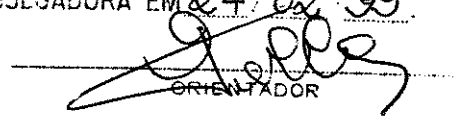


ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE A REDAÇÃO FINAL DA
TESE DEFENDIDA POR Fernando César
Gentile E APROVADA PELA
COMISSÃO JULGADORA EM 24/02/99.


ORIENTADOR

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

Desenvolvimento de Protótipo para Simulação de Processo de Lingotamento Contínuo de Placas

Autor : **Fernando César Gentile**
Orientador: **Prof. Dr. Geraldo Nonato Telles**

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE MATERIAIS

Desenvolvimento de Protótipo para Simulação de Processo de Lingotamento Contínuo de Placas

Autor : Fernando César Gentile

Orientador: Prof. Dr. Geraldo Nonato Telles

Curso: Engenharia Mecânica.

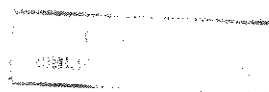
Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Dissertação de Mestrado apresentada à comissão de Pós Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica, como requisito para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Campinas, 1999

S.P. - Brasil

89 14238



UNIDADE	BC
N.º CHAMADA	
COMBO BC	38182
PROC.	229/99
PREÇO	R\$ 11,00
DATA	24/03/99
N.º CPD	

CM-00134265-5

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA - BAE - UNICAMP

G289d

Gentile, Fernando César

Desenvolvimento de protótipo para simulação de
processo de lingotamento contínuo de placas. /
Fernando César Gentile.--Campinas, SP: [s.n.], 1999.

Orientador: Geraldo Nonato Telles

Dissertação (mestrado) - Universidade Estadual de
Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

1.Fundição contínua. 2. Placas (Engenharia). 3. Aço.
I. Telles, Geraldo Nonato. II. Universidade Estadual de
Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III.
Título.

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE MATERIAIS

Dissertação de Mestrado

**Desenvolvimento de Protótipo para Simulação de
Processo de Lingotamento Contínuo de Placas**

Autor : **Fernando César Gentile**

Orientador: **Prof. Dr. Geraldo Nonato Telles**



Prof. Dr. Geraldo Nonato Telles, Presidente
Faculdade de Engenharia Mecânica - UNICAMP



Prof. Dr. Rezende Gomes dos Santos
Faculdade de Engenharia Mecânica - UNICAMP



Prof. Dr. Paulo Cauchick Miguel
Centro de Tecnologia - UNIMEP

Campinas, 24 de fevereiro de 1999

Dedicatória

Dedico este trabalho à Priscilla, minha esposa, e aos meus filhos César e Mayara, pelo seu carinho e compreensão nos momentos difíceis.

Dedico também, aos meus pais, sem os quais esse momento seria impossível.

Agradecimentos

Para a realização deste trabalho, foi necessária a ajuda, cooperação e incentivo de várias pessoas, às quais eu gostaria de agradecer:

Ao Prof. Dr. Geraldo Nonato Telles, pela orientação deste trabalho.

Ao Prof. Dr. Paulo Roberto Mei, pela utilização da infra-estrutura de seu laboratório.

Ao técnico Emílio Cardoso, pela empenho nas etapas de construção e montagem do simulador.

Ao companheiro Wagner Palmiere, pela ajuda em várias etapas do projeto.

Aos funcionários da secretaria do Departamento de Engenharia de Materiais, José Daniel Pizone Cedro e Maria do Carmo Mariano Ferreira, pela eficiência que demonstraram sempre que solicitados.

Aos constantes amigos Carmo Roberto Pelliciari de Lima e Rubens Monteiro Luciano, pelo apoio e companheirismo.

Aos demais professores, funcionários e alunos de pós-graduação pelo ótimo ambiente de trabalho.

Ao CNPq – Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico, pela bolsa concedida.

À Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo (FAPESP), à Financiadora de Estudos e Projetos (FINEP) e à Companhia Siderúrgica de Tubarão (CST), pelo apoio financeiro ao projeto.

*O que os sábios fazem no princípio,
os tolos fazem no fim*

Resumo

GENTILE, Fernando César, *Desenvolvimento de Protótipo para Simulação de Processo de Lingotamento Contínuo de Placas*, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 1999. 100 p. Dissertação (Mestrado).

Desde a construção da primeira planta industrial para lingotamento contínuo de produtos planos, houve uma busca por parte das siderúrgicas no sentido de reduzir custos através da redução de etapas do processo e aumentar a qualidade dos produtos, visando alcançar elevados índices de produtividade e flexibilidade. Os processos chamados *near-net-shape casting*, nos quais os produtos obtidos tem dimensões e formas muito próximas do produto final, contribuíram, a partir da década de 80, para alcançar esses objetivos. Incluídos nesta tecnologia, o processo de lingotamento contínuo de placas finas de aço é hoje o processo mais usado e difundido para a produção de chapas à quente, principalmente em países desenvolvidos. Neste trabalho foi projetado e construído um equipamento capaz de simular os processos de transferência de calor envolvidos na solidificação de placas no lingotamento contínuo de placas finas, bem como os efeitos da redução com núcleo ainda líquido sobre a estrutura e a segregação, que é uma característica de algumas tecnologias disponíveis para a produção de placas finas, e medir a carga necessária para esta redução. Este simulador tem capacidade para solidificar placas de espessuras variadas a diferentes condições de processo.

Palavras Chave

-Lingotamento Contínuo, *Near-net-shape*, Placas Finas, Aço.

Abstract

GENTILE, Fernando César, *Development of Prototipe for Slabs Continuous Casting Process Simulation, Campinas*: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 1999. 100 p. Dissertação (Mestrado).

Since the start-up of the first flat products continuous casting plant, the steelmakers have tried to reach higher levels of productivity and flexibility. The called near-net-shape casting processes helped the steelmakers to reach this purpose. Including in this technologies, the thin slab continuous casting process is today the most diffused process to produce hot strips. In this work, a continuous casting thin slab simulator was designed and constructed to simulate the phenomena related with solidification and liquid core reduction. The simulator is able to produce slabs of several thickness at different process conditions and measure the load required for the liquid core reduction.

Key Words

-Continuous Casting, Near-net-shape, Thin Slabs, Steel.

Sumário

Introdução e objetivos	1
1.1 Introdução	1
1.2 Objetivos	6
Revisão Bibliográfica	7
2.1 O Lingotamento Contínuo Convencional (Placas Grossas)	7
2.2 O Lingotamento Contínuo de Placas Finas	13
2.2.1 Processos Baseados no Lingotamento Contínuo de Placas grossas (Convencional)	15
2.2.1.1 O Processo CSP	16
2.2.1.2 O Processo ISP	19
2.2.1.3 O Processo Danieli (CONTICASTER)	21
2.2.1.4 O Processo VAI	23
2.2.2 Outros Processos	25
Projeto e Construção do Simulador Físico	26
3.1 Introdução	26
3.2 Câmara de Solidificação	28
3.2.1 Dimensionamento das Placas de Cobre	32

3.3 Sistema de Movimentação (Cilindro e Agregado Hidráulico)	34
3.4 Guias do Sistema	43
3.5 Sistema de Refrigeração das Placas de Cobre	44
3.6 Instrumentação	52
Resultados e Discussões	56
4.1 Teste de Eficiência das Placas de Cobre	56
4.2 Ensaio com Cera de Carnaúba	61
Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros	67
5.1 Conclusões	67
5.2 Sugestões para Trabalhos Futuros	68
Referências Bibliográficas	70
Apêndice A	78
Apêndice B	96

Lista de Figuras

1.1	Evolução da produção mundial de aço bruto e proporção em contínuo	2
1.2	Uso do lingotamento contínuo nos vinte maiores países produtores de aço	2
1.3	Produção brasileira de aço e proporção da produção de lingotamento contínuo	3
2.1	Máquina de lingotamento contínuo de placas grossas de dois veios	9
2.2	Detalhe do molde de lingotamento contínuo de placas	11
2.3	Tipos de moldes usados em máquinas de lingotamento contínuo de placas finas	16
2.4	Tecnologia CSP detalhando o molde em formato de funil	16
2.5	Modificações da configuração da válvula submersa	17
2.6	Tecnologia ISP	20
3.1	Esquema do simulador mostrando suas partes principais	27
3.2	Vista geral do simulador	28
3.3	Detalhe do sistema de acoplamento entre a parede móvel e a célula de carga	29
3.4	Sistema de travamento dos refratários	30
3.5	Detalhe das placas de cobre mostrando os canais de refrigeração e furos de fixação	31
3.6	Placa de cobre montadas no simulador	31
3.7	Detalhe do cilindro hidráulico mostrando o captador de posição	37

3.8 Cilindro com haste avançada	37
3.9 Esquema da unidade hidráulica	38
3.10 Vista geral da unidade hidráulica	38
3.11 Esquema da válvula proporcional de vazão	39
3.12 Válvula proporcional de vazão montada na unidade hidráulica	39
3.13 Placa amplificadora montada no porta cartão	41
3.14 Esquema eletrônico da placa amplificadora	41
3.15 Detalhes da válvula limitadora de pressão	42
3.16 Detalhe do pressostato	42
3.17 Patim do sistema de guias	43
3.18 Trilho do sistema de guias	44
3.19 Esquema do sistema de refrigeração das placas de cobre	45
3.20 Detalhe do sistema de refrigeração mostrando reservatório e bomba	46
3.21 Detalhe do distribuidor de fluxo do sistema de refrigeração	46
3.22 Gráfico fator de atrito f x Re	49
3.23 Perda de carga devido a contração na tubulação	51
3.24 Célula de carga U2A 10t	54
3.25 Condicionador de sinais da célula de carga modelo Scout 55	54
3.26 Detalhes do sensor captador de posição	55
3.27 Sensor de posição montado no cilindro hidráulico	55

4.1 Montagem do sistema para testes das placas de cobre	57
4.2 Posição dos termopares nas placas de cobre	58
4.3 Forno usado no aquecimento da placa de aço	58
4.4 Registrador de temperatura usado nos testes das placas de cobre	59
4.5 Evolução de temperatura na placa de cobre (placa 1)	59
4.6 Evolução de temperatura na placa de cobre (placa 2)	60
4.7 Montagem do simulador para o ensaio com cera de carnaúba	62
4.8 Forno usado no aquecimento da cera para os testes no simulador	63
4.9 Molde do simulador logo após o vazamento da cera	64
4.10 Formação da casca sólida próximo as paredes do molde	65
4.11 Detalhe do molde após a redução com núcleo líquido	65
4.12 Abertura do molde e detalhe do vazamento de cera	66

Lista de Tabelas

1.1 Unidades de lingotamento contínuo de placas finas existentes e previstas	4
3.1 Itens constantes da unidade hidráulica	35
4.1 Médias das temperaturas medidas nos termopares	61

Nomenclatura

Letras latinas

A - área da placa de cobre	[m ²]
A' - área aproximada	[m ²]
AR - razão entre as áreas da tubulação	[]
D - diâmetro de tubulação	[m]
F - força	[N]
g - aceleração da gravidade	[m/s ²]
h _l - perda de carga devido ao comprimento da tubulação	[J/kg]
h _{lm} - perda de carga devido a acessórios e reduções	[J/kg]
h _T - perda de carga total	[J/kg]
K _c - coeficiente de perda de carga na contração da tubulação	[]
L - comprimento da tubulação	[m]
L _e - comprimento equivalente	[m]
p - pressão	[Pa]
p _{atm} - pressão atmosférica	[Pa]
P _{rec} - pressão de recalque da bomba	[Pa]
Q - vazão	[m ³ /s]
Re - número de Reynolds	[]
T - temperatura	[°C]
v - velocidade	[m/s]
z - altura da tubulação em relação a um referencial	[m]

Letras Gregas

α - coeficiente cinético de energia	[]
f - fator de atrito	[]
σ - tensão	[Pa]
ρ - densidade da água	[kg/m ³]
μ - viscosidade absoluta da água	[kg/ms]

Subscritos

- 1 - variável relacionada com a seção 1 da tubulação
- 2 - variável relacionada com a seção 2 da tubulação
- 3 - variável relacionada com a seção 3 da tubulação
- aço - propriedade avaliada para o aço
- cobre - propriedade avaliada para o cobre

Siglas

CSP - Compact Strip Production

ISP - In-line Strip Production

VAI - Voest-Alpine Industrieanglenbau

Capítulo 1

Introdução e Objetivos

1.1-Introdução

O segmento siderúrgico tem passado nas últimas décadas por grandes e importantes transformações no sentido de melhorar a qualidade do produto final, diminuir custos tanto no que diz respeito aos custos de operação (mão-de-obra, energia, etc), como com relação aos custos de capital (construção civil, equipamentos, instalações, etc), além de adequar-se as exigências internacionais de proteção ao meio-ambiente e aumentar a produtividade e a flexibilidade de suas plantas.

Essas mudanças visam adequar as usinas siderúrgicas ao novo quadro mundial, no qual o mercado exige produtos cada vez mais baratos, com alta qualidade e entrega dentro do menor prazo possível. Aliado esses fatores inclui-se a alta competitividade que se estabeleceu neste setor nos últimos anos devido ao aumento da produção e a retração da demanda.

Dentro do mercado de produtos planos, como placas e chapas, o processo de lingotamento contínuo de placas grossas a partir dos anos 50 e 60 trouxe uma elevada redução nos custos em relação ao lingotamento convencional. Desde então, essa nova tecnologia vem mostrando crescimento na sua utilização principalmente em países desenvolvidos e também no Brasil, como mostram as Figuras 1.1, 1.2 e 1.3. Porém, esta tecnologia não apresentava boa flexibilidade, uma vez que estava inserido dentro do contexto de usinas integradas, onde o processo tem início na produção do ferro-gusa dentro do auto forno, e segue cumprindo todas as etapas de produção, passando pela aciaria, refino, lingotamento, até a obtenção do produto final, ou seja, chapas

laminadas de pequena espessura. Esta estrutura de empresa acabou por perder terreno nos anos 70 às chamadas mini-usinas ou usinas regionais, onde a estrutura administrativa e de produção são menores em relação às usinas integradas.

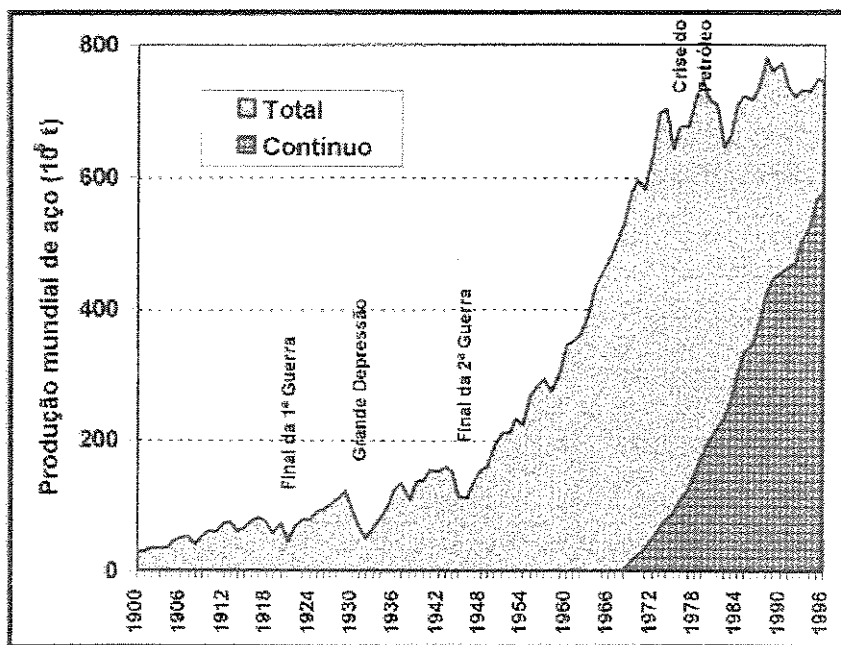


Figura 1.1 – Evolução da produção mundial de aço bruto e proporção em contínuo^[1].

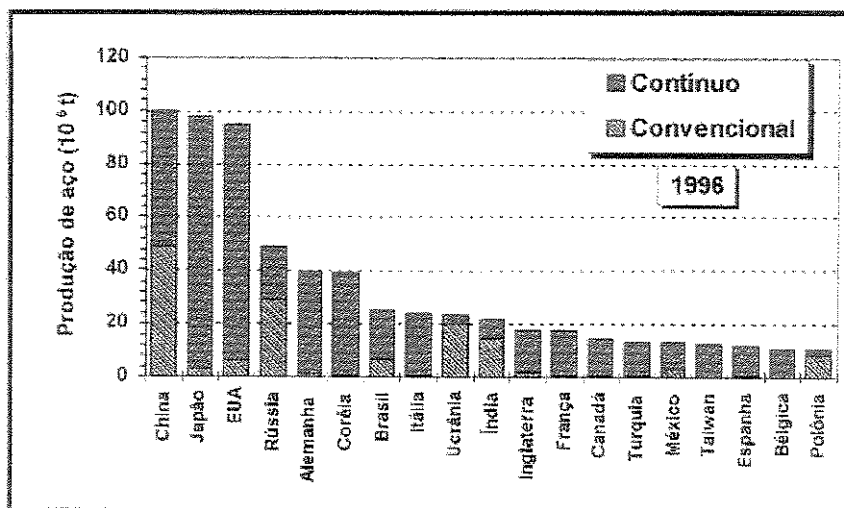


Figura 1.2 – Uso do lingotamento contínuo nos vinte países maiores produtores de aço^[1].

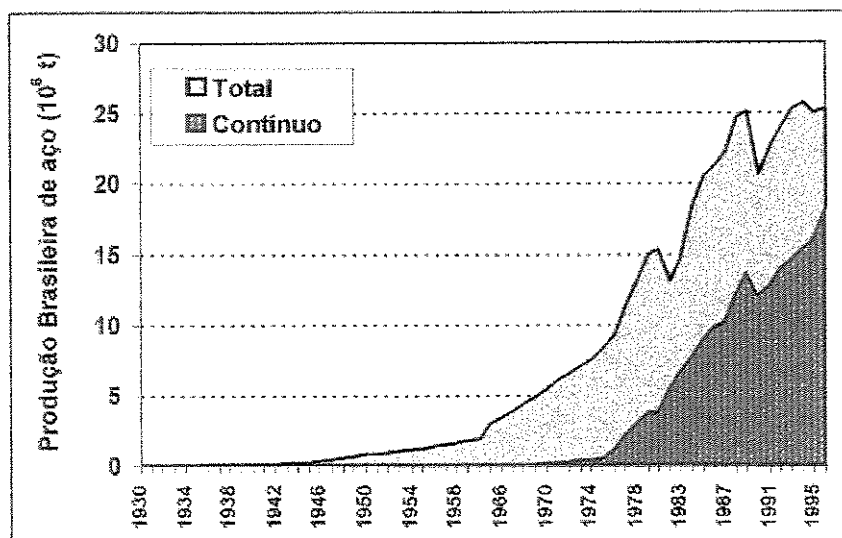


Figura 1.3 – Produção brasileira de aço e proporção da produção de lingotamento contínuo^[1].

Nas décadas de 80 e 90, a preocupação com problemas ambientais tornou-se importante fator na construção de novas usinas ou na ampliação de novas linhas nas usinas existentes. Neste contexto, os processos chamados *net-shape* ou *near-net-shape*, mais especificamente para produtos planos, o lingotamento contínuo de placas finas, nos quais o produto obtido tem formas e dimensões próximas ou até mesmo iguais às do produto final, ganharam importância devido a maior redução nos custos de capital e operacionais e a maior flexibilidade em relação ao lingotamento contínuo de convencional (placas grossas), além da possibilidade da conexão deste equipamento à laminação.

O conceito de mini-usina adapta-se perfeitamente à tecnologia de lingotamento contínuo de placas finas, sendo que uma planta típica de produção de chapas finas teria o forno elétrico a arco alimentando um equipamento que utiliza esta tecnologia^[2-5]. Estuda-se ainda a possibilidade de se incorporar uma máquina de lingotamento contínuo de placas junto ao conversor LD.

Apesar de já existirem algumas plantas construídas nos EUA, Europa e Ásia (Tabela 1.1), outras tantas em construção, ou ainda com contratos assinados com os construtores, essa tecnologia ainda não está totalmente desenvolvida para todos os tipos de aços a serem produzidos, assim,

Tabela 1.1 – Unidades de lingotamento contínuo de placas finas existentes e previstas^[6]

Pais Empresa, Localização	Fornecedor Processo	Ano do Pedido	Espessura da placa Solidificada (mm)	Espessura da Tira à Quente (mm)	Capacidade Projetada (t/ano)
Canadá Ipsco, Regina	MHD	1996	150	2,3-1,9; max. 38	910.000
China Baosteel, Ningbo	VAI-Conroll	-	-	-	1.500.000
Alemanha Thyssen Stahl, Ruhrort	SMS-CPR	1991	50-60	5-25	Planta Piloto
Índia Nippon Denro Ispat, Calcutta	SMS-CSP	1996	50	1,6	1.200.000
Itália Averdi, Cremona	MHD-ISP	1992	50	1,2-12,0	500.000
ABS/Danieli, Sabolarie	Danieli	-	50-90	1,0-16,0	Plana Piloto
Ilva, Terni	SMS-CSP	1992	50	-	-
Coréia do Sul Hanbo Steel, Pusan	SMS-CSP	1995	75	1,7 (1,5)	1.000.000
Posco Steel	MHD-ISP	1996	75	1,2-12,7	
Malásia Nusantara Steel	MHD-ISP	1996	-	-	1.000.000
México Hylsa, Monterrey	SMS-CSP	1994	50	1,7 (1,2)	-
Espanha ABC, Bilbao	SMS-CSP	1996	53	1,3-12,7	750.000
Suécia Avesta, Avesta	VAI	1988	8-250	-	900.000
Taiwan Yieh United	SMS-CSP	-	50	1,95	1.500.000
Turquia Çukurova, Aliaga	MHD-ISP	-	-	-	-
Estados Unidos Acme Steel, Riverdale	SMS-CSP	1996	-	1,25	900.000
Armco, Mansfield	VAI-Conroll	1995	75-100	1,7-12,7	770.000
Gallatin Steel, Warsaw	SMS-CSP	1995	50	2,10	1.000.000
Geneva, Provo	SMS-CSP	1993	150-250	max. 25	-
			50	1,5-12,7	
Nocor, Crawfordsville	SMS-CSP	1989	40-50	1,95-12,7	1.800.000
		1994		1,60-12,7	
Nucor, Hickman	SMS-CSP	1992	50	1,95-12,7	2.000.000
		1994		1,50-12,7	
Steel Dynamics, Butler	SMS-CSP	1996	50	1,20-12,7	1.200.000
Worldclass Steel, Pittsburg	Tippins-TSP	1996	125	-	1.000.000

um vasto campo de trabalho para pesquisas na direção de definir as variáveis de processo além de determinar as condições ótimas desse processo para um determinado produto.

A necessidade de dominar-se a tecnologia *near-net-shape*, obrigou a utilização de modelagem matemática poderosa, além da utilização de modelos físicos. O uso da simulação física, realizada em equipamentos e dispositivos especialmente construídos para esse fim, é de grande utilidade, uma vez que os custos com os equipamentos e materiais e o tempo gasto para uma simulação são consideravelmente menores em relação a se efetuar uma ou várias corridas teste para o desenvolvimento de processo para um produto específico.

Os dados obtidos através de simulações efetuadas em equipamentos e dispositivos podem ser usados também como parâmetros iniciais para simulações numéricas ou para validação de modelos matemáticos já prontos.

Devido a grande diversidade e complexidade dos fenômenos envolvidos nas várias etapas do processo de lingotamento contínuo de placas finas, os trabalhos envolvendo simulação encontrados na literatura focam o estudo de um fenômeno específico relativo a uma etapa distinta do processo, deixando em aberto o estudo conjunto e a relação entre estes fenômenos.

Assim, vários dispositivos foram construídos para simular partes do processo de lingotamento contínuo de placas finas, como: modelos que empregam água para simular as condições de escoamento do aço no distribuidor e no molde; equipamentos de simulação de transferência de calor no molde (resfriamento primário) ou na região dos chuveiros (resfriamento secundário); equipamentos para simulação de redução com núcleo líquido, entre outros.

Das etapas presentes no processo de lingotamento contínuo de placas finas, pode-se destacar a passagem do metal líquido pelo molde como uma das mais importantes para a qualidade final do produto. Os fenômenos de transferência de calor envolvidos nesta etapa têm relação direta com o material do molde e a velocidade do líquido refrigerante dentro do mesmo.

A etapa posterior ao resfriamento primário é a redução de espessura com núcleo ainda líquido, que não está presente em todas as máquinas de lingotamento contínuo de placas finas. Nesta etapa, a porcentagem de redução, a carga necessária para a redução e a velocidade empregada são as principais variáveis envolvidas.

1.2 -Objetivos

Tendo em vista a importância da etapa de resfriamento primário e da redução com núcleo líquido para a qualidade final dos produtos obtidos através do lingotamento contínuo de placas finas, foi projetado e construído um dispositivo para simulação de lingotamento contínuo de placas finas com capacidade para:

- Solidificar placas com espessura pré-definida;
- Simular a transferência de calor entre metal líquido e molde em várias condições;
- Medir temperaturas no molde e no metal líquido;
- Simular a redução com núcleo líquido;
- Variar a porcentagem e a velocidade de redução de espessura com núcleo líquido;
- Medir a carga necessária para a redução de espessura;
- Estar pronto para receber sistema de controle automático.

Capítulo 2

Revisão Bibliográfica

2.1- O Lingotamento Contínuo Convencional (Placas Grossas)

As primeiras tentativas de se obter metais vazados ininterruptamente, solidificados sob várias formas e dimensões próximas do produto final, datam do século passado. Em 1856, Henry Bessemer patenteava seu processo de lingotamento contínuo de chapas de ferro maleável que se baseava no vazamento de metal líquido entre dois cilindros refrigerados à água e a posterior remoção do produto fundido^[7,8]. Vários outros processos surgiram no início do século baseados na idéia original de Bessemer.

Na década de 1930, máquinas para lingotamento contínuo para metais não ferrosos foram desenvolvidas e sugeriram as primeiras técnicas para lingotamento contínuo de aços^[9]. Em 1947 uma máquina teste de lingotamento contínuo de aço foi colocada em operação na Alemanha. Porém, somente na década de 50 é que o processo foi definitivamente implantado na indústria de aço^[10]. Os trabalhos de pesquisa e desenvolvimento tiveram lugar principalmente na Alemanha e Áustria.

A década de 60 assistiu ao estabelecimento do processo de lingotamento contínuo dentro da indústria do aço, mas a princípio para *billets e blooms*.

Durante o período compreendido entre os anos 50 e 60, a necessidade de grandes quantidades de aço de alta qualidade deram origem as Usinas megaintegradas, com grande volume de investimento de capital, termicamente eficientes e com pouca flexibilidade. Nestas

usinas há a união de todas as etapas de fabricação do aço desde o alto forno para produção de ferro-gusa até a laminação para fabricação de produtos acabados ou semi-acabados. Hoje são atrativas somente em países nos quais haja uma demanda por grandes volumes de aço^[10].

A década seguinte mostrou um aumento no uso do processo na indústria, que passa de 5,6% em 1970 para 52% em 1979 e no desenvolvimento da tecnologia. O lingotamento de placas é introduzido e vários tipos de aço são produzidos. Neste período, a crise de energia fez com que houvesse uma drástica melhoria na eficiência térmica das usinas, o que alavancou a difusão da aplicação do lingotamento contínuo. A acirrada competição e a maior oferta de aço no mercado, fez com que o preço se tornasse um importante fator, tornando assim, inviável a construção de usinas integradas para produção de aço comum. Assim, as mini-usinas, com sua produção baseada em fusão de sucata em fornos elétricos e usando o lingotamento contínuo, com estrutura administrativa com poucos níveis hierárquicos, mais baratas para construir que as usinas integradas (possivelmente um quarto do custo) e muito mais flexíveis, tiveram um rápido desenvolvimento. Outra grande vantagem desta usinas é a rápida adaptação as novas tecnologias.

A tecnologia de lingotamento contínuo foi estabelecida para aços de alta qualidade e expandida para quase todos os tipos de aços durante a década de 80.

O Processo de lingotamento contínuo para aços apresenta as seguintes vantagens sobre o lingotamento convencional^[11]:

- Maior padronização devido a maior homogeneidade, menor segregação, uma estrutura mais fina;
- Maior produtividade;
- Alto rendimento;
- Redução na energia requerida devido a redução na quantidade de trabalho à quente;
- Redução no refugo reciclado devido a grande redução de descartes de “cabeça” e “pé”;
- Eliminação dos pesados trens de laminação primária (desbaste);
- Grande diminuição no tempo total de produção;
- Permite redução de mão-de-obra;

- Menor área de trabalho;
- Possibilidade de produção de determinado tipo de aço economicamente mesmo abaixo de certos níveis de tonelagem anual.

Uma instalação típica de um sistema de lingotamento contínuo de produtos planos produz placas de 250mm de espessura na saída do molde e apresenta os seguintes componentes básicos (Figura 2.1):

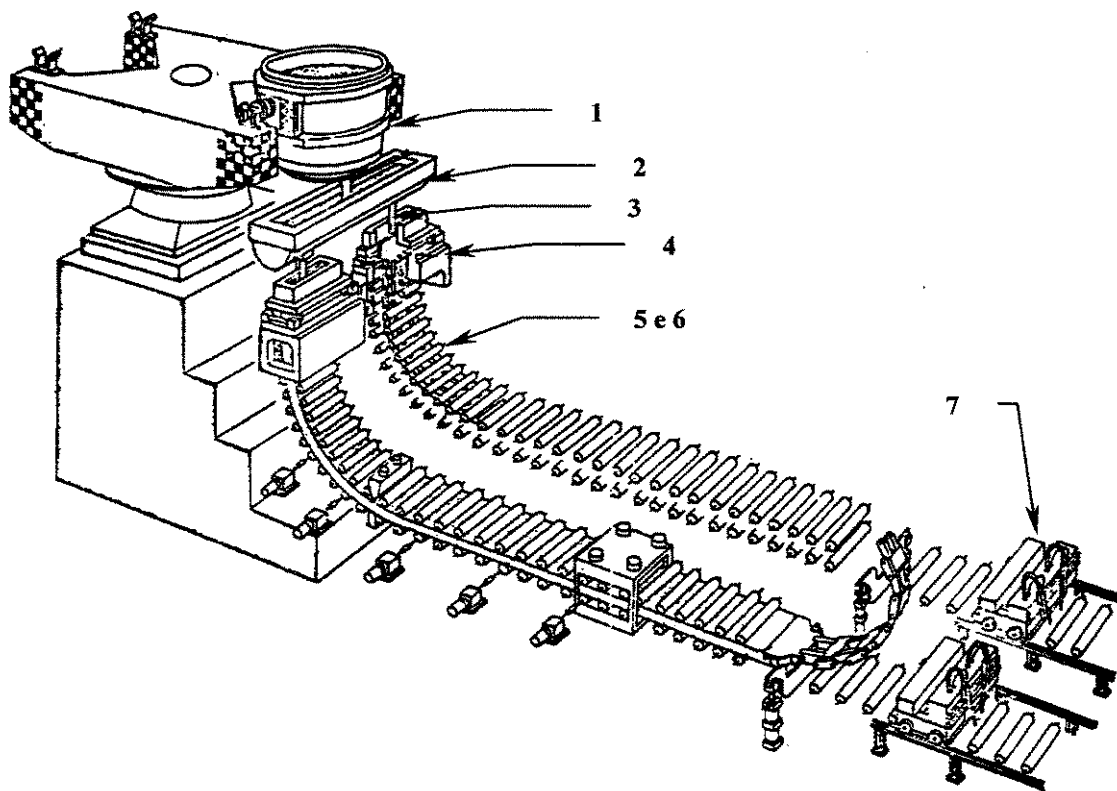


Figura 2.1 – Máquina de lingotamento contínuo de placas grossas de dois veios ^[12].

1-) Painel de carregamento:

Recebe o metal líquido, diretamente do forno. Para manter o processo ininterrupto, é conveniente que elas apresentem o maior tamanho possível. O vazamento do metal é feito através de válvulas tipo gaveta^[13], nas quais as partes móveis são montadas sobre placas refratárias.

2-) Distribuidor:

Consiste de uma carcaça de aço revestida com material refratário, pré-aquecida a altas temperaturas (acima de 1500°C) a fim de receber o metal líquido da panela de vazamento e alimentar o molde. O vazamento do distribuidor para o molde é feito através de válvulas tampão comandadas por sistemas eletromagnéticos. O mesmo distribuidor pode alimentar vários moldes. O distribuidor é alvo de várias pesquisas uma vez que tem grande influência na qualidade final da placa lingotada.

3-) Válvula Imersa:

São tubos de material refratário acoplados as válvulas do distribuidor e tem a função de alimentar o molde. A saída do tubo é feita através de orifícios inclinados de um determinado ângulo. Esta inclinação favorece a flotação de inclusões contidas no metal, tendo também influência na qualidade final do produto^[14].

4-) Molde:

Consiste na primeira zona de extração de calor (Figura 2.2). É feito em cobre e refrigerado à água. Seu objetivo é retirar calor suficiente do metal líquido para que haja a formação de uma casca sólida com espessura que tenha resistência para suportar a pressão do metal, que ainda está líquido em seu interior. Este componente além de um poderoso trocador de calor, é também uma ferramenta de solidificação responsável pelo formato da placa e um reator químico^[15]. Por essas razões, o molde tem responsabilidade direta na qualidade superficial da placa, bem como na sua microestrutura^[16-18].

Um problema comum no lingotamento contínuo de placas, é a aderência entre metal e a superfície interna do molde, para evitar este efeito é aplicado ao molde uma oscilação no sentido de lingotamento, onde a velocidade de subida é pelo menos duas vezes a velocidade de descida^[19]. É adicionado na superfície do metal líquido pó refratário para lubrificação das paredes do molde.

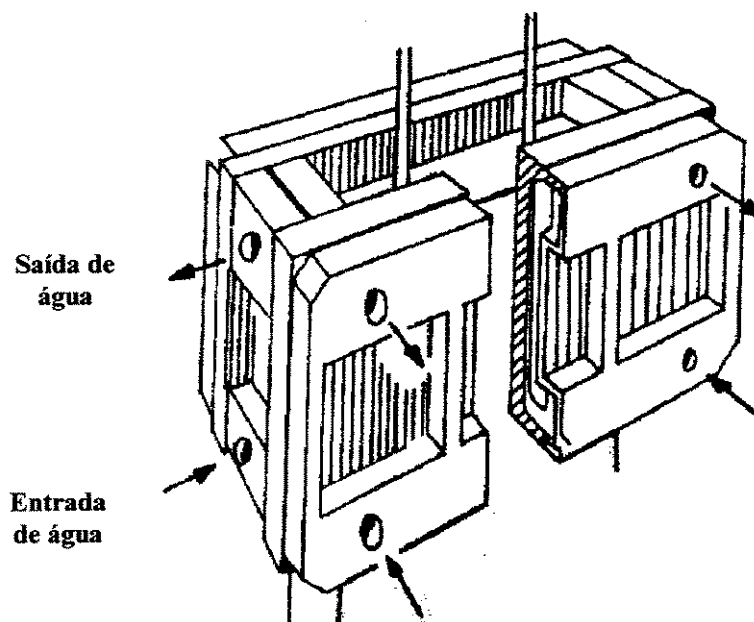


Figura 2.2 - Detalhe do molde de lingotamento contínuo de placas^[17].

O controle do nível de metal líquido no molde influencia a qualidade do produto final, pois este regula a válvula tampão da saída do distribuidor, evitando que o molde transborde por excesso de metal vazado ou que haja a interrupção de alimentação, que causaria a ruptura da placa^[20].

Outro parâmetro importante no projeto de sistemas de lingotamento contínuo, é o comprimento do molde. Moldes muito curtos não permitem a extração necessária de calor, enquanto moldes muito longos se deformam com mais facilidade^[21]. A velocidade de lingotamento também é influenciada pelo comprimento do molde^[22].

5-) Chuveiros d'água:

Ou zona de resfriamento secundário. É composta por chuveiros que borrifam água diretamente sobre a superfície da placa recém saída do molde, sua função é solidificar o interior da placa antes da região de descurvamento. A calibração do fluxo de água nos chuveiros

dependerá das condições necessárias para assegurar um resfriamento homogêneo e eficiente que gere condições de solidificação sem ocorrência de trincas e que mantenha a velocidade de lingotamento elevada. Para o lingotamento contínuo de aços, o sistema de chuveiros atuará de maneira a minimizar o reaquecimento da superfície da placa depois da saída do molde, mantendo-a a temperatura mais baixa possível, para que não ocorra a mudança estrutural devido ao polimorfismo do ferro, evitando, assim, alterações volumétricas que causariam trincas na placa^[23].

6-) Rolos extratores:

São cilindros de aço refrigerados internamente à água, responsáveis pela extração da placa do molde, porém não devem deformá-la plasticamente. Sua rotação é que determina a velocidade de lingotamento.

7-) Estação de corte:

Nesta etapa, as placas recém solidificadas são cortadas em comprimentos previamente determinados para posterior resfriamento e inspeção.

Todo o processo deve ser monitorado e controlado para que as condições ótimas de operação sejam alcançadas. Assim torna-se importante o controle das variáveis do sistema, tais como: temperatura e nível de aço no distribuidor, nível de aço no molde, temperatura e vazão da água de resfriamento no interior do molde, frequência de oscilação do molde, velocidade de produção, pressão e temperatura da água nos chuveiros de resfriamento secundário, temperatura da superfície da placa em cada região do resfriamento secundário, temperatura da superfície da placas durante o resfriamento terciário (radiação livre), esforços de tração ao longo da placa em função da velocidade de produção^[24].

O processo de lingotamento contínuo de placas grossas continua tendo importância dentro do mercado de produtores de aço, pois para produção de alguns tipos de aços de alta qualidade esse é o processo mais indicado. Porém, a quantidade de energia necessária para reduzir a placa

de sua espessura inicial na saída do molde até 50 mm representa uma fração significativa do custo total da produção.

Neste contexto, no início dos anos 80 e principalmente na década de 90, fatores ambientais ganharam importância, com os custos de capital para obedecer as exigências ambientais contribuindo entre 20 e 30% do custo total para novas plantas, pelo menos em países desenvolvidos^[10].

Assim as exigências atuais da indústria siderúrgica hoje são:

- Não ser poluente, ser energeticamente eficiente e, idealmente, ser uma recicladora de materiais;
- Exigir baixo investimento de capital e ao mesmo tempo empregar as tecnologias e processo de controle eficientemente;
- Permitir a flexibilidade do processo de produção;
- Garantir uma alta produtividade dos funcionários;
- Estar localizada próximo aos clientes;
- Possuir a capacidade de fornecer rapidamente novas linhas de produtos quando o mercado exigir.

A queda das barreiras comerciais em todo mundo, a necessidade de flexibilidade, preços baixos e produtos disponíveis *just in time*, alavancaram a uso dos processos chamados *Net-Shape* e *Near-net-shape*.

2.2- O Lingotamento Contínuo de Placas Finas

Tais processos são caracterizados pela fabricação de produtos com as características dos produtos finais ou muito próximas deste. No setor de produção de aço, o lingotamento de placas finas, é o processo mais aclamado.

O desenvolvimento de equipamentos de lingotamento contínuo de placas finas tornou possível a implantação de linhas de produção de chapas em pequenas plantas industriais com reduzido investimento de capital.

A idéia básica dessa nova tecnologia é alimentar uma linha de produção de placas finas de alta velocidade, através do vazamento do metal líquido num molde de espessura reduzida e laminar as placas sem resfriamento e reaquecimento para obtenção de chapas ou tiras finas.

O pré-requisito para o sucesso da tecnologia *near-net-shape* é que os produtos obtidos por essa tecnologia devem apresentar qualidade igual ou superior aos produtos obtidos através do lingotamento contínuo convencional. Por este propósito, a velocidade de lingotamento foi elevada na proporção inversa do decréscimo da espessura. Em relação a laminação direta (sem resfriamento e reaquecimento), as placas finas devem estar totalmente livres de defeitos superficiais e internos. Assim, o uso de modernas técnicas de metalurgia secundária^[2-4], processos dinâmicos e controle de qualidade^[25, 26] são de extrema importância.

Através deste processo, placas de aço são fundidas com espessuras variando entre 40 e 80 mm na saída do molde^[27] e laminadas até sua espessura final, sem a necessidade de cadeias de laminação de desbaste.

O acoplamento do lingotamento contínuo à laminação, processos que até então eram separados, é a grande vantagem desta tecnologia^[28-30]. Com a integração destas unidades a uma aciaria elétrica, pode-se reduzir tanto o investimento em capital como custo operacional, tendo como resultado alta produtividade e menores tempos de execução dos pedidos.

O acoplamento dos processos de lingotamento contínuo de placas finas e laminação objetiva, principalmente, a alimentação da chapa a quente com placas finas com ou sem reaquecimento e homogeneização sem a necessidade do resfriamento da placa, economizando, assim, etapas do processo e evitando a perda de energia no resfriamento das placas^[31].

Várias outras vantagens do lingotamento contínuo de placas finas são apresentadas em relação ao lingotamento contínuo convencional no que diz respeito aos aspectos econômicos, tais como: menor espaço físico tanto em relação à altura dos equipamentos como no comprimento dos mesmos^[6] que reflete em um menor custo de capital investido, uma menor produção mínima que justifique a construção de uma planta industrial, menores custos com energia e não há custo relativos a estocagem das placas. Em relação a aspectos metalúrgicos, as vantagens são: microestrutura mais fina e uniforme, melhor qualidade interna das placas, ou seja, sem trincas internas e com menor tendência a segregação.

Porém, a aparente redução da espessura da placa fundida por um fator de 3 a 5 vezes, é consideravelmente mais complicado por inúmeros fatores como a alimentação do metal líquido, geometria do molde, velocidade de lingotamento e a composição do aço, entre outros^[32].

Os processos de produção de placa finas podem ser divididos em dois tipos principais: os processos baseados no lingotamento contínuo de placas grossas (convencional) em que o molde é estático e está na posição vertical, e os processos com moldes móveis, frequentemente na posição horizontal.

2.2.1- Processos Baseados no Lingotamento Contínuo de Placas Grossas (Convencional)

Os equipamentos baseados no lingotamento de placas grossas tem seu uso fortemente difundido. Dentro deste conceito, vários fabricantes de equipamentos para lingotamento de placas tiveram grande sucesso, dentre eles estão Shloemann Siemag (SMS), Mannesmann Demag Huttentchnik (MDH), Danieli e Voest-Alpine Industrieanlagenbau (VAI). Basicamente, a diferença entre os vários conceitos para as plantas de placas finas, consiste no formato e dimensões do molde, geometria da válvula submersa, tipo e quantidade de deformação do veio na região de solidificação^[31].

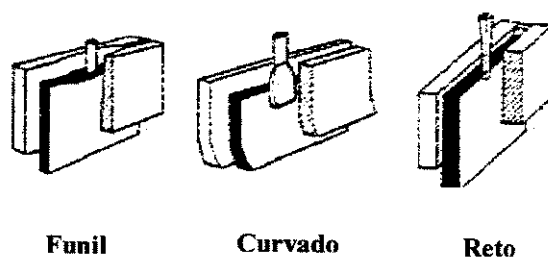


Figura 2.3 - Tipos de moldes usados em máquinas de lingotamento contínuo de placas finas^[31].

2.2.1.1- O Processo CSP

O conceito de lingotamento de placas finas da SMS, chamado CSP (*Compact Strip Production*) usa, tanto quanto possível, elementos do lingotamento contínuo clássico e é baseado em três princípios^[33]:

- 1) Minimização do número de estágios no processo – Entre o vazamento do metal líquido e a etapa final de bobinamento, há somente os estágios que são indispensáveis sobre o ponto de vista dos aspectos físicos;
- 2) Minimização do consumo de energia – Que é uma consequência direta da minimização das etapas de processo. A energia contida na placa fundida é suficiente para todo o processo, sem necessidade de reaquecimento do material.
- 3) Não há grandes gradientes de temperatura na placa fina – O tempo de permanência da placa no forno de encharque garante temperatura uniforme em toda a placa.

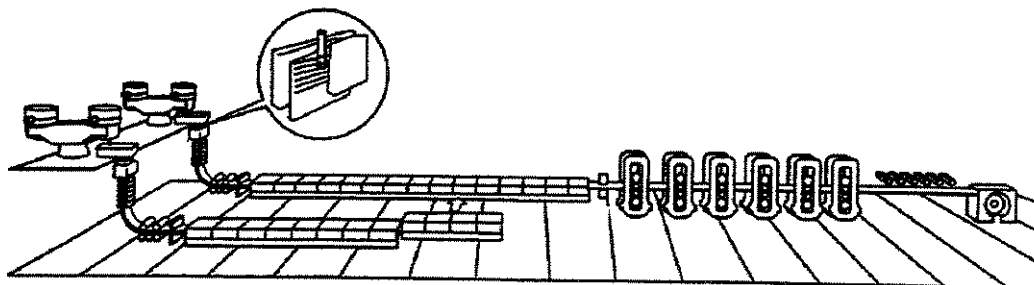


Figura 2.4 - Tecnologia CSP detalhando o molde em formato de funil.^[33]

O equipamento é constituído basicamente de um distribuidor que recebe o metal líquido da panela e alimenta o molde através de uma válvula fabricada em material cerâmico que fica submersa na poça de metal líquido^[34,35]. A geometria da válvula é de fundamental importância para uma boa distribuição de metal líquido e várias modificações foram feitas para se chegar ao melhor formato, o uso de modelos de água auxiliou em grande parte este desenvolvimento (Figura 2.5).

Porém, não foi possível se obter a melhor distribuição do fluxo de metal líquido somente com as modificações na configuração da válvula submersa. Um campo magnético aplicado ao molde próximo à saída da válvula, força o fluxo de metal líquido a não incidir diretamente nas paredes mais finas do molde, diminuindo a turbulência e impondo ao fluxo uma distribuição uniforme na direção do lingotamento. Devido a uniformização do fluxo de metal líquido obtida através do campo magnético, consegue-se minimizar, também, o aparecimento de inclusões e aumentar a velocidade de lingotamento^[36, 37].

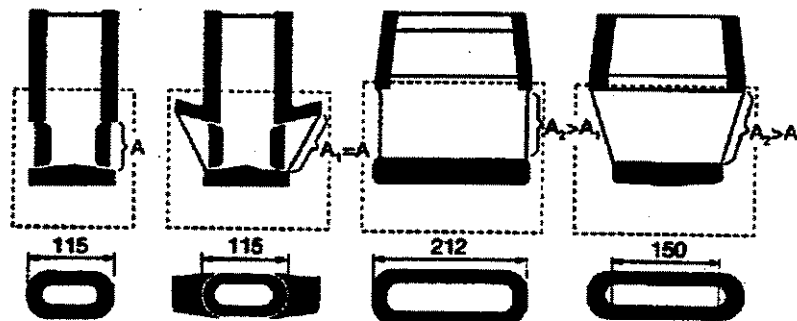


Figura 2.5 - Modificações da configuração da válvula submersa^[33].

O molde apresenta formato de funil na região da válvula submersa, sendo que esta geometria reduz a ocorrência de pontes, que são regiões solidificadas entre a parede do molde e a válvula submersa que aparecem em decorrência de maiores gradientes de temperatura nesta região, diminuindo, ainda, o perigo de rompimento do veio. Confeccionado de cobre eletrolítico e refrigerado à água, o molde tem como principais características retirar calor suficiente do metal líquido para que se forme uma casca sólida com espessura suficiente para conferir a placa

resistência para não se romper durante o restante do processamento. Para evitar que a placa em solidificação dentro do molde comece a aderir às paredes de cobre, o molde é equipado com um oscilador que, a princípio, era mecânico e com seu desenvolvimento passou a ser hidráulico, o que possibilitou a variação dos modos de vibração^[38].

Após a saída do molde, a placa com 50mm de espessura segue através de um forno de encharque de 100m de comprimento para garantir boa distribuição da temperatura em toda a placa e mantê-la a temperatura correta de laminação. As placas são então cortadas e laminadas em quatro ou cinco cadeiras de laminação de acabamento para alcançar a espessura de 2,3 mm ou 1,95 mm. Há ainda um resfriamento e posterior bobinamento das chapas laminadas.

Uma planta piloto foi construída em Buschütten (Alemanha) e entrou em produção em outubro de 1985. Esta planta permitia fundir placas de 40 a 50 mm de espessura com largura variando entre 1200 e 1600 mm a velocidades que variavam de 5 a 6 m/min.

A primeira planta industrial foi construída para usina americana Nucor Steel em Crawfordsville, Indiana. Sua capacidade é de 800.000 t/ano e entrou em operação em junho de 1989.

Alguns tipos de aços já têm seu processo de produção desenvolvido enquanto outros estão ainda em fase de desenvolvimento.

Os aços que já estão em produção são os seguintes^[33]:

- Grupo 1 - Aços estruturais para solda ($C \leq 0,22\%$; $Mn \leq 1,50\%$)
- Grupo 2 - Aços média carbono ($C \leq 0,22\%$; $Mn \leq 1,0\%$)
- Grupo 3 - Aços carbono para deformação a frio ($C \leq 0,10\%$; $Mn \leq 0,45\%$)
- Grupo 4 - Aços microligados de elevada resistência para deformação a frio ($C \leq 0,10\%$; $Mn \leq 1,4\%$ e Nb/V/Ti)
- Grupo 5 - Aços ao fósforo de elevada resistência ($C \leq 0,10\%$; $Mn \leq 0,70\%$ e $P \leq 0,13\%$)
- Grupo 6 - Aços de elevada resistência mecânica e à corrosão ($C \leq 0,22\%$;

$Mn \leq 1,25\%$ e $Cr/Ni/Cu/P$)

- Grupo 7 - Aços de elevada resistência mecânica microligados ($C \leq 0,22\%$; $Mn \leq 1,8\%$ e $Nb/V/Ti$)
- Grupo 8 - Aços ao Si ($C \leq 0,22\%$; $Si \geq 1,2\%$)
- Grupo 9 - Aços para tratamento térmico ($C \geq 0,25\%$; $Cr \geq 0,50\%$)
- Grupo 10 - Aços inoxidáveis ao Cr ($C \leq 0,10\%$; $Cr \geq 13\%$)

Para alguns aços o processo ainda se encontra em desenvolvimento:

- Grupo 11 – Aços inoxidáveis ao Cr/Ni ($C \leq 0,10\%$; $Cr \geq 17\%$ e $Ni \geq 8\%$)
- Grupo 12 – Aços alto-carbono ($C \geq 0,6\%$; $Mn \geq 0,45\%$)

2.2.1.2- O Processo ISP

O processo chamado ISP (In-line Strip Production) foi desenvolvido pela Mannesmann Demag Hüttentechnik (MDH) em cooperação com a Mannesmannröhren-Werke (Figura 2.6).

Este equipamento apresenta construção compacta entre o início e final do processo, ou seja, entre o molde e a bobina de chapas, o que acarreta um tempo curto de processo, sendo necessário de 15 a 30 minutos desde o vazamento do metal líquido até a última etapa de laminação e posterior bobinamento da chapa. Tais características resultam em baixa formação de escamas e um baixo consumo de energia^[39].

O molde de cobre refrigerado tem comprimento de 1 metro e, do mesmo modo que no processo CSP, é alimentado por uma válvula submersa fabricada em material refratário ligada ao distribuidor. Também como no processo CSP, o molde apresenta um sistema de oscilação hidráulico para evitar a soldagem entre o metal líquido e as paredes do molde. Segue, então, o sistema de guias composto por vários rolos refrigerados internamente a água para refrigeração da placa. Este sistema tem por função, a redução de espessura da placa com o núcleo ainda líquido de 60mm para 40mm. A deformação se dá entre cada par de rolos gradualmente, exercendo deformação adicional interna mínima em cada etapa, evitando a formação de trincas internas^[39].

Este sistema de redução com núcleo líquido é a principal diferença entre o processo CSP e ISP. A redução logo após a saída da placa do molde traz benefícios para o refinamento da estrutura do fundido^[40] e reduz o aparecimento de segregação na linha central da placa.

A segregação de elementos de liga em metais fundidos pode ocorrer de várias formas. No lingotamento contínuo de placas finas, seu surgimento é atribuído ao fluxo de metal líquido causado por fatores mecânicos e pela contração da solidificação^[41]. Os fatores mecânicos estão relacionados com o abaulamento da placa entre dois rolos consecutivos. Para amenizar seu efeito, pode-se diminuir a distância entre os rolos, e a flexão dos rolos durante a passagem da placa^[42-44].

Para minimizar a segregação central na placa devido a contração durante a solidificação é usado o sistema de redução com núcleo líquido. Vários trabalhos foram desenvolvidos com o intuito de demonstrar o efeito da redução com núcleo líquido sobre a qualidade das placas^[45-48].

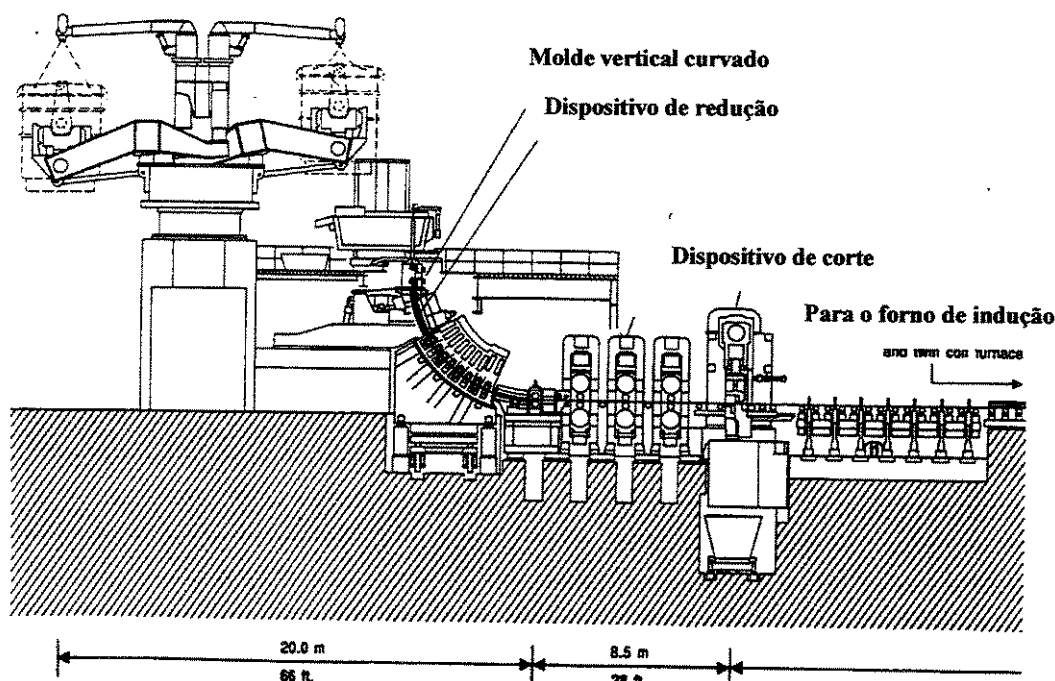


Figura 2.6 - Tecnologia ISP^[27].

A placa já solidificada com 43mm de espessura é então cortada e laminada até 20mm ou 23 mm. Após a decapagem, a placa entra na seção de aquecimento indutivo e bobinada, sendo, então, laminada até sua espessura final num trem de laminação de acabamento.

Os primeiros testes foram feitos em um dos veios de uma planta de lingotamento convencional em Huckinger em setembro de 1987, fundindo placas de 60 a 70 mm de espessura, 1200 a 1900 mm de largura e com velocidade de lingotamento em torno de 4,5 m/min.

Na Itália foi construída a primeira planta industrial, mais precisamente em Cremona na usina Averdi SpA. Esta planta produz placas com 1330mm de largura e 15 mm de espessura na saída do molde e iniciou sua produção em 1991 com capacidade de 500.000 t/a^[49].

O processo de lingotamento contínuo de placas finas ISP está completamente desenvolvido para a quase todos os tipos de aços.

2.2.1.3- O Processo Danieli (CONTICASTER)

Outro processo também baseado no lingotamento contínuo tradicional, é o desenvolvido pela Danieli. Tal processo tem a capacidade de produzir placas de 1000 a 1700mm de largura e 30mm ou 50 mm de espessura na saída do molde e permite a laminação direta em uma única etapa de acabamento.

Este processo surgiu da experiência prévia da Danieli em construção de equipamentos para mini-usinas para produtos longos. Em 1984, já havia uma planta piloto em operação na Europa para lingotamento contínuo de placas finas. Para o projeto da planta em escala industrial, várias etapas de testes foram conduzidas nesta planta piloto.

O desenvolvimento posterior tratou de estudar a possibilidade de um layout em que fosse possível a conexão da máquina de lingotamento com uma linha de laminação à quente, sem interrupção do processo.

O primeiro equipamento industrial foi chamado de “Progetto Sabolarie” e se caracterizava por ser compacto e alimentar 4 cadeiras de laminação à quente para produção de placas. Dados mostram que a estimativa de redução de consumo de energia poderia alcançar 50% por unidade de produto comparada com o processo de lingotamento contínuo convencional. O investimento por unidade de produto foi reduzido a aproximadamente 40%^[50].

A seqüência do processo neste equipamento, consiste basicamente em alimentar o molde com metal líquido para a formação de uma casca sólida. A placa semi-solidificada deixa o molde e passa por um forno de reaquecimento para equalização da temperatura. Na seqüência, a placa passa por decapagem e é laminada e cortada^[51].

Na tecnologia Danieli, o molde também é fabricado em cobre eletrolítico e refrigerado à água com capacidade para grande extração de calor e também desempenha a função de formar casca sólida. Várias geometrias foram testadas, tais como molde reto, em formato de funil e em formato de lente. O molde em formato de lente (curvado) e com comprimento de 1 metro, apresentou a melhor solução para evitar trincas superficiais, assegurar o melhor posicionamento da válvula submersa com relação as paredes do molde e manter num nível mínimo a tensão mecânica sobre a casca solidificada, resultando em um produto com boa qualidade interna e externa. O passo seguinte após a escolha da geometria mais adequada, foi o refinamento desta geometria para alcançar condições ótimas para eliminação dos problemas de superfície^[52].

A maneira como o metal líquido é vazado do distribuidor para o molde também tem grande influência na qualidade superficial da placa. Por esta razão, o formato, a profundidade e a configuração da válvula submersa receberam grande atenção.

O molde é vibrado na direção de lingotamento numa amplitude de 3,5mm e freqüência de 180 a 300 Hz para que, juntamente com a lubrificação do molde, não haja variação de nível de aço líquido.

Em várias regiões da máquina existem resfriadores de grande eficiência (resfriamento secundário) e que permitem boa uniformidade de resfriamento e a possibilidade de resfriamento

brando. O fluxo de água tanto na direção longitudinal como na direção transversal é controlado levando em conta a velocidade de lingotamento; espessura e largura da placa.

Para evitar que a placa apresente gradientes de temperatura em sua seção transversal antes da laminação, um forno de indução de 3000kW e 2kHz foi instalado antes da decapagem para ajustar a temperatura recomendada para a conformação.

As placas fabricadas por este processo alcançaram bons níveis de qualidade. Em relação a superfície pode-se destacar^[51]:

- Ausência de trincas longitudinais e transversais;
- Ausência de defeitos de cantos;
- Ausência de pontos de inclusão de escória.

E quanto a qualidade interna:

- Ausência de trincas internas;
- Boa solidez interna;
- Zona coquilhada com espessura homogênea ao longo do perímetro da placa;
- Estrutura de solidificação apresentando grande zona equiaxial;
- Bom tamanho de grão austenítico.

Placas de aços de vários tipos foram fabricada por esse processo, entre eles aços baixo carbono, aços acalmados com granulação fina, aço microligado ao nióbio-vanádio e aços para tubos soldados entre outros^[51].

2.2.1.4- O Processo VAI

A Voest-Alpine Industrieanglenbau (VAI), através de sua experiência adquirida com o lingotamento contínuo convencional de placas, modificou um destes equipamentos em Linz, na Áustria, e expandiu essa experiência para a usina Avesta AB, na Suécia, para fundir placas finas

de aço carbono e aço inoxidável com largura variando de 1600 a 2100 mm^[53]. A primeira placa de aço inoxidável AISI 304 foi fundida em dezembro de 1988.

O equipamento apresenta as seguintes características^[31]:

- Molde reto para fundir placas com 70 mm de espessura com ajuste de largura;
- Controle de nível preciso e dispositivo oscilador do molde;
- Velocidade de lingotamento de 2 a 4 m/min;
- Não foi usado deformação com núcleo líquido ou sólido nas regiões de temperatura crítica;
- Flexão e desencurvamento contínuo do veio como nas máquinas de lingotamento contínuo convencional;
- Laminação direta da placa fina para obtenção de chapas através da conexão do trem de laminação com máquina de lingotamento contínuo, via forno de encharque.

Um segundo equipamento foi colocado em operação em Linz, para fabricação de placas finas de aço carbono, em 1989, confirmando a aplicação deste processo para esse tipo de aço.

Para esse equipamento as seguintes mudanças foram efetuadas^[31]:

- Molde para lingotar placas finas com 80 mm de espessura;
- Modificação na zona de flexão e nos dois seguimentos seguintes para adaptar a máquina a nova espessura da placa;
- Adaptação do oscilador e do dispositivo de corte para aumentar a velocidade de lingotamento.

Placas finas foram laminadas em vários tipos de aços tais como: aços para indústria automobilística, aços para estampagem profunda, aços de alta resistência ligados ao fósforo para conformação a frio, aços estruturais ligados ao cobre, aços microligados estruturais de alta resistência, aço X-70 para tubos entre outros^[31].

2.2.2- Outros Processos

Os processos que usam moldes móveis ainda não se encontram no mesmo estágio de desenvolvimento em que se encontram os processos baseados no lingotamento contínuo convencional. As empresas envolvidas com esse conceito são a Krupp Industrietechnik e a British Steel.

A experiência anterior com lingotamento de *blooms*, serviu de base para que a Krupp Industrietechnik desenvolvesse um equipamento de lingotamento de placas finas no qual o metal líquido é vazado entre duas cintas metálicas que são responsáveis pela extração de calor e por conferir a placa a espessura final (antes da laminação). Entretanto, por problemas de altos custos de desenvolvimento, os trabalhos de pesquisas foram parados, uma vez que não foram encontradas soluções simples para o vazamento de metal líquido sobre as cintas sem uma superfície livre, que parece ser importante para uma boa qualidade superficial. Outra dificuldade encontrada foi conseguir uma boa tensão entre as cintas e o confinamento adequado do metal líquido através de blocos nas paredes finas da placa^[27].

O princípio utilizado pela British Steel para construir seu equipamento para lingotamento de placas finas, consiste em vazar o metal líquido sobre um molde pesado de ferro gusa que se move sobre um trilho como se fosse um pequeno trem. A superfície superior fica livre para se solidificar sem a presença de paredes, coberta por gás inerte (argônio). Há a intenção de se trocar o conjunto trilhos/molde por uma cinta^[27].

Um pré-requisito para a obtenção de aços com composição correta, e de maneira econômica, é o uso da metalurgia secundária^[6]. Esta etapa do processo faz a ligação entre a obtenção do aço fundido e o lingotamento, assegurando homogeneização, ajuste fino dos processos de obtenção da liga e desoxidação; além de melhoria na limpeza e redução de inclusões não metálicas^[54]. Também tem papel importante na redução do carbono, enxofre, fósforo, hidrogênio e nitrogênio, sendo responsável, em alguns casos, pelo ajuste da temperatura para as etapas seguintes do processo.

Capítulo 3

Projeto e Construção do Simulador Físico

3.1-Introdução

O projeto do simulador físico foi desenvolvido de forma a obter-se um dispositivo versátil e flexível, capaz de simular vários fenômenos envolvidos nas etapas de solidificação e redução com núcleo líquido do processo de lingotamento contínuo de placas finas e, ao mesmo tempo, permitindo a aquisição de informações sobre o processo. Detalhes das peças do simulador podem ser encontrados no Apêndice A

Esta flexibilidade permite obter-se placas de diferentes ligas, desde as de baixo ponto de fusão como ligas Pb-Sn, até ligas com alto ponto de fusão como aço carbono e aços ligados, placas com duas larguras diferentes, 80mm e 160mm, placas com espessura variando entre 25mm e 100mm, várias condições de extração de calor, diferentes percentagens de deformação com núcleo líquido a diferentes velocidades. Permite ainda, a obtenção de medidas de temperaturas em vários pontos do molde e no metal líquido e medida da carga necessária para a redução com núcleo líquido. Assim, pode-se comparar resultados de placas fundidas de espessuras reduzidas com placas de espessuras maiores, confrontar resultados de placas fundidas com diferentes reduções e em diferentes condições de solidificação.

Com o equipamento será possível o estudo dos fenômenos de transferência de calor dentro do metal e entre metal e molde, dos efeitos da redução com núcleo líquido sobre a segregação no centro da placa fundida através de análise na microestrutura, bem como das cargas necessárias para essa redução.

O simulador é constituído basicamente de uma câmara de solidificação, sistema de movimentação, sistema de guias, sistema de refrigeração e instrumentação, como pode ser visto no esquema da Figura 3.1 e na foto da Figura 3.2.

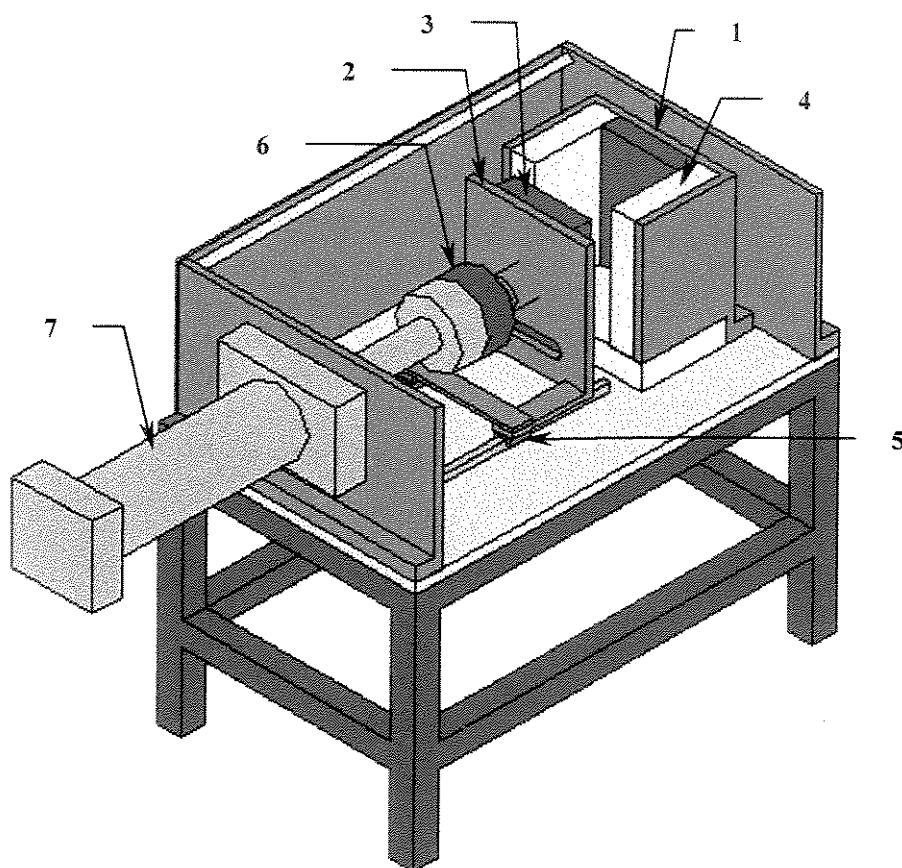


Figura 3.1 - Esquema do simulador mostrando suas partes principais: 1) paredes fixas; 2) parede móvel; 3) placas de cobre; 4) placas refratárias 5) sistema de guias; 6) célula de carga; 7) cilindro hidráulico montado com sensor captador de posição.

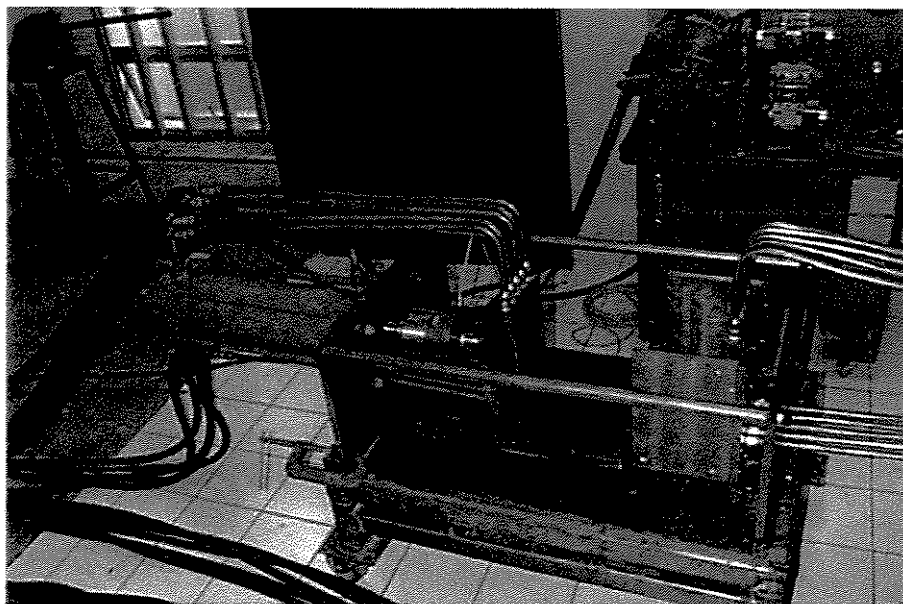


Figura 3.2 - Vista geral do simulador.

Cada uma destas partes será, a seguir, detalhadamente descrita e, quando for o caso, dimensionada.

3.2- Câmara de Solidificação

A câmara para solidificação é responsável pelo recebimento e solidificação da liga em estudo. Nela é vazado o metal líquido e é o local onde se processa a redução de espessura. Para esse fim, a câmara de solidificação é constituída de três paredes fixas e uma parede móvel fabricadas em aço 1020 com 15 mm de espessura para conferir resistência à câmara. Na parede móvel e na parede fixa oposta à mesma são fixadas através de parafusos placas de cobre refrigeradas a água e na parte inferior das mesmas foram feitos rasgos para permitir a passagem dos tubos de entrada de água do sistema de refrigeração. A parede móvel é dotada de um encaixe para fixação da célula de carga. Este encaixe foi projetado de modo a compensar qualquer desalinhamento entre o sistema de guias e a haste do cilindro hidráulico que possa ter ocorrido durante a usinagem das peças do simulador, evitando, assim, o travamento da parede móvel durante o movimento da mesma. A Figura 3.3 detalha esse dispositivo. Quando a parede móvel

está avançando quem exerce a força sobre a mesma é o acoplamento, porém quando está recuando quem exerce a força é o parafuso.

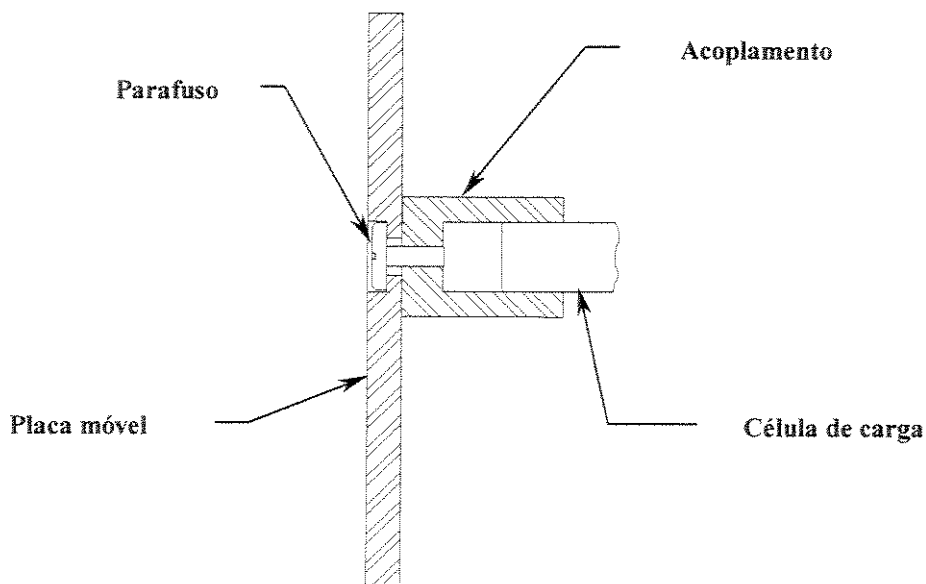


Figura 3.3 - Detalhe do sistema de acoplamento entre a parede móvel e a célula de carga.

A parede móvel é dotada ainda de um assento na parte inferior para o acoplamento com o sistema de guias para a movimentação.

À parede fixa onde é parafusada uma das placas de cobre é soldada em uma peça, também em aço 1020, para fixação na mesa de apoio através de 5 parafusos allen de 12 mm. Uma das paredes laterais é também fixada através de uma peça na mesa de apoio e a outra tem uma altura menor para, depois de montada, permitir o encaixe da placa de material cerâmico. Existem várias opções que podem ser usadas como combinação de material refratário e material isolante, somente placa de material refratário que pode ser de vários materiais. Outras duas placas cerâmicas são inseridas entre as paredes fixas laterais e as placas de cobre para que a extração de calor ocorra preferencialmente na direção da espessura da placa fundida. Para evitar o vazamento do metal líquido entre as placas de material refratário e as placas de cobre durante os ensaios, foram feitos furos nas duas placas laterais da parede fixa por onde passam parafusos para fixar as placas de material refratário, forçando-as contra as placas de cobre, como mostra a Figura 3.4.

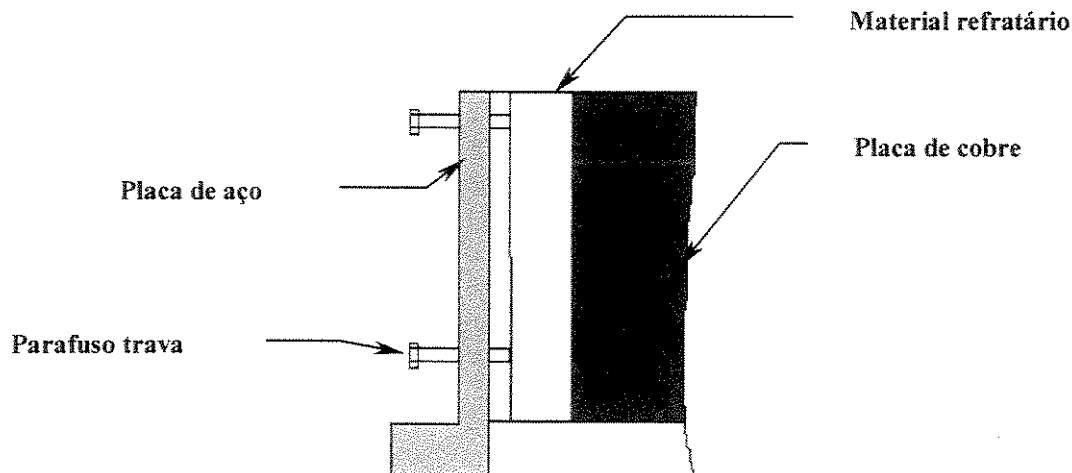


Figura 3.4 - Sistema de travamento dos refratários.

As paredes fixas são fixadas umas às outras através de parafusos de 6mm para formar um único conjunto e para facilitar a desmontagem para fins de manutenção do simulador.

As placas de cobre, que permitirão a simulação do molde refrigerado, foram fabricadas à partir de placas de 1½'' de espessura e tem dimensões de 160mm de largura por 250mm de altura. São dotadas de 5 canais de seção circular de ½'' de diâmetro, ligados aos tubos do sistema de entrada e saída do sistema de refrigeração, para permitir o resfriamento da mesmas durante a solidificação da liga. A entrada de água de refrigeração é feita pelos furos da parte de baixo das placas de cobre para garantir que os canais sempre estejam repletos de água. Detalhes das placas de cobre são mostrados nas Figuras 3.5 e 3.6.

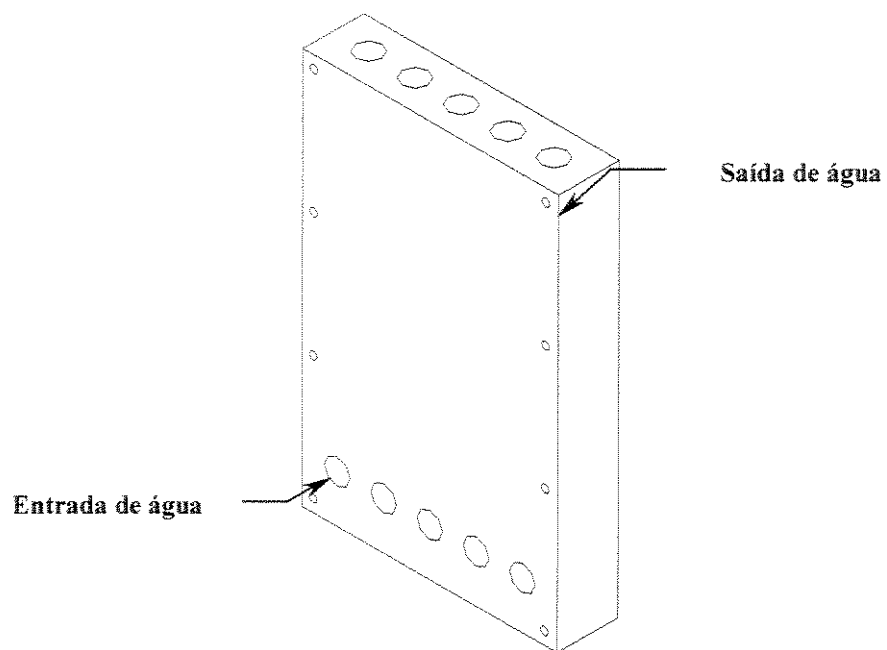


Figura 3.5 - Detalhe das placas de cobre mostrando os canais de refrigeração e furos de fixação.

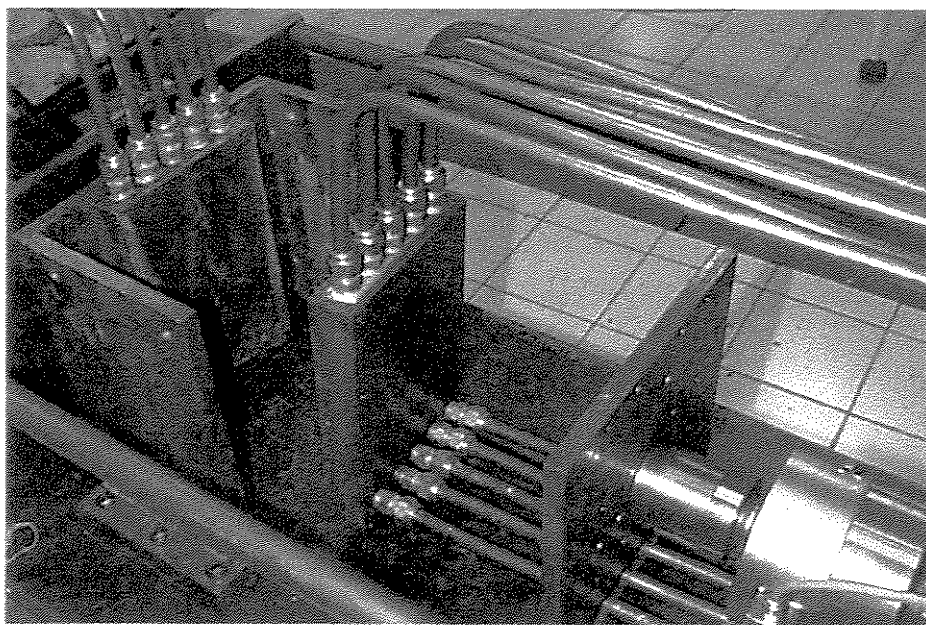


Figura 3.6 - Placas de cobre montadas no simulador.

O molde projetado permite a solidificação de placas com espessura variando entre 25 mm e 100 mm de espessura.

3.2.1- Dimensionamento das placas de cobre

Os esforços aplicados às placas de cobre são essencialmente de compressão e para garantir que as placas não se deformarão permanentemente durante os ensaios foi aplicada a seguinte equação:

$$\sigma_0 = \frac{F}{A_{\text{cobre}}} \quad (3.1)$$

Onde: $\sigma_0 \Rightarrow$ tensão gerada pela força F [N/mm^2];

$F \Rightarrow$ força aplicada à placa de cobre [N];

$A_{\text{cobre}} \Rightarrow$ área da placa de cobre perpendicular à ação da força F [mm^2]

Porém, para a obtenção da força aplicada à placa de cobre, é necessário saber qual é a força que deverá ser aplicada para a deformação da placa em solidificação. Para um bom resultado na aplicação da redução de espessura com núcleo líquido, essa redução deverá ser aplicada no final do processo de solidificação da placa. Durante os ensaios três zonas distintas podem ser observadas na liga em solidificação: junto às placas de cobre a liga já se apresentará no estado sólido porém a temperatura elevada, logo após a zona pastosa onde se encontram as dendritas coexistindo metal líquido e sólido a temperatura *solidus* correspondente à liga, finalmente no centro da placa a região de metal líquido onde a temperatura se encontra acima da temperatura *solidus*.

Neste caso, quando da aplicação da força, corre-se o risco do encontro das dendritas existentes em ambos os lados nas regiões já solidificadas próximas às placas de cobre, e a força necessária não seria apenas para movimentar o metal líquido ainda existente no centro da placa, mas também para deformar o metal já solidificado.

Os dados relativos à propriedades mecânicas a altas temperaturas dos metais são mais comuns até temperaturas de 900°C, para a obtenção das propriedades do aço próximo a temperatura de fusão usou-se as seguintes equações^[55, 56]:

$$\begin{aligned}\sigma_{\text{aço}} &= 66,15 - 0,04655T && \text{para} && 1000^{\circ}\text{C} \leq T < 1200^{\circ}\text{C}, \\ \sigma_{\text{aço}} &= 54,39 - 0,03675T && \text{para} && 1200^{\circ}\text{C} \leq T < 1480^{\circ}\text{C}, \\ \sigma_{\text{aço}} &= 0 && \text{para} && T \geq 1480^{\circ}\text{C},\end{aligned}\quad (3.2)$$

Onde: $\sigma_{\text{aço}} \Rightarrow$ limite de escoamento do aço à temperatura T [N/mm²];

T $\Rightarrow$ temperatura [°C]

Tomou-se, então, para o cálculo a temperatura de 1420 °C, resultando para o limite de escoamento do aço 2,205 MPa (2,205 N/mm²). O valor da área da placa em solidificação será tomado como a área da placa de cobre, e é igual a 40000mm². Usou-se esses valores para a obtenção da força F através da equação:

$$\sigma_{\text{aço}} = \frac{F}{A_{\text{aço}}} \quad (3.3)$$

Onde : $\sigma_{\text{aço}} \Rightarrow$ tensão limite de escoamento do material da placa de aço [N/mm²];

F $\Rightarrow$ força aplicada [N];

A_{aço} $\Rightarrow$ área da placa de aço perpendicular à ação da força F [mm²]

O valor obtido é igual a 88.200N, com esse resultado e a equação 3.1 pode-se calcular a tensão σ_0 (Equação 3.2), chegando-se ao valor de 2,205 MPa (2,205N/mm²) e compará-lo com a tensão limite de escoamento do cobre $\sigma_{\text{esc cobre}}$ que é igual a 10000 psi^[57] ou 68,96 N/mm².

Então, tem-se que $\sigma_{\text{esc cobre}} > \sigma_0$, não havendo deformação permanente que poderá danificar as placas de cobre. Isso era esperado devido a área relativamente grande em que a força F está sendo aplicada.

3.3- Sistema de Movimentação (Cilindro e Agregado Hidráulico)

Para a movimentação da parede móvel e, principalmente, para a deformação com núcleo líquido, foi especificado um cilindro hidráulico e uma unidade hidráulica para controle da movimentação do cilindro, cabendo o projeto dos mesmos a empresa especializada em fabricação de tais equipamentos.

A partir dos dados obtidos no dimensionamento das placas de cobre, pode-se dimensionar a carga que o cilindro do sistema hidráulico deverá desenvolver. O valor da força F necessária para a deformação da placa em solidificação, de 88.200N, deve ser usado para esse dimensionamento, pois deve-se supor que é essa força que o cilindro hidráulico deverá vencer durante os ensaios.

O cilindro hidráulico especificado tem capacidade de carga de 100.000 N, curso de 350 mm e pressão máxima de 90 bar^[58]. Fotos do cilindro são mostradas nas Figuras 3.7 e 3.8. O cilindro é fixado em uma placa fabricada em aço 1020 de 15mm de espessura, que é soldada a uma peça para permitir sua fixação na mesa. Para aumentar a rigidez do sistema, a placa de aço é fixada a outra placa idêntica através de duas barras treiladas de aço 1045 através de 4 parafusos com cabeça sextavada de 20mm.

O cilindro é acionado por uma unidade hidráulica cujos itens estão listados na Tabela 3.1. Os itens principais desta unidade hidráulica são reservatório com capacidade para 100 l de óleo mineral (item 1 da tabela 3.1) com trocador de calor para resfriamento do óleo (item 17), caso a unidade hidráulica tenha que ficar em funcionamento por longos períodos; uma válvula proporcional de vazão (item 12), uma válvula limitadora de pressão (item 8), uma válvula de retenção (item 6), pressostato (item 13), conforme esquema apresentado na Figura 3.9. A unidade é acionada por uma bomba de palhetas (item 2) movida por motor trifásico de 220V e 5 CV funcionando a 1800 rpm (item 5). A Figura 3.10 mostra uma vista geral da unidade hidráulica.

A válvula proporcional de vazão permite a variação de velocidade de avanço da parede móvel de 0 a 70 cm/minuto^[59], que pode representar um parâmetro importante para a microestrutura final da placa solidificada.

Tabela 3.1 - Itens constantes da unidade hidráulica.

Posição	Quantidade	Descrição
1	1	Reservatório c/ pés c/ abas - 100 l
2	1	Bomba 1PV2V3-40/12RA01MC100A1
3	1	Flange ITM V3/V4 Mot100-112
4	1	Acoplamento D. 18 AC 28
5	1	Motor 5,0 CV 1800 rpm B35DCARC 100L Proteção IP 54, flange FF, carcaça 100L
6	1	Válvula S15A1.0
7	1	Placa G546/01-1/2 BSP
8	1	Válvula DBW10 B 2-5x/100-6G24N9K4
9	1	Válvula AF6 EA 30/X
10	1	Manômetro c/ FLG CNX TSA TN0630A250BAR
11	1	Placa G342/01-3/8 BSP
12	1	Válvula 4WRA6E07-2X/G24N9K4/V
13	1	Pressostato HED8OA1X/350K14
14	1	Filtro de ar e abastecimento FAA4-40
15	1	Visor de nível VNB127/67/2
16	1	Filtro RFBN/HC060G10A1.1
17	1	Trocador de calor TA400-3
18	1	Caixa de bornes RR006
19	3	Plug 24L b preto 24Vcc

Esta válvula é composta de dois solenóides que, ao contrário das válvulas direcionais comuns em que só existem duas posições possíveis (aberto e fechado), podem assumir qualquer posição, variando o fluxo de óleo que movimenta o cilindro (Figura 3.11 e 3.12). A posição dos solenóides é proporcional ao sinal enviado à válvula. Um dos solenóides é responsável pelo avanço do cilindro, enquanto o outro é responsável por seu recuo. A tensão necessária para acionar a válvula proporcional de vazão varia de 0V a +10V para o recuo (solenóide A), e de -10V a 0V para o avanço (solenóide B)^[59].

Para execução do comando da válvula, uma placa eletrônica de amplificação foi fornecida pelo fabricante da unidade hidráulica. Esta placa além de comandar a válvula também permite a variação do tempo de rampa, isto é, do tempo que levará para se atingir a velocidade de operação, através de *trim-pots* localizados na frente da placa^[60]. A velocidade de operação nada mais é do que a velocidade de movimentação da parede móvel.

Esta velocidade é ditada pela vazão de óleo que é mandado para o cilindro e, finalmente, esta vazão é determinada pela abertura de um dos solenóides da válvula proporcional de vazão através do sinal enviado pela placa amplificadora. A placa permite ainda ajuste de duas velocidades de recuo e duas velocidades de avanço do cilindro que podem ser usadas durante um mesmo ensaio. A Figura 3.13 mostra a placa amplificadora e a Figura 3.14 mostra seu esquema eletrônico.

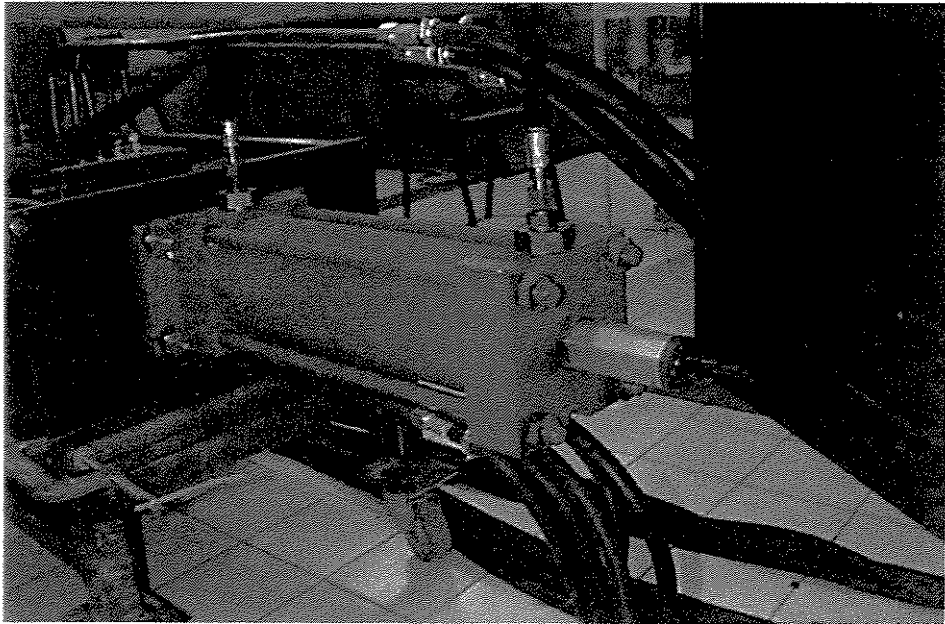


Figura 3.7 - Detalhe do cilindro hidráulico mostrando o captador de posição.

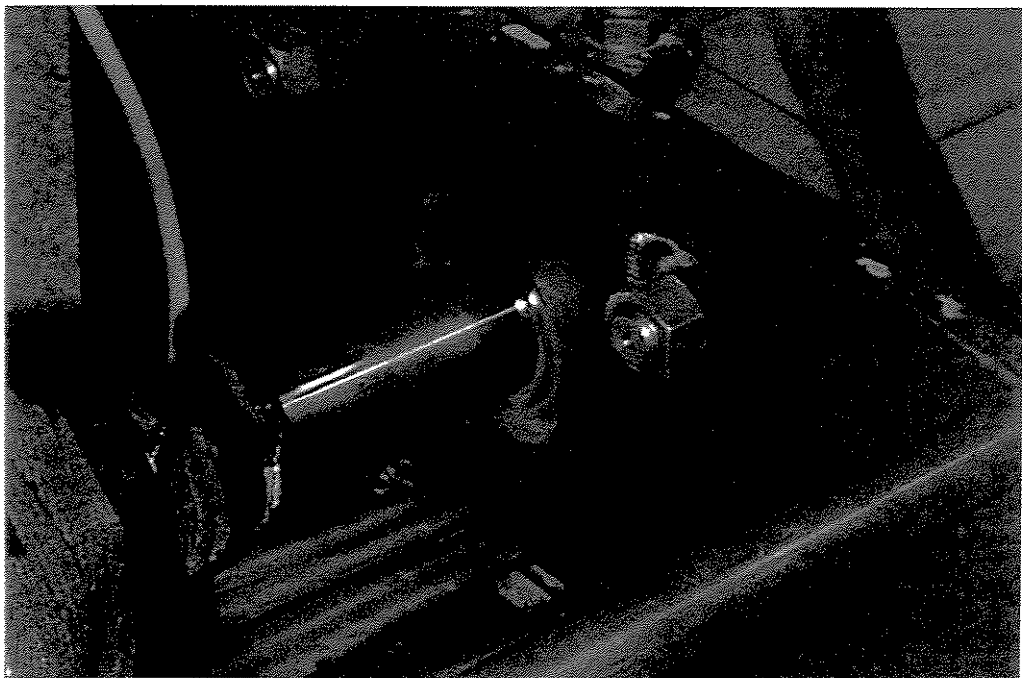


Figura 3.8 - Cilindro com haste avançada

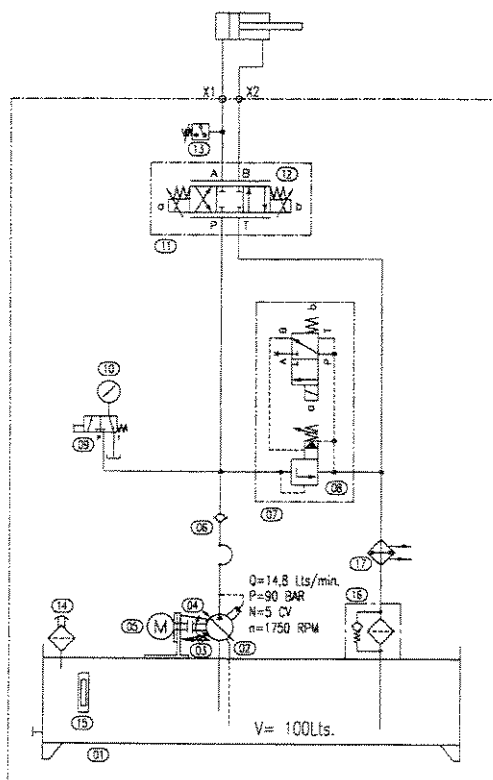


Figura 3.9 - Esquema da unidade hidráulica^[61].

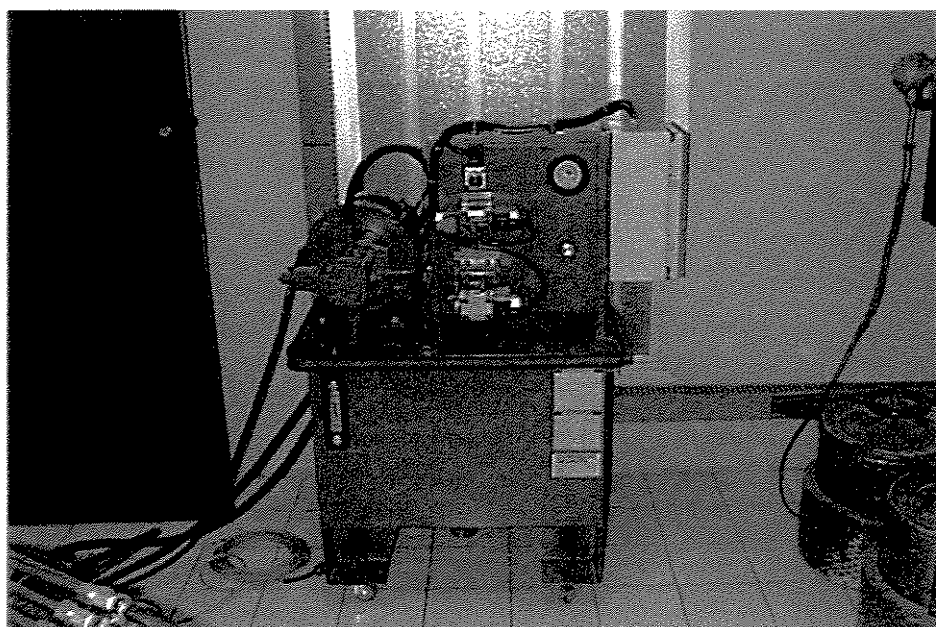


Figura 3.10 - Vista geral da unidade hidráulica.

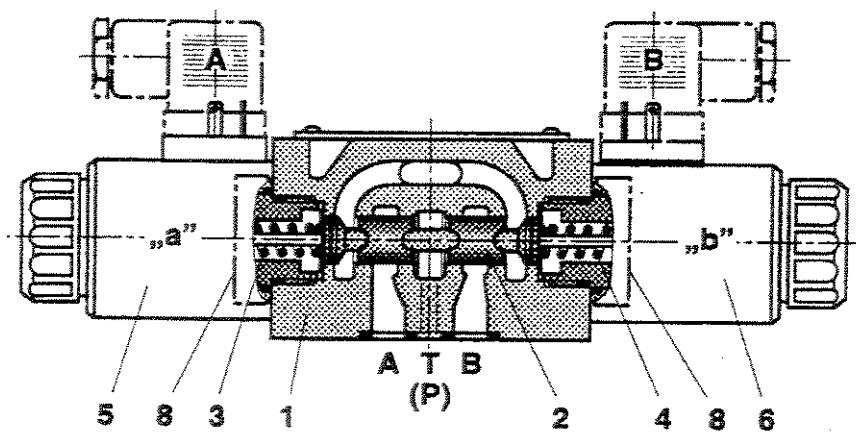


Figura 3.11 - Esquema da válvula proporcional de vazão. 1-) carcaça, 2-) carretel, 3-) mola, 5-) e 6-) solenóides, 8-) plug (não disponível nesta versão)^[61].

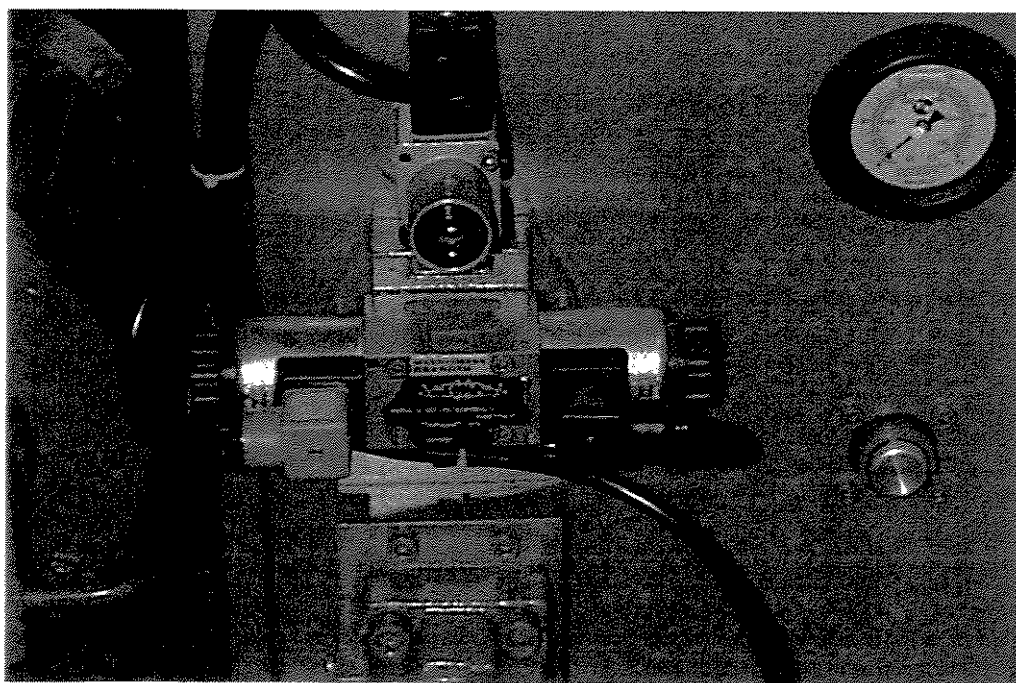


Figura 3.12 - Válvula proporcional de vazão montada na unidade hidráulica.

A válvula limitadora de pressão é usada para limitar a pressão máxima do sistema, regulando, assim, a força máxima que o cilindro desenvolverá em cada ensaio, uma vez que a força é proporcional ao diâmetro do embolo do cilindro e a pressão no seu interior. A regulagem é feita através de parafuso com sextavado interno presente na própria válvula. A válvula reguladora de pressão deve sempre estar acionada durante o funcionamento da unidade hidráulica. Para isso uma tensão de 24V deve ser suprida. A Figura 3.15 mostra a válvula limitadora de pressão em corte.

A válvula de retenção impede o retorno do cilindro no final da deformação da placa, no caso de haver uma carga contrária ao avanço do mesmo. A retenção é feita permitindo a passagem do óleo pela válvula apenas em um único sentido.

O pressostato possui internamente uma micro-chave que estará ligada quando a pressão de operação estiver abaixo da pressão de controle, ajustada pelo parafuso sextavado no próprio pressostato, e desligada se a pressão de operação ultrapassar a pressão ajustada. Este sinal pode ser usado para interromper a operação da unidade hidráulica para que não ocorram danos ao equipamento devido a cargas elevadas ou mesmo limitar a pressão (e consequentemente a força exercida pelo cilindro) para um determinado ensaio. Para isso é preciso um circuito que use o sinal do pressostato e atue na unidade hidráulica. A Figura 3.16 mostra detalhes do pressostato.

O cilindro é dotado de um sensor de posição acoplado à sua haste que será descrito mais adiante. Através desse sensor captador de posição pode-se determinar a posição exata da placa móvel durante o movimento e a extensão da deformação aplicada. O sensor foi fornecido pelo fabricante do sistema hidráulico como um conjunto único, ou seja, já montado dentro do cilindro hidráulico.

Todas as informações fornecidas nesta seção foram extraídas do Manual de Operação e Manutenção da Unidade Hidráulica de 100 l^[61], com exceção dos dados referentes ao cilindro, a válvula proporcional de vazão e sua placa amplificadora.

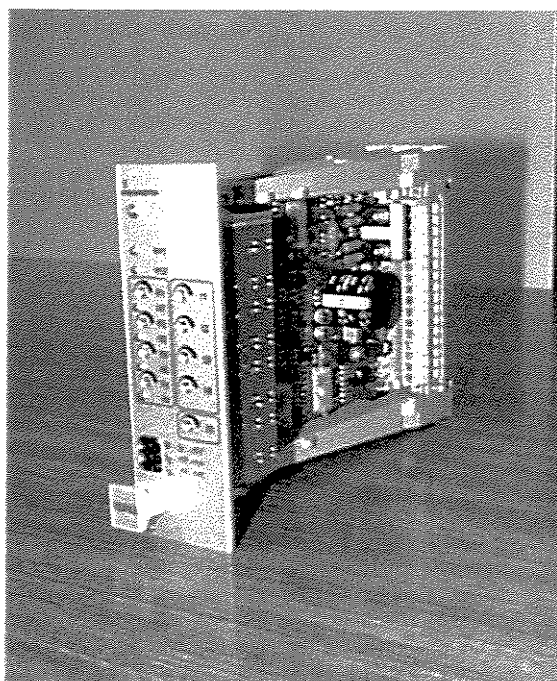


Figura 3.13 - Placa amplificadora montada no porta cartão.

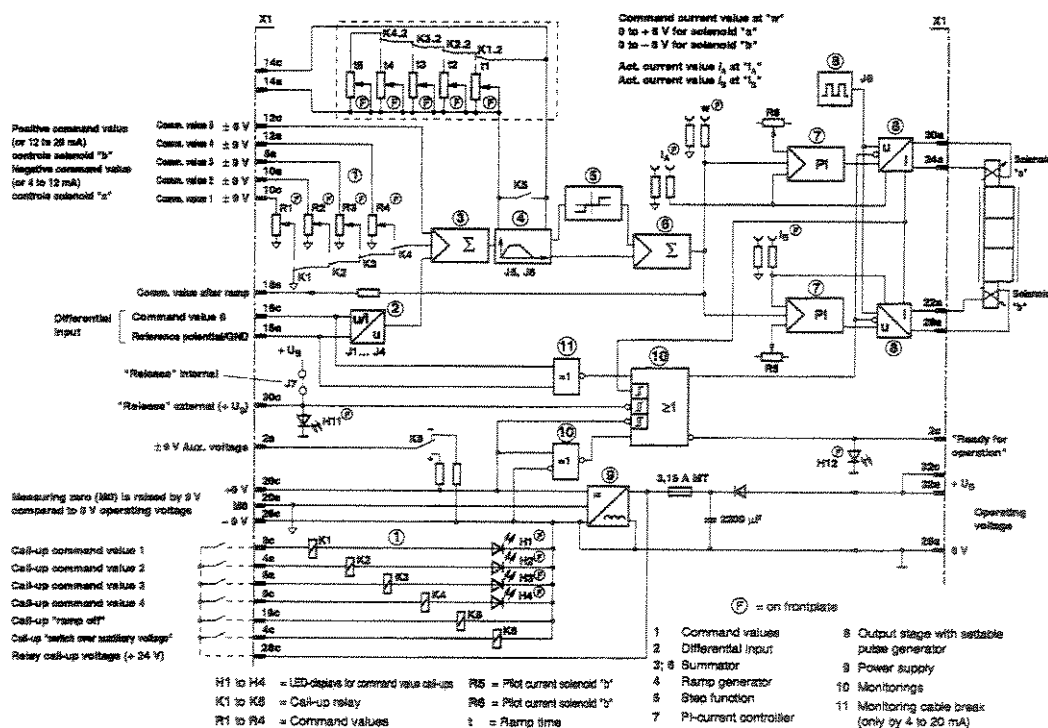


Figura 3.14 - Esquema eletrônico da placa amplificadora^[60].

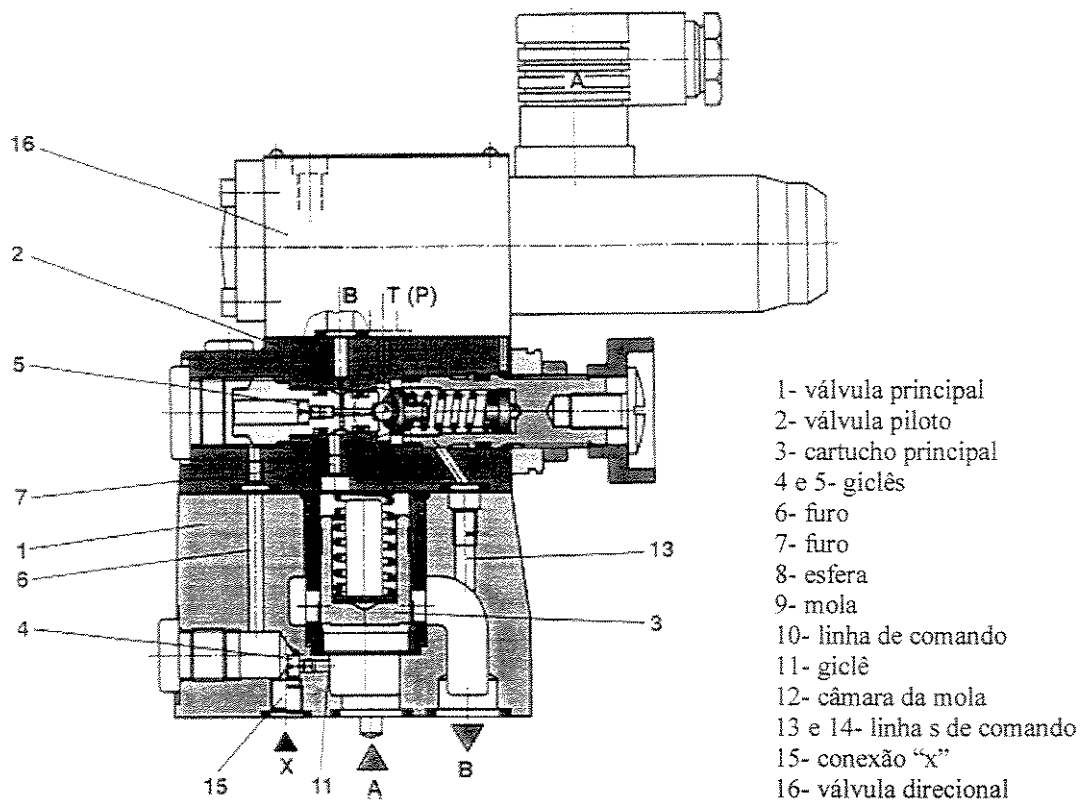


Figura 3.15 - Detalhes da válvula limitadora de pressão^[61].

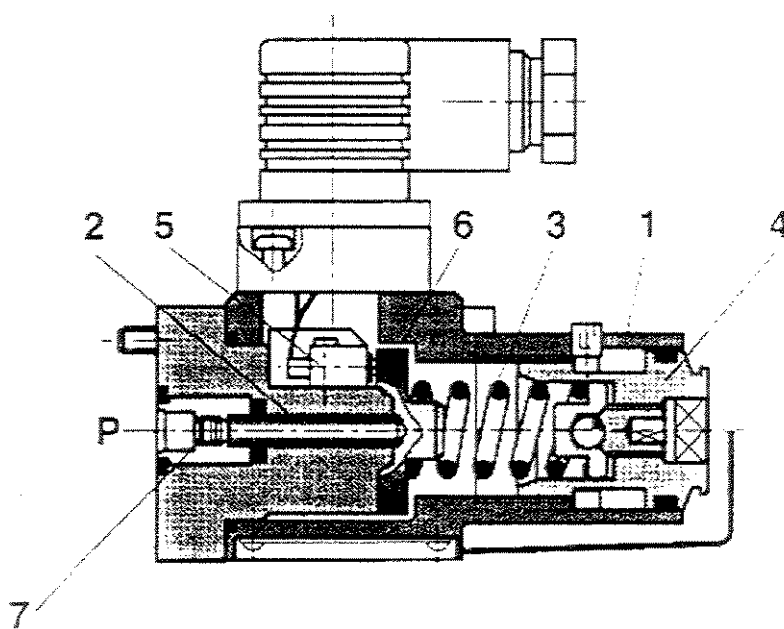


Figura 3.16 - Detalhe do Pressostato. 1-) carcaça, 2-) êmbolo, 3-) mola, 4-) elemento de ajuste, 5-) microrruptor, 6-) assento da mola, 7-) giclê^[61].

O distribuidor alimenta os canais de refrigeração das placas de cobre através de mangueiras com $\frac{1}{2}$ polegada de diâmetro com capacidade para suportar 150 psi de pressão. Cada placa é alimentada por 5 canais, constituídos por tubos de cobre para que não haja elementos flexíveis próximo ao molde, acoplados às mangueiras do distribuidor por conexões de latão. O acoplamento dos tubos de cobre com as placas também é feito através de conexões de latão. As Figuras 3.19 a 3.21 mostram detalhes do sistema de refrigeração.

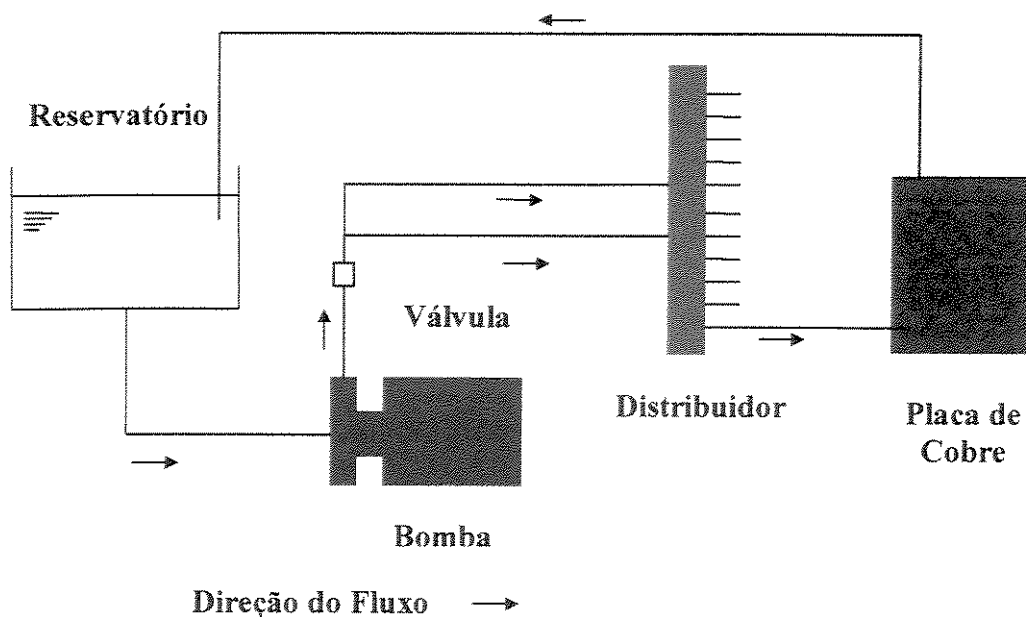


Figura 3.19 - Esquema do sistema de refrigeração das placas de cobre.



Figura 3.20 - Detalhe do sistema de refrigeração mostrando reservatório e bomba.

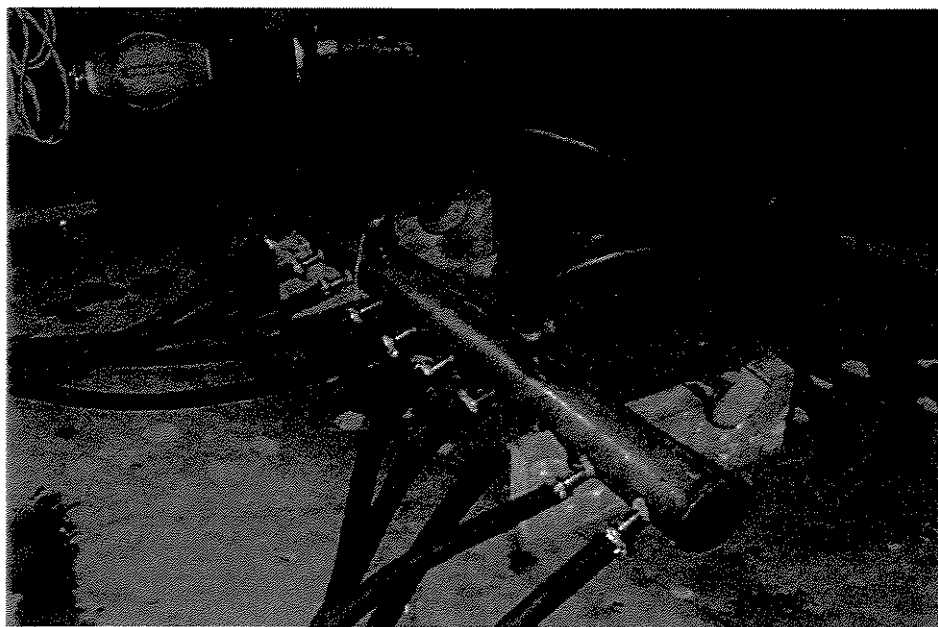


Figura 3.21 - Detalhe do distribuidor de fluxo do sistema de refrigeração.

Para a seleção apropriada da bomba que deve ser usada no sistema de refrigeração das placas de cobre, deve-se levar em conta as perdas de carga em cada ponto da tubulação desde a saída da bomba, a pressão de recalque, até a saída das placas de cobre a pressão atmosférica.

Para o cálculo das perdas de carga é necessário antes calcular para cada parte da tubulação de diâmetro diferente as velocidades e o número de Reynolds, para todos os cálculos a densidade da água será de 999 kg/m^3 e a viscosidade 10^{-3} kg/ms . Pode-se ainda, considerar apenas um ramo da tubulação supondo-se que as vazões e as pressões na entrada e na saída de cada ramo sejam as mesmas já que possuem os mesmos elementos e tem o mesmo comprimento.

Tomou-se como ponto de partida a velocidade no canal das placas de cobre igual a 4 m/s .
Através da equação :

$$Q_3 = v_3 A_3 \quad (3.4)$$

Onde: $Q_3 \Rightarrow$ vazão nos canais da placa de cobre ;

$v_3 \Rightarrow$ velocidade nos canais da placa de cobre;

$A_3 \Rightarrow$ área da seção dos canais da placa de cobre

Para o canal de $\frac{1}{2}$ polegada a área é de $1,27 \times 10^{-4} \text{ m}^2$ e a vazão $5,2 \times 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s}$.

Com esses valores é possível calcular as velocidades nas partes da tubulação onde o diâmetro é diferente, pois a vazão deve continuar a mesma, com exceção da tubulação de $\frac{3}{4}$ em que a vazão obtida acima deve ser multiplicada por cinco (cada mangueira de $\frac{3}{4}$ " alimenta 5 mangueiras de $\frac{1}{2}$ ").

Assim na tubulação de $\frac{3}{4}$ " e nas mangueiras de $\frac{1}{2}$ " polegada tem-se:

$$v_1 = 8,9 \text{ m/s} \text{ e } v_2 = 4 \text{ m/s}$$

Com esses valores pode-se calcular o número de Reynolds:

$$Re = \frac{\rho v D}{\mu} \quad (3.5)$$

Onde: $\rho \Rightarrow$ densidade da água;

$v \Rightarrow$ velocidade do fluido na tubulação;

$D \Rightarrow$ diâmetro da tubulação;

$\mu \Rightarrow$ viscosidade absoluta da água

Para cada parte da tubulação:

$$Re_1 = 169375,45$$

$$Re_2 = Re_3 = 50749,2$$

A vazão requerida para se conseguir a velocidade de 4m/s nas placas de cobre é obtida multiplicando-se a vazão nas mesmas por dez (relativo aos cinco canais existentes em cada placa).

$$Q_T = 0,052 \text{ m}^3/\text{s} = 187,72 \text{ m}^3/\text{h}$$

É mostrado a seguir os valores das perdas de carga na tubulação:

1-) perda de carga devido ao comprimento da tubulação:

$$h_l = \frac{f L v^2}{2D} \quad (3.6)$$

Onde: $h_l \Rightarrow$ perda de carga devido ao comprimento da tubulação;

$f \Rightarrow$ fator de atrito, obtido a partir de gráficos $f \times Re$ (Figura 3.22 usando e/D igual a 0,0008) ;

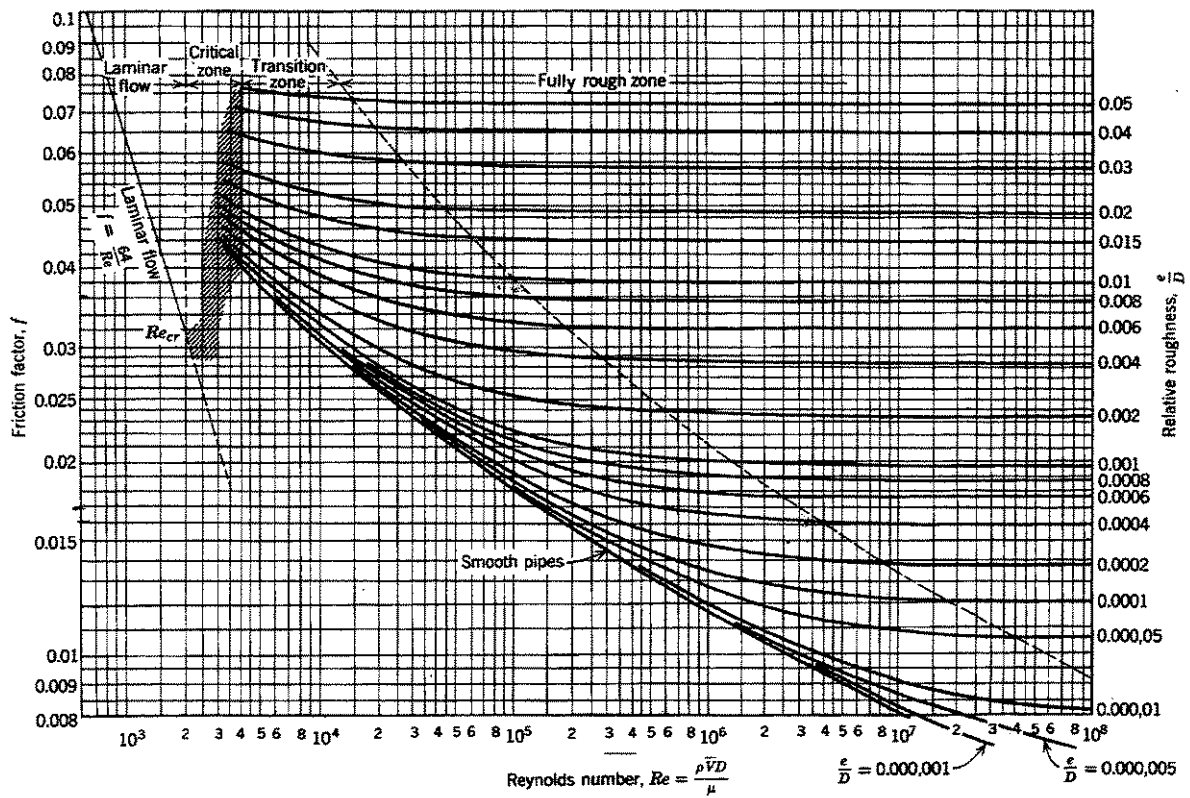


Figura 3.22 - Gráfico fator de atrito $f \times Re$ ^[63]

Para a três regiões distintas da tubulação:

$$f_1 = 0,021 \quad e \quad L = 3 \text{ m} \quad h_{l1} = 131,3$$

$$f_2 = 0,024 \quad e \quad L = 6 \text{ m} \quad h_{l2} = 90,7$$

$$f_3 = 0,024 \quad e \quad L = 0,25 \text{ m} \quad h_{l3} = 3,8$$

2-) perda de carga devido a cotovelos (curvas em 90°):

Existem cotovelos na entradas e saídas das placas de cobre

$$h_{lm} = \frac{fL_e v^2}{2D} \quad (3.7)$$

Onde: $h_{lm} \Rightarrow$ perda de carga devido a presença de curvas em 90° ;

$L_e \Rightarrow$ comprimento equivalente (valor tabelado conforme tipo de acessório)

Para o cotovelo, $L_e/D = 30$ e $h_{lm} = 4,32$

3-) perda de carga devido a redução de seção da tubulação:

$$h_{lm} = \frac{K_c v^2}{2} \quad (3.8)$$

Onde : $K_c \Rightarrow$ coeficiente de perda de carga em contração (Figura 3.23);

$v \Rightarrow$ velocidade no tubo de seção menor (v_2)

Este tipo de perda de carga ocorre na passagem da água do distribuidor para as mangueiras de $\frac{1}{2}$ polegada. Como o gráficos para o cálculo desta perda de carga se baseiam em reduções comuns, ou seja, entre tubos concêntricos de seções diferentes, foi feita a aproximação em que a área da seção longitudinal do distribuidor é tomada como a área de um dos tubos e a soma das áreas das dez mangueiras de $\frac{1}{2}$ polegada como a área do outro tubo:

$$A'_1 = A_T = 0,60 \cdot 0,05 = 0,03 \text{ m}^2$$

$$A'_2 = 10 A_2 = 10 \cdot 0,000127 = 0,00127 \text{ m}^2$$

$$AR = A'_2/A'_1 = 0,042$$

Usando estes valores pode-se obter os valores de K_c e calcular-se h_{lm} :

$$K_c = 0,5 \quad \text{e} \quad h_{lm} = 4$$

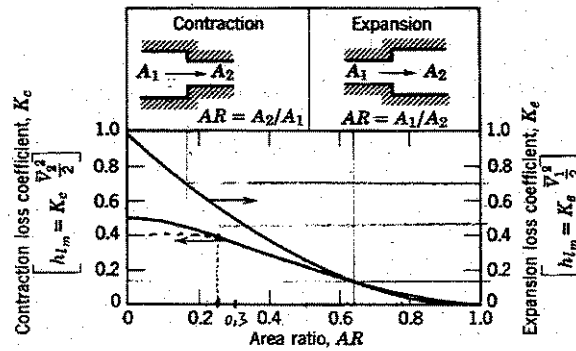


Figura 3.23 - Perda de carga devido a contração na tubulação^[63].

Para o cálculo da perda de carga total a seguinte equação é usada:

$$\frac{p_1}{\rho} + \alpha_1 \frac{V_1^2}{2} + gz_1 - \left[\frac{p_2}{\rho} + \alpha_2 \frac{V_2^2}{2} + gz_2 \right] = h_T \quad (3.9)$$

Onde: $p \Rightarrow$ pressão na tubulação;

$\alpha \Rightarrow$ coeficiente cinético de energia;

$g \Rightarrow$ aceleração da gravidade;

$z \Rightarrow$ altura da tubulação em relação ao um referencial;

$V \Rightarrow$ velocidade da água na tubulação

Os termos com índice 1 se referem aqui a saída da bomba, enquanto os termos com índice 2 se referem ao final da tubulação que está a pressão atmosférica e o termo h_T é perda de carga total no sistema, ou seja, a soma de todas as perdas de carga calculadas. Como não estão levadas em consideração as mudanças de altura das tubulações, $z_1 = z_2$, e para tubulações $\alpha_1 = \alpha_2$. Rearranjando a equação tem-se:

$$\Delta p = \rho \left[h_T + \left(\frac{V_2^2 - V_1^2}{2} \right) \right] \quad (3.10)$$

$$h_T = 131,3 + 90,7 + 3,8 + 2(4,32) + 4 = 238,44$$

$$V_1 = 8,9 \text{ m/s}$$

$$V_2 = 4 \text{ m/s}$$

$$\rho = 999 \text{ kg/m}^3$$

Assim:

$$\Delta p = 269774,95 \text{ Pa} = 2,69 \text{ bar}$$

Para saber qual deve ser a pressão de recalque da bomba, a pressão atmosférica deve ser somada ao Δp .

$$P_{\text{rec}} = \Delta p + p_{\text{atm}} \quad (3.11)$$

$$P_{\text{rec}} = 2,69 + 1,013 = 3,7 \text{ bar}$$

A bomba usada no sistema de refrigeração das placas de cobre apresenta pressão de recalque de 10 bar e vazão de 200m³/h, sendo, portanto, suficiente para as necessidades dos ensaios.

Todos os dados referentes as perdas de carga calculadas nesta seção foram extraídos de *Introduction to Fluid Mechanics*^[63].

3.6- Instrumentação

Os sensores usados para o monitoramento dos ensaios foram: uma célula de carga para medida da força necessária para a deformação com núcleo líquido da placa em solidificação, termopares tipo K e tipo S para monitoramento da temperatura nas placas de cobre e no metal

líquido, respectivamente e um sensor captador de posição ultra-sônico. Maiores detalhes sobre os sensores podem ser encontrados no Apêndice B

A célula de carga, com capacidade nominal de 100.000 N e sensibilidade de 2 mV/V^[64], está posicionada entre o cilindro e a parede móvel e permite medir a carga que está sendo aplicada para a deformação do metal durante a solidificação e pode, também, controlar o movimento do cilindro durante uma sobrecarga no sistema no caso de se usar controle através de software. A Figura 3.24 mostra a célula de carga montada no simulador.

A medida da força aplicada feita pela célula de carga é enviada para um condicionador de sinais (Figura 3.25), uma vez que o sinal deste sensor necessita de amplificação. A leitura da carga pode ser feita diretamente no condicionador de sinais, ou pode ser enviado para um sistema de aquisição de dados ou qualquer outro equipamento capaz de registrar na forma de gráficos as leituras de carga.

As variações de temperatura são medidas através de termopares convenientemente posicionados nas paredes do molde e no metal líquido. No molde serão usados termopares do tipo K em até 10 pontos de medida, e nas ligas metálicas serão usados termopares do tipo S no caso de aços e do tipo K no caso de ligas com menor ponto de fusão. A leitura das medidas de temperatura nas placas de cobre e no metal líquido podem ser feitas em registradores de temperatura ou enviados a sistemas de aquisição de dados.

A medida da posição será feita através de sensor de posição com interface analógica e resolução de 0,1 mV, não havendo necessidade de um condicionador de sinais pois o sinal de saída deste sensor apresenta um sinal padrão de -10V para haste do cilindro retraída e +10V para a posição de avanço máximo^[65]. A Figura 3.26 mostra detalhes deste sensor, e a Figura 3.27 mostras a montagem do sensor no cilindro

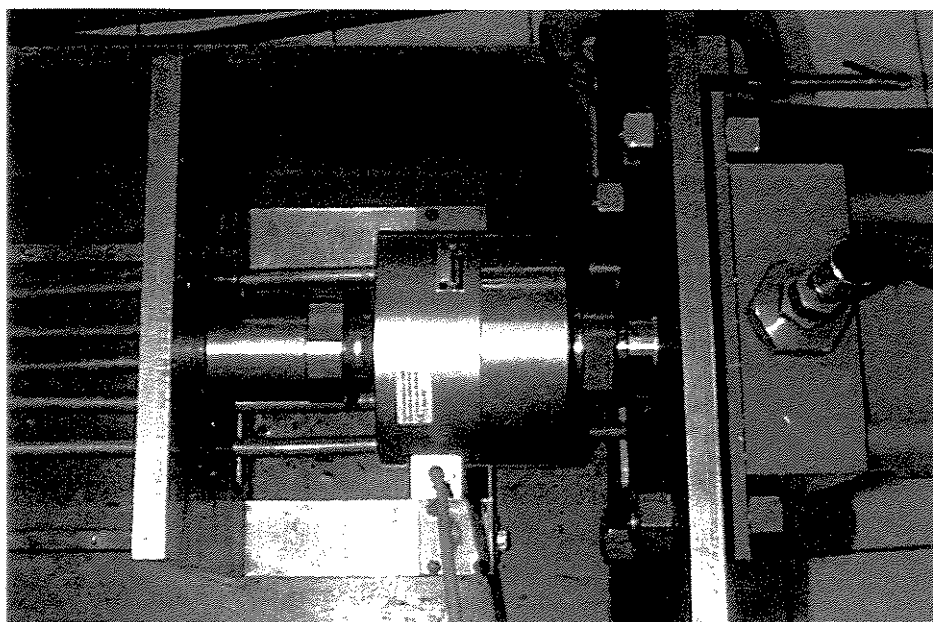


Figura 3.24 - Célula de carga U2A 10 t.

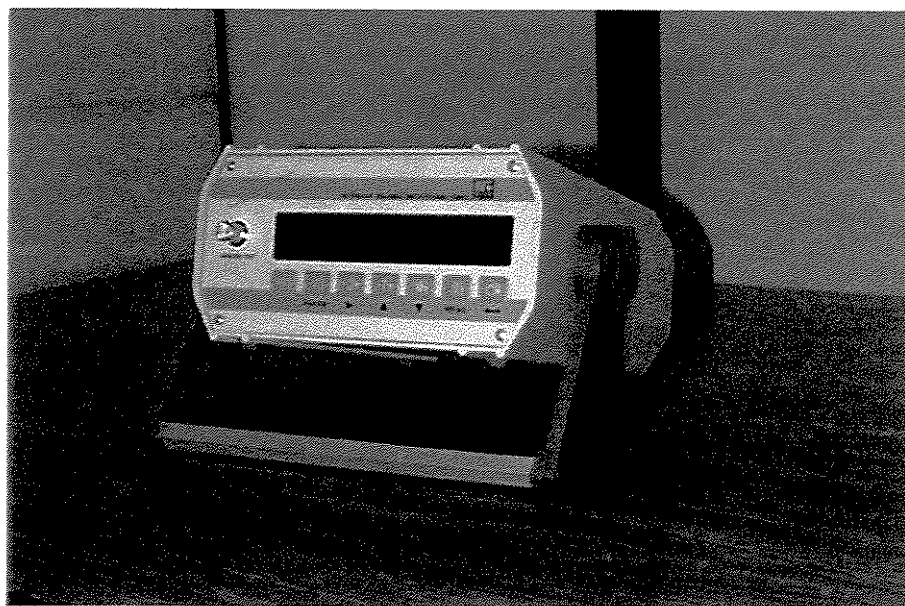


Figura 3.25 - Condicionador de sinais da célula de carga modelo Scout 55.

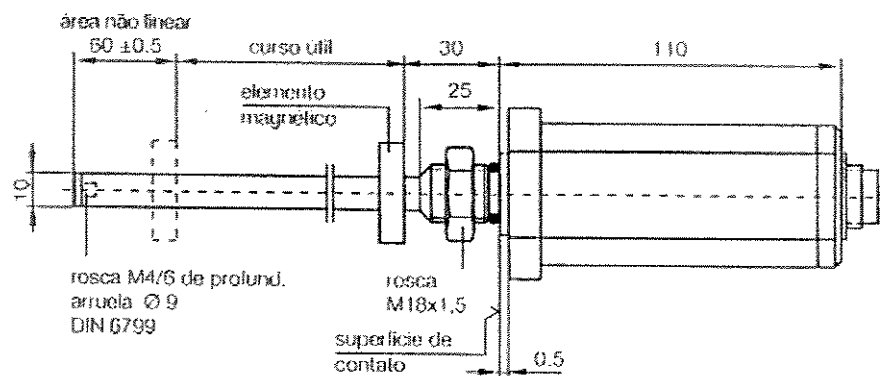


Figura 3.26 - Detalhes do sensor captador de posição ultra-sônico.

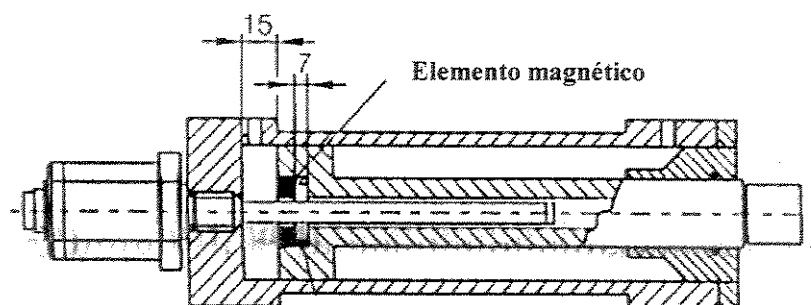


Figura 3.27 - Sensor de posição montado no cilindro hidráulico.

Capítulo 4

Resultados e discussões

4.1- Teste de eficiência das placas de cobre

O teste de eficiência das placas de cobre foi conduzido com o intuito de verificar se as placas de cobre que formam o molde são capazes de executar a extração de calor necessária para os ensaios com placas de aço. Durante os ensaios com aço, as placas de cobre devem ser capazes de retirar calor do metal líquido de maneira rápida e uniforme, ou seja, não deve existir gradiente de temperatura ao longo da largura da placa, somente ao longo da espessura que é a direção preferencial de extração de calor.

Para maior facilidade, o teste foi conduzido com as placas de cobre e o sistema de refrigeração fora da estrutura do simulador e giradas 90° de sua posição original no simulador. Assim, as placas de cobre foram apoiadas sobre tijolos refratários e o sistema de refrigeração foi ligado para manter uma velocidade nos canais das placas de 1,5 m/s o que corresponde a uma vazão de 0,68 m³/h em cada canal exigindo que a bomba alimente o sistema com vazão de 6,8 m³/h (dez canais).

Para a execução do teste uma placa de aço de dimensões 300 x 150 x 35mm foi aquecida em um forno tipo mufla até a temperatura de 1200°C e permanecendo nesta temperatura por vinte minutos. Após este tempo a placa é então retirada do forno e colocada entre as placas de cobre e presas com grampos para melhorar o contato.

O monitoramento da temperatura foi feito através de três termopares tipo K de 1,5 mm de diâmetro inseridos em furos na parte traseira das placas de cobre a profundidade de 19 mm (meia espessura), e por um termopar tipo K de 3 mm de diâmetro em contato com uma das superfícies da placa de aço, todos ligados a um registrador de temperatura Yokogawa de quatro canais. O termopar que monitora a temperatura na placa de aço tem a finalidade de mostrar apenas a sua temperatura final ao término do teste. As Figura 4.1, 4.2, 4.3 e 4.4 mostram, respectivamente, a montagem do sistema para os testes, a posição dos termopares nas placas de cobre, o forno onde a placa de aço foi aquecida e o registrador de temperatura.

O teste foi realizado duas vezes, uma delas monitorando-se uma das placas (placa 1) de cobre e outra monitorando-se a outra placa (placa 2). As figuras mostram 4.5 e 4.6 mostram os resultados obtidos em ambas as placas.

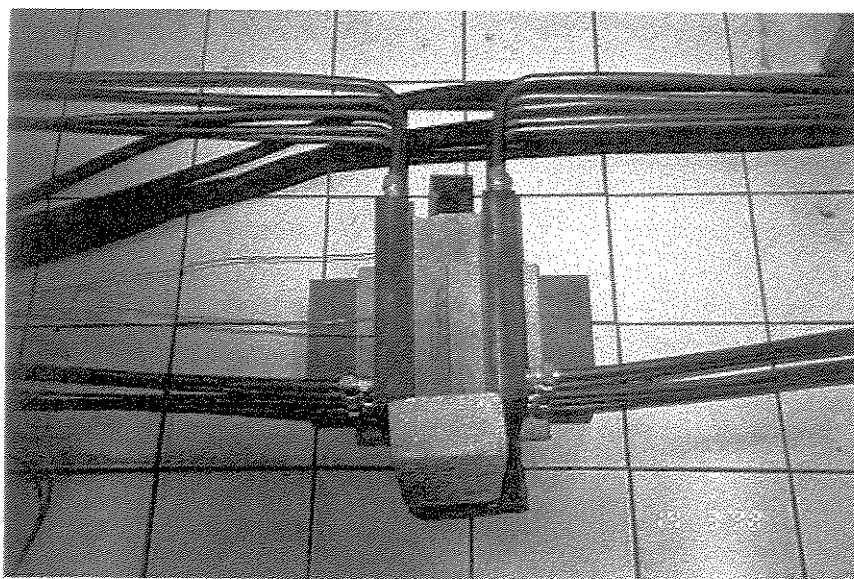


Figura 4.1 – Montagem do sistema para teste das placas de cobre.

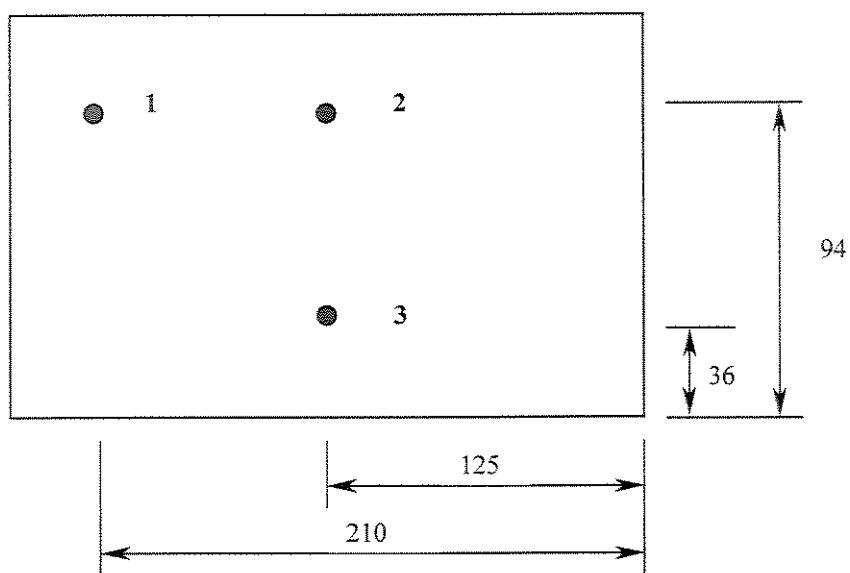


Figura 4.2 – posição dos termopares nas placas de cobre.

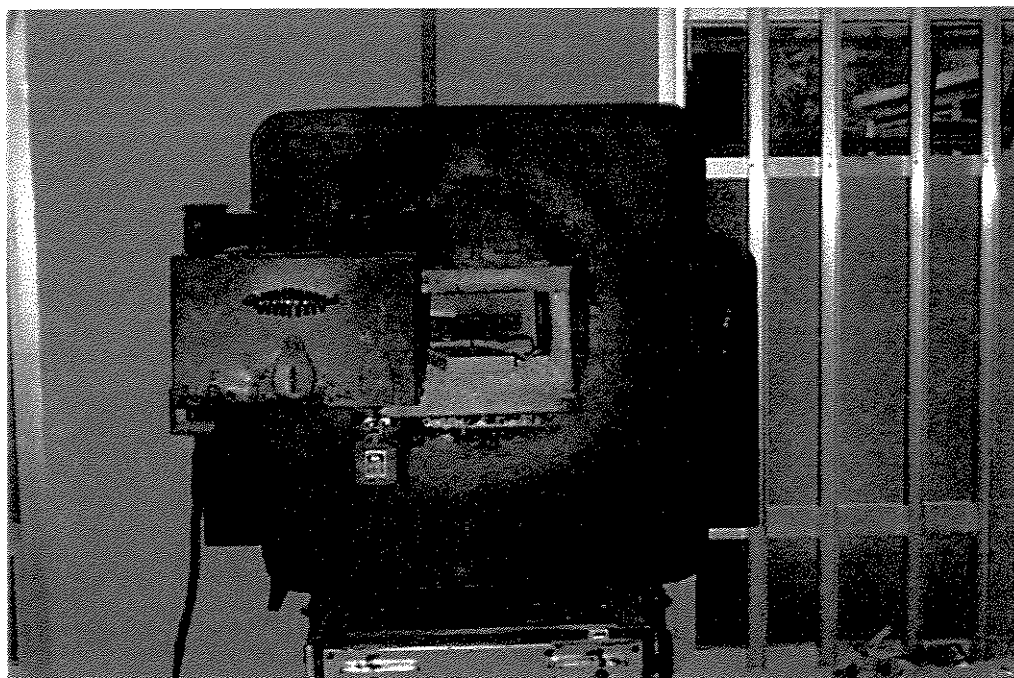


Figura 4.3 – Forno usado no aquecimento da placa de aço.

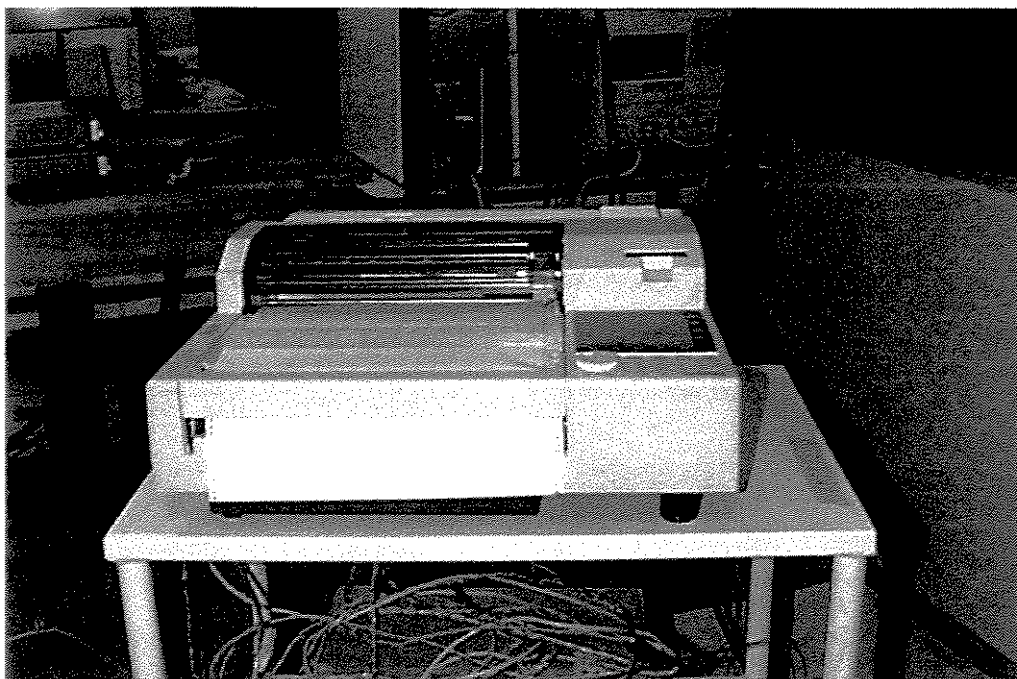


Figura 4.4 – Registrador de temperatura usado nos testes das placas de cobre.

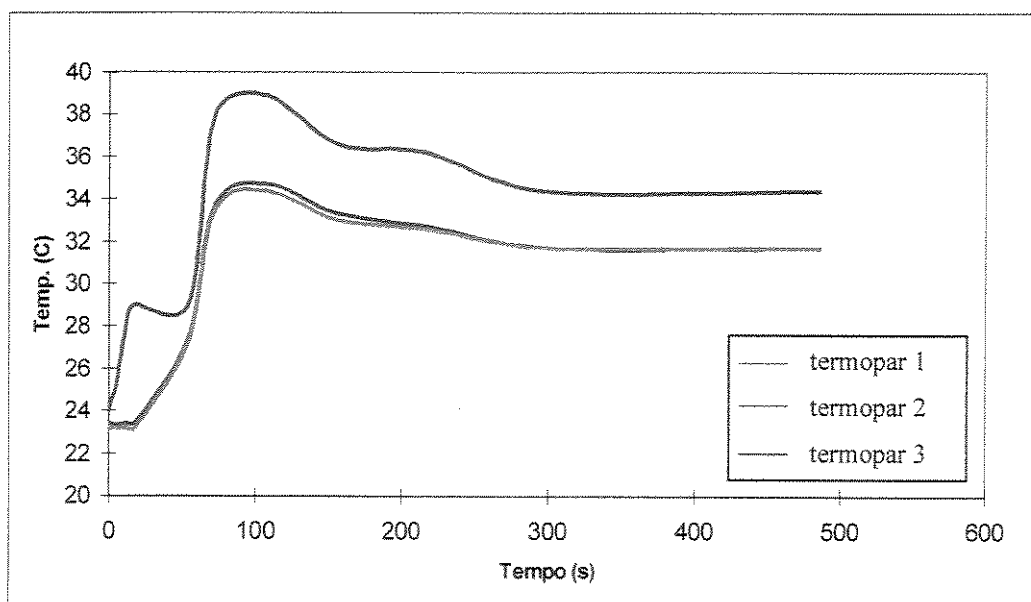


Figura 4.5 - Evolução de temperatura na placa de cobre (placa 1). Temperatura final da placa de aço 322°C.

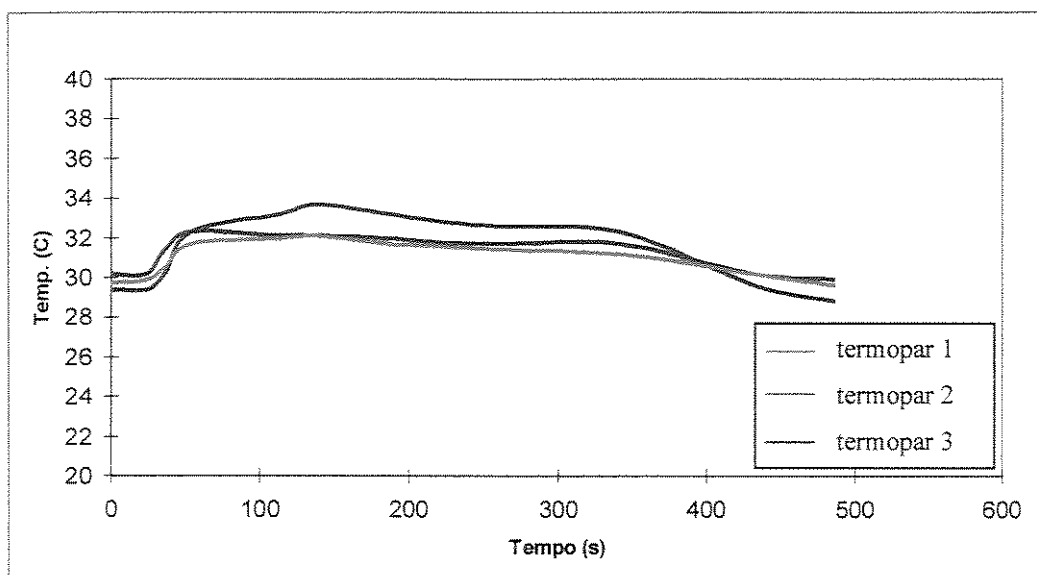


Figura 4.6 - Evolução de temperatura na placa de cobre (placa 2). Temperatura final da placa de aço 340°C.

Pode-se notar através dos gráficos das Figuras 4.5 e 4.6 que houve uma distribuição uniforme de temperatura ao longo da largura das placas de cobre, uma vez que as temperaturas medidas pelos três termopares não mostraram variação sensível, o que demonstra que os canais circulares não prejudicaram a eficiência das placas de cobre. Na Figura 4.5 (placa 1) o termopar representado pela linha vermelha mostrou temperaturas superiores em todo o intervalo do teste. Isto se deve ao fato de que no teste com a placa 1 não foi colocado tijolo refratário sobre uma das laterais das placas de cobre e da placa de aço gerando uma superfície livre que perde calor através das placas de cobre e também por radiação. Como a posição do termopar comentado acima estava mais distante da superfície livre, este só captou as mudanças de temperatura referentes a extração de calor pela placa de cobre e não pela radiação como os outros dois termopares. No teste com a placa 2 o tijolo refratário foi colocado o que não gerou diferenças apreciáveis nas temperaturas medidas pelos três termopares. As médias das temperaturas em cada termopar foram calculadas e mostradas na Tabela 4.1, demonstrando o que foi afirmado acima.

Tabela 4.1 - Médias das temperaturas medidas nos termopares

	Placa 1 (°C)	Placa 2 (°C)
termopar 1	32,18	31,30
termopar 2	29,98	31,47
termopar 3	28,81	30,97

Outro ponto importante é a observação das temperaturas máximas alcançadas durante os testes. Como pode ser visto nos gráficos, a máxima temperatura foi de 39°C (Figura 4.5), o que mostra que não haverá problemas no retorno da água de refrigeração para o reservatório sem antes a passagem por um resfriador, uma vez que a temperatura da água também não deve subir em demasia.

A diferença no formato das curvas nos dois gráficos pode ser explicado pela elevação da temperatura ambiente. Pode-se notar que as curvas do gráfico da figura 4.5 tem seu início a 24°C, enquanto que no gráfico da figura 4.6 as curvas iniciam em torno de 30°C. Esta elevação da temperatura se deve ao aquecimento do ambiente pelo forno, e os teste foram conduzidos bastante próximos ao forno para facilitar a movimentação da placa de aço aquecida. É importante salientar também que o sistema de refrigeração das placas de cobre foi desligado durante o aquecimento da placa de aço para o teste da placa 2, sendo ligado novamente alguns segundos antes da retirada da placa de aço do forno.

4.2- Ensaio com cera de carnaúba

O ensaio com cera de carnaúba realizado no simulador teve o intuito de testar o equipamento do ponto de vista operacional, uma vez que o material usado no ensaio apresenta baixo ponto de fusão e não é um metal.

Com esse ensaio pode-se verificar o funcionamento da unidade hidráulica e do cilindro hidráulico, se o sistema de guias apresentava algum problema em relação ao alinhamento entre os dois trilhos e entre os trilhos e a parede fixa e finalmente se existe boa vedação entre as placas de

material refratário e as placas de cobre quando o molde é fechado e quando se executa a redução de espessura. Este último teste é de extrema importância pois quando o material usado para a solidificação for um metal com alto ponto de fusão, o vazamento do metal entre as paredes do molde pode causar danos ao simulador e graves ferimentos aos operadores. Assim o teste com materiais de baixo ponto de fusão, como a cera de abelha, foi escolhido como ponto de partida para qualquer outro ensaio com metais.

Para a execução do ensaio foi colocado no simulador entre as paredes fixas laterais e as placas de cobre lâ de rocha com 36 mm de espessura para funcionar como isolante, e para ficar em contato com a cera tijolo refratário de 15 mm de espessura, como mostra a Figura 4.7. Os furos existentes na lâ de rocha foram feitos com o intuito de se colocar resistências para fornecer calor para as laterais do material a ser solidificado, para se evitar a solidificação de cascas nestas regiões que poderiam dificultar a redução com núcleo líquido. Esse dispositivo não foi usado neste ensaio.

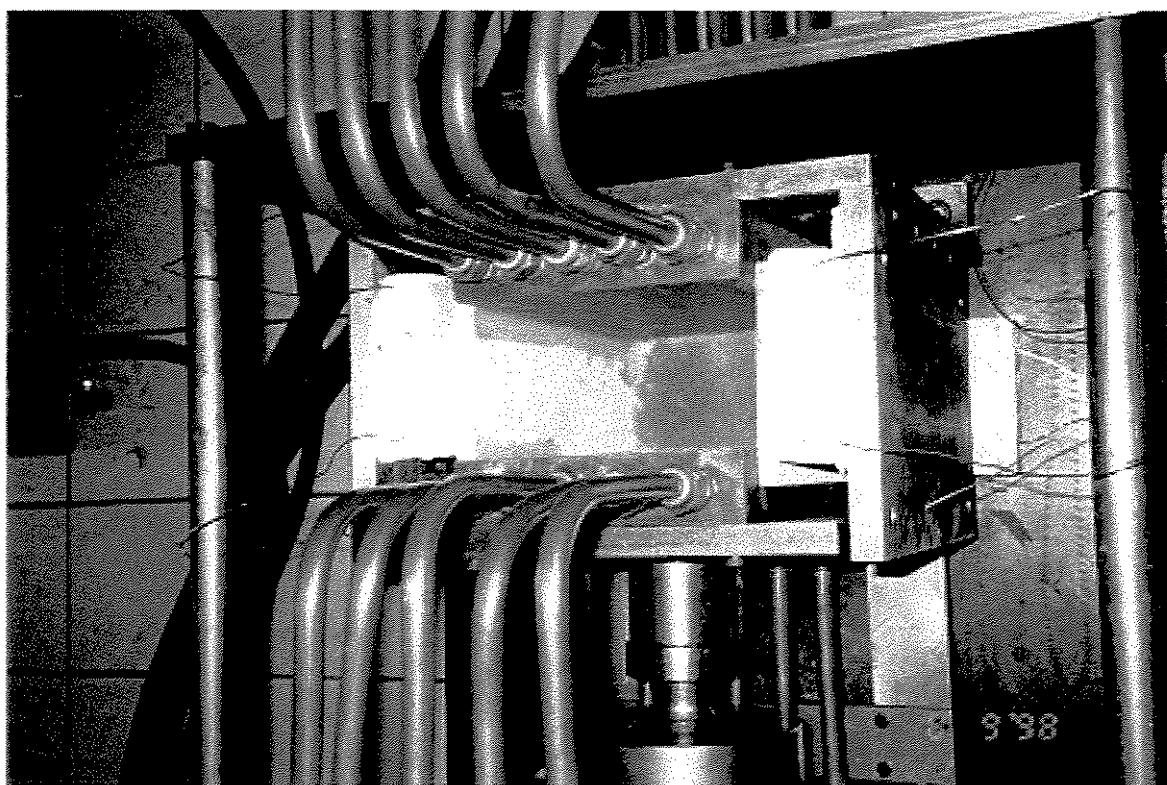


Figura 4.7 – Montagem do simulador para o ensaio com cera de carnaúba, detalhando o molde fechado com as placas de cobre e os tijolos refratários.

Com as laterais do molde prontas, a parede móvel do simulador foi fechada numa posição inicial suficiente para solidificar uma placa de 100 mm de espessura. Uma grande quantidade de cera de abelha foi derretida em um forno (Figura 4.8) até a temperatura de 70°C, que representou um superaquecimento 10°C (o ponto de fusão da cera é aproximadamente 60°C). O aquecimento da cera a uma temperatura acima de sua temperatura de fusão, teve o intuito de fazer com que esta se apresentasse com viscosidade bastante baixa para se observar se não haveria vazamentos do material em solidificação entre as paredes do molde.

Após o aquecimento o vazamento foi efetuado e a temperatura do líquido foi monitorada por um termopar tipo K inserido no centro da cavidade do molde. As temperaturas das placas de cobre não foram monitoradas por não serem de grande importância para este teste. Após algum tempo, uma casca de cera solidificada começou a se formar nas paredes do molde. Quando a casca solidificada apresentou uma espessura próxima a um quarto da espessura inicial (aproximadamente 25 mm), foi efetuada a redução de espessura até atingir a espessura final de 90 mm (10% de redução). As Figuras 4.9 a 4.11 mostram a sequência durante os testes.

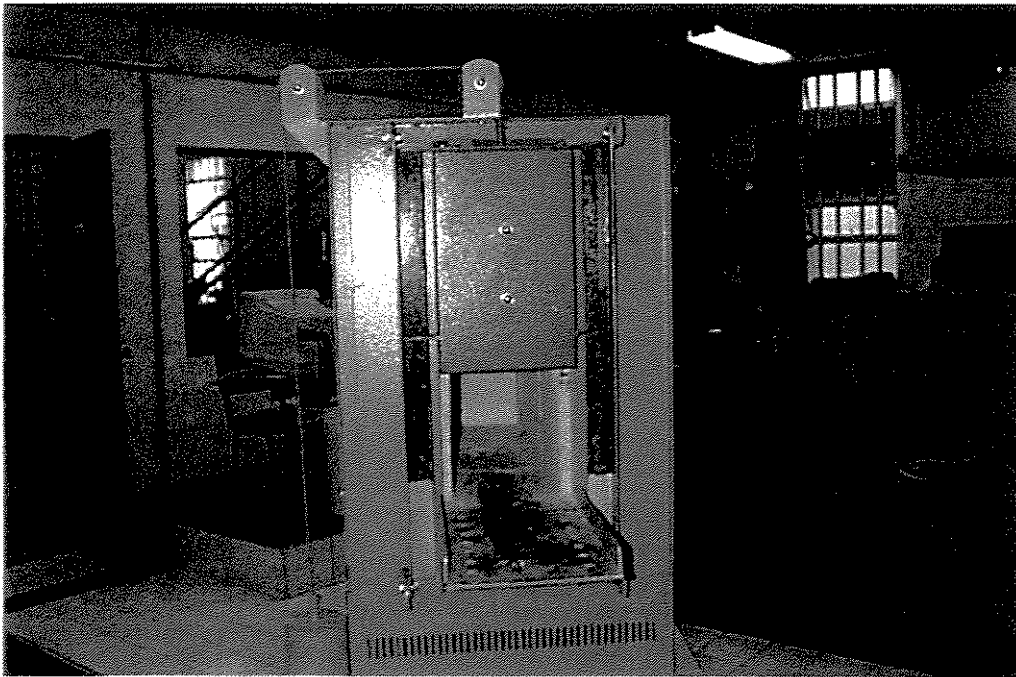


Figura 4.8 – Forno usado no aquecimento da cera para os testes no simulador.

Nenhum problema foi encontrado em relação ao funcionamento do sistema hidráulico, a não ser os primeiros movimentos se mostraram um pouco irregulares em decorrência da existência de ar na linha hidráulica, sendo este fato comum neste tipo de equipamento. Algum tempo depois, com a remoção do ar, o movimento da parede móvel se tornou suave e sem trancos.

Nenhum problema ocorreu durante o ensaio em relação ao sistema de guias, mostrando que o projeto e a construção do equipamento estão de acordo com as expectativas iniciais.

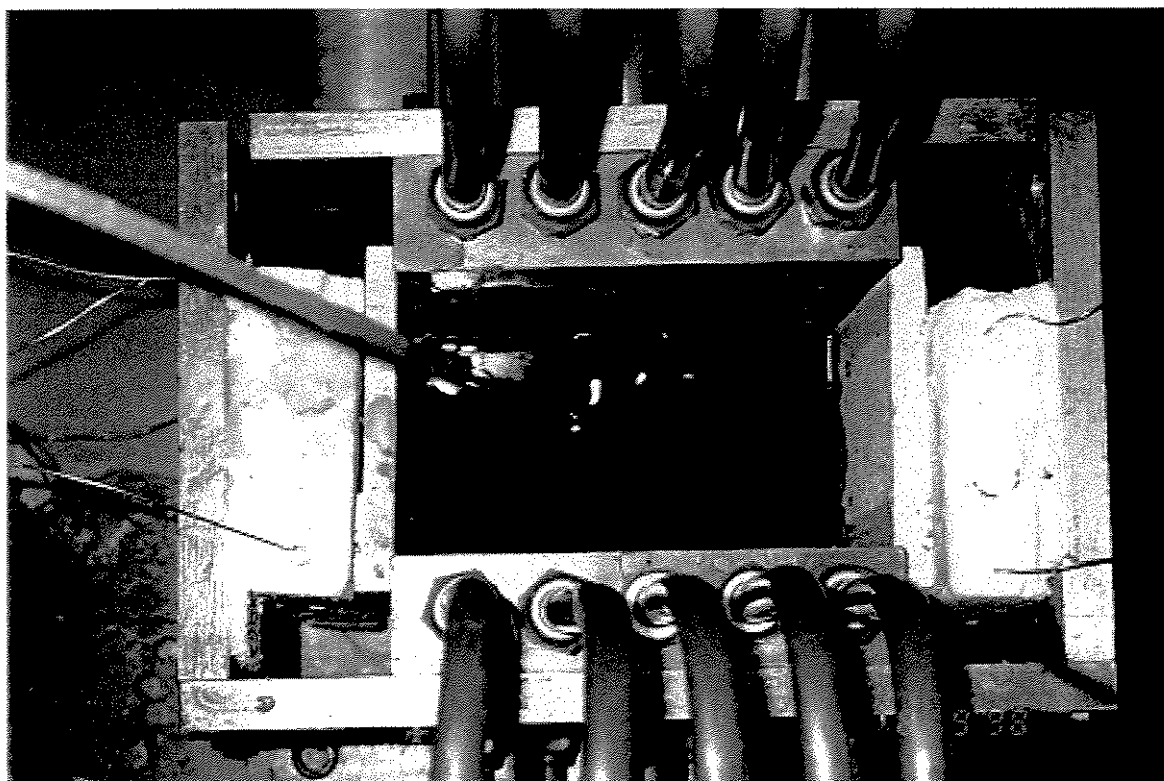


Figura 4.9 – Molde do simulador logo após o vazamento da cera.

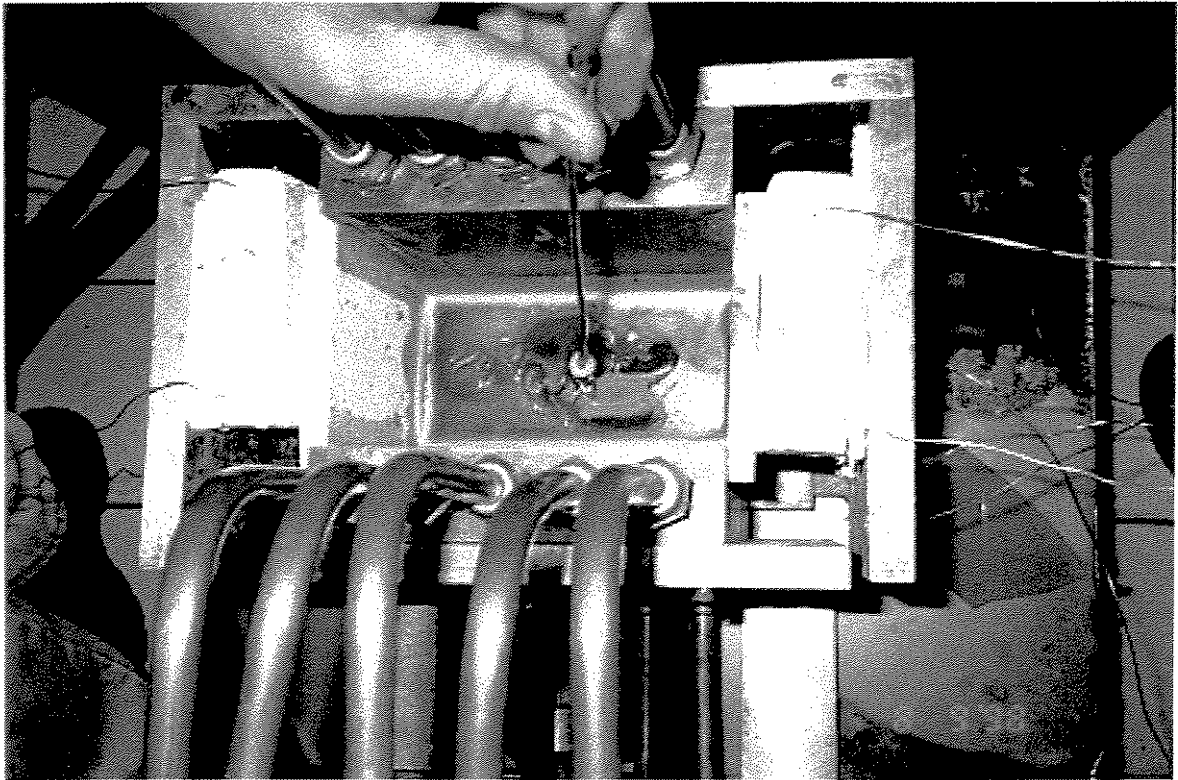


Figura 4.10 – Formação da casca sólida próximo as paredes do molde

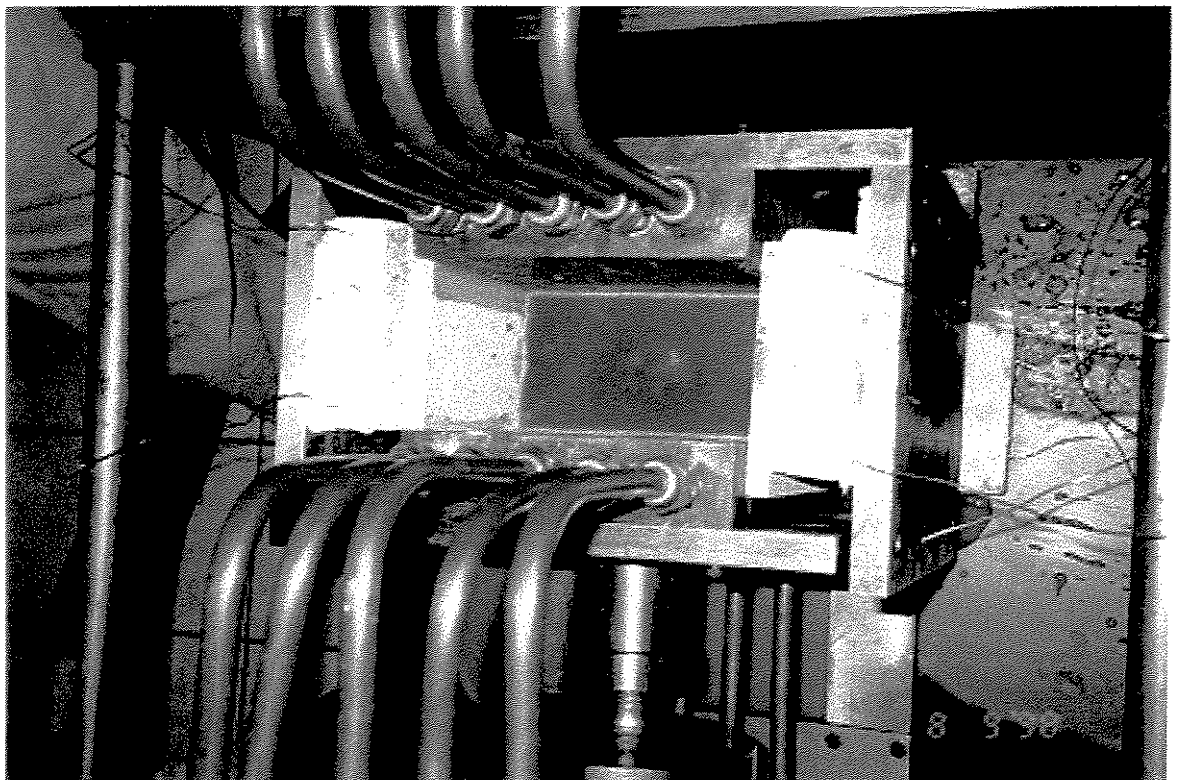


Figura 4.11 – Detalhe do molde após a redução com núcleo líquido.

Alguns problemas ocorreram em relação a vedação do sistema. No início do vazamento da cera no molde pode-se notar claramente o aparecimento de vazamentos entre as placas de cobre e o tijolo refratário, principalmente na parte inferior do molde (Figura 4.12). A falta de rigidez da lã de rocha e a alta fluidez da cera líquida contribuíram para o aparecimento dos vazamentos e mostraram o uso de dois materiais para isolamento das paredes laterais do molde não se mostrou eficiente, sendo mais correto o uso de apenas um material rígido para esse fim e usando o sistema de travamento descrito na seção 3.2 do Capítulo 3 (Figura 3.4).

Vale observar que todos os sensores utilizados nos testes e ensaios eram novos e não sofreram nenhuma calibração no laboratório.

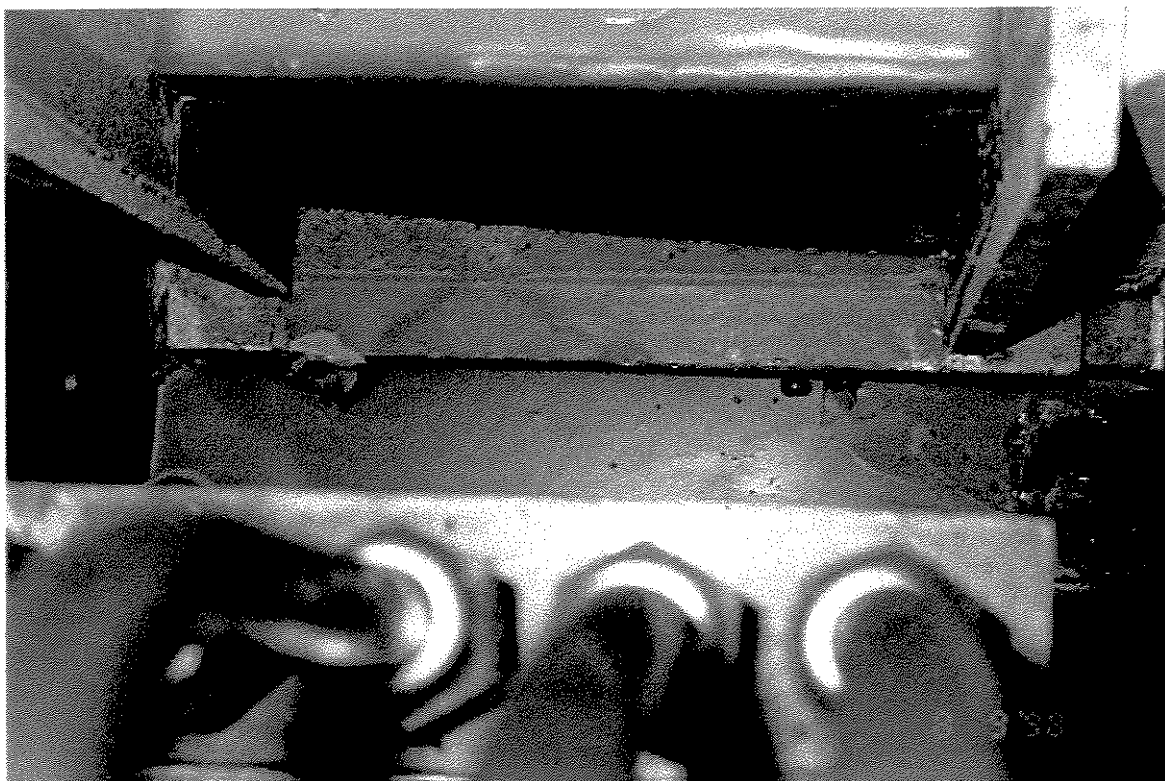


Figura 4.12 – Abertura do molde e detalhe do vazamento de cera.

Capítulo 5

Conclusões e sugestões para trabalhos futuros

5.1 – Conclusões

No que diz respeito ao funcionamento do simulador, pode-se concluir que:

- O sistema hidráulico, constituído de cilindro e unidade hidráulica, mostrou-se adequado as exigências de funcionamento do simulador, apesar de apresentar alguns problemas nos primeiros movimentos do teste com cera de carnaúba, que foram resolvidos posteriormente;
- O sistema de guias não apresentou problemas quanto a sua funcionalidade, porém deve haver algum tipo de proteção entre este sistema e o molde para evitar contato com metal líquido no caso de vazamento, que ficou evidente nos testes com cera de carnaúba;
- O sistema de refrigeração mostrou-se eficiente e capaz de extrair o calor necessário para os ensaios com metais de alto ponto de fusão, não apresentando gradientes indesejáveis de temperatura ao longo das placas de cobre;
- Deve haver um melhor alinhamento entre as placas de cobre para que haja bom assentamento das placas refratárias e evitar o vazamento de metal líquido para fora do molde. O sistema de travamento das placas refratárias contribuirá para esse fim;

- Deve ser evitado o uso de mais de um material para as laterais de isolamento do molde (paredes laterais). No caso de se usar um material refratário, e não isolante, pode-se optar por aquecer as placas refratárias com resistências onde seja possível variar a voltagem de alimentação para se adequar às propriedades térmicas do material em estudo;

5.2 - Sugestões para trabalhos futuros

- Montar sistema e aquisição de dados, onde seja possível via PC, monitorar os experimentos. Tal sistema consistiria em placas de aquisição de dados montadas dentro de um microcomputador, placas de condicionamento de sinais e software de aquisição de dados. Este sistema seria de grande importância devido a velocidade do processo e a dificuldade de se obter dados com precisão em equipamentos convencionais tais como registradores de temperatura;
- Montar sistema de controle automático para automatização do simulador, onde seja possível o controle do processo via PC. Tal sistema seria responsável pelo correto controle de velocidade da parede móvel durante a execução da redução com núcleo líquido. Porém, deve ser avaliado se o processo permite essa possibilidade devido ao curto intervalo de tempo da redução com núcleo líquido;
- Realizar ensaios com ligas de baixo ponto de fusão, variando a espessura das placas e a percentagem de redução com núcleo líquido, bem como a velocidade de redução e as condições de extração de calor, monitorando vários pontos de temperatura no molde e no metal líquido e a carga necessária para a redução. Realizar ensaios metalográficos para comparação das estruturas das placas fundidas sobre as várias condições e analisar os efeitos da redução com núcleo líquido sobre a segregação no centro da placa fundida;
- Realizar ensaios com aço trabalhando também com as variáveis de processo e realizando ensaios metalográficos e analisando a segregação nas placas fundidas sobre várias condições;

- Usar os resultados obtidos no simulador para criação e calibração de modelo numérico que poderá servir, posteriormente para partida de equipamento em escala industrial.

Referências Bibliográficas

- 1 COSTA, J. Otimização do fluxo de aço no distribuidor do lingotamento contínuo. Campinas: UNICAMP, 1997. *Tese de Doutorado*.
- 2 OKUMURA, H. Recent trends and future prospects of continuous casting technology. *Nippon Steel Technical Report*, n.61, p.9-14, apr 1994.
- 3 SZEKELY, J.; TRAPAGA, G. Some perspectives on new steelmaking technologies. *Metallurgical Plant and Technology International*, v.17, n.4, p. 30 - 47, aug. 1994.
- 4 FRUEHAN, R. J. Critical research and the impact of emerging technologies in steelmaking. *Metallurgical Processes for Early Twenty-First Century*, v.2, p.20-23, Sep. 1994.
- 5 KOPFLE, J.T. Direct reduction and the development of the Latin American steel industry. *Metalurgia International*, v.2, n.7, p. 204-206, Sep. 1989.
- 6 GREIS, P. Radical changes in the steel industry-Some technical trends at Metec 94. *Metallurgical Plant and Technology International*, n.5, p.25-42, 1994.
- 7 ARAÚJO, L. A. *Manual da siderurgia*, 2º vol., p.241, Editora FTDSA- SP, 1967.
- 8 HAMMERTON, R. H. The continuous casting of steel. *Applied Science in the Continuous Casting of Metals*, p.133.

- 9 GARCIA, A. Desenvolvimento e verificação experimental de um modelo matemático para análise da solidificação unidirecional da metais. *Tese de Doutorado - FEM - DEMA - UNICAMP*, 1978.
- 10 CHATTERJEE, A. Recent developments in ironmaking and steelmaking. *Ironmaking and Steelmaking*, v.22, n.2, p.100-104, 1995.
- 11 HALLIDAY, I. M. BISRA - *Special Report*, v. 89, n. 1, p. 9, 1965.
- 12 BRICK, V.; VALADARES, C. A. G.; ANDRADE, S. O. C. O processo de lingotamento contínuo de aços. *Palestra no auditório ETFOP*, 1994.
- 13 JAFFUEL, A.; ROBYNS, J. P. – FLOCON slide nozzles. *Int. Iron and Steel Congress*, 1989.
- 14 JOHANSEN, S. T.; BOYASAN, F.; AYES, W. H. Mathematical modelling of bussledriven flows in metallurgical processes. *Applied Scientific Research*, v. 44, p.197-207, 1987.
- 15 BIRAT, J. P.; LARRECQ, M.; LAMANT, J. Y.; PETEGNIEF, J. Continuous casting mold: A basic tool for surface quality and strand productinvity. *Steelmaking Conference Proceedings-Washington DC, USA*, v.74, p.3-17, April 1991.
- 16 THOMAS, B. G. Mathematical modeling of continuous casting slab mold: A stat of the art review. *Steel Making Conference-Warrendale, PA, USA*, p.69-82, 1991.
- 17 MAHAPATRA, R. B.; BRIMACOMBE, J. K., SAMARASEKERA, I. V.; WALKER, N.; PATERSON, E. A.; YOUNG, J. D. Mold behavior and its influence on quality in the continuous casting of slab. Part I. *Metallurgical Transactions B (Process Metallurgy)*, v.22, n.6, p.861-874, Dec. 1991.

- 18 WOLF, M.; KURZ, W. Solidification of steel in continuous casting molds. *Int. Iron and Steel Congress*, 1989.
- 19 WOLF, M. M. Mold oscilation guidelines. *Steelmaking Conference-Warrendale, PA, USA*, p.15-36, 1991.
- 20 LARRECQ, M. Optimization of casting and cooling conditions on steel continuous casting. *Application of Mathematical and Phisical Models in the Iron and Steel Industry, Iron and Steel Society of AIME*, 1982.
- 21 BRIMACOMBE, J. K. Desing of continuous casting machines based on a heat flow analysis. State of the art review. *Canandian Metallurgical Quartely*, v.15, p.1-13, 1976.
- 22 WOLF, M. M. Mold Lengh in slab casting - A review. *Iron and Steelmaker*, v.23, n.2, p.47-51, Feb. 1996.
- 23 CHUNG, Y. H.; LIN, K. J.; HUANG, H. C. A continuous casting model of air-mist cooling for slab. *China Steel Technical Report*, n. 4, p.12-10, 1990.
- 24 SPIN Jr, J. A. Aplicação da modelagem matemática da solidificação no controle ótimo do lingotamento contínuo de aços. *Tese de Mestrado - DEMA - FEM - UNICAMP*.
- 25 NILLES, P. Quali y aspects in near net shape casting. *Metallurgical Plant and Technology International*, v.17, n.3, p.46-56, Jun 1994.
- 26 WÜNNENBERG, K. 10th Mannesmann continuous casting conference. *Ironmaking and Steelmaking*, v. 22, n.5, p.346-348, 1995.

- 27 BIRAT, J. P.; STEFFEN, R. Current research and development work on near-net-shape continuous casting technologies in Europe. *Metallurgical Plant and Technology International*, v.14, n.3, p.44-57, 1991.
- 28 Linking thin slab casting and rolling. *Steel Times International*, v.15, n.2, p.36-37, Mar. 1991.
- 29 MUOJEKWU, C. A.; JIN, D. Q.;HERNANDEZ, V. H.; SAMARASEKERA, I. V.; BRIMACOMBE, J. K. Hot-direct rolling, runout table cooling and mechanical properties of steel strips produced from thin slab. 38th *Mechanical Working and Steel Processing Conference Proceedings*, v. XXXIV, p.13-16, Oct. 1996.
- 30 MCMANUS, G. J. Rolling mills shape up. *Iron Age*, v.6, n.8, p.16-20, Aug. 1990.
- 31 DÖRING, K.; WIESINGER, H.; EBERLE, A.;FLICK, A.;HIRSCHMANNER, F.; WALLNER, F.;GIEDENBACHER, G.;GÄBEL, D.;KAHLE, P.; LOOSE, J. Continuous casting and rolling of thin slabs. *Metallurgical Plant and Technology International*, n.5, p.16-29, 1990.
- 32 BRIMACOMBE, J. K.; SAMARASEKERA, I. V. The challenges of thin slab casting. *Near-net-shape Casting in the Mini-Mills Conference-Vancouver, British Columbia, Canada*, p.19-23, Aug. 1995.
- 33 ROHDE, W.; FLEMMING, G. Current state, capabilities and futher developoments of he CSP technology. *Metallurgical Plant and Technology Internantional*, n. 4, p.82-98, 1995.
- 34 DUMAZEU, C.Submerged nozzle for thin slab casting. *Steel Technology Internantional*, p.137-140, 1992.

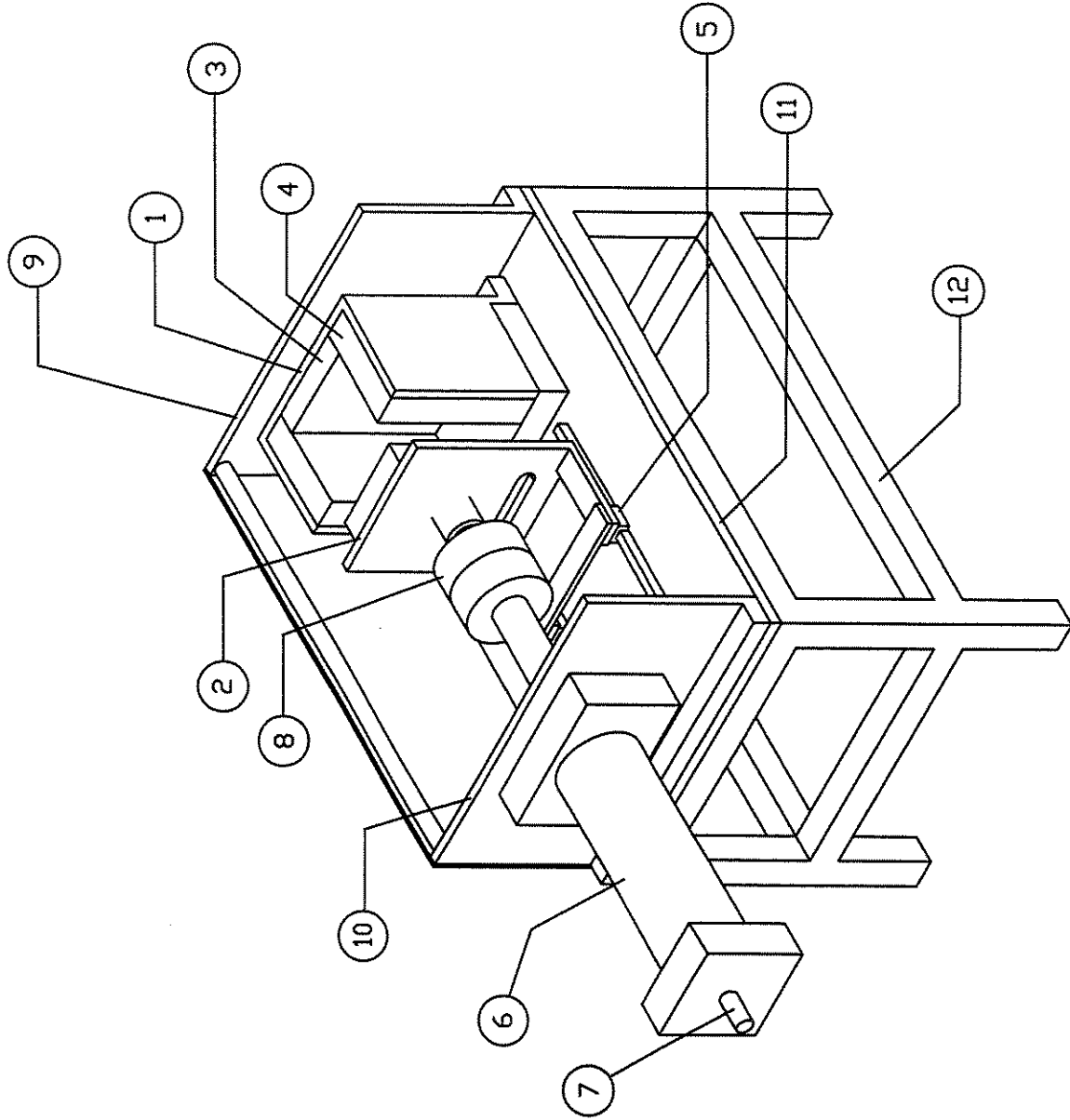
- 35 GERSTL, D.; ROBINSON, Q.; PARK, H.; DUBOIS, P.; NAKAMOTO, M. Development of submerged entry nozzle for thin slab casting. *Quality Improvement Technology for ordinary Steel in Iron and Steelmaking Process-Bangkok, Thailand*, p.7-8, Nov.1994.
- 36 KOLLBERG, S.G.; HACKL, H. R.; HANLEY, P.J. Improving quality of flat rolled products using electromagnetic brake (EMBR) in continuous casting. *Iron and Steel Engineer*, v.73, n.7, p. 24-28, July 1996.
- 37 MULCAHY, J. A.; BEITELMAN, L. Electromagnetic technologies in the steel industry. *Modern Steel Processing*, p.151-194, Oct. 1989.
- 38 WEBER, J.; VON WYL, H.; SCHMIDT, O. A. Advanced simulation techniques as a means for optimising continuous casting plants. *Metallurgical Plant and Technology International*, v.17, n.6, p.48-52, 1994.
- 39 PLESCHIUTSCHNIGG, F. P.; VON HAGEN, I.; HOPPMANN, H. D.; GOSIO, G. The I.S.P. process, its potential and first operation results. *Metallurgical Plants and Technology International*, v.16, n.4, p.44-68, Aug 1993.
- 40 EL-GAMMAL, T.; PLESCHIUTSCHNIGG, F. P.; VON HAGEN, I.; SHASH, Y.; MEGAHED, G. Simulation of thin slab casting (ISP) of low-carbon and stainless steel grades with and without direct cast rolling and the benefit for energy and plate quality. *Proceedings of 21th Century Steel Industry of Russia and CIS-Moscow, Russia*, v.3, p. 6-10, Jun. 1994.
- 41 OGIBAYASHI, S.; KOBAYASHI, M.; YAMADA, M.; MUKAI, T. Influence of soft reduction with one-piece rolls on center segregation in continuously cast slab. *ISIJ International*, n.12, v. 31, p.1400-1407, 1991.

- 42 MIZUKAMI, H.; KITAGAWA, T.; KAWAWA, T.; MURAKAMI, K. Analytical calculation of bulging of solidification shell formed at continuous slab casting. *Transactions ISIJ*, v.20, n.1, p. B24, 1980.
- 43 MAENO, S.; WADA, K.; ITOH, Y.; NAGANO, Y. Analysis of the behavior of bulging. *Transactions ISIJ*, v. 24, p. B83, 1984.
- 44 BARBER, B.; PERKINS, A. Strand deformation in continuous casting. *Ironmaking and Steelmaking*, v.16, n. 6, p. 406-411, 1989.
- 45 ESSADIQI, E.; COLLINS, L. E.; SHERATA, M. T. Thin slab casting simulation of 1020 C steel with liquid core reduction. *Second Canada-Japan Symposium on Modern Steelmaking & Casting Techniques-Canada*, p. 251-264, 1994.
- 46 MASAOKA, T.; MIZUOKA, S.; KOBAYASHI, H.; SUZUKI, M. Improvement of centerline segregation in continuously cast slab with soft reduction technique. *Steelmaking Conference Proceedings*, p. 63-69, 1989.
- 47 TSUCHIDA, Y.; NAKADA, M.; SUGAWARA, I.; MIYARA, S.; MURAKAMI, K.; TOKUSHIGE, S. Behavior of semi-macroscopic segregation in continuously cast slab and technique for reducing the segregation. *Transaction ISIJ*, v. 34, p. 899-906, 1984.
- 48 CHIANG, L. K. Application of soft reduction technique for improving centerline segregation in continuously cast slab. *Steelmaking Conference Proceedings*, p.81-89, 1989.
- 49 KOTHE, D.; KRUGER, B.; PLESCHIUTSCHNIGG, F. P.; SPANGENBERG, M.; CAESAR, C. ISP thin slab casting and rolling concept for economical processing of quality products. *SEAIQ*, v.24, n.2, p. 27-42, Apr. 1995.

- 50 COASSIM, G.; MERONI, U.; RUZZA, W.; STRIULI, M. New Danieli thin slab conticaster. *Conference on Continuous Casting of Steel in Developing Contries-Beijing, China*, p. 14-18, Sept. 1993.
- 51 GOTTARDI, R.; NANNINI, L.; MARTEGANI, A. D. Net and near net shape continuous casting - new developments in mini-mills. *Metallurgical Plant and Technology Internantional*, v.15, n.3, p. 46-50, June 1992.
- 52 COASSIM, G.; MERONI, U. Flexible thin slab conticaster. *Metallurgical Plant and Technology International*, v.17, n.3, p. 110-120, Jun. 1994.
- 53 HOLLEIS, G.; SCHWAHA, K. L.; FLICK, A. Modifying conventional slab caster to thin slab casting. *Steel Times*, v. 217, n. 11, p. 605-606, 609, 1989.
- 54 KOTHE, D.; PLESCHIUTSCHNIGG, F. P.; BEHL, F. New developments in continuous casting technology. *Metallurgical Plant and Technology Internantional*, n. 1, p. 12-26, 1990.
- 55 RAMMERSTORFER, F. G.; FISCHER, D. F.; JAQUEMAR, C.; KREULITSCH, H.; SCHEINAKER, A.; STUILIK, J.; NIEDERMAYR, A. The thermal and thermo-viso-elasto-plastic processes during continuous casting of steel. *Archiv für das Eisenhüttenwesen* v.51, n.2, p. 67-72, Feb. 1980.
- 56 UEHARA, M.; SAMARASEKERA, I. V.; BRIMACOMBE, J. K. Mathematical modelling of the thermal unbending of continuously cast steel slabs. *Iromaking and Steelmaking* v.13, n.3, p. 138-153, 1986.
- 57 Metals Handbook - Properties and Selection of Metals 8th Edition, p.1008.
- 58 Cilindro Hidráulico com Tirantres Série CD 160 - Manual Mannesmann Rexroth, p.17, 1998.

- 59 4/2 and 4/3-way Proportional Directional Valves, Direct Operated, Without Electrical Position Feedback Types 4WRA and 4WRAE, Series 2X. Mannesmann Rexroth, 1998.
- 60 Electronic Amplifier for the Control of Proportional Directional Valves Without Electronic Positional Feedback Type VT-VSPA2-1, Serie 1X. Mannesmann Rexroth, 1998.
- 61 Manual de Operação e Manutenção - Projeto Unidade Hidráulica de 100 l. Mannesmann Rexroth, 1998.
- 62 Patines de Bolas Sobre Ráiles. Mannesman Rexroth, 1998.
- 63 FOX, R. W.; MCDONALD, A. T. *Introduction to Fluids Mechanics*. 3^o Edition - John Wiley & Sons, 1985. Cap. 8 : Internal incompressible viscous flow.
- 64 Load cell with strain gage measuring system U2A - Mounting Instructions. Hottinger Baldwin Messtechnik, 1996.
- 65 Transdutor Linear Ultrasônico BTL2 Modelo de Haste Interface Analógico- Digital. BALLUFF, 1997.

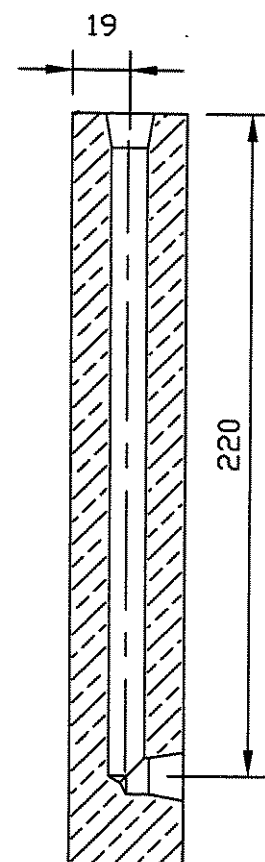
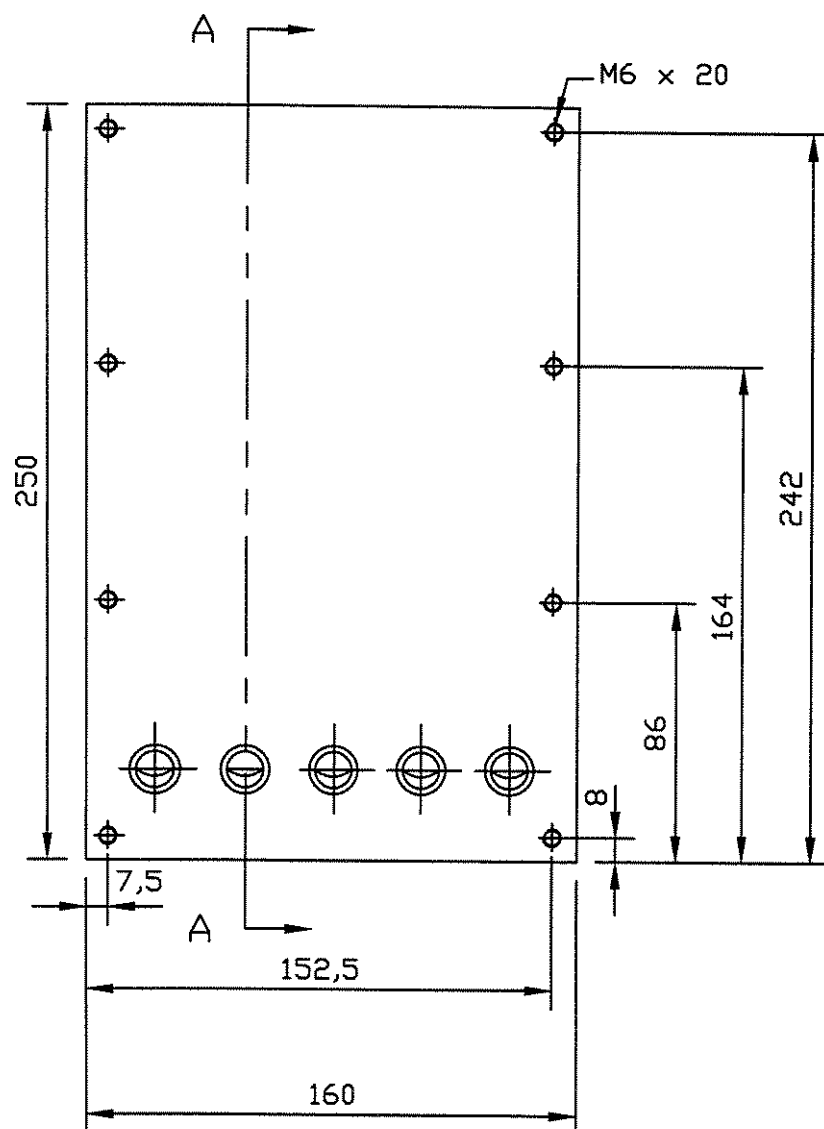
Apêndice A



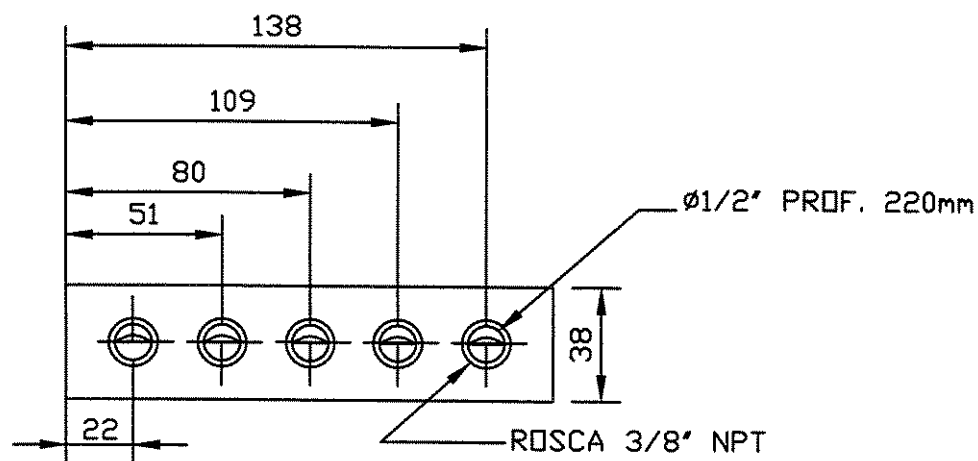
12	Estrutura de apoio da mesa	1
11	Mesa	1
10	Placa da estrutura (cilindro)	1
9	Placa da estrutura (molde)	1
8	Célula de carga	1
7	Sensor de posição	1
6	Cilindro hidráulico	1
5	Gulas (patins e trilhos)	2
4	Tijolos refratários	3
3	Placas de refrigeração	2
2	Placa móvel	1
1	Estrutura do molde	1
Nº	Peça	Quant.

UNICAMP - FEM - DEMA		ESCALA
MATERIAL	TÍTULO	
AÇO 1020	Montagem do simulador	1:10

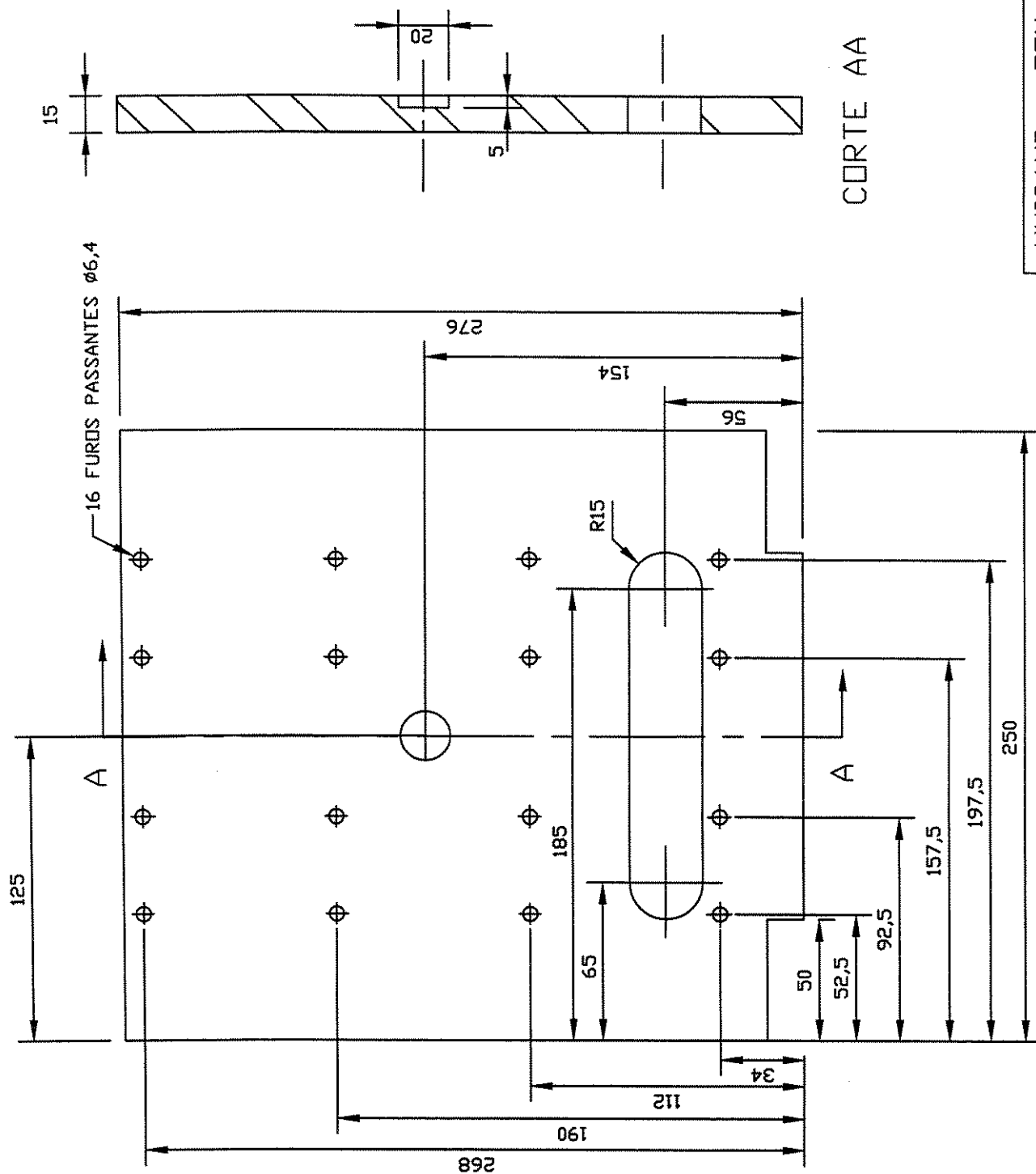
PROJETO PLACAS FINAS



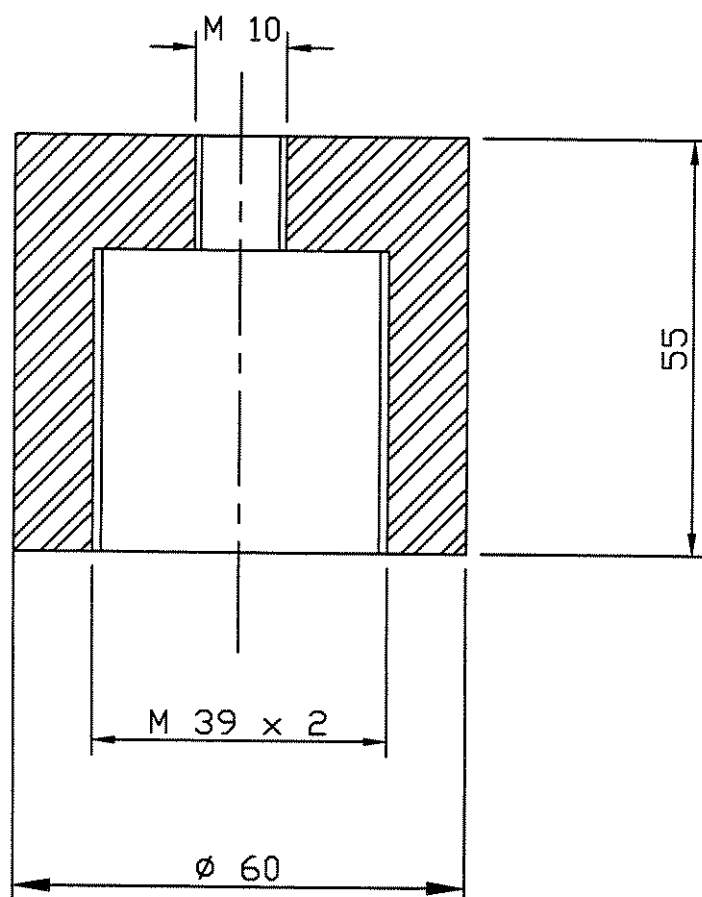
CORTE AA



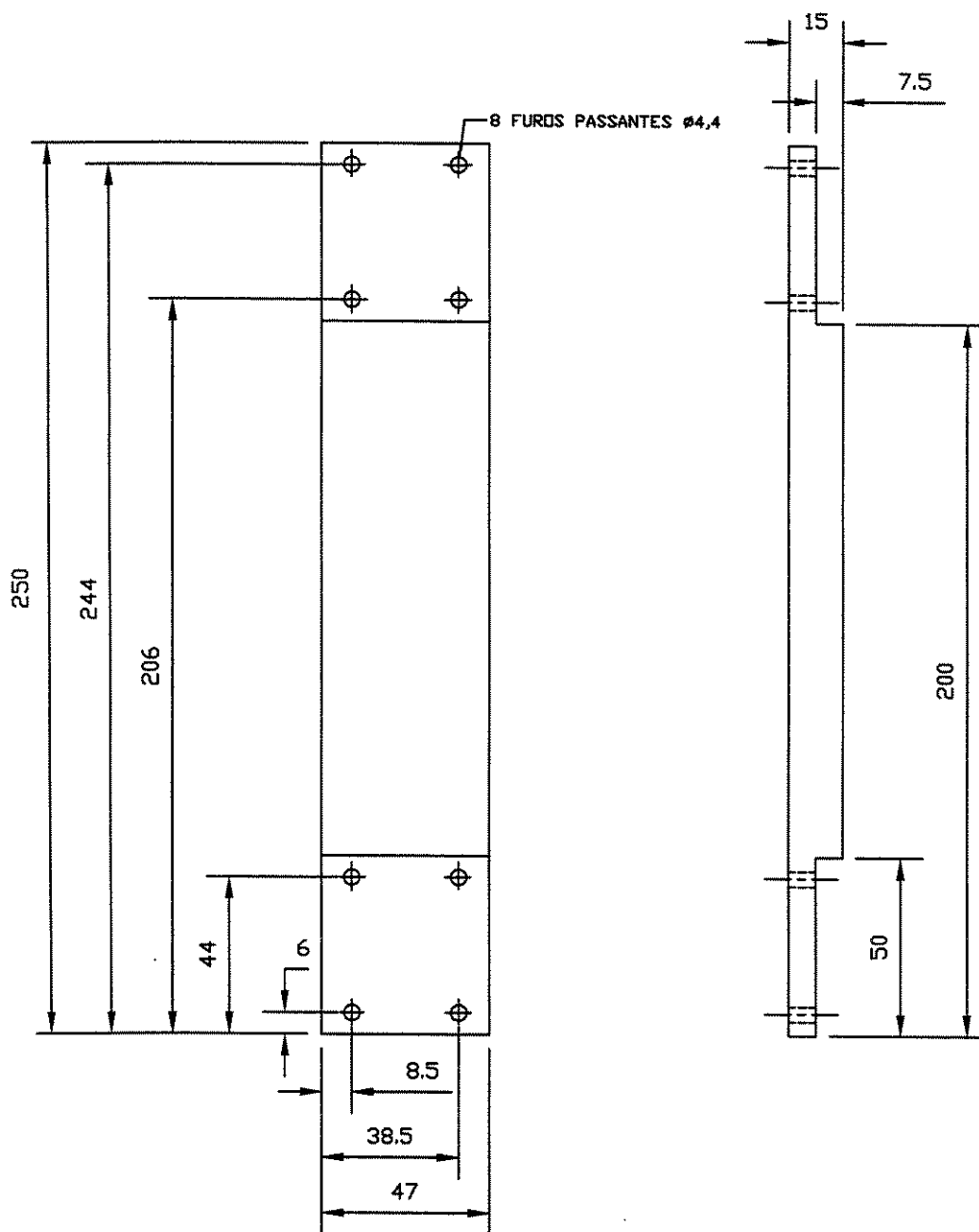
UNICAMP - FEM - DEMA		ESCALA 1:2,5
MATERIAL Cobre eletrol.	TÍTULO Placas de refrigeração	
PROJETO PLACAS FINAS		



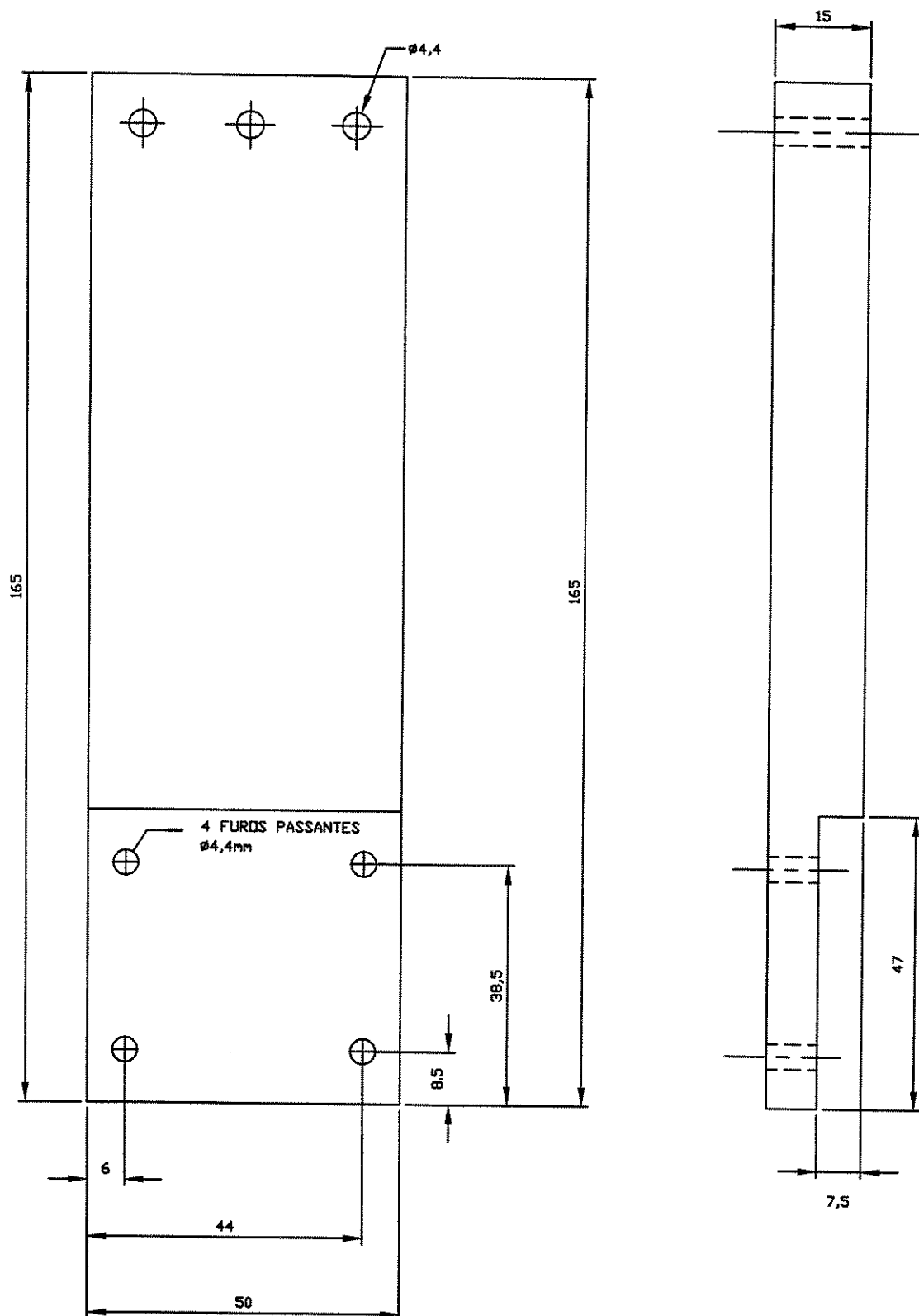
UNICAMP - FEM - DEMA		ESCALA	1:2,5
MATERIAL	TÍTULO		
AÇO 1020	Placa móvel		
PROJETO PLACAS FINAS			



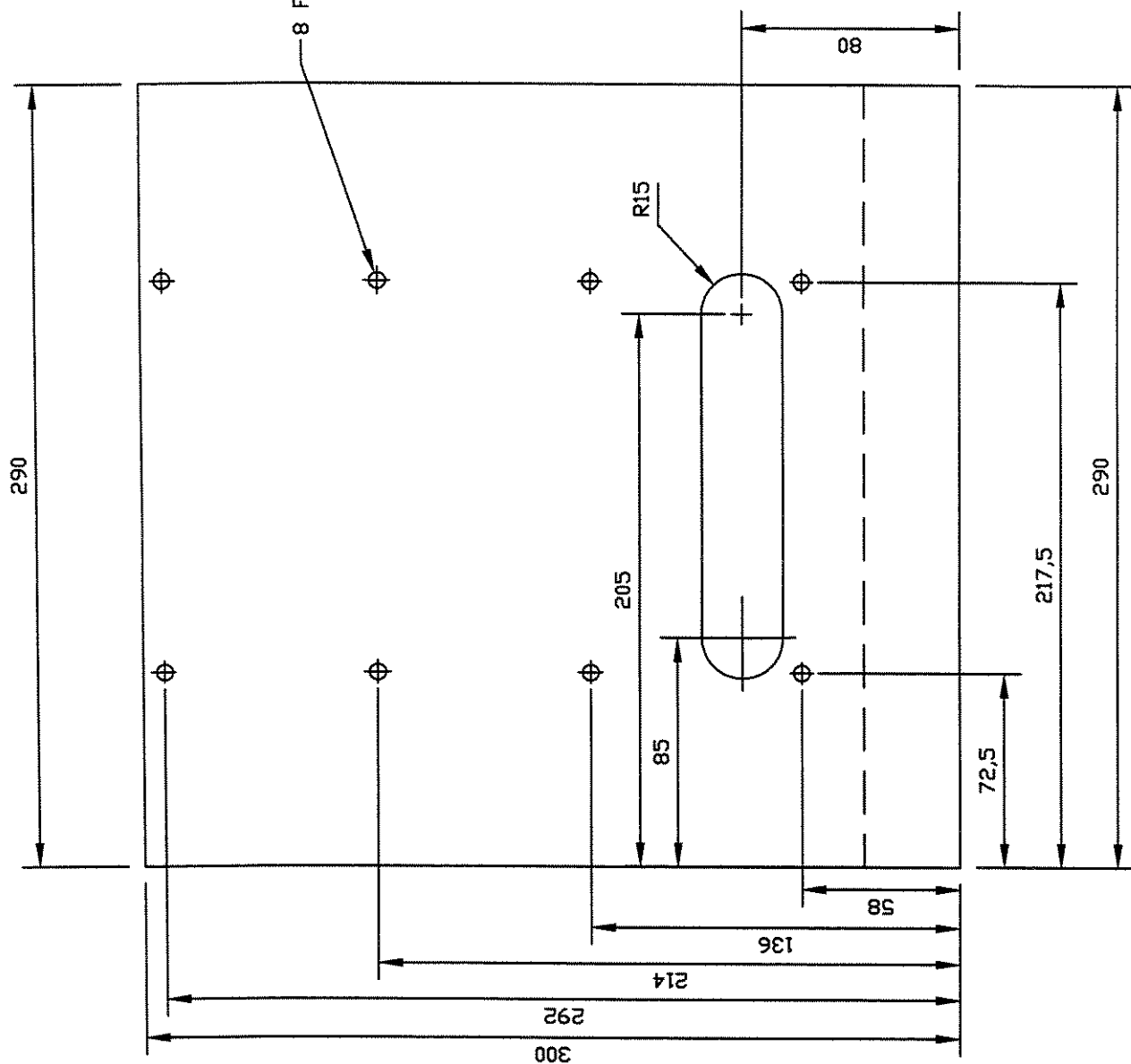
UNICAMP - FEM - DEMA		ESCALA 1:1
MATERIAL AÇO 1045	TÍTULO Conexão c. de carga/p. móvel	
PROJETO PLACAS FINAS		



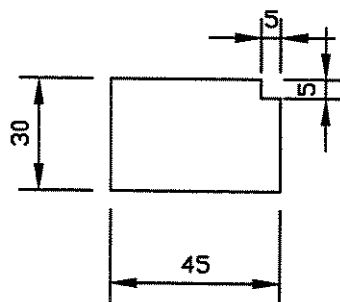
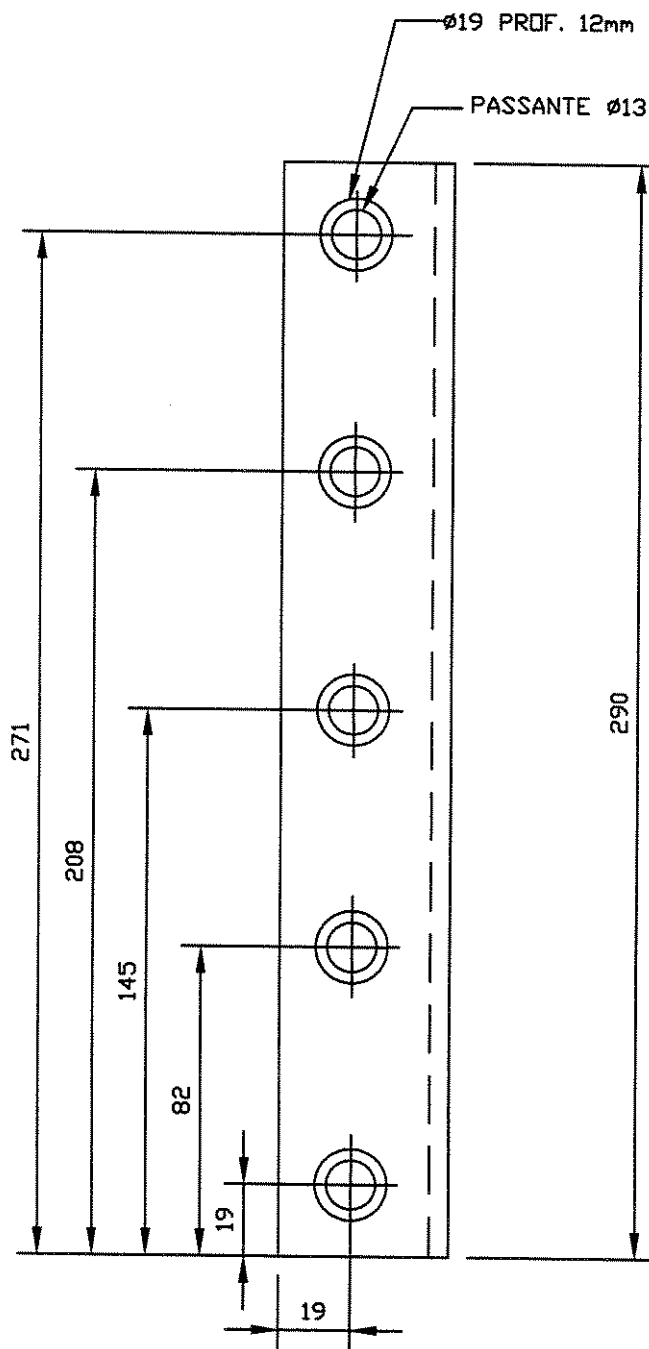
UNICAMP - FEM - DEMA		ESCALA 1:2
MATERIAL AÇO 1020	TÍTULO Trava dos patins	
PROJETO PLACAS FINAS		



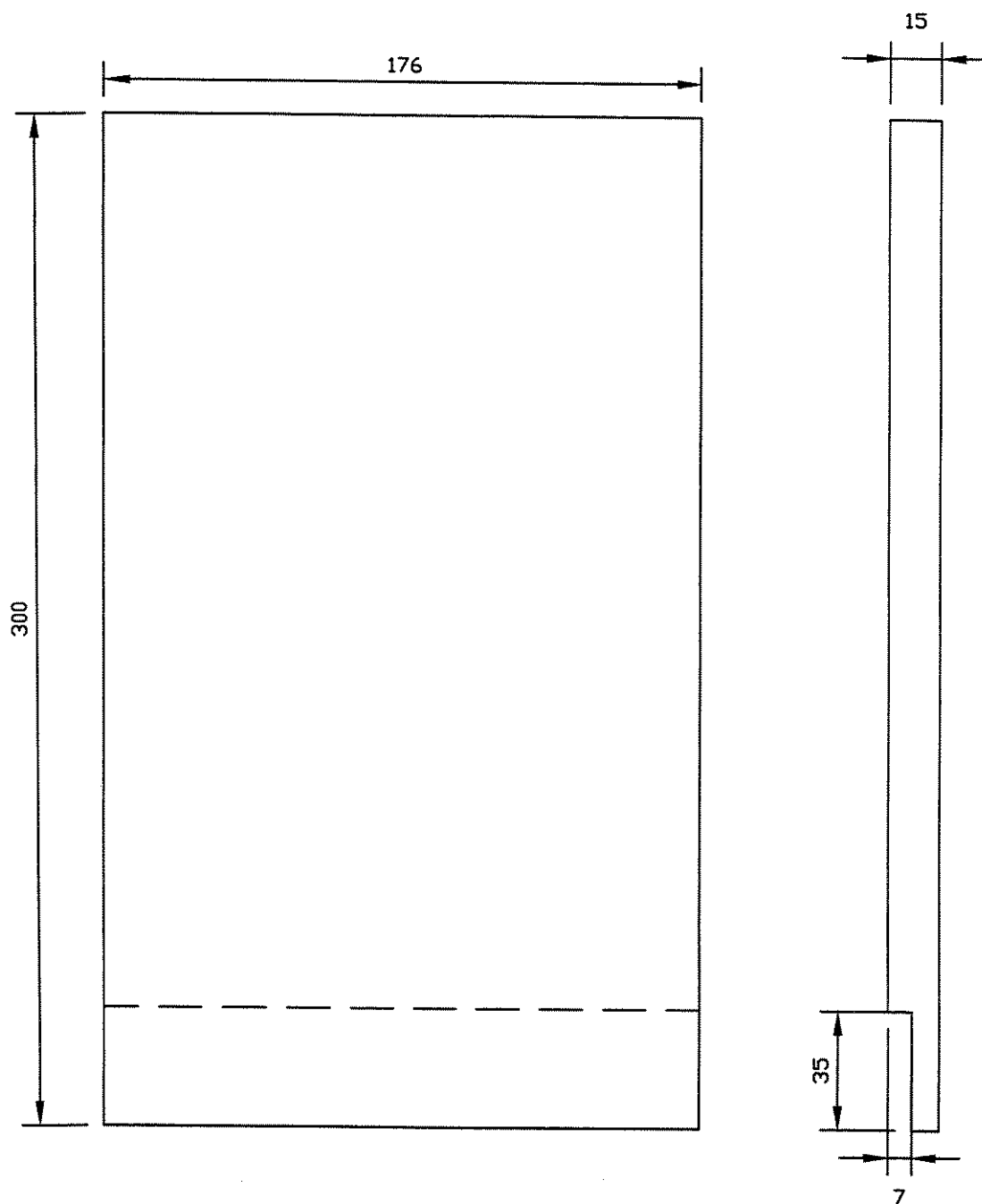
UNICAMP - FEM - DEMA		ESCALA 1:1
MATERIAL AÇO 1020	TÍTULO Apoio dos patins	
PROJETO PLACAS FINAS		



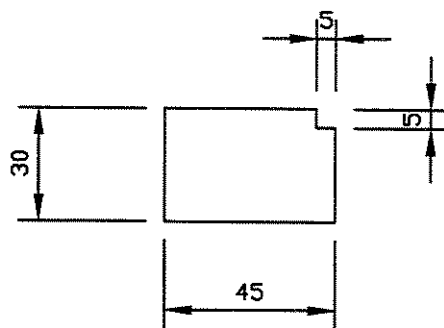
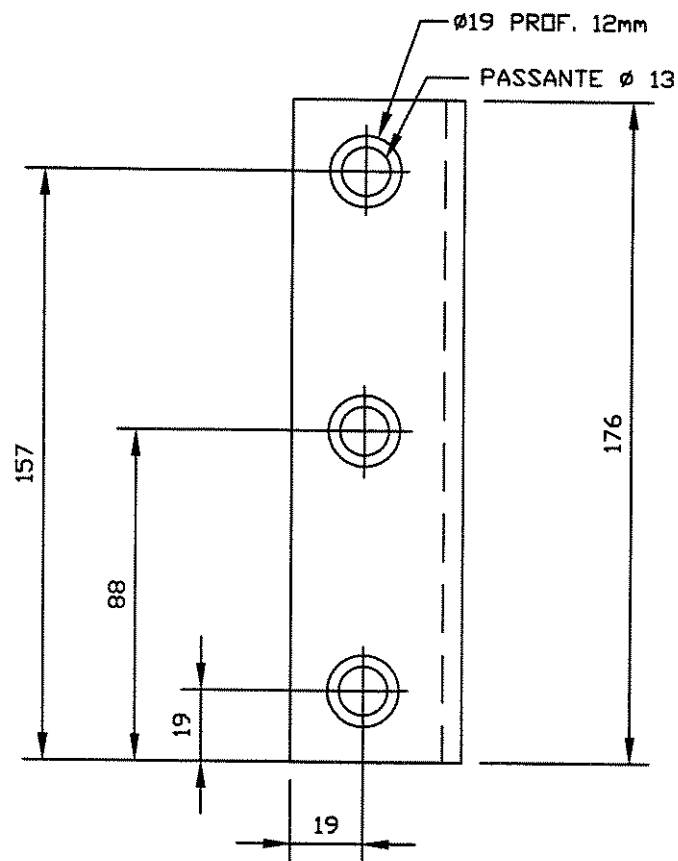
UNICAMP - FEM - DEMA		ESCALA	1:2,5
MATERIAL	TÍTULO	Placa fixa	
AÇO 1020		PROJETO PLACAS FINAS	



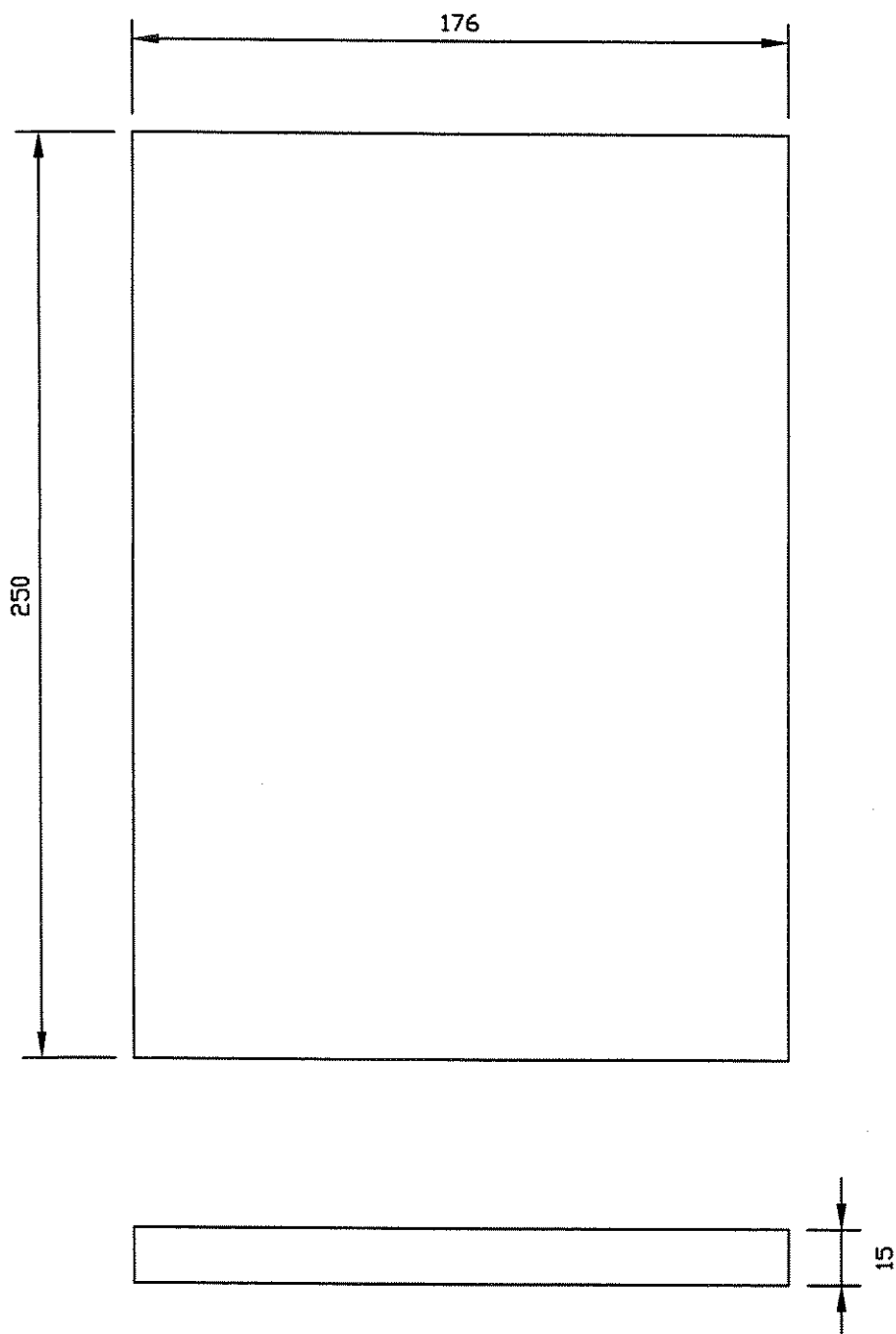
UNICAMP - FEM - DEMA		ESCALA 1:2
MATERIAL AÇO 1020	TÍTULO Apoio da placa fixa	
PROJETO PLACAS FINAS		



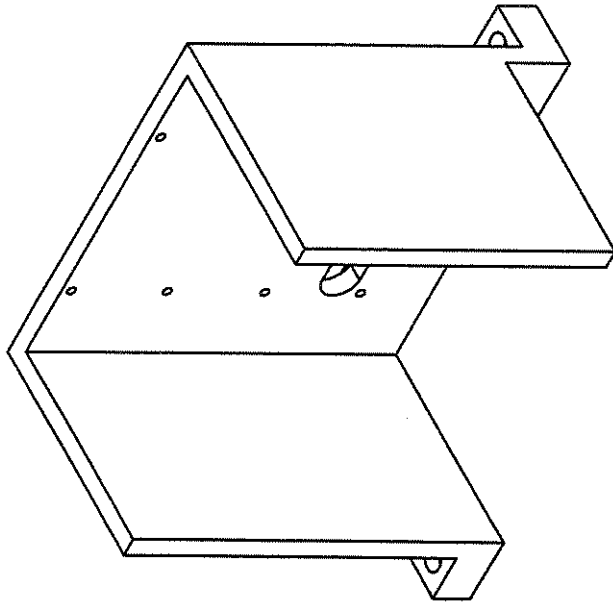
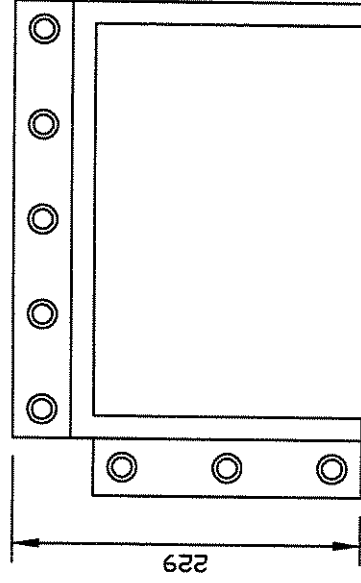
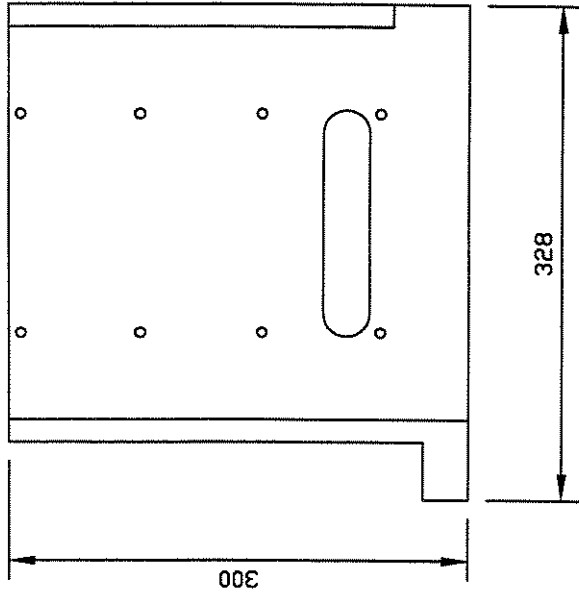
UNICAMP - FEM - DEMA		ESCALA 1/2
MATERIAL AÇO 1020	TÍTULO Parede fixa lateral (maior)	
PROJETO PLACAS FINAS		



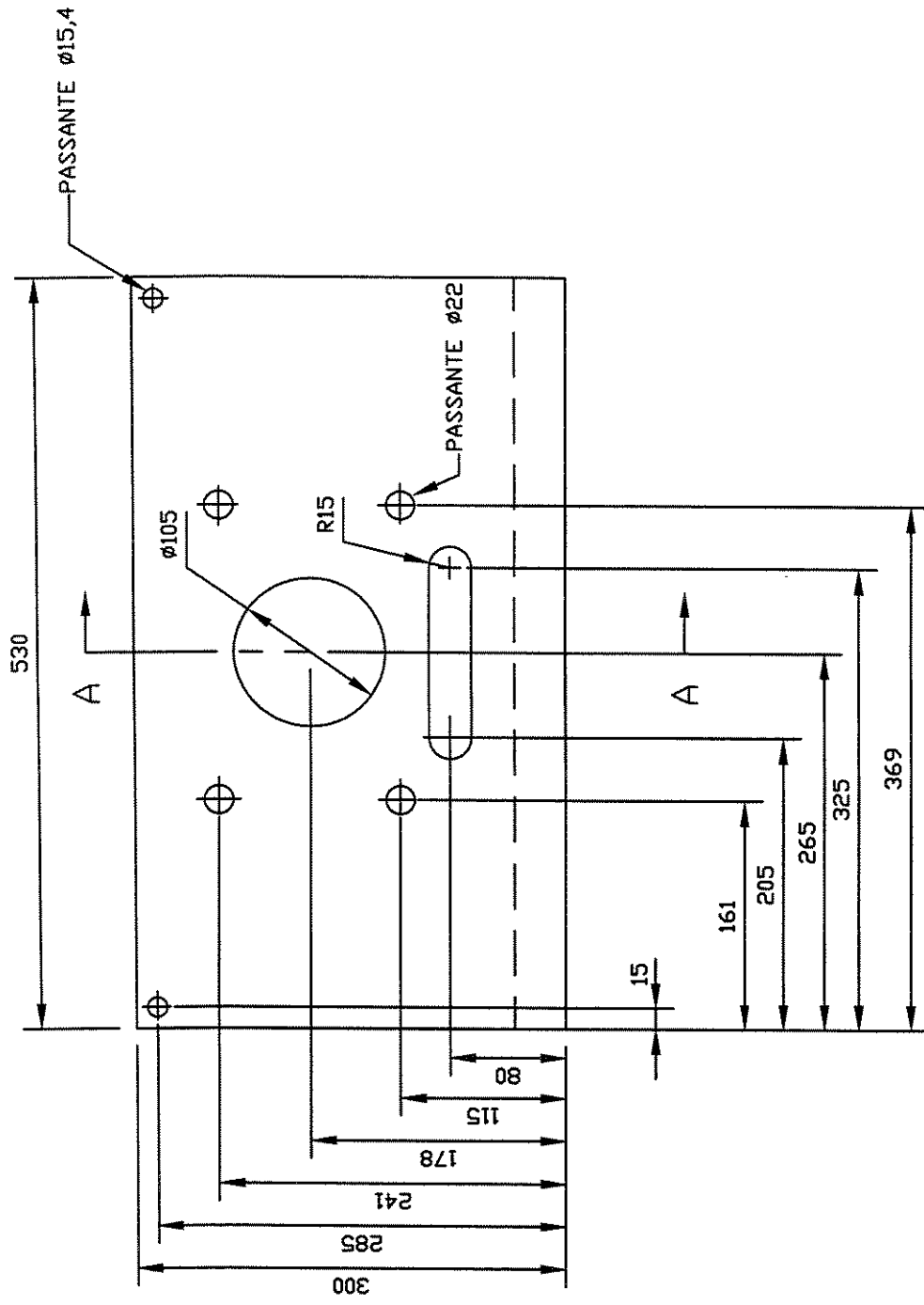
UNICAMP - FEM - DEMA		ESCALA 1:2
MATERIAL AÇO 1020	TÍTULO Apoio da parede fixa lateral	
PROJETO PLACAS FINAS		



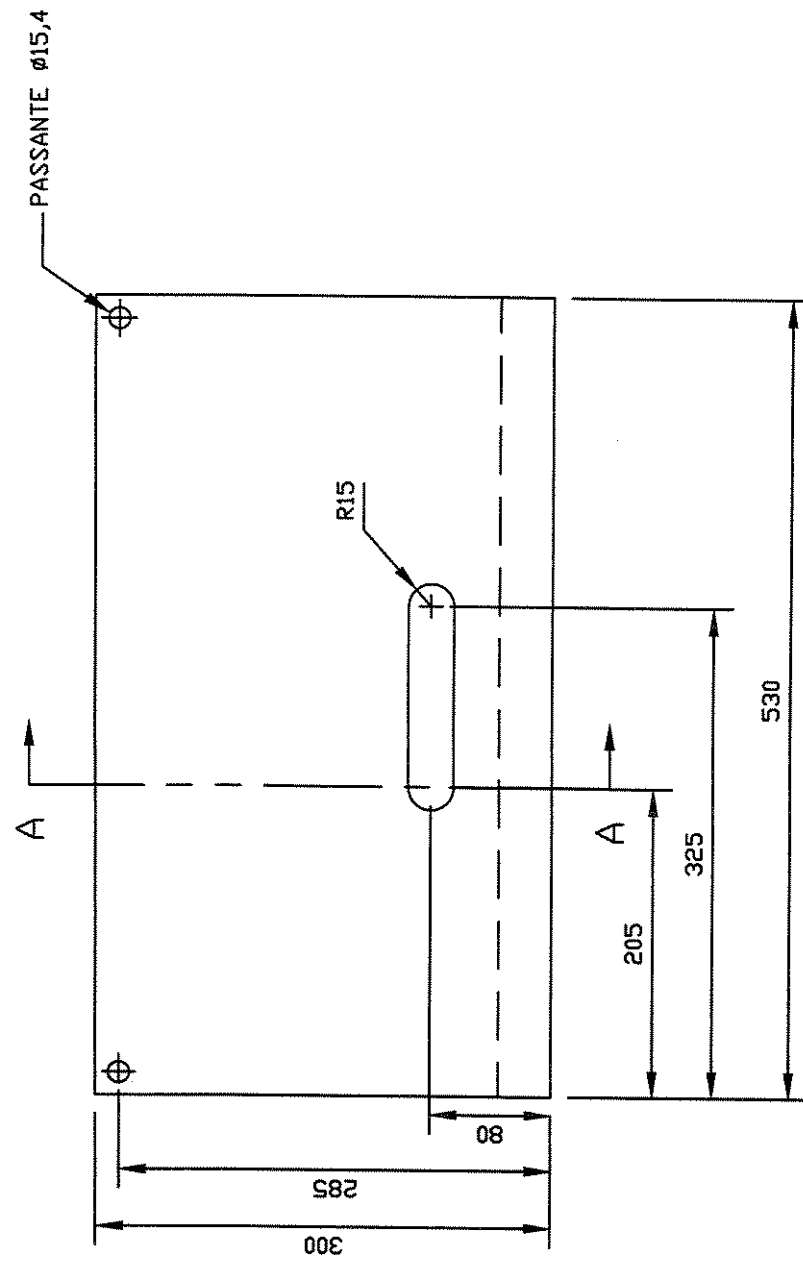
UNICAMP - FEM - DEMA		ESCALA 1:2
MATERIAL AÇO 1020	TÍTULO Parede fixa lateral (menor)	
PROJETO PLACAS FINAS		



UNICAMP - FEM - DEMA		ESCALA	15
MATERIAL	TÍTULO		
AÇO 1020	Montagem da estrutura do molde		
PROJETO PLACAS FINAS			

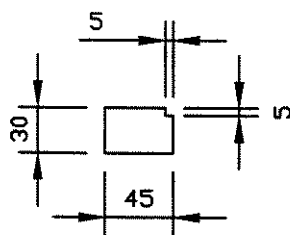
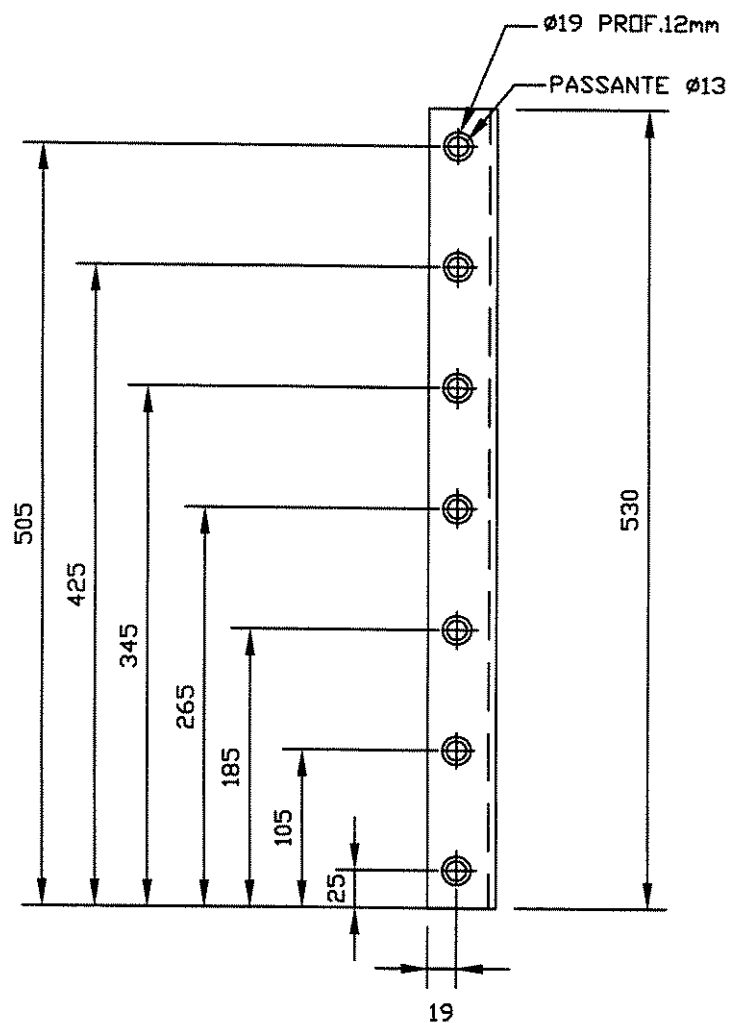


UNICAMP - FEM - DEMA		ESCALA	1:5
MATERIAL	TÍTULO	Placa da estrutura-lado cilindro	
AÇO 1020		PROJETO PLACAS FINAS	

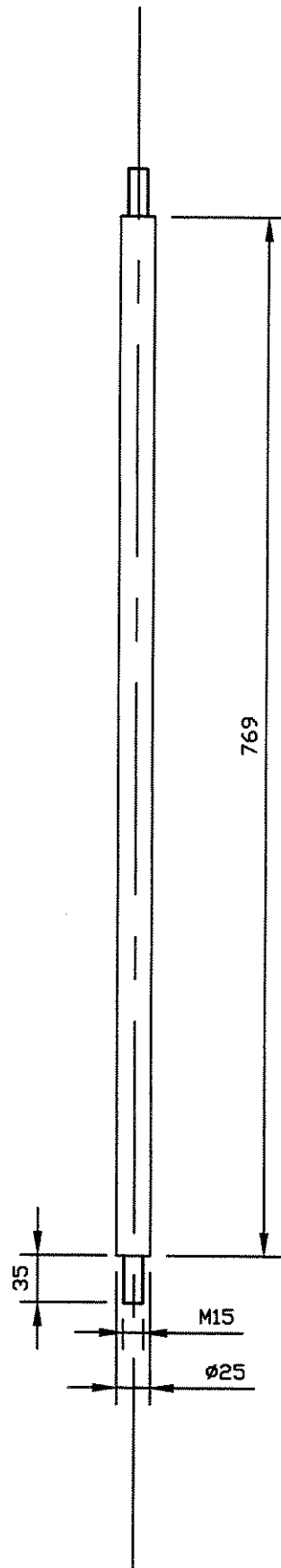


CORTE AA

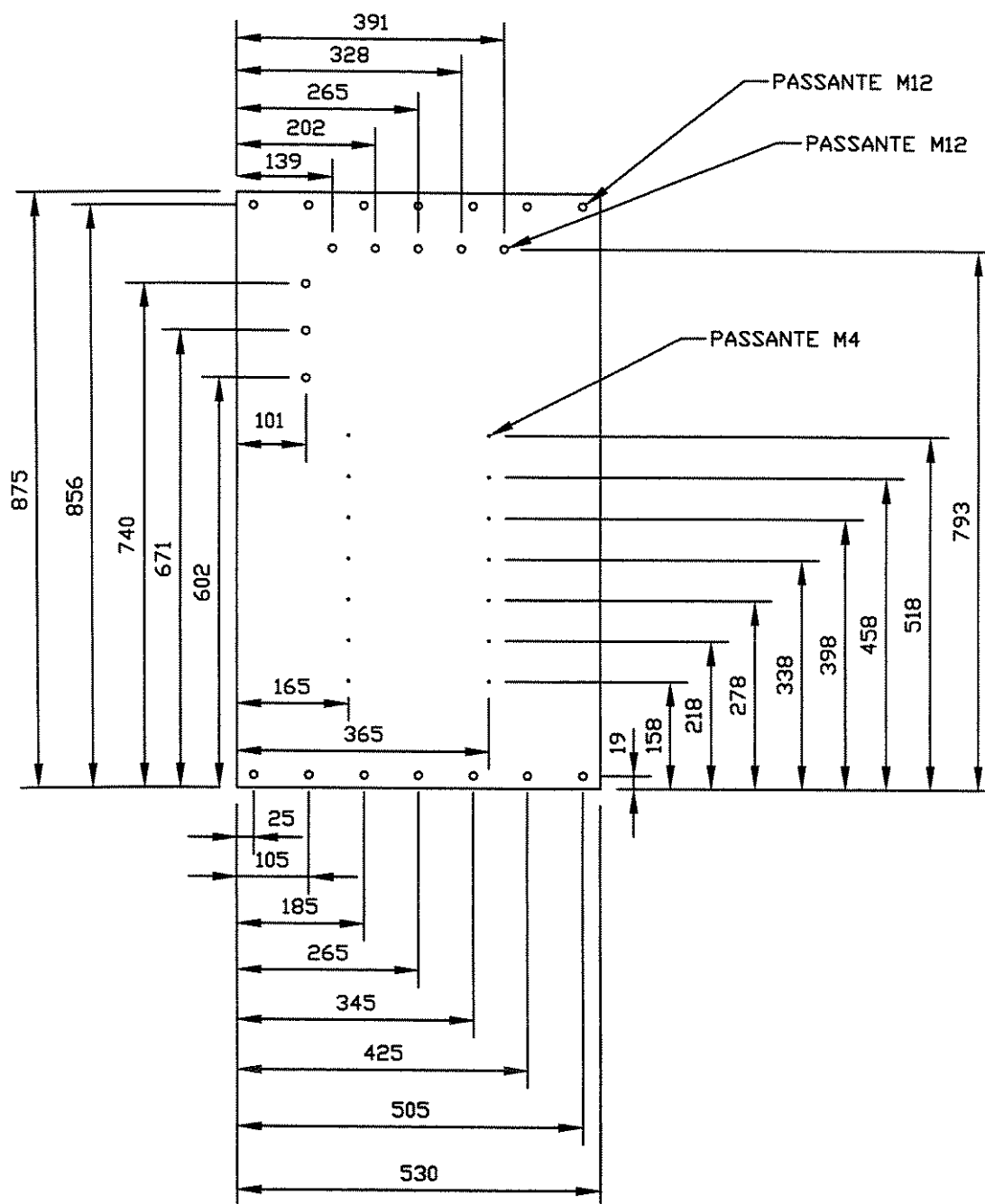
UNICAMP - FEM - DEMA		ESCALA	1:5
MATERIAL	TÍTULO		
AÇO 1020	Placa da estrutura-lado molde		
PROJETO PLACAS FINAS			



UNICAMP - FEM - DEMA		ESCALA 1:5
MATERIAL AÇO 1020	TÍTULO Apoio das placas da estrutura	
PROJETO PLACAS FINAS		



UNICAMP - FEM - DEMA		ESCALA 1:5
MATERIAL AÇO 1020	TÍTULO Tirante	
PROJETO PLACAS FINAS		



ESPESSURA DA PLACA 19mm

UNICAMP - FEM - DEMA		ESCALA 1:10
MATERIAL AÇO 1020	TÍTULO Mesa	
PROJETO PLACAS FINAS		

Apêndice B

Célula de Carga U2A 10t

Technical Data

Series		U2A		C2	
Nominal load	kg t	50	100, 200, 500 1, 2, 5, 10, 20	50	100, 200, 500 1, 2, 5, 10, 20, 50
Sensitivity (output at nominal load)	mV/V	2		2	
Sensitivity tolerance (Calibration tolerance of the output signal at nominal load and $g = 9.81029 \text{ m/s}^2$)	%	± 0.2		± 0.2	
at nominal tension load	%	± 1.5		± 0.5	
at nominal compression load	%			± 0.2	
Temperature coefficient of the sensitivity per 10 K in the nominal temperature range	%	± 0.05		± 0.05	
in the service temperature range	%	± 0.1		± 0.1	
Temperature coefficient of zero point per 10 K in the nominal temperature range	%	± 0.05		± 0.05	
in the service temperature range	%	± 0.1		± 0.1	
Combined error	%	± 0.2		± 0.2	
Variability (repeatability)	%	± 0.03		± 0.03	
Creep error over 30 minutes	%	± 0.06		± 0.06	
Input resistance at reference temperature	Ω	350 ± 2		350 ± 2	
Output resistance at reference temperature	Ω	350 ± 1.5		350 ± 1.5	
Insulation resistance	G Ω	> 5		> 5	
Nominal range of excitation voltage	V	0.5 ... 10	0.5 ... 12	0.5 ... 10	0.5 ... 12
Maximum excitation voltage	V	12	18	12	18
Mechanical limit values, related to nominal load:					
Service load	%	130	150	130	150
Limit load	%	130	150	130	150
Breaking load	%		> 300		> 300
Relative static lateral load limit	%		25		50
Admissible dynamic load, peak to peak according to DIN 50 100	%	100	160	100	160
		of nominal load, peak forces not to exceed nominal load		of nominal load, peak forces not to exceed nominal load	
Reference temperature	$^{\circ}\text{C}$	$+23$		$+23$	
Nominal temperature range	$^{\circ}\text{C}$	$-10 \dots +70$		$-10 \dots +70$	
Service temperature range	$^{\circ}\text{C}$	$-30 \dots +85 (-30 \dots +70)^*$		$-30 \dots +85 (-30 \dots +70)^*$	
Storage temperature range	$^{\circ}\text{C}$	$-50 \dots +85 (-50 \dots +70)^*$		$-50 \dots +85 (-50 \dots +70)^*$	
Protection class according to DIN 40050 optional (exposed for 24 hours in water to a pressure of 10 bar)		IP 67		IP 67	
Humidity stressing		IP 68		IP 68	

Sensor de Posição Mod. BTL2-A11-0350-B-S32

Séries	BTL2-A_/C_/E_...B-S 32	-KA_ _
	com conector	com cabo
Saída	livre de potencial	
Tensão de saída	0...10 V e -10...0 V	
Corrente máx. de saída	10 mA	BTL2-A
Tensão máx. de ripple	5 mV	
Corrente de saída	0...20 mA	BTL2-C
Resistência de carga	≤ 500 Ohm	
Corrente de saída	4...20 mA	BTL2-E
Resistência de carga	≤ 500 Ohm	
Repetibilidade	≤ 6 μm (histereze + resolução do sistema)	
Resolução do sistema	0,1 mV	BTL2-A
Resolução do sistema	0,2 μA	BTL2-C/E
Histereze	≤ 4 μm	
Frequência de varredura	$f_{\text{STANDARD}} = 1 \text{ kHz}$	
Desvio max. de linearidade	±250 μm para até 500 mm de curso ±0,05 % para cursos 501 a 3550 mm	
Coeficiente de temperatura (considerando todo sistema)	≤ 40 ppm/°C	
Resistência ao choque mecânico	50 g/11 ms conf. IEC 68-2-27	
Resistência à vibração	6 g, 10...150 Hz conf. IEC 68-2-6	
Velocidade transversal do elemento magnético	qualquer valor	
Tensão de alimentação	24 V DC ±20 %	BTL2-A/C/E1
Tensão de ripple V_{ss}	≤ 0,5 %	
Corrente de consumo	≤ 130 mA	
Tensão de alimentação	±15 V DC ±2 %	BTL2-A/C/E2
Tensão de ripple V_{ss}	≤ 0,5 %	
Corrente de consumo	≤ 100 mA	
Prot. contra inversão de polaridade	sim	
Proteção contra sobretensão	com diodos de proteção tipo Transzorb	
Isolação elétrica	100 V (aterramento no corpo)	
Temperatura de operação	-20...+80 °C	
Temperatura de armazenamento	-25...+100 °C	
Classe de proteção conf. IEC 529	IP 67 (incluindo o conector)	
Material do corpo	alumínio com tratamento de superfície	
Material da flange e haste	aço inoxidável 1.4301	
Pressão de trabalho	até 600 bar (inst. em cilindro hidráulico)	
Testes de emissão:		
RFI	EN 55 011 Grupo 1, Classe A	
Testes de imunidade:		
Descarga estática (ESD)	IEC 1000-4-2 Nível de severidade 3	
Campos eletromagnéticos (RFI)	IEC 1000-4-3 Nível de severidade 3	
Transientes de curta duração	IEC 1000-4-4 Nível de severidade 4	
Distúrbios induzidos na rede por campos de alta frequência	IEC 1000-4-6 Nível de severidade 3	

Comando da Válvula Proporcional Mod.VT-VSPA2-1-1X/T5

RE 30 112/08.95

Technical data (For application outside these parameters please consult us!)		
Operating voltage	U_B	24 VDC + 40 % – 5 %
Function range		
– upper limit value	$u_B(t)_{max}$	35 V
– lower limit value	$u_B(t)_{min}$	22 V
Power consumption	I	< 2 A
Fuse	I	3,15 A MT
Inputs		
– Command values 1 to 4	U_c	± 9 V (Reference potential is M0)
– Command value 5	U_c	± 6 V (Reference potential is M0)
– Command value input 6 (differential input)	U_c	0 to ±10 V; $R_i = 100 \text{ k}\Omega$
	or I_c	4 to 20 mA; load $R_B = 100 \Omega$
	or I_c	(4 mA Δ – 100 %; 12 mA Δ 0 %; 20 mA Δ + 100 %)
– Release (active)	U_r	0 to ±20 mA
– Release (not active)	U_r	> 8,5 V
	U_r	< 6,5 V
Relay data		
– Nominal voltage	U	Operating voltage U_B
– Threshold voltage	U	16,8 V
– Return voltage	U	2,4 V
– Coil resistance	R	2150 Ω
Ramp time (setting range)	t	30 ms up to ca. 1 s or 5 s
Controlled voltage	U	± 9 V ± 1 %; 50 mA, externally loadable
Solenoid current/resistance	I_{max}	2,5 A; $R_{(20)} = 2 \Omega$
– Pilot current	I	50 mA ± 25 %
– Pulse frequency of output stages	f	300 Hz ± 10 %
	f	130 Hz ± 10 %
		Setting with jumper J8
Signal "Ready for operation"		
– in condition ready for operation	U	ca. U_B
– with error	U	< 1 V
		Load resistance > 1 k Ω
Test points		
– Command value w	U	± 6 V; $R_i = 5 \text{ k}\Omega$
– Actual current value I_A , I_B	U_A , U_B	0 to 2500 mV Δ 0 to 2500 mA
Type of connection		32-pin terminal strip, DIN 41 612, type D
Card dimensions		Euro card 100 x 160 mm, DIN 41 494
Frontplate dimensions		
– Height		3 HE (128,4 mm)
– Width soldering side		1 TE (5,08 mm)
– Width component side		7 TE
Permissible operating temperature range	t	0 to 50 °C to DIN/IEC 68-2, T1, T2, T14 and T30 ¹⁾
Storage temperature range	t	– 25 to + 85 °C ¹⁾
Disturbance resistance		Class 3 to DIN/VDE 843 T2 and T4 ¹⁾
Mechanical loadability		to DIN/IEC 68-2, T6, T24 and T27 ¹⁾
Weight	m	0,13 kg
¹⁾ For further details please consult us !		

Válvula Proporcional de Vazão Mod. 4WRA 6 E 07-2X/G24 N9 K4

RE 29 055/01.97

Technical data (for applications outside these technical data, please consult us!)									
General									
Valve type		WRA		WRAE		WRAEB			
Installation position		optional, preferably horizontal							
Storage temperature		°C					- 20 to +80		
Ambient temperature range		°C		- 20 to +70		- 20 to +50		- 20 to +50	
Weight		kg		2.0		2.2		2.2	
Hydraulic (measured at $v = 48 \text{ mm}^2/\text{s}$ und $\vartheta = 40 \text{ °C}$)									
Operating pressure		Port A, B, P		bar		up to 315			
		Port T		bar		up to 210			
Nominal flow q_{vN} at $\Delta p = 10 \text{ bar}$		L/min		7					
				15					
				30					
Flow (max. permissible)		L/min		42 (80 with double flow)					
Hydraulic fluid		Mineral oil (HL, HLP) to DIN 51 524					other fluids on enquiry		
Degree of cleanliness		Permissible maximum degree of contamination of the hydraulic fluid to: NAS 1638				Filter with a minimum retention rate of $\beta_x \geq 75$ recommended			
		Klasse 9				x = 10			
Fluid temperature range		°C		- 20 to + 80 (preferably +40 to +50)					
Viscosity range		mm ² /s		20 to 380 (preferably 30 to 46)					
Hysteresis		%		≤ 5					
Range of inversion		%		≤ 1					
Response sensitivity		%		≤ 0,5					
Frequency response (- 90°, signal 50 % ± 40 %)		Hz		25		25		15	
Electrical									
Valve type				WRA		WRAE		WRAEB	
Type of protection of the valve to DIN 40 050				IP 65					
Voltage				DC					
Type of signal				analogue					
Command value signal		Voltage input "A1"		V		-		± 10	
		Current input "F1"		mA		-		4 to 20	
Max. current per solenoid		A		2.5		2.5		1.5	
Solenoid coil		Cold value at 20 °C		Ω		2		2	
resistance		Max. warm value		Ω		3		3	
Duty cycle		%		100					
Coil temperature		°C		up to 150					
Electrical connection		WRA		With connector to DIN 43 650-AM2					
1) separate order:				Plug-in connector to DIN 43 650-AF2/pg11 1)					
see pages 3 and 5		WRAE		With connector to E DIN 43 563-AM6-3					
				Plug-in connector to E DIN 43 563-BF6-3/pg11 1)					
		WRAEB		Plug-in connection to DIN 43 563 or cable gland Pg16 for cable Ø 6.5 to 9.5 mm					
Supply voltage		Nominal voltage		VDC		24			
WRAE, WRAEB		Lower limiting value		V		19			
		Upper limiting value		V		35			
Power consumption		I_{max}		A		1.8		1.8	
of the amplifier		Power pulse current		A		4		4	
Control electronics		for WRA							
Amplifier in Euro-card format (separate order)				VT-VSPA2-1-1X/... see page 12 or data sheet RE 30 112					
Digital amplifier in Euro-card format (separate order)				VT 12 340-1X to data sheet RE 29 791					
		for WRAE and WRAEB		integrated in the valve, see pages 6 or 7					
Note:						For data regarding environment simulation tests in the field of EMC (electromagnetic compatibility), climate and mechanical loading, see RE 29 055-U (declaration of environment compatibility).			