nº 2

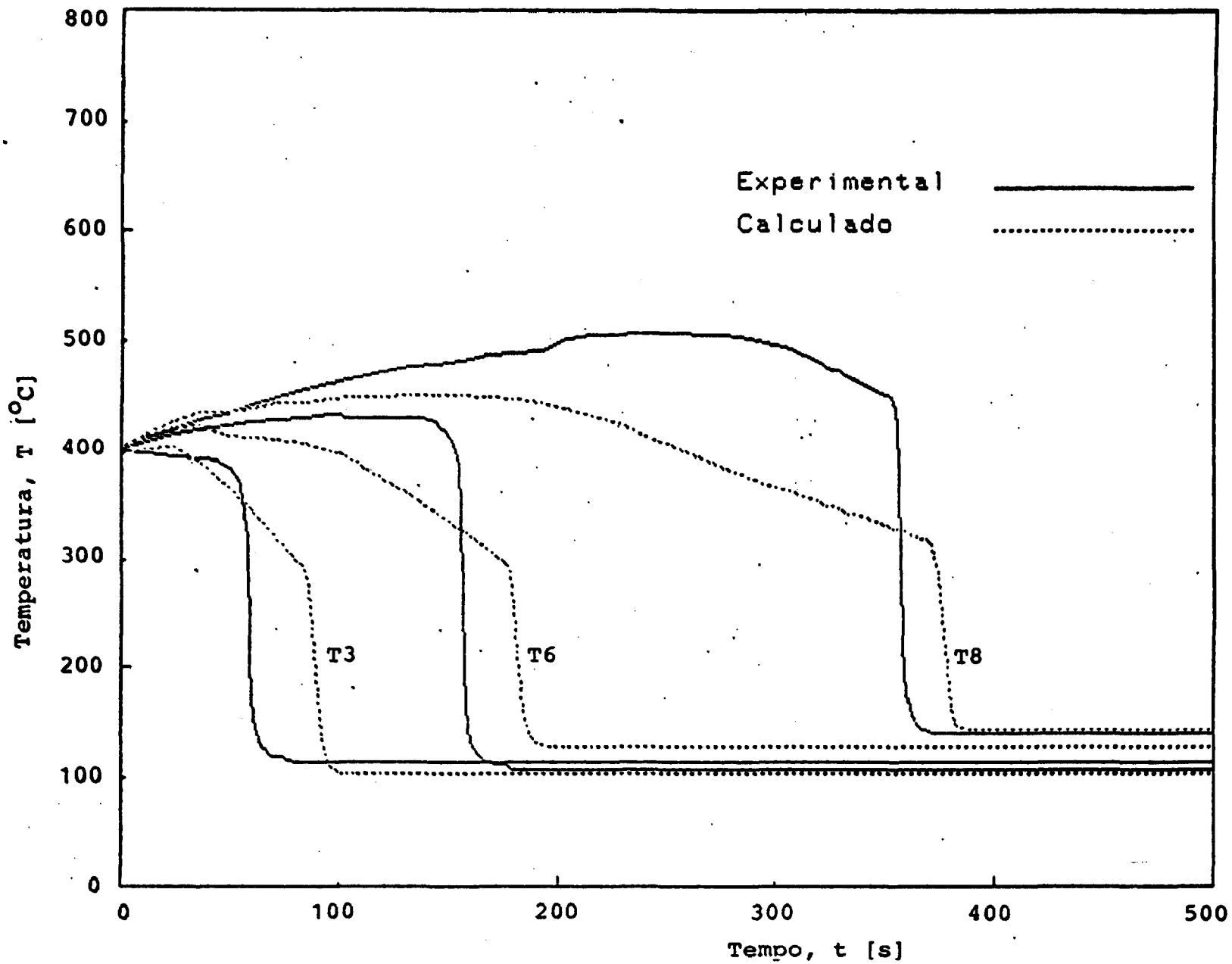


FIGURA 38 - COMPARAÇÃO ENTRE A EVOLUÇÃO DA TEMPERATURA DE PAREDE, NAS COTAS DOS TERMOPARES T3, T6, e T8, MEDIDA E CALCULADA, PARA O TESTE Nº 1

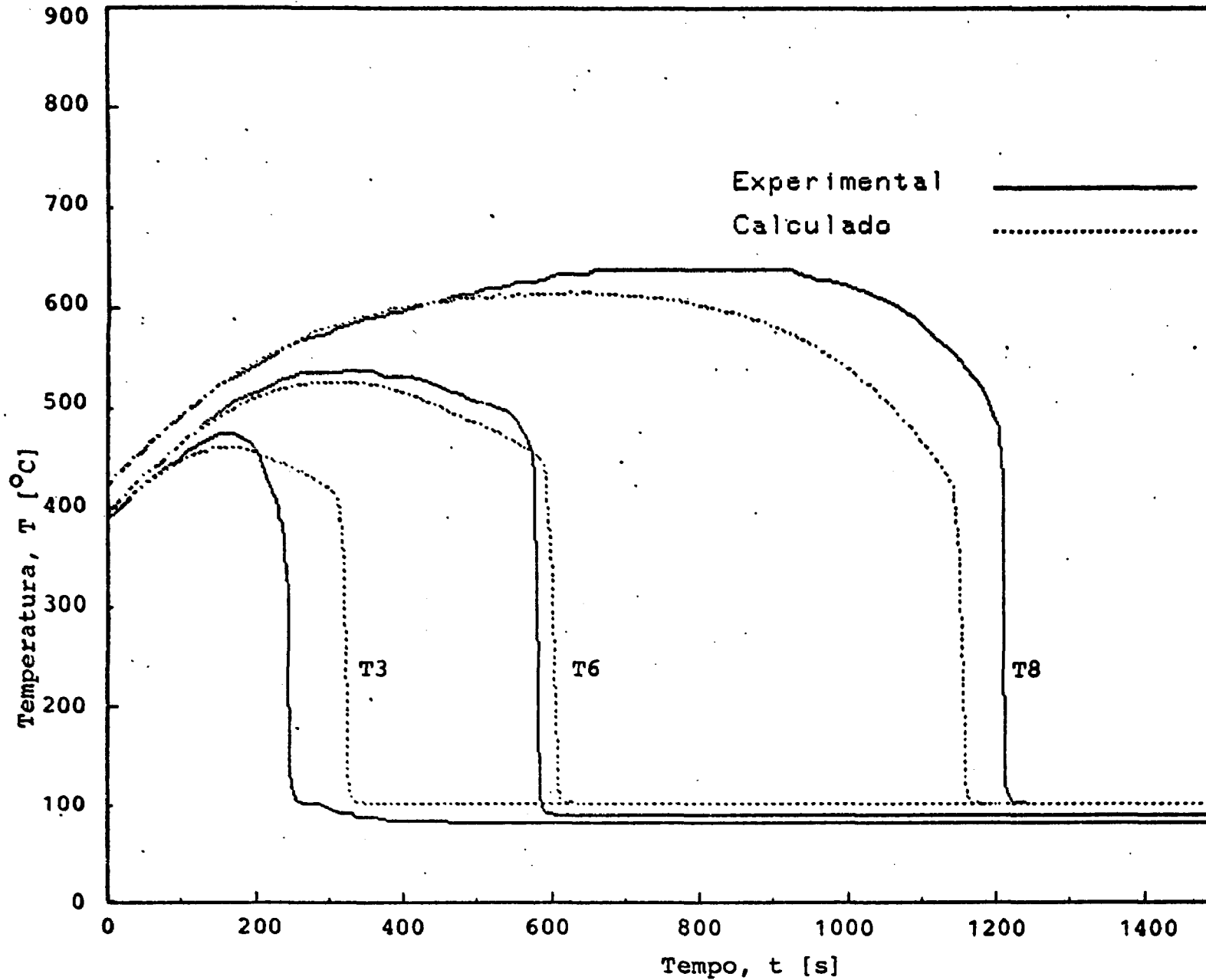


FIGURA 39 - COMPARAÇÃO ENTRE A EVOLUÇÃO DA TEMPERATURA DE PAREDE, NAS COTAS DOS TERMOPARES T3, T6 e T8, MEDIDA E A CALCULADA, PARA O TESTE Nº 2

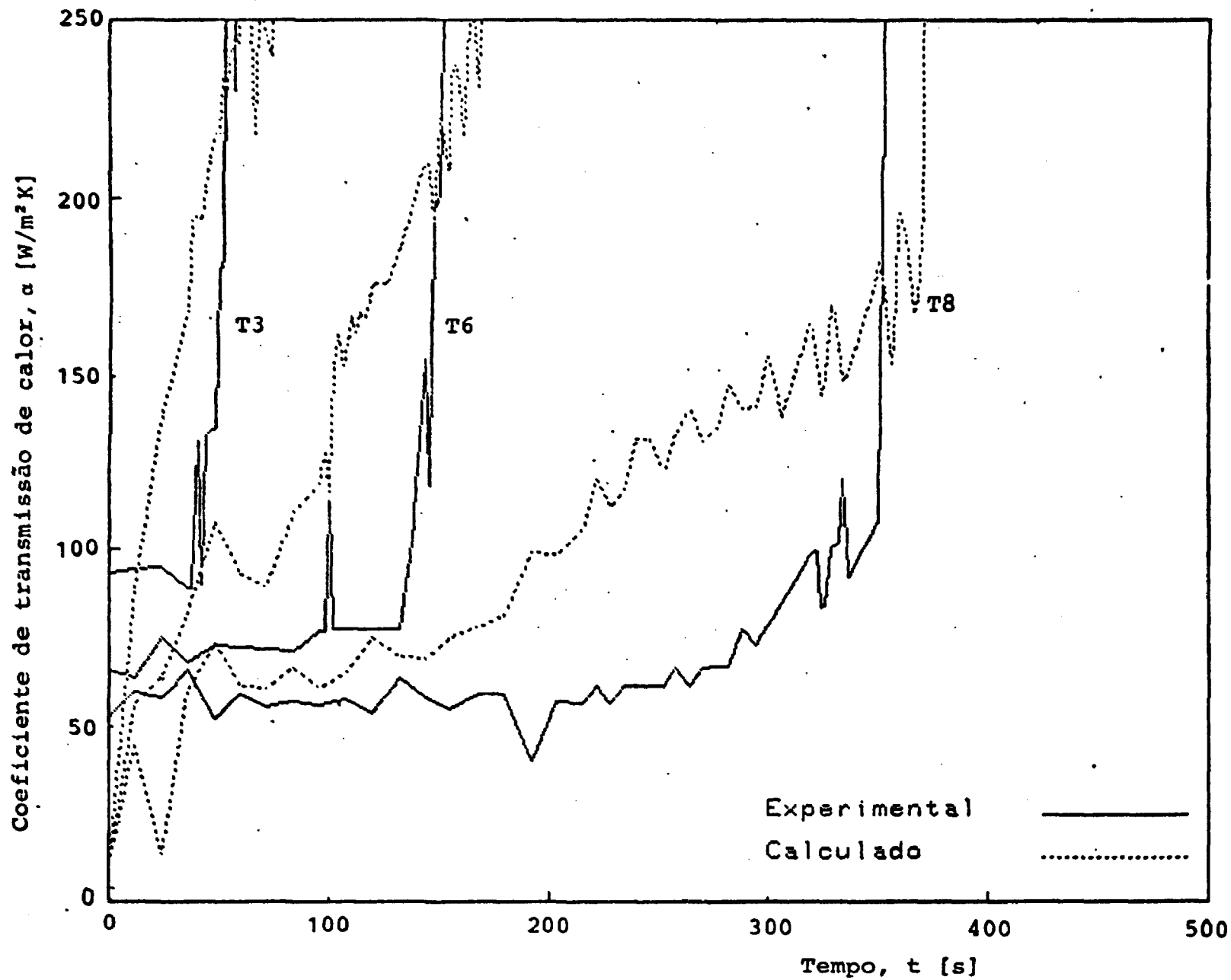


FIGURA 40 - COMPARAÇÃO ENTRE A EVOLUÇÃO DOS COEFICIENTES DE TRANSMISSÃO DE CALOR MEDIDA E A CALCULADA, PARA O TESTE Nº 1, NAS COTAS DOS TERMOPARES T3, T6 E T8

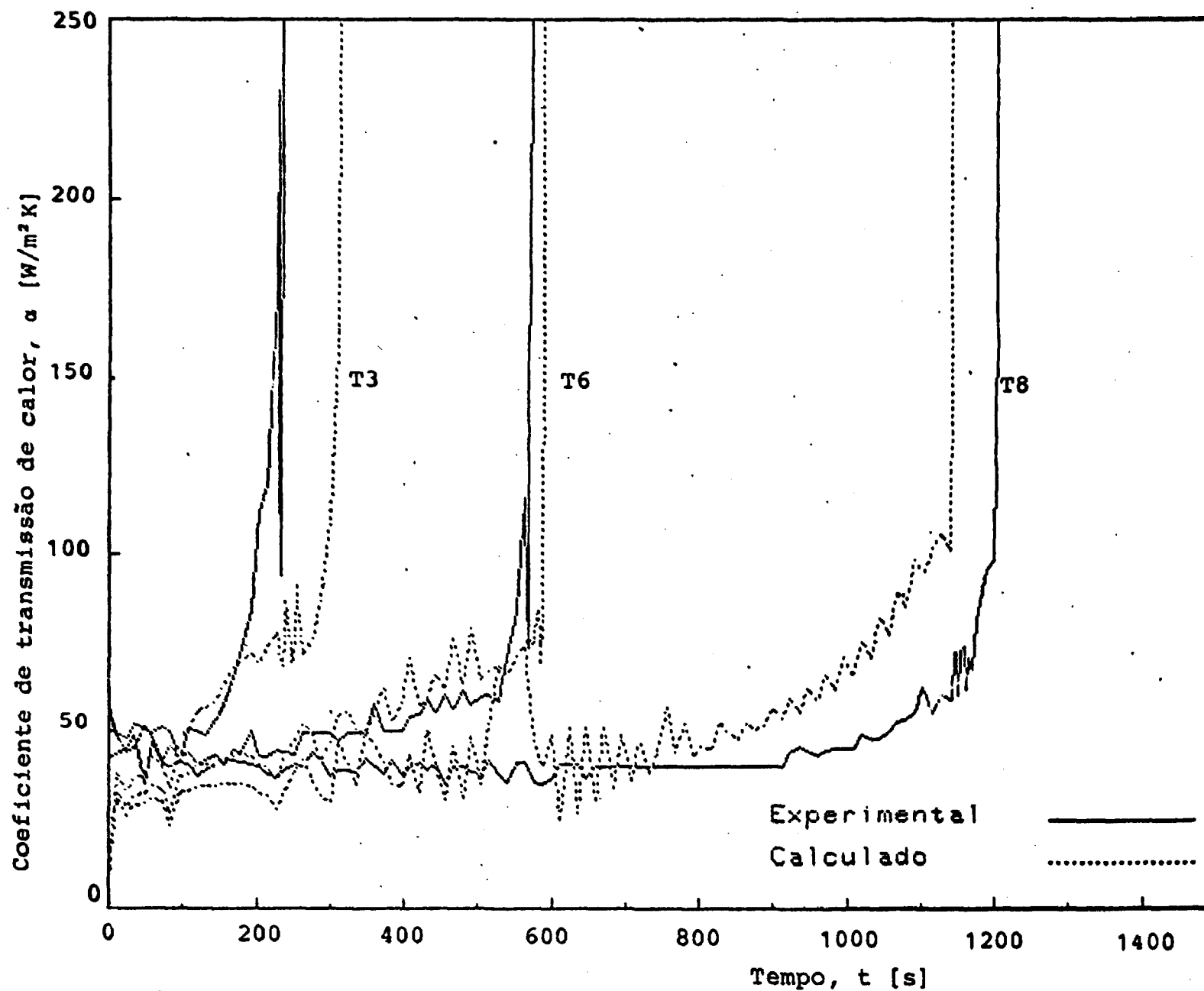


FIGURA 41 - COMPARAÇÃO ENTRE A EVOLUÇÃO DOS COEFICIENTES DE TRANSMISSÃO DE CALOR MEDIDA E A CALCULADA, PARA O TESTE Nº 2, NAS COTAS DOS TERMÓPARES T3, T6 E T8

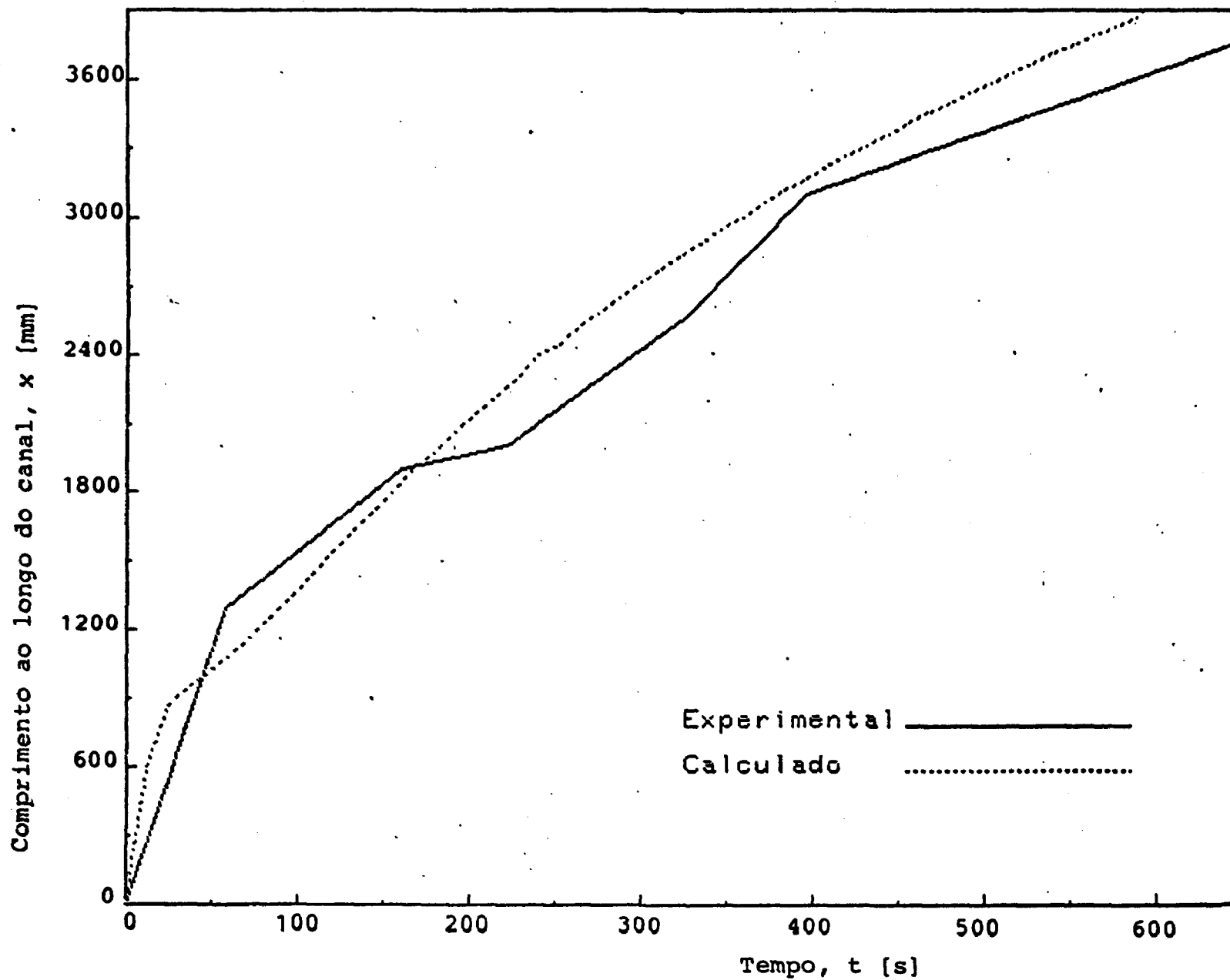


FIGURA 42 - COMPARAÇÃO ENTRE A EVOLUÇÃO DA FRENTE DE MOLHAMENTO MEDIDA E A CALCULADA, PARA Q. TESTE Nº 1

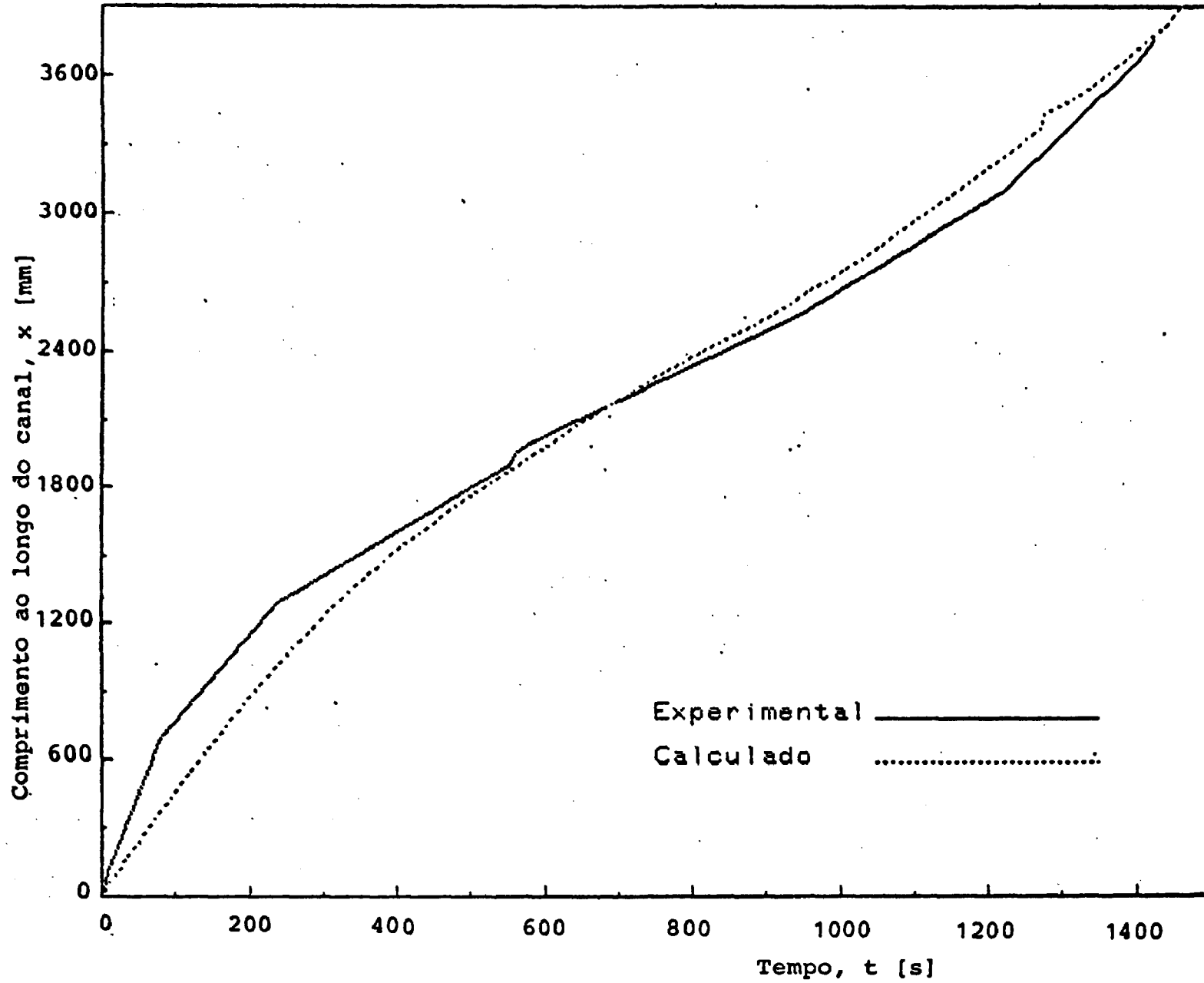


FIGURA 43 - COMPARAÇÃO ENTRE A EVOLUÇÃO DA FRENTE DE MOLHAMENTO MEDIDA E A CALCULADA, PARA O TESTE Nº 2

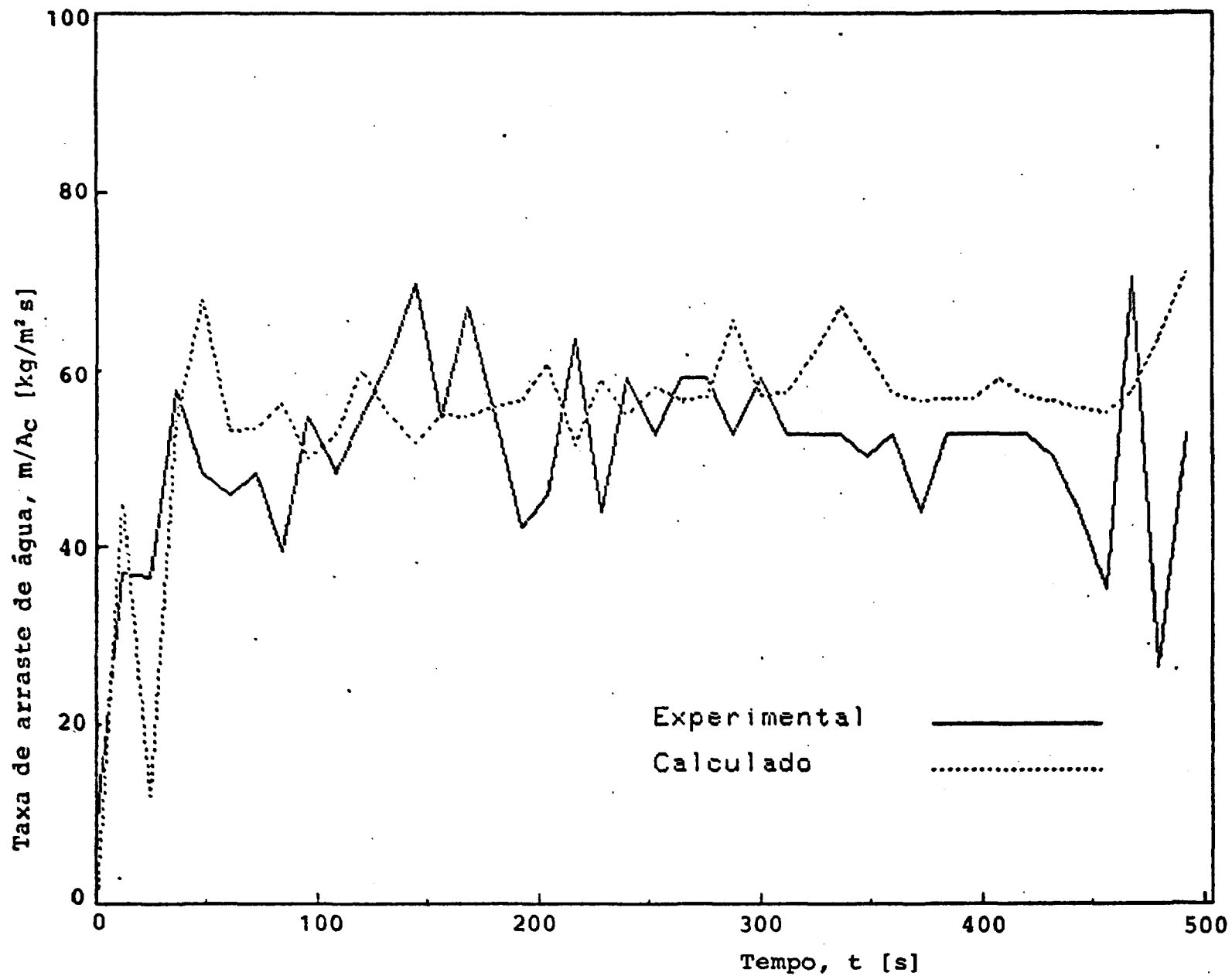


FIGURA 44 - COMPARAÇÃO ENTRE A EVOLUÇÃO DA TAXA DE ARRASTE DE ÁGUA PELO VAPOR MEDIDA E A CALCULADA, DURANTE O TESTE Nº 1

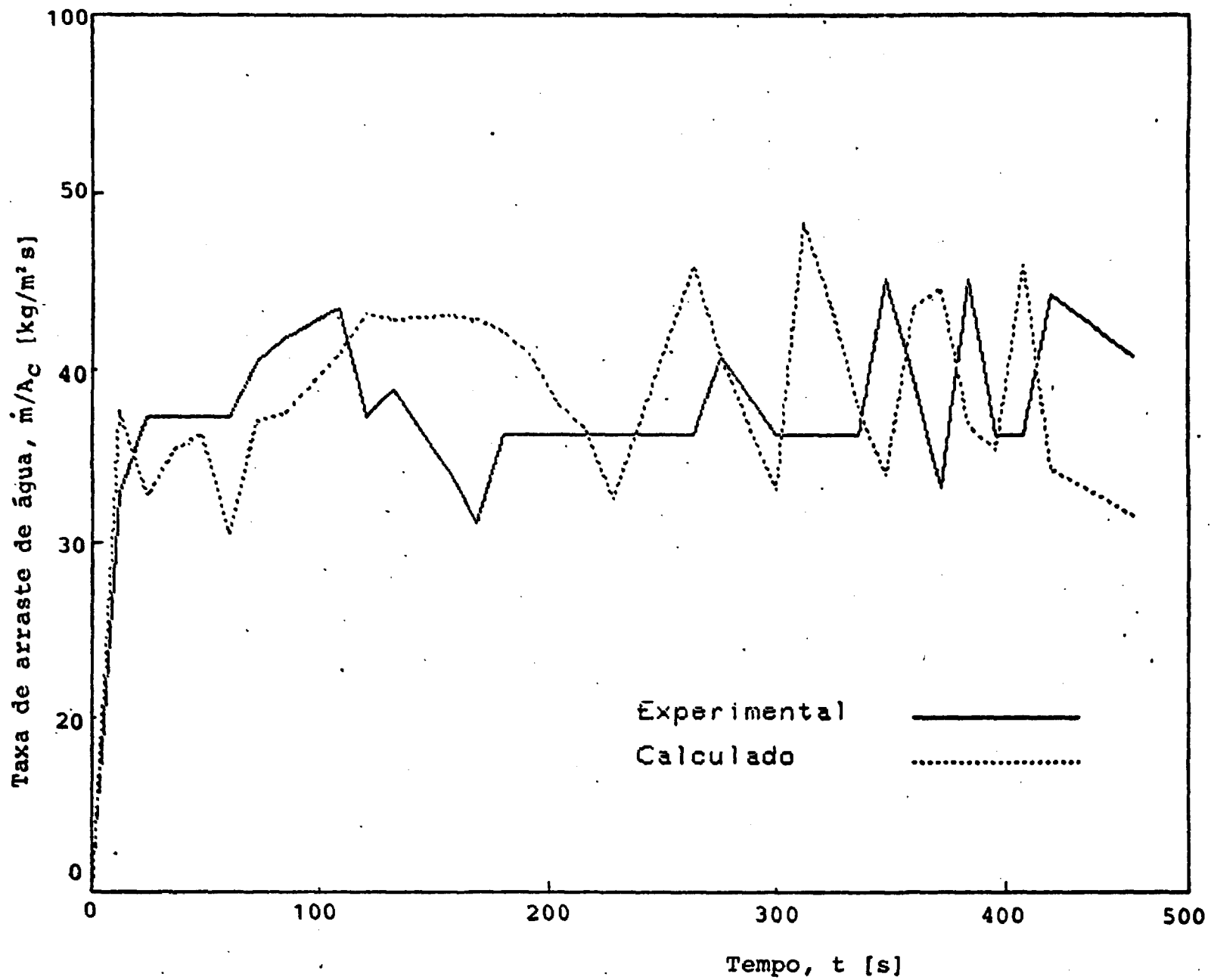


FIGURA 45 - COMPARAÇÃO ENTRE A EVOLUÇÃO DA TAXA DE ARRASTE DE ÁGUA PELO VAPOR MEDIDA E A CALCULADA, DURANTE O TESTE Nº 2

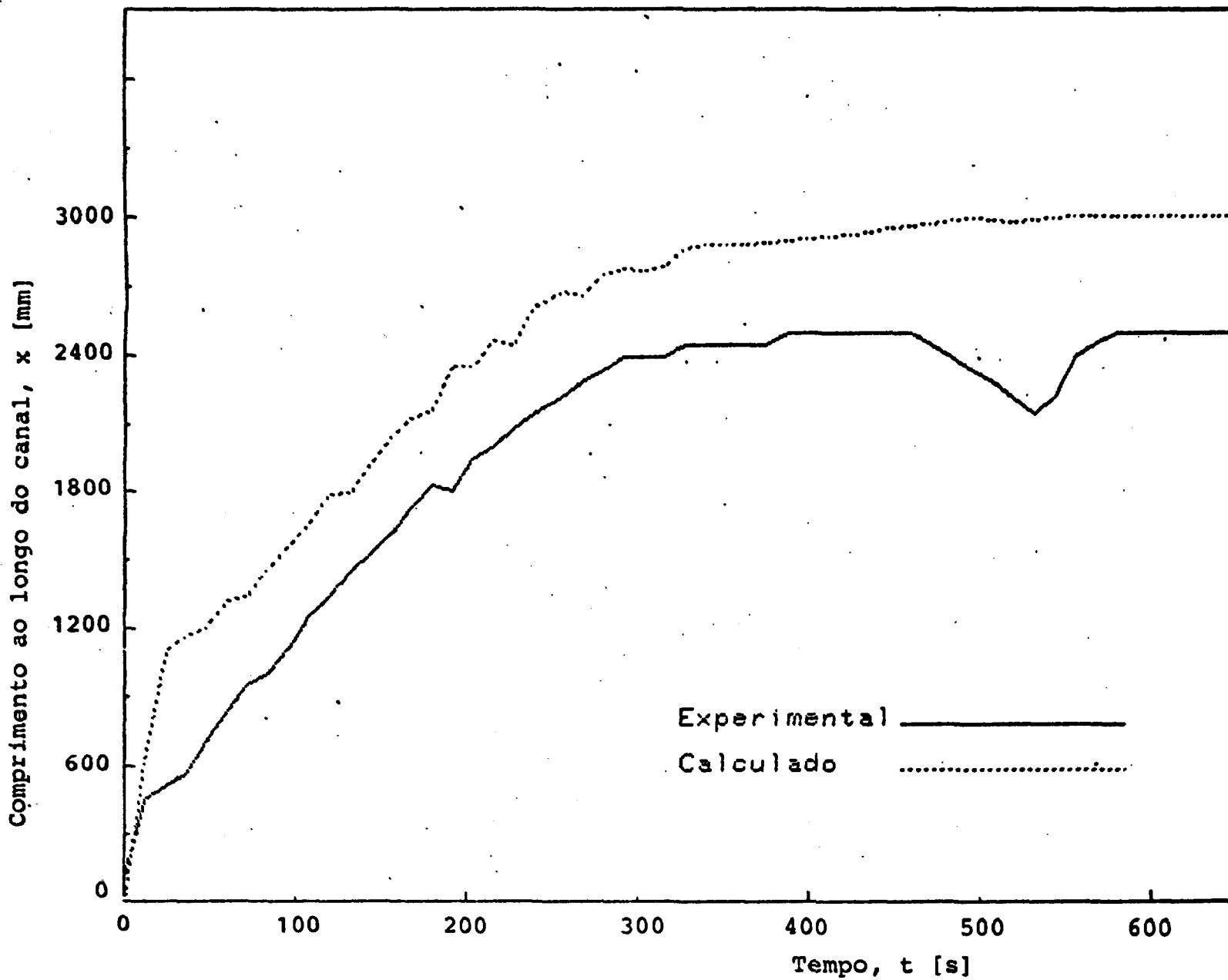


FIGURA 46 - COMPARAÇÃO ENTRE A EVOLUÇÃO DO NÍVEL DE ÁGUA EQUIVALENTE NA SEÇÃO DE TESTES MEDIDA E A CALCULADA, PARA O TESTE Nº 1

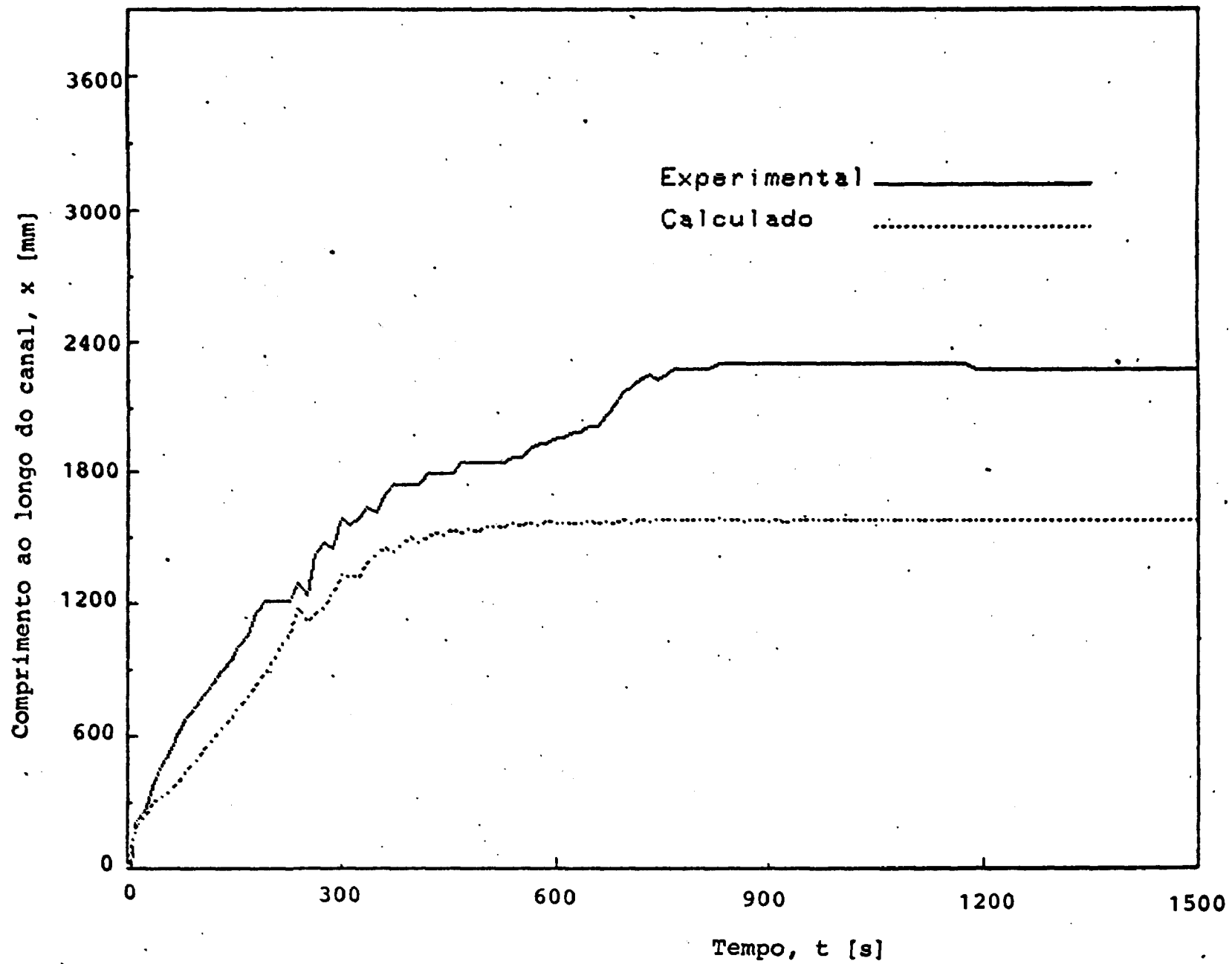


FIGURA 47 - COMPARAÇÃO ENTRE A EVOLUÇÃO DO NÍVEL DE ÁGUA EQUIVALENTE NA SEÇÃO DE TESTES MEDIDA E A CALCULADA, PARA O TESTE Nº 2