

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA**  
**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM**  
**ENGENHARIA MECÂNICA**

**DISTRIBUIÇÃO DE PRESSÃO E CONDUTÂNCIA TÉRMICA EM CONTATOS DE**  
**SUPERFÍCIES EM JUNÇÕES APARAFUSADAS**

**Dissertação submetida à**

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA**

**para a obtenção do grau de**

**MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**ELIETE NASCIMENTO PEREIRA**

**Florianópolis, fevereiro de 2008.**

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA**  
**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM**  
**ENGENHARIA MECÂNICA**

**DISTRIBUIÇÃO DE PRESSÃO E CONDUTÂNCIA TÉRMICA EM CONTATOS DE**  
**SUPERFÍCIES EM JUNÇÕES APARAFUSADAS**

**ELIETE NASCIMENTO PEREIRA**

**Esta tese ou dissertação foi julgada adequada para a obtenção do título de**

**MESTRE EM ENGENHARIA**  
**ESPECIALIDADE ENGENHARIA MECÂNICA**  
**sendo aprovada em sua forma final.**

---

**Márcia B. H. Mantelli - Orientadora**

---

**Fernando Henrique Milanez - Co-Orientador**

---

**Fernando Cabral - Coordenador do Curso**

**BANCA EXAMINADORA**

---

**Paulo de Tarso Rocha de Mendonça - Presidente**

---

**Armando Albertazzi**

---

**Ézio Castejon Garcia**

“Em tudo somos atribulados, porém não angustiados;  
perplexos, porém não desanimados;  
perseguidos, porém não desamparados;  
abatidos, porém não destruídos;”

II Coríntios 4: 8, 9.

Dedico esta dissertação a Deus primeiramente,  
a memória de meu pai Eduardo, minha mãe Leni,  
minhas irmãs Ruti e Eliane,  
minha sobrinha Bruna Regina,  
a meu cunhado Marcus  
e a todos os amigos que participaram dessa etapa de minha vida.

## AGRADECIMENTO

Agradeço a Deus, pela oportunidade de fazer mestrado em uma excelente universidade, a minha família por ter me apoiado nesta decisão e me dar suporte para permanecer até o fim dessa longa jornada.

A minha Professora Orientadora Márcia B. H. Mantelli, por ter dado um voto de confiança embora não me conhecer, e ajudar no meu crescimento acadêmico, ao meu Co-Orientador Fernando Milanez pela enorme paciência em me ensinar a ver os problemas não apenas como matemáticos, mas físicos.

Ao Professor Fernando Cabral responsável pelo novo rumo tomando na dissertação e pela rica contribuição ao trabalho.

Aos amigos e colegas do Laboratório Labtucal/Lepten, e também a todos aqueles que me ajudaram durante as disciplinas cursadas do Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica.

Agradeço ao Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica por ter me aceito como aluna embora minha formação seja em Matemática e as secretárias do programa que me ajudaram em horas difíceis e complicadas. Ao Cnpq pelo fornecimento da bolsa de estudos por 16 meses.

E por fim, mas não menos importantes, aos grandes irmãos que encontrei nesta cidade.

## SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS.....	viii
LISTA DE TABELAS.....	x
SIMBOLOGIA.....	xi
RESUMO.....	xv
ABSTRACT.....	xvi
1. INTRODUÇÃO.....	1
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	4
2.1 Distribuição de Pressão.....	4
2.2 Condutância Térmica de Contato.....	8
2.3 Modelos Analíticos de Distribuição de Pressão.....	12
2.4 Correlações de Condutância Térmica de Contato.....	17
2.5 Conclusão.....	22
3. TRABALHO EXPERIMENTAL.....	23
3.1 Descrição do Aparato Experimental.....	23
3.2 Descrição das Juntas Aparafusadas Testadas.....	26
3.3 Medidas de Pressão de Contato.....	28
3.3.1 Medidas de carga axial.....	28
3.3.2 Medidas da distribuição de pressão.....	30
3.4 Caracterização da Geometria Superficial.....	34
3.4.1 Rugosidade.....	34
3.4.2 Medidas de dureza superficial.....	35
3.5 Conclusões.....	37
4. ANÁLISES DE DADOS.....	39
4.1 Pressão de Contato.....	39
4.1.1 Correção da distribuição da pressão ao longo do contato.....	39
4.1.2 Distribuição de pressão.....	41
4.2 Medidas de Condutância Térmica de Contato.....	47
4.3 Análise Final dos Resultados.....	53
4.4 Conclusões.....	55
5. MODELO MATEMÁTICO.....	57
5.1 Modelos de Distribuição de Pressão da Literatura.....	57
5.2 Distribuição de Weibull.....	63
5.3 Correlação de Weibull Utilizada Neste Trabalho.....	64
5.4 Condutância Térmica de Contato.....	73
5.5 Conclusões.....	78
6. CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES.....	80
6.1 Conclusões e Contribuições.....	80
6.2 Sugestões.....	82
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	84

APÊNDICE A .....	89
APÊNDICE B.....	90
APÊNDICE C.....	96
APÊNDICE D .....	98
APÊNDICE E.....	104
APÊNDICE F .....	106
APÊNDICE G .....	114
APÊNDICE H .....	117

## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Junta aparafusada. ....	4
Figura 2.2 – Superposição de pressão. ....	13
Figura 2.3 – Condução de calor através dos pontos de contato, fonte Milanez (2003). ....	18
Figura 2.4 – Pontos de contato e tubo elementar de fluxo de calor, fonte Milanez (2003). ....	19
Figura 3.1 – Esquema do experimento. ....	25
Figura 3.2 – Bancada de teste. ....	25
Figura 3.3 – Câmara de vácuo e sistema de aquisição de dados. ....	26
Figura 3.4 – Medição da força axial. ....	29
Figura 3.5 – Incerteza aleatória da célula de carga em relação ao torque aplicado. ....	30
Figura 3.6 – Filme sensível a pressão. ....	31
Figura 3.7 – Distribuição de densidade de cor do Filme Prescale, para junta de Al-Al, $b_1$ . ....	32
Figura 3.8 – Gráfico padrão de umidade versus temperatura. ....	33
Figura 3.9 – Gráfico de conversão de densidade de cor em pressão. ....	33
Figura 3.10 – Medição de rugosidade. ....	35
Figura 3.11 – Medição de microdureza. ....	36
Figura 4.1 – Distribuição de pressão para Al-Al, $b_1$ . ....	42
Figura 4.2 – Distribuição de pressão original e corrigida de Al-Al, $b_1$ . ....	43
Figura 4.3 – Correção da distribuição de pressão J131(Al-Ss, $b_1$ ). ....	43
Figura 4.4 – Distribuição de pressão para 1624 N. ....	44
Figura 4.5 – Distribuição de pressão para 3247 N. ....	45
Figura 4.6 – Distribuição de pressão para 6672 N. ....	46
Figura 4.7 – Distribuição de pressão para 12233 N. ....	46
Figura 4.8 – Distribuição de pressão para 18371 N. ....	47
Figura 4.9 – Diferença de temperatura na interface. ....	48
Figura 4.10 – Condutância térmica de contato, Al-Al, $b_1$ . ....	49
Figura 4.11 – Condutância térmica de contato para 1624 N. ....	50
Figura 4.12 – Condutância térmica de contato para 3247 N. ....	51
Figura 4.13 – Condutância térmica de contato para 6672 N. ....	51
Figura 4.14 – Condutância térmica de contato para 12233 N. ....	52
Figura 4.15 – Condutância térmica de contato para 18371 N. ....	52
Figura 4.16 – Condutância térmica de contato para $t_1 < t_2$ de Vogd. ....	54
Figura 4.17 – Condutância térmica de contato para $t_1 > t_2$ de Vogd. ....	55
Figura 5.1 – Modelo de Fernlund para Al-Al, $b_1$ e $\alpha=60^\circ$ . ....	59
Figura 5.2 – Modelo de Fernlund para Al-Al, $b_2$ e $\alpha=55^\circ$ . ....	60
Figura 5.3 – Modelo de Fernlund para Ss-Ss, $b_1$ e $\alpha=65^\circ$ . ....	61
Figura 5.4 – Modelo de Madhusudana parabólico para Ss-Ss, $b_2$ e $\alpha=65^\circ$ . ....	61
Figura 5.5 – Modelo de Fernlund para Al-Ss, $b_1$ e $\alpha=65^\circ$ . ....	62
Figura 5.6 – Modelo Madhusudana parabólico para Al-Ss, $b_2$ e $\alpha=65^\circ$ . ....	62
Figura 5.7 – Influência do valor de $\beta$ na distribuição de Weibull. ....	65
Figura 5.8 – Influência do valor de $\eta$ na distribuição de Weibull. ....	66
Figura 5.9 – Influência do valor de $\rho$ na distribuição de Weibull. ....	66
Figura 5.10 – Coeficiente $\rho$ da correlação de Weibull. ....	67
Figura 5.11 – Coeficiente $\beta$ da correlação de Weibull. ....	68
Figura 5.12 – Coeficientes $\eta$ da correlação de Weibull. ....	68
Figura 5.13 – Curvas de ajuste para Al-Al, $b_1$ . ....	69
Figura 5.14 – Curvas de ajuste para Al-Al, $b_2$ . ....	69

Figura 5.15 – Curvas de ajuste para $Ss-Ss, b_1$ .	70
Figura 5.16 – Curvas de ajuste para $Ss-Ss, b_2$ .	70
Figura 5.17 – Curvas de ajuste para $Al-Ss, b_1$ .	71
Figura 5.18 – Curvas de ajuste para $Al-Ss, b_2$ .	71
Figura 5.19 – Condutância térmica de contato $Al-Al, b_1$ .	74
Figura 5.20 – Condutância térmica de contato $Al-Al, b_2$ .	74
Figura 5.21 – Condutância térmica de contato $Ss-Ss, b_1$ .	75
Figura 5.22 – Condutância térmica de contato $Ss-Ss, b_2$ .	76
Figura 5.23 – Condutância térmica de contato $Al-Ss, b_1$ .	76
Figura 5.24 – Condutância térmica de contato $Al-Ss, b_2$ .	77
Figura 5.25 – Comparação de dados de $Al-Ss$ como modelo anisotrópico (Nho 1990).	78
Figura 6.1 – Comparação das juntas de $Al-Al$ .	96
Figura 6.2 – Comparação das juntas de $Ss-Ss$ .	97
Figura 6.3 – Comparação das juntas de $Al-Ss$ .	97
Figura 6.4 – Comparação das juntas de $Al-Al$ .	104
Figura 6.5 – Comparação das juntas de $Ss-Ss$ .	105
Figura 6.6 – Comparação das juntas de $Al-Ss$ .	105
Figura 6.7 – Fernlund $Al-Al b_1$ .	110
Figura 6.8 – Madhusudana Linear $Al-Al b_1$ .	110
Figura 6.9 – Madhusudana Parabólico $Al-Al b_1$ .	110
Figura 6.10 – Madhusudana Polinomial $Al-Al b_1$ .	110
Figura 6.11 – Fernlund $Al-Al b_2$ .	111
Figura 6.12 – Madhusudana Linear $Al-Al b_2$ .	111
Figura 6.13 – Madhusudana Parabólico $Al-Al b_2$ .	111
Figura 6.14 – Madhusudana Polinomial $Al-Al b_2$ .	111
Figura 6.15 – Fernlund $Ss-Ss b_1$ .	112
Figura 6.16 – Madhusudana Linear $Ss-Ss b_1$ .	112
Figura 6.17 – Madhusudana Parabólico $Ss-Ss b_1$ .	112
Figura 6.18 – Madhusudana Polinomial $Ss-Ss b_1$ .	112
Figura 6.19 – Fernlund $Ss-Ss b_2$ .	113
Figura 6.20 – Madhusudana Linear $Ss-Ss b_2$ .	113
Figura 6.21 – Madhusudana Parabólico $Ss-Ss b_2$ .	113
Figura 6.22 – Madhusudana Polinomial $Ss-Ss b_2$ .	113

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1 – Exemplo de temperatura dos componentes de um satélite. ....	2
Tabela 2.1 – Valores de $\alpha$ recomendados por Chandrashekhara e Muthanna (1978). ....	14
Tabela 3.1 – Parâmetros geométricos da junta aparafusada. ....	27
Tabela 3.2 – Tabela de testes. ....	28
Tabela 3.3 – Forças axiais e pressão média das juntas aparafusadas. ....	30
Tabela 3.4 – Medidas de rugosidade. ....	35
Tabela 3.5 – Microdureza Vickers, $H_v$ [MPa]. ....	36
Tabela 3.6 – Coeficientes da microdureza Vickers. ....	37
Tabela 4.1 – Coeficientes subtrativos ( $c_s$ ) [MPa] de correção da distribuição de pressão. ....	41
Tabela 4.2 – Coeficientes multiplicativos adimensionais ( $c_m$ ) de correção da distribuição de pressão. ....	41
Tabela 5.1 – Raio de contato $c$ . ....	58
Tabela 5.2 – Diferença percentual dos dados experimentais e o modelo de Weibull. ....	72
Tabela A.1 – Valores de rugosidade e ondulação. ....	89
Tabela B.1 – Distribuição de pressão junta aparafusada $Al-Al$ , $b_1$ . ....	90
Tabela B.2 – Distribuição de pressão junta aparafusada $Al-Al$ , $b_2$ . ....	91
Tabela B.3 – Distribuição de pressão junta aparafusada $Ss-Ss$ , $b_1$ . ....	92
Tabela B.4 – Distribuição de pressão junta aparafusada $Ss-Ss$ , $b_2$ . ....	93
Tabela B.5 – Distribuição de pressão junta aparafusada $Al-Ss$ , $b_1$ . ....	94
Tabela B.6 – Distribuição de pressão junta aparafusada $Al-Ss$ , $b_2$ . ....	95
Tabela D.1 – Condutância térmica de contato e incerteza, $Al-Al$ $b_1$ . ....	98
Tabela D.2 – Condutância térmica de contato e incerteza, $Al-Al$ $b_2$ . ....	99
Tabela D.3 – Condutância térmica de contato e incerteza, $Ss-Ss$ $b_1$ . ....	100
Tabela D.4 – Condutância térmica de contato e incerteza, $Ss-Ss$ $b_2$ . ....	101
Tabela D.5 – Condutância térmica de contato e incerteza, $Al-Ss$ $b_1$ . ....	102
Tabela D.6 – Condutância térmica de contato e incerteza, $Al-Ss$ $b_2$ . ....	103
Tabela G.1 – Valores das somas dos $\chi^2$ 's para $Al-Al$ $b_1$ . ....	114
Tabela G.2 – Valores das somas dos $\chi^2$ 's para $Al-Al$ $b_2$ . ....	114
Tabela G.3 – Valores das somas dos $\chi^2$ 's para $Ss-Ss$ $b_1$ . ....	115
Tabela G.4 – Valores das somas dos $\chi^2$ 's para $Ss-Ss$ $b_2$ . ....	115
Tabela G.5 – Valores das somas dos $\chi^2$ 's para $Al-Ss$ $b_1$ . ....	116
Tabela G.6 – Valores das somas dos $\chi^2$ 's para $Al-Ss$ $b_2$ . ....	116
Tabela H.1 – Correlação de Yovanovich e Mikic, $Al-Al$ $b_1$ , [W/(m <sup>2</sup> K)]. ....	117
Tabela H.2 – Correlação de Yovanovich e Mikic, $Al-Al$ $b_2$ , [W/(m <sup>2</sup> K)]. ....	118
Tabela H.3 – Correlação de Yovanovich e Mikic, $Ss-Ss$ $b_1$ , [W/(m <sup>2</sup> K)]. ....	119
Tabela H.4 – Correlação de Yovanovich e Mikic, $Ss-Ss$ $b_2$ , [W/(m <sup>2</sup> K)]. ....	120
Tabela H.5 – Correlação de Yovanovich e Mikic, $Al-Ss$ $b_1$ , [W/(m <sup>2</sup> K)]. ....	121
Tabela H.6 – Correlação de Yovanovich e Mikic, $Al-Ss$ $b_2$ , [W/(m <sup>2</sup> K)]. ....	122

## SIMBOLOGIA

### Alfabeto Latino

$a$	Raio do furo do parafuso	[cm]
$A$	$a/c$	
$A_a$	Área aparente	[m <sup>2</sup> ]
$A_i$	Área de um anel da placa	[m <sup>2</sup> ]
$Al$	Placa de alumínio	
$A, B, C, D, E$	Coeficientes da distribuição de Fernlund (1961)	
$b$	Raio da cabeça do parafuso	[cm]
$b_1$ e $b_2$	Raios da cabeça do parafuso	[cm]
$B$	$b/c$	
$c$	Raio de contato	[cm]
$C_1$	Coeficiente de correlação da microdureza Vickers	[MPa]
$C_2$	Coeficiente de correlação da microdureza Vickers	
$c_m$	Coeficiente adimensional multiplicativo da correção de pressão	
$c_s$	Coeficiente subtrativo da correção de pressão	[MPa]
$d$	Espessura da placa	[cm]
$d_v$	Diagonal do entalhe da microdureza Vickers	[μm]
$D_L$	Coeficiente linear da distribuição de pressão Linear de Madhusudana et al. (1990)	
$D_P$	Coeficiente parabólico da distribuição de pressão Parabólica de Madhusudana et al. (1990)	
$D_q$	Variância da inclinação das rugosidades da superfície	
$E'$	Módulo de Elasticidade	[MPa]
$f(x)$	Tensão elétrica de saída da célula de carga	[mV]
$f(T)$	Tempo de ruptura	Unidade de tempo
$F_a$	Força axial	[N]

$F_i$	Força axial aplicada em um anel da placa	[N]
$h_c$	Condutância térmica de contato	[W/(m <sup>2</sup> K)]
$h_j$	Condutância térmica	[W/(m <sup>2</sup> K)]
$H_c$	Microdureza do material	[MPa]
$H_v$	Microdureza Vickers do material	[MPa]
$I_A\%$	Incerteza aleatória	%
$Jlmn$	Tipo de configuração da junta aparafusada	p. 28
$k_s$	Média harmônica das condutividades térmicas	[W/(mK)]
$m$	Inclinação média absoluta das rugosidades da superfície	
$p$	Pressão de contato	Unidade de Pressão
$P_a$	Pressão média aplicada	[MPa]
$P_i$	Pressão medida na posição $i$	[MPa]
$P_{Fe}$	Distribuição de pressão de Fernlund (1961)	
$P_{Li}$	Distribuição de pressão Linear de Madhusudana et al. (1990)	
$P_{MPa}$	Distribuição de pressão Parabólica de Madhusudana et al. (1990)	
$P_{MPo}$	Distribuição de pressão Polinomial de Madhusudana et al. (1990)	
$q$	Fluxo de calor	[W/m <sup>2</sup> ]
$Q$	Taxa de fluxo de calor	[W]
$r$	Raio	[cm]
$r_o$	Raio externo da placa	[cm]
$r_i$	Valor do raio na posição $i$	
$R_c$	Resistência térmica de contato	[K/W]
$R_j$	Resistência térmica	[K/W]
$R_q$	Variância das alturas das rugosidades da superfície	[μm]
$R^2$	Coefficiente de determinação	
$S$	Desvio padrão das medidas	

$Ss$	Placa de aço inoxidável	
$t$	Espessura da placa	[cm]
$x$	Força indicada pela célula de carga	[lbf]
$x_0, x_1, x_2, x_3$	Coeficientes da distribuição Polinomial de Madhusudana et al. (1990)	
$y_i$	Valor medido de pressão através do filme sensitivo, na posição $i$	[MPa]
$y(r_i)$	Valor teórico de pressão na posição $i$	

#### Símbolos Gregos

$\alpha$	Semi-ângulo do tronco de cone	°
$\beta, \eta$ e $\gamma$	Parâmetros da distribuição de Weibull	
$\Delta T$	Diferença de temperatura	[K]
$\lambda$	$r/a$	
$\nu$	Razão de Poisson	
$\rho$	Parâmetro da correlação de Weibull	
$\sigma$	Desvio padrão das alturas das rugosidades da superfície	[ $\mu\text{m}$ ]
$\chi^2$	Chi-quadrado	

#### Subscrito

1,2	Placa 1 e placa 2
$Al$	Placa de alumínio
$i$	Posição radial
$l$	Uma das cinco forças axiais testadas (1624, 3247, 6672, 12233, 18371 N) que são respectivamente representadas por 1, 2, 3, 4, 5
$m$	Uma das três configurações das juntas segundo o tipo de material das placas ( $Al-Al$ , $Ss-Ss$ e $Al-Ss$ )
$n$	Um dos dois tipos de parafusos que se diferem pelo raio de sua cabeça ( $b_1$ e $b_2$ )

Ss

Placa de aço inoxidável

## RESUMO

Este trabalho analisa teoricamente e experimentalmente (utilizando-se de dados experimentais obtidos da literatura), a distribuição de pressão de contato em juntas metálicas aparafusadas, além de estudar a condutância térmica de contato de tais juntas.

É sabido que quando duas placas são colocadas em contato, este contato não é perfeito e quando estas são aparafusadas o parafuso causa uma distribuição de pressão de contato entre as placas, e esta, em situações reais, não é uniforme.

Três configurações diferentes foram utilizadas para as juntas aparafusadas: a primeira é composta de dois discos de alumínio, a segunda possui dois discos de aço inoxidável e a última é composta de um disco de alumínio e o outro de aço inoxidável. Os discos são aparafusados através de um furo no centro. Dois parafusos com raios de cabeça diferentes são testados. Os testes de condutância de contato foram todos feitos em ambiente de vácuo.

Para cada junta aparafusada foram aplicadas cinco cargas axiais diferentes. Cada junta aparafusada testada apresentou um comportamento diferente entre si, tanto em relação às distribuições de pressão de contato quanto à condutância térmica de contato.

Foram feitas comparações entre alguns modelos existentes e os dados experimentais de distribuição de pressão de contato, sendo que estes não obtiveram uma boa concordância entre si. Foi proposta uma correlação para tal distribuição tendo como base a distribuição de Weibull, uma vez que esta tem ampla utilização em áreas que vão de ciências biológicas à engenharia mecânica.

Utilizando modelos de condutância térmica de contato da literatura, foi calculada a condutância para as várias juntas aparafusadas com base na distribuição de pressão de Weibull. Os valores teóricos geralmente não concordam bem com os dados experimentais de condutância térmica de contato. Acredita-se que isso seja devido ao fato de que os modelos foram desenvolvidos para pressão uniforme de contato. No caso de juntas aparafusadas, isso não ocorre. Além disso, acredita-se que desvios de planicidade das superfícies também contribuam para a não-uniformidade da pressão de contato.

## ABSTRACT

This work analysis theoretically and experimentally (using experimental data obtained from the literature), the contact pressure distribution in bolted metal joints, besides studying the thermal contact conductance of such joints.

It is known that when two plates are put in contact, this contact is not perfect and when these are bolted the screw causes the contact pressure distribution between the plates, and this, in real situations, is not uniform.

Three different configurations were used for the bolted joints: the first one is composed of two aluminum discs, the second has two stainless steel discs and the last is composed of one aluminum disc and the other of stainless steel. The discs are bolted through a hole in the middle. Two screws with different bolt head radius are tested. The contact conductance tests were all done in a void space.

For each bolted joint were applied five different axial loads. Each bolted joint tested presented a different behaviour among them, as in relation to contact pressure distribution as to contact thermal conductance.

There was comparison between some existent models and experimental data of contact pressure distribution, being that these did not obtain a good concordance among themselves. It was proposed a correlation for such distribution based on the Weibull distribution, since it has a broad use in areas that goes from biological science to mechanical engineering.

Using contact thermal conductance models from the literature, it was calculated the conductance for several bolted joints based on the Weibull pressure distribution. The theoretical values generally do not agree with the experimental data of contact thermal conductance. It is believed that it is due to the fact that the models were developed for contact uniform pressure. In the case of bolted joints this does not happen. Moreover, it is believed that the surface flatness deviations also contribute for the non-uniformity contact pressure.

## CAPITULO I

### INTRODUÇÃO

Juntas aparafusadas ou rebitadas são muito empregadas em junções mecânicas de máquinas, transformadores, turbinas a gás, equipamentos de geração de energia, trocadores de calor, dentre outros. São também empregadas em sistemas de controle térmico de dispositivos microeletrônicos em espaçonaves e satélites. A eficiência da transferência de calor através das juntas aparafusadas ou rebitadas destes componentes e sistemas é essencial para o seu desempenho térmico. Para isso, se torna necessária uma maior compreensão da resistência térmica global associada a estas juntas. Se o objetivo é facilitar a condução de calor através da junta, a redução da resistência térmica de contato pode melhorar consideravelmente a eficiência, podendo reduzir o consumo de energia total dissipando maior quantidade de calor.

Este trabalho está focalizado em juntas aparafusadas para aplicação espacial, em satélites, cujas caixas contendo equipamentos eletrônicos são aparafusadas a sua estrutura. Considera-se, portanto, o ambiente de vácuo. Um projeto térmico eficiente é fundamental para garantir o seu funcionamento, através do controle dos níveis de temperatura de operação dos equipamentos que constituem o satélite. Sendo assim, é necessário caracterizar o caminho que o calor percorre entre a fonte quente e fonte fria. Em ambiente espacial (ambiente de vácuo) não há transferência de calor por convecção, e o calor líquido transferido por radiação pode ser desprezado, pois são baixos os níveis e as diferenças de temperatura entre as superfícies de contato. Logo a transferência de calor predominante é a condução pelo sólido e, por esta razão, a resistência térmica dessas juntas aparafusadas é de suma importância para o cálculo da distribuição de temperatura no satélite.

A Tabela 1.1 apresenta alguns exemplos de componentes que constituem o satélite e suas respectivas faixas de temperatura de funcionamento. É importante lembrar que, além da dissipação interna, os satélites são sujeitos a variações extremas de temperatura externas ao longo de sua órbita, de -100 a +80 °C.

Tabela 1.1 – Exemplo de temperatura dos componentes de um satélite.

Equipamento	Temperaturas
Componentes eletrônicos	-20 a +60 °C
Gerador solar	-130 a +80 °C
Bateria	0 a +30 °C
Tanques de hidrazina	10 a +40 °C

Outros trabalhos foram desenvolvidos pelo Labtucal/Lepten, relativos à transferência de calor em ambiente de vácuo, de superfícies em contato e em juntas aparafusadas, como Mantelli e Gonçalves (1999), Gonçalves (2000), Milanez (2003), Milanez et al. (2002).

O fluxo de calor através de juntas aparafusadas encontra constrições ao longo de seu caminho. A mais importante destas é a resistência térmica de contatos. Como as superfícies não são perfeitas, quando estão em contato, elas se tocam em apenas alguns pontos. As imperfeições superficiais são divididas em rugosidades e ondulações. A rugosidade é a de menor escala, sendo gerada pela forma da ferramenta, dos parâmetros de usinagem, do tipo de molde de fundição, dentre outros. Já a ondulação é uma imperfeição de maior escala, ocasionada por empenamentos resultantes de tratamento térmicos, por vibrações e por folgas nas máquinas utilizadas na fabricação.

Como já observado, quando duas superfícies são colocadas em contato, elas se tocam efetivamente em pontos discretos. À medida que os corpos são pressionados um contra o outro, as rugosidades irão se deformar originando microregiões por onde o calor pode fluir de um corpo para o outro por condução. O calor então vai convergir para a microregião onde ocorrem os pontos de contato. Isso gera uma resistência ao fluxo de calor, conhecida como microconstrução. Em contrapartida, dependendo da força aplicada na junta aparafusada, as superfícies podem se empenar fazendo surgir uma região onde as microregiões estão concentradas, originando a chamada macroregião de pontos de contato, o que origina a chamada resistência de macroconstrução. Desta forma, o calor primeiramente se concentra na macroregião para depois estabelecer microcontatos.

Se a pressão de contato entre as superfícies é uniforme ao longo da interface de uma junta aparafusada ou rebitada, a condutância térmica de contato pode ser calculada usando resultados teóricos ou correlações atualmente disponíveis na literatura. Entretanto, vários estudos a respeito da distribuição de pressão em juntas aparafusadas mostram que esta não é uniforme, ou seja, a pressão de contato é maior próxima à região do parafuso e diminui à medida que se distancia da borda do parafuso, chegando mesmo ao valor zero. Por este motivo, alguns destes trabalhos determinam o raio de contato entre as superfícies, definido como o raio a partir do qual a pressão assume o valor zero.

Na literatura encontram-se modelos numéricos e analíticos desenvolvidos para a previsão da distribuição de pressão de uma junta aparafusada. Também se encontram na literatura trabalhos experimentais. Normalmente os modelos analíticos calculam a distribuição de pressão em função do raio de contato, obtido segundo a espessura da placa em contato, o raio da cabeça do parafuso. Os modelos da literatura não apresentam uma boa comparação com dados experimentais da literatura e com os dados apresentados neste trabalho.

Os dados utilizados no presente trabalho e que estão sendo publicados pela primeira vez, foram obtidos através de filmes sensitivos a pressão. As juntas aparafusadas empregadas foram formadas por placas de alumínio e/ou aço inoxidável dispostas em três configurações diferentes, para dois tipos de parafusos e cinco diferentes cargas axiais. Este experimento foi realizado por Gonçalves (2000) na Universidade de Texas A&M, Estados Unidos e deu continuidade à investigação iniciada por Mittlebach et al. (1994) nesta mesma Universidade.

A partir dos dados obtidos por Gonçalves (2000), propõe-se neste trabalho, uma correlação baseada na distribuição de Weibull para descrever o a distribuição de pressão de contato da junta aparafusada.

Uma vez definida a distribuição de pressão, esta é utilizada para calcular a condutância térmica de contato, através dos modelos propostos para pressão uniforme, a fim de verificar o comportamento dos mesmos. Em outras palavras, pretende-se aferir se estes modelos poderão descrever a condutância térmica de contato em casos em que a pressão não é uniforme.

## CAPITULO II

### REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo apresenta uma revisão de alguns dos principais trabalhos encontrados na literatura sobre distribuição de pressão de contato e condutância térmica de contato de juntas aparafusadas. A determinação da condutância térmica de contato de uma junta aparafusada depende do conhecimento da distribuição de pressão na interface das placas, além de outros fatores. A maioria dos estudos teóricos e experimentais em juntas aparafusadas tem sido conduzida considerando uma condição de assimetria no carregamento entre duas placas aparafusadas, como mostra a Figura 2.1. A distribuição de pressão é função de variáveis geométricas tais como: espessura das placas ( $t_1$  e  $t_2$ ), raios da haste ( $a$ ) e da cabeça ( $b$ ) do parafuso, raio de contato ( $c$ ), propriedades mecânicas das chapas, força axial do parafuso e características das superfícies de contato.

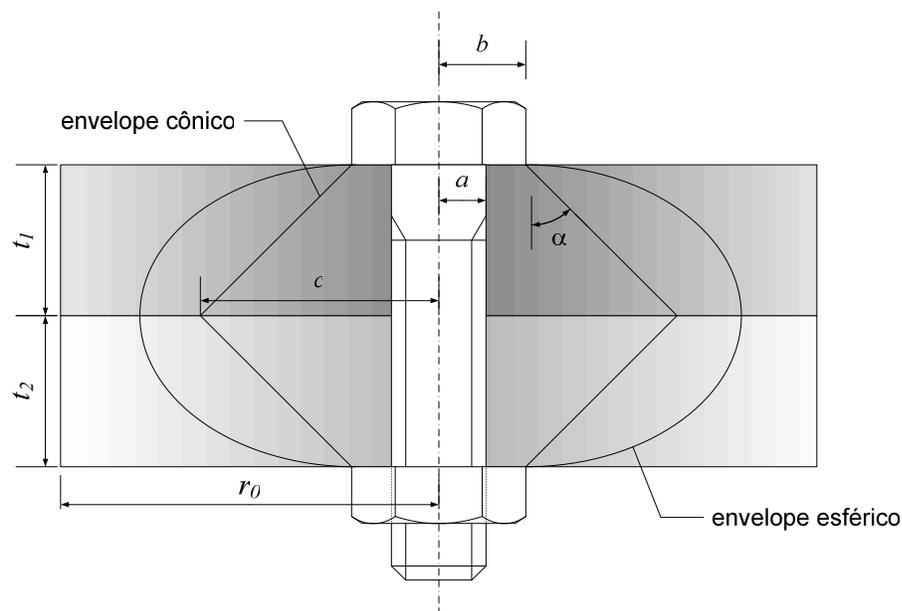


Figura 2.1 – Junta aparafusada.

#### 2.1 Distribuição de Pressão

Rötsher (1927) apud Fernlund (1961) foi um dos primeiros investigadores a calcular o raio de contato de duas placas em uma junta aparafusada. Ele considerou que a tensão de tal junta se dispersa dentro de um tronco de cone de semi-ângulo de  $45^\circ$  (ver ângulo  $\alpha$  na

Figura 2.1), e que a pressão da interface é constante até a distância do raio de contato ( $c$ ). Essa hipótese foi a primeira aproximação para o raio de contato, mas a distribuição de pressão não foi caracterizada satisfatoriamente.

Fernlund (1961) desenvolveu um método analítico a partir da teoria da elasticidade para se obter a distribuição de pressão na interface de duas placas aparafusadas em função do seu raio. Este pesquisador utilizou o método de transformada de Hankel e considerando que duas placas aparafusadas de mesma espessura e mesmo material em contato podem ser representadas por uma única. A pressão de contato entre as duas placas é assumida como igual à tensão no plano médio da placa única. Como o método desenvolvido era de difícil aplicação, foi proposto um método aproximado, onde a pressão de contato foi representada por um polinômio de quarta ordem em função do raio adimensional  $r/a$ . Este método será comparado com os dados experimentais do presente trabalho mais adiante.

Gould e Mikic (1971) investigaram a distribuição de pressão e o raio de contato usando o método de elementos finitos. Eles usaram tanto o modelo de uma única placa quanto o modelo de duas placas, para várias configurações geométricas ( $t/a = 1, 1,33, 2$  e  $b/a=1,3, 1,6, 2,2, 3,1$ ). O modelo de duas placas considera tensão de cisalhamento no raio de contato entre as placas, o que provoca deslocamento superficial na interface, diferente do que o modelo prevê em uma placa única. A comparação do resultado desses dois modelos mostra que o raio de contato calculado com o modelo de duas placas é menor do que o modelo de única placa, ou seja, a área de contato é significativamente diferente. Eles fizeram também uma comparação entre juntas com placas de mesma espessura e de espessuras diferentes. Esta comparação mostrou que o raio de contato do par de espessuras diferentes é menor do que o par de placas de espessuras iguais. Os valores calculados e experimentais do raio de contato mostram boa concordância com os cálculos do modelo de duas placas. Vale ressaltar que os dados experimentais foram obtidos por dois métodos: técnica de auto-radiografia e medição da área polida ao redor do furo do parafuso das placas causada pelo escorregamento sob uma carga na zona de contato.

Plock (1971) apud (Mittleback et al. 1994), investigou o raio de contato equivalente à pressão de contato exercida pelo parafuso, usando papéis sensitivos de pressão, semelhantemente à técnica empregada no presente trabalho. Ele verificou que o raio de contato é maior do que o determinado pela técnica de Rötsher.

Bradley et al. (1971) utilizaram a análise de congelamento de tensão fotoelástica tridimensional para medir a distribuição de pressão. Este método pode ser empregado com placas de epoxy. Nove diferentes geometrias foram estudadas. Foi observado que, aumentando a razão entre os raios da cabeça do parafuso e do furo do parafuso, aumentam-se também os valores de pressão da junta aparafusada. Observaram também

que o aumento das espessuras das placas tem o mesmo efeito. Os dados obtidos a partir da geometria  $a/t=0,5$  e  $b/a=1,5$  foram escolhidos para comparação com a solução aproximada de Fernlund (1961) e com uma solução por elementos finitos desenvolvida por Nelson (1962) apud Bradley et al. (1971). O primeiro modelo superestimou o raio de contato em aproximadamente 15% e subestimou a pressão máxima em aproximadamente 20% em relação aos dados experimentais. Já a solução de elementos finitos mostrou uma boa concordância com os resultados experimentais.

Motosh (1975 e 1976) usou a mesma aproximação feita por Fernlund para analisar a distribuição de pressão na interface da junta aparafusada, assumindo que o contato é limitado por um envelope cônico ou esférico, como mostra a Figura 2.1.

Chandrashekhara e Muthanna (1977 e 1978) desenvolveram uma solução teórica analítica em termos de séries de Fourier-Bessel, tratando o problema como se fosse uma espessa placa de extensão infinita com um furo circular, submetido a uma carga normal axissimétrica. Várias razões de  $t/a$  e  $b/a$  foram consideradas, assim como vários valores do coeficiente de Poisson. Os resultados, avaliados numericamente mostraram que a pressão na interface tende a zero para  $r/a > 5$ . Também observaram que, para deformação elástica, a única propriedade do material que pode afetar a distribuição de pressão é o coeficiente de Poisson.

Ito et al. (1979) mediram a distribuição de pressão interfacial em flanges aparafusadas por meio de ondas ultra-sônicas. Este método, porém, não detectou pressões muito pequenas. O método de medição não gerava diretamente valores quantitativos de pressão de contato. Por esta razão, os pesquisadores desenvolveram uma metodologia de conversão da pressão qualitativa em quantitativa. Estes autores mostraram que a rugosidade das superfícies das placas, o material e a espessura da placa influenciam a distribuição de pressão e o valor do raio de contato. Foram investigadas placas feitas de aço semi-duro (S45C), latão (BsBM1) e liga de alumínio (AIB1) onde forças axiais no parafuso de 9,8 a 19,6 kN foram aplicadas. A junta de aço apresentou os maiores valores de pressão, de contato, seguida da de latão e por último a de alumínio. Notou-se que, quanto menor for a espessura da placa, maiores são os valores obtidos. Os testes foram feitos mantendo-se a espessura da placa inferior e variando-se apenas a espessura da placa superior. Os pesquisadores também compararam seus dados com os modelos teóricos de Shibahara e Oda (1969) e Gould e Mikic (1972) e observaram uma grande diferença entre eles.

Ziada e Abd El Latif (1980) investigaram o efeito de várias razões das espessuras das duas placas ( $t_1/t_2$ ) na distribuição de carregamento e tensão de juntas aparafusadas cilíndricas usando a técnica de elementos finitos. Os cálculos foram realizados para cinco juntas com a espessura total de 50 mm, com placas de espessura  $t_1/t_2 = 5/45, 12,5/37,5,$

20/30 e 25/25 mm. Os testes foram feitos tanto com as placas nesta disposição como também em disposição inversa. O raio de contato da interface mostrou ser grandemente afetado pela razão das espessuras das duas placas aparafusadas. Junções cujas razões de espessura são menores do que 1 possuem maiores valores de pressão. O valor máximo do raio de contato foi obtido para  $c/a=3,5$  para placas de espessuras iguais, já o valor mínimo do raio de contato aproxima-se de um valor constante de  $c/a=2,5$  para razões de espessuras de  $t_1/t_2 \geq 9$ .

Curti et al. (1985) fizeram uma análise numérica com base no método de elementos de fronteira para um modelo de placa única, em junções formadas por placas de mesma espessura. Eles empregaram cargas anulares de três diferentes configurações: uniformes, linearmente crescentes com o raio e linearmente decrescentes com o raio. Foi observado que valores de raio de contato são maiores para as cargas anulares constantes quando comparadas às cargas linearmente decrescentes, e menores quando comparadas às cargas linearmente crescentes. As distribuições das tensões axiais interfaciais obtidas são contraditórias em relação à maioria dos outros trabalhos na literatura, pois se mostram aproximadamente lineares para as juntas onde  $[(b-a)/t] < 0,6$ .

Madhusudana et al. (1990) propuseram três tipos de distribuição de pressão em uma junção de placas: linear, parabólica e polinomial, dependentes da espessura das placas, do raio do furo do parafuso e do raio da cabeça do parafuso. Dentre estas, a distribuição parabólica foi a mesma utilizada por Yip (1972). A partir deste estudo, os pesquisadores concluíram que a condutância térmica de contato irá variar de 5 a 10 %, dependendo do tipo de distribuição de tensão escolhida quando correlações experimentais da literatura para condutância de contatos são usadas.

Mittlebach et al. (1994) desenvolveram um estudo experimental da distribuição de pressão da interface bem como da condutância térmica de juntas aparafusadas. As variáveis consideradas incluem: torque do parafuso (e a força axial associada), espessuras das placas e temperatura média da interface, a partir do raio do parafuso. Estudaram junções formadas por placas de Alumínio 6061-T6, de rugosidade menor que  $3,7 \mu\text{m}$ , de raio externo de 45,7 mm, cuja razão  $b/a$  é de 1,6 e cujas razões das espessuras são: 19,1/19,1, 12,7/19,1 e 25,4/19,1 mm. Foram aplicadas cargas axiais variando de 6,69 a 13,425 kN, três fluxos de calor e temperatura média de junção de mais de 310 K. Os dados de distribuição de pressão foram obtidos com um filme sensível a pressão. Estes pesquisadores investigaram vários modelos de distribuição de pressão da literatura, os quais foram comparados aos dados experimentais de Bradley. Chegaram à conclusão que os modelos de Chandrashekhara (1978) e Fernlund (1961) são os que melhor se ajustaram aos dados experimentais. Além disso, verificaram que os valores máximos de pressão

obtidos por Chandrashekhara são maiores que os obtidos por Fernlund, mas que, por outro lado, o valor do raio de contato deste é menor em relação à Fernlund. Notaram também que, conforme o ângulo do envelope cônico empregado (ver Figura 2.1), o modelo de Fernlund se aproxima dos resultados obtidos por Chandrashekhara.

Os dados experimentais de Mittlebach et al. (1994), revelam que, para superfícies não lisas, o valor máximo de pressão não é próximo ao furo da junta aparafusada, mas sim um pouco mais afastado. Já para as superfícies lisas, este valor máximo se aproxima do furo. Outro aspecto interessante observado foi que a variação das espessuras das placas não gerou uma diferença significativa em relação ao raio de contato. Porém, as diferenças das espessuras das placas provocaram variações nas medidas de pressão próximas ao parafuso, para as diferentes cargas aplicadas e para as diferentes espessuras, embora estas diminuam à medida que se distancia do furo do parafuso.

## 2.2 Condutância Térmica de Contato

Aron e Colombo (1963) estudaram a relação entre as condições da interface e o seu efeito na condutância térmica da junta. Para isso, eles utilizaram um programa experimental limitado e um método de análise de tensões por testes fotoelásticos, para calcular a distribuição de pressão na interface. Eles concluíram que, para juntas aparafusadas de mesma espessura, a tensão interfacial cai a zero a um raio aproximadamente igual ao raio de carga mais 1,5 a 2 vezes a espessura de uma das placas. Observaram que a resistência térmica global de uma junta aparafusada pode ser modelada como resistências em série, ou seja, empregando modelos de capacidade concentrada ("lumped models"). Assim, o calor é considerado como transferido por condução através de uma das placas (resistência de constrição) até a região central (onde se encontra o parafuso). Em seguida é transferido, sem resistência térmica, para a outra placa, onde é então espalhado por condução (resistência de espalhamento). Os dados experimentais mostraram que tanto a distribuição de pressão quanto a dureza do material são fatores que controlam a transferência de calor da junta aparafusada em um ambiente de vácuo.

Elliot (1965) desenvolveu um programa semelhante ao de Aron e Colombo (1963) para calcular a condutância térmica de contato em juntas aparafusadas de metal em ambiente de vácuo. Eles também realizaram testes em laboratório e obtiveram uma boa comparação entre os dados e a previsão teórica.

Varias investigações feitas mostram a influência da direção do fluxo de calor em contatos entre materiais diferentes. Ou seja, a condutância térmica de contato de uma junta aparafusada composta de alumínio e aço inoxidável, para o fluxo de calor neste sentido é

diferente se o fluxo de calor estiver na direção aço inoxidável e alumínio. Nho (1990) pesquisou o efeito direcional do fluxo de calor na condutância térmica de contato em relação a placas de níquel, aço inoxidável e alumínio; sua pesquisa revelou que a condutância térmica de contato possui um efeito direcional menor entre as placas de alumínio e níquel o que não é averiguado entre junções de alumínio e aço inoxidável e de níquel e aço inoxidável. Embora este fenômeno não seja ainda explicado microscopicamente, o modelo macroscópico empregado por Clausing (1966) revela que a tensão térmica pode ser a fonte do efeito direcional da condutância de calor. Uma das referências citadas por ele mostra que o fluxo de calor no sentido aço e alumínio chega a ser cinco vezes maior em relação à direção inversa. A partir dos dados experimentais apresentado por ele, mostrou-se que a influência direcional desaparece se a tensão térmica for suficientemente pequena.

Cooper, et al. (1968) e Yovanovich (1982), no cálculo da condutância térmica de contatos entre duas superfícies, assumiram que as rugosidades das superfícies em contato sofrem uma deformação plástica. Assumiram também que a altura das rugosidades das superfícies obedecem uma distribuição Gaussiana e que os fenômenos termo-físicos que ocorrem entre duas superfícies rugosas em contato podem ser modelados como uma superfície rugosa rígida penetrando em uma superfície macia e lisa.

Roca e Mikic (1972) estudaram o efeito da rugosidade da superfície na resistência térmica total de juntas aparafusadas. O aumento da rugosidade pode aumentar, diminuir ou até mesmo manter constante a resistência total. Uma vez que a distribuição de pressão é conhecida, é possível calcular a condutância de contato interfacial e a resistência total da junta. Para calcular a distribuição de tensão entre os dois discos em contato, foi utilizada a análise de tensão do plano médio. Para isso eles assumiram as seguintes hipóteses: os discos têm uma deformação elástica enquanto que as rugosidades deformação plástica; a distribuição das alturas da rugosidade em relação ao plano médio é gaussiana; o contato é simétrico em relação ao eixo do centro da área em contato e ambos os discos apresentam as mesmas dimensões, materiais e distribuição de carga.

Yip (1972) assumiu que a resistência térmica de uma junta aparafusada pode ser expressa como a soma da resistência de micro e macro contato e que a resistência global dos micro contatos é a soma das resistências de todos os micros contatos em paralelo. Este pesquisador determinou a resistência térmica do micro contato para três diferentes distribuições de pressão: uniforme, linear e parabólica. Chegou à conclusão de que a não-uniformidade da distribuição de tensão não afeta a resistência térmica do micro contatos.

Mikic (1974) propôs uma correlação elástica de condutância térmica entre duas placas em contato, considerando as asperezas dessas superfícies como esferas e determinando a área do contato entre elas pela teoria de Hertz.

Uma investigação experimental feita por Fletcher et al. (1990) teve como objetivo estudar a resistência macroscópica da junta aparafusada por meio de uma analogia eletrolítica e determinar o efeito de diferentes raios do parafuso, raios de contato, raios do tanque e espessuras da placa sobre a mesma. Um método numérico também foi desenvolvido e comparado com dados experimentais, obtendo-se boa concordância entre eles. Estes pesquisadores chegaram as seguintes conclusões: os métodos da analogia eletrolítica e das diferenças finitas podem ser utilizados para verificar precisamente a resistência macroscópica de uma junta aparafusada isolada. Já o método da analogia eletrolítica pode ser utilizado para a determinação da resistência de constricção para as soluções que atualmente não estão disponíveis na literatura. A resistência macroscópica da junta é influenciada pelo parafuso, pelo raio externo da placa, pelo raio de contato e pela espessura da placa. A resistência aumenta quando o raio do parafuso e o raio do tanque aumentam, mas diminui quando o raio de contato e a soma das espessuras das placas aumentam.

Lee et al. (1993) desenvolveram um modelo analítico para o modelo físico estudado experimentalmente por Fletcher et al. (1990). Os valores analíticos e experimentais apresentaram uma boa comparação. Fundamentados nos resultados analíticos, eles também desenvolveram uma correlação baseada nos parâmetros: raio do furo do parafuso, raio da placa, espessura da placa e raio de contato.

Madhusudana et al. (1990), investigaram analiticamente a influência do tipo de distribuição de pressão na condutância de contato microscópica. A distribuição de pressão, corrigida por determinado coeficiente, que depende do tipo de correlação de condutância térmica utilizada, foi integrada na área, entre o raio do furo do parafuso e o raio de contato. Várias formas de distribuições de pressão como: linear, parabólica e polinomial, foi considerada. As diferenças nas condutâncias de contato das juntas resultantes das três formas de distribuição de pressão são da ordem de 5 a 10 %.

Vogd (1990), em seu estudo apresenta resultados de condutância de contato para junções aparafusadas, utilizando placas de alumínio 6061. Os parâmetros investigados foram: a espessura das placas, a força axial aplicada na junta e o material interfacial da mesma. Chegando a conclusão de que com o aumento da força axial aplicada os valores condutância térmica aumentam, o efeito inverso é observado quando se aumenta a espessura da placa superior da junção (sendo a espessura da placa inferior mantida constante para todas as configurações dos testes), a diminuição da condutância térmica entre as juntas é de aproximadamente de  $10^3$  [W/(m<sup>2</sup>K)]. A utilização de material interfacial na junta aparafusada causou um efeito de isolamento ao invés de ajudar a troca de calor entre as placas.

Nho (1990) além de propor um modelo de condutância térmica anisotrópica, fez um estudo de sobre vários materiais e direções de fluxo de calor. Em seus experimentos Nho utilizou placas de aço inoxidável 304, níquel 200 e alumínio 6061. Ao comparar o modelo proposto e os dados experimentais, para juntas compostas de placas de mesmo material, ele obteve uma boa comparação. O modelo, porém não teve uma boa comparação quando se utilizou junções constituídas de placas de materiais diferentes, a partir deste tipo de junções verificou um efeito direcional do fluxo de calor na condutância térmica de contato.

O experimento de Mittlebach et al. (1994), referente à condutância térmica de contato, foi realizado para duas geometrias de juntas aparafusadas ( $t_1/t_2=2/3$  e  $4/3$ ), com torques diferentes, que geraram forças axiais no parafuso de 2,44 a 13,63 kN. Foram aplicados três fluxos de calor diferentes. As duas junções apresentaram valores de condutância térmica de contato máximo próximos ao parafuso, os quais diminuem à medida que se distancia do parafuso. Outra característica averiguada por eles foi que os valores de condutância térmica de contato para as diferentes cargas, à medida que se distancia do furo do parafuso, tendem a um mesmo valor. Este comportamento pode ser observado através dos gráficos apresentados pelos pesquisadores, que mostram a condutância térmica de contato versus  $r/a$ . Para a razão de espessuras de  $2/3$ , os valores de condutância térmica de contato começam a apresentar um mesmo valor para  $r/a$  iguais a 6 e 7. Já para a razão de espessuras de  $4/3$ , este valor constante surge na região onde  $r/a$  é igual a 12. Em virtude da espessura empregada, a última configuração testada sofreu menos deformações das superfícies e isso aumentou a área de contato entre as placas, reduzindo os valores de condutância de contato da junta aparafusada.

Mantelli e Yovanovich (1998) desenvolveram um modelo analítico para prever a resistência térmica global de juntas aparafusadas em ambiente de vácuo, considerando várias arruelas entre as placas. Os dados de entrada são os parâmetros geométricos e as propriedades mecânicas e termofísicas dos materiais das chapas, arruelas e parafuso. Estes pesquisadores apresentam também um modelo para calcular a pressão média de contato da junta, em função da temperatura média da mesma e do torque inicial do parafuso. Como o parafuso, chapas e arruelas são feitos de materiais com coeficientes de dilatação térmica distintos, a pressão de contato da junta varia com a temperatura média da mesma. Os resultados deste trabalho comparam bem com modelos analíticos e dados experimentais encontrados na literatura para o caso sem arruelas entre as placas. A comparação dos dados experimentais com três arruelas e o modelo mostraram que a resistência térmica é dependente da temperatura. O modelo foi também comparado com dados para juntas com uma arruela entre as placas, mostrando também uma boa concordância.

Um estudo a respeito de modelos analíticos existentes, que descrevem a condutância térmica de contato de juntas de alumínio/alumínio e alumínio/aço inoxidável, foi realizado por Marotta e Fletcher (1998). Os autores utilizaram placas de alumínio 6061 e aço inoxidável 304. Nesta pesquisa foram considerados tanto modelos plásticos quanto elásticos ambos em condições de ambiente de vácuo. Além da utilização de dados experimentais da literatura referente às características escritas acima, também foram realizados experimentos por eles para a validação dos modelos da literatura. Esta pesquisa levou-os a conclusão que modelos elásticos obtinham melhores comparações (embora estes não levassem em consideração a fina camada de óxido formada nas placas de alumínio) tanto com dados experimentais da literatura quanto com os dados que eles obtiveram. Uma fina camada de óxido se forma naturalmente nas placas de alumínio e influenciam na condutância térmica de contato.

A seguir serão apresentados os modelos analíticos para distribuição de pressão e condutância térmica de contato, que serão utilizados mais tarde na comparação com os dados experimentais do presente trabalho.

### **2.3 Modelos Analíticos de Distribuição de Pressão**

Como já apresentado neste capítulo, na literatura encontram-se vários modelos para a distribuição de pressão de contato de juntas aparafusadas. Alguns são baseados em métodos numéricos enquanto outros, analíticos. Nesta dissertação, dois modelos analíticos serão empregados. Estes foram escolhidos por possuírem uma boa comparação com dados experimentais e modelos numéricos da literatura. Um dos modelos tem um caráter especulativo, ou seja, este propõe três tipos de distribuições de pressão.

O primeiro modelo a ser empregado neste estudo é o de Fernlund (1961), que como já observado, propõe um método para calcular a distribuição de pressão a partir de uma pressão uniforme simetricamente aplicada ao redor do furo central de duas placas de extensão infinita. Maiores detalhes sobre o modelo deste autor serão apresentados a seguir.

A distribuição de pressão entre as placas foi calculada a partir do método matemático conhecido como de superposição. Vemos um esquema da solução deste método na Figura 2.2, onde  $a$  e  $b$  refere-se ao raio onde a pressão  $p$  é aplicada e  $d$  é a espessura das placas. Sneddon (1946) apud Fernlund (1961) estudou a junta  $a$  e  $b$ , como um meio elástico limitado por duas placas paralelas de distancia infinita, sendo que a pressão é distribuída simetricamente sob a linha normal da superfície. Por superposição dos casos  $a$  e  $b$ , Fernlund propôs a solução do caso  $c$  da Figura 2.2. Assumindo que não há deslocamento entre duas placas em contato e se estas possuem mesma espessura, as placas podem ser

consideradas como um único corpo elástico. Porém, se as placas possuem espessuras diferentes, esta hipótese pode levar a erros consideráveis.

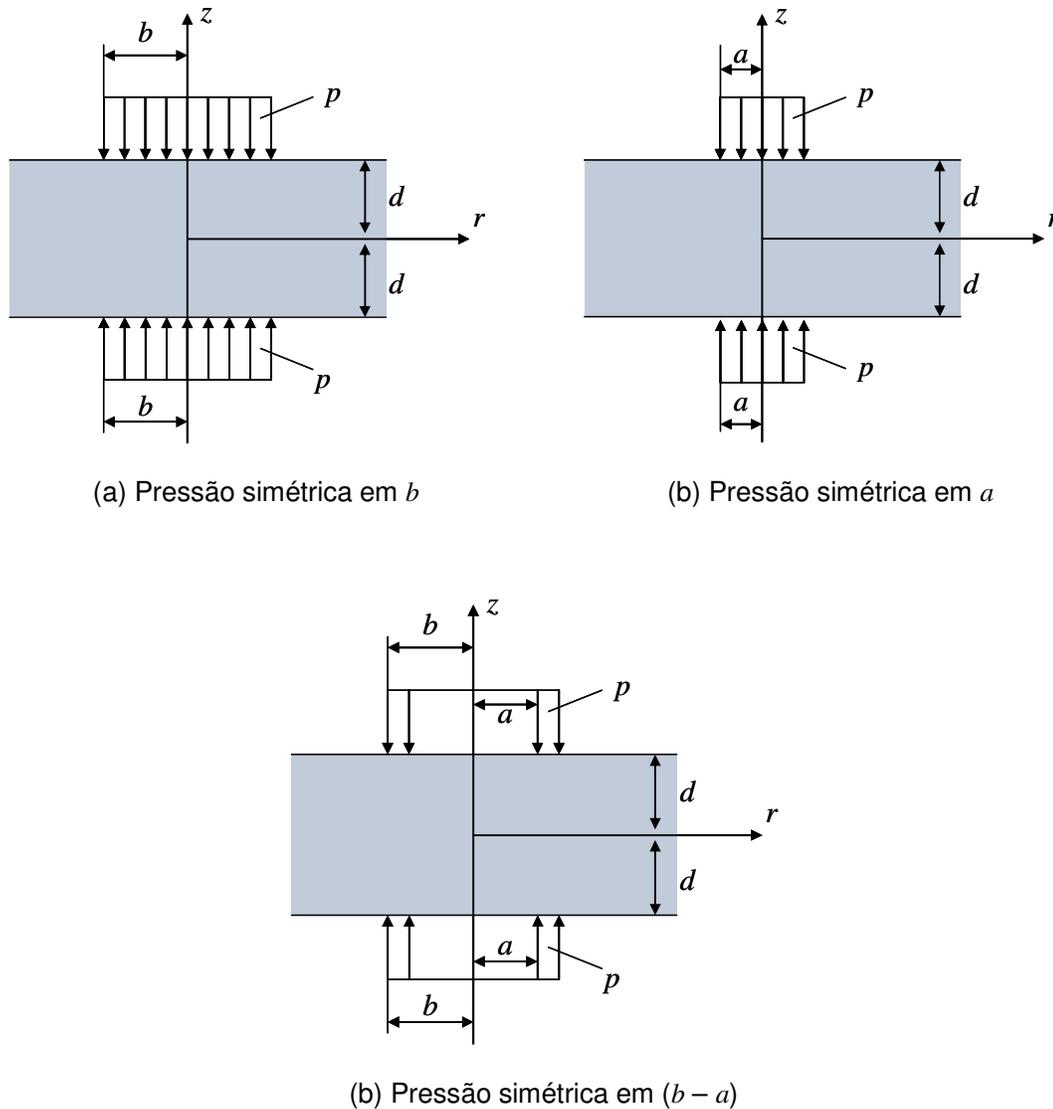


Figura 2.2 – Superposição de pressão.

Para calcular o raio de contato entre as placas sujeitas a uma força sobre uma região (parafuso ou arruela), Fernlund (1961) utilizou o modelo proposto por Rötsher (1927), onde o raio de contato é limitado por dois troncos de cone com ângulos de  $45^\circ$  (ver Figura 2.1). O raio do contato, ou seja, da região circular ao redor do parafuso onde a pressão de contato é diferente de zero, é dado pela seguinte equação:

$$c = b + d(\tan \alpha), \quad (2.1)$$

onde  $d$  é a espessura da placa e  $\alpha$  é o semi-ângulo do tronco de cone.

Chandrashekhara e Muthanna (1978) propuseram valores de  $\alpha$  segundo a razão  $d/a$ , apresentados na Tabela 2.1.

Tabela 2.1 – Valores de  $\alpha$  recomendados por Chandrashekhara e Muthanna (1978).

$d/a$	$\alpha$
$d/a < 2$	40° ou menor
$2 < d/a < 4$	45°
$d/a > 4$	50° ou maior

A equação de equilíbrio de forças determina que:

$$F_a = P_a \pi (b^2 - a^2), \quad (2.2)$$

onde  $a$  é o raio do furo do parafuso,  $b$  o raio da cabeça do parafuso,  $d$  a espessura da placa e  $P_a$  a pressão axial média (força axial dividida pela área de contato) da junta aparafusada. Geralmente o raio da cabeça do parafuso é dado em relação ao raio do furo do parafuso.

No modelo simplificado de Fernlund (1961),  $P_{Fe}$  é um polinômio de quarto grau, dado em função do raio adimensional ( $\lambda = r/a$ ), que determina a distribuição da pressão ao longo da área de contato, sendo dado por:

$$P_{Fe}(\lambda) = A\lambda^4 + B\lambda^3 + C\lambda^2 + D\lambda + E. \quad (2.3)$$

Os coeficientes  $A$ ,  $B$ ,  $C$ ,  $D$  e  $E$  são determinadas pelas equações a seguir:

$$A = \frac{\frac{15 F_a}{\pi a^2}}{-c^6 + 2c^5 + 5c^4 - 20c^3 + 25c^2 - 14c - 3}, \quad (2.4)$$

$$B = -\frac{4}{3}(2c+1)A, \quad (2.5)$$

$$C = 2c(c+2)A, \quad (2.6)$$

$$D = -4c^2A, \quad (2.7)$$

$$E = -\frac{c^3}{3}(c-4)A. \quad (2.8)$$

Utilizando a equação do equilíbrio de forças, Equação (2.2), verifica-se que todos os termos do polinômio são escritos em função de  $P_a$ . Para tornar a distribuição de pressão adimensional, Fernlund, a dividiu por  $P_a$ . Desta forma, obtêm-se uma distribuição diferente para cada junta aparafusada, de acordo com os parâmetros geométricos de cada uma, ou seja, esta distribuição é dependente da espessura da placa, do raio do furo do parafuso, do raio da cabeça do parafuso e do raio de contato.

Como já comentado, Madhusudana et al. (1990) consideraram três distribuições de pressão; linear parabólica e polinomial. A distribuição linear é dada por:

$$\frac{P_{MLi}}{P_a} = D_L A \left( \frac{1}{A} - \frac{r}{a} \right), \quad (2.9)$$

onde  $A=a/c$  e  $B=b/c$  e onde  $D_L$  é calculado através de:

$$D_L = \frac{3(B^2 - A^2)}{(1 - 3A^2 + 2A^3)}. \quad (2.10)$$

A distribuição de pressão parabólica é dada pela equação:

$$\frac{P_{MPa}}{P_a} = D_p A^2 \left[ \frac{1}{A^2} - \left( \frac{r}{a} \right)^2 \right], \quad (2.11)$$

onde  $D_p$  é obtida a partir de:

$$D_p = \frac{2(B^2 - A^2)}{(1 - A^2)^2}. \quad (2.12)$$

A distribuição de pressão polinomial é dada pela equação:

$$\frac{P_{MPo}}{P_a} = x_0 + x_1 \left( \frac{r}{a} \right) A + x_2 \left( \frac{r}{a} \right)^2 A^2 + x_3 \left( \frac{r}{a} \right)^3 A^3, \quad (2.13)$$

sujeita às condições de contorno:

$$\begin{aligned}
 P &= 0 \text{ em } r = c \\
 \frac{dP}{dr} &= 0 \text{ em } r = a \\
 \frac{dP}{dr} &= 0 \text{ em } r = c
 \end{aligned} \tag{2.14}$$

A condição de equilíbrio de forças estabelece que:

$$2 \int_a^c P \cdot r \, dr = (b^2 - a^2) P_a. \tag{2.15}$$

Madhusudana et al. (1990) relatam que, substituindo as equações (2.13) e (2.14) na Equação (2.15), obtêm-se o seguinte conjunto de matrizes, empregadas para o cálculo dos coeficientes  $x_0$ ,  $x_1$ ,  $x_2$  e  $x_3$  do polinômio (Equação (2.13)) e do parâmetro  $\Delta$  dados por, respectivamente:

$$x_0 = \frac{1}{\Delta} \begin{pmatrix} 0 & 1 & 1 & 1 \\ 0 & 1 & 2A & 3A^2 \\ 0 & 1 & 2 & 3 \\ B^2 - A^2 & 2(1-A^3)/3 & (1-A^4)/2 & 2(1-A^5)/5 \end{pmatrix}, \tag{2.16}$$

$$x_1 = \frac{1}{\Delta} \begin{pmatrix} 1 & 0 & 1 & 1 \\ 0 & 0 & 2A & 3A^2 \\ 0 & 0 & 2 & 3 \\ 1-A^2 & B^2 - A^2 & (1-A^4)/2 & 2(1-A^5)/5 \end{pmatrix}, \tag{2.17}$$

$$x_2 = \frac{1}{\Delta} \begin{pmatrix} 1 & 1 & 0 & 1 \\ 0 & 1 & 0 & 3A^2 \\ 0 & 1 & 0 & 3 \\ 1-A^2 & 2(1-A^3)/3 & B^2 - A^2 & 2(1-A^5)/5 \end{pmatrix}, \tag{2.18}$$

$$x_3 = \frac{1}{\Delta} \begin{pmatrix} 1 & 1 & 1 & 0 \\ 0 & 1 & 2A & 0 \\ 0 & 1 & 2 & 0 \\ 1-A^2 & 2(1-A^3)/3 & (1-A^4)/2 & B^2 - A^2 \end{pmatrix}, \tag{2.19}$$

sendo  $\Delta$  determinado pela matriz (2.20).

$$\Delta = \begin{pmatrix} 1 & 1 & 1 & 1 \\ 0 & 1 & 2A & 3A^2 \\ 0 & 1 & 2 & 3 \\ 1-A^2 & 2(1-A^3)/3 & (1-A^4)/2 & 2(1-A^5)/5 \end{pmatrix}. \quad (2.20)$$

A partir do cálculo do determinante das matrizes acima se obtêm os valores dos coeficientes do modelo polinomial de Madhusudana et al.

As distribuições propostas por Madhusudana et al. (1990) obtiveram valores máximos de pressão menores do que o obtido por Goud e Mikic (1971).

Estas equações serão empregadas no cálculo teórico da distribuição de pressão nas junções estudadas neste trabalho, como se verá no Capítulo IV.

## 2.4 Correlações de Condutância Térmica de Contato

Por mais perfeito que seja o processo de fabricação de uma superfície, a sua análise microscópica sempre apresenta imperfeições, ou seja, esta nunca será perfeitamente lisa nem plana. Estas imperfeições superficiais são divididas em escalas. As imperfeições em pequena escala são denominadas rugosidades, enquanto que as de grande escala são chamadas ondulações. A primeira é consequência da ferramenta utilizada, do processo de fabricação ou até mesmo do molde utilizado para fazer a superfície. A segunda é resultado de empenamentos ocasionados por tratamentos térmicos, vibrações nas máquinas ferramentas, ou, como no presente caso, consequência de uma força não uniformemente distribuída, como a força aplicada em uma junta aparafusada.

Quando é aplicada uma pressão sobre superfícies em contato, os picos das rugosidades, correspondentes aos pontos discretos de contato real com a outra superfície, se deformam originando regiões onde ocorre a condução de calor de um corpo para o outro. Nos locais onde há ausência de contato, as microcavidades, o calor pode ser transferido por radiação ou por condução através do gás que as ocupa. Segundo Mantelli e Yovanovich (2002), as trocas de calor pelas microcavidades são pequenas em relação à troca por condução pelos pontos de contato. Em aplicações espaciais, por exemplo, a radiação é negligenciada, pois o nível de temperatura é baixo e não existe condução pelo suposto gás aprisionado no interstício, uma vez que a junção encontra-se em vácuo. Sendo assim, o calor irá convergir para os pontos onde ocorrem os contatos. Isto gera um fenômeno chamado de resistência de microconstricção, que é uma resistência térmica ao fluxo de calor, conforme ilustrado na Figura 2.3.

Quando há imperfeições de maior escala, os pontos de contato não são distribuídos uniformemente sobre as superfícies. Eles se concentram em regiões preferenciais, cuja área total é menor do que a área aparente de contato. Isto irá dificultar ainda mais o fluxo de calor, que agora terá uma resistência de macroconstricção. Assim, o fluxo de calor tem que primeiramente convergir para a região onde estão concentrados os pontos de contato (macroconstricção), para depois sofrer a microconstricção em direção aos pontos de contato propriamente ditos.

Os valores da resistência térmica associada à resistência térmica de contatos podem ser obtidos a partir dos perfis longitudinais de temperatura do material cuja superfície está em contato. Isto é obtido extrapolando-se os perfis de temperatura até a interface. Observa-se neste caso uma descontinuidade de temperaturas  $\Delta T$ [K], a qual é associada a uma resistência térmica da junta  $R_j$  [K/W], definida como a razão entre a queda de temperatura na interface e a taxa do fluxo de calor através da interface  $Q$  [W], conforme mostra a equação:

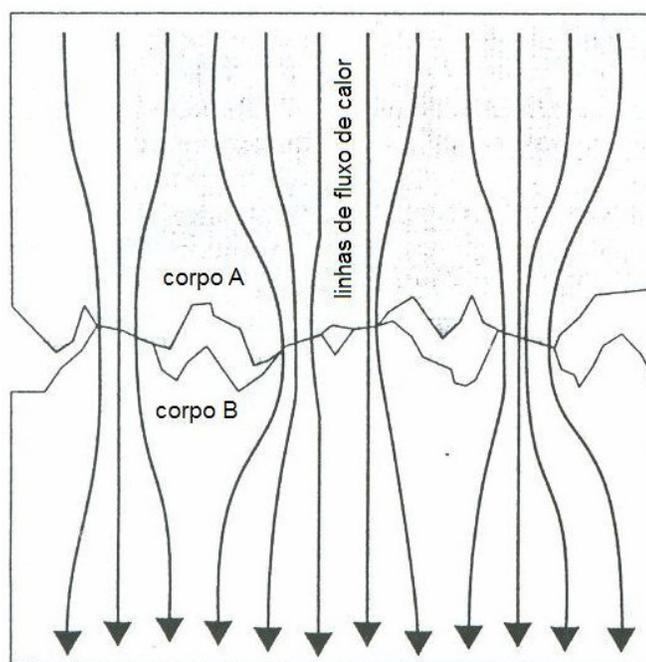


Figura 2.3 – Condução de calor através dos pontos de contato, fonte Milanez (2003).

$$R_j = \frac{\Delta T}{Q} \quad (2.21)$$

A condutância térmica de contato é definida como o inverso da resistência de contato por unidade de área aparente  $A_a$  [m<sup>2</sup>], ou seja:

$$h_j = \frac{1}{R_j A_a} \quad (2.22)$$

Segundo Mantelli e Yovanovich (2002), a resistência térmica de contato depende de aspectos geométricos, térmicos e mecânicos tais como: rugosidade e/ou ondulação da superfície, espessura das cavidades entre as superfícies, material presente nas cavidades, condutividade dos materiais utilizados, dureza dos materiais em contato, pressão de contato, tipo de deformação das rugosidades (elástica ou plástica) e temperatura média da interface.

A Figura 2.4 mostra esquematicamente os pontos de contato resultantes do contato entre dois corpos. Se as superfícies não tiverem ondulações, os pontos de contato estarão aleatoriamente distribuídos sobre a área aparente de contato. Para superfícies isotrópicas Cooper et al. (1968) demonstraram que os pontos de contato são isotérmicos e todos estarão à mesma temperatura. A cada ponto de contato é associado um tubo de fluxo de calor elementar, o qual define o raio de influência do ponto de contato localizado no seu centro. Longe da interface as linhas de fluxo de calor são paralelas em relação ao eixo  $z$ .

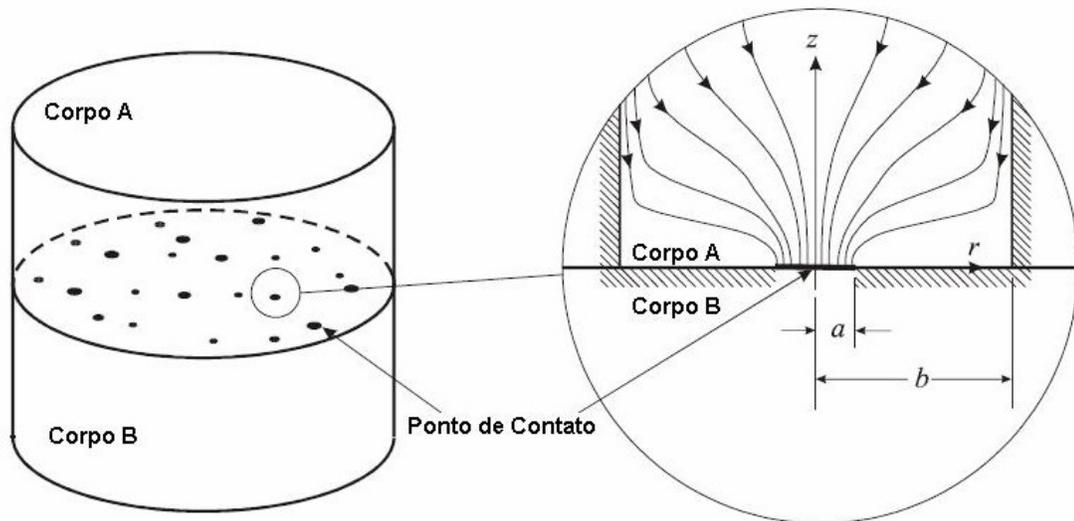


Figura 2.4 – Pontos de contato e tubo elementar de fluxo de calor, fonte Milanez (2003).

Para se caracterizar a transferência de calor através da interface entre dois corpos, é necessário definir primeiramente o tipo de junção com que se está trabalhando, que pode ser:

- Lisa e não-conforme: consiste em um único macrocontato, como por exemplo, o contato entre uma superfície esférica e uma plana, sendo ambas lisas.
- Rugosa e conforme: é caracterizada por vários microcontatos discretos e microcavidades distribuídos praticamente uniformemente sobre a área de contato aparente.
- Rugosa e não-conforme: é uma combinação das duas primeiras, onde os pontos de contato estão concentrados em uma região, chamada área de contorno. O tamanho da área de contorno é menor do que a área aparente.

A condutância de contato entre superfícies rugosas e conformes abrange a maioria dos trabalhos existentes na literatura, como o modelo de Cooper et al. (1968) e Mikic (1974), que serão utilizados neste trabalho. As alturas das rugosidades desse tipo de superfícies são descritas pela distribuição Gaussiana. Para obter superfícies com tais características, estas são bombardeadas por esferas de vidro em alta velocidade.

Para simplificar a modelagem do problema, assume-se que uma superfície seja lisa e macia e a outra rugosa e rígida, Cooper et al. (1968) assume que a deformação entre as superfícies é plástica enquanto que Mikic (1974) considera a deformação entre as superfícies como sendo elástica, embora o trabalho deste se baseie no de Cooper.

Yovanovich (1982) propôs a seguinte correlação, que, comparada com o modelo teórico completo de Cooper et al. (1968), apresenta uma diferença de  $\pm 1,5\%$ :

$$\frac{h_c}{k_s} \frac{\sigma}{m} = 1,25 \left( \frac{P}{H_c} \right)^{0,95}, \quad (2.23)$$

onde  $h_c$  é a condutância térmica de contato,  $k_s$  é a média harmônica das condutividades térmicas das duas superfícies dada por:

$$k_s = \frac{2k_1k_2}{k_1 + k_2}, \quad (2.24)$$

em que  $m$  é a inclinação média absoluta do perfil da superfície,  $\sigma$  o desvio padrão das alturas do perfil,  $P$  a pressão de contato e  $H_c$  a microdureza do material.

Para determinar a dureza do material foi utilizado o teste de Vickers. Já Song e Yovanovich (1988), propõem a seguinte equação, para a pressão de contato adimensional, onde  $C_1$  e  $C_2$  são coeficientes da correlação de Vickers e  $\sigma/m$  estão em  $\mu\text{m}$ :

$$\frac{P}{H_v} = \left( \frac{P}{C_1 \left( 1,62 \frac{\sigma}{m} \right)^{C_2}} \right)^{\frac{1}{1+0,071C_2}} \quad (2.25)$$

Os valores de  $C_1$  e  $C_2$  utilizados neste trabalho serão apresentados no capítulo referente aos dados experimentais.

Hegazy (1985), apud Mantelli e Yovanovich (2002), concluiu que o modelo se mostrou preciso em relação aos dados experimentais por ele obtido. As superfícies por ele estudadas são relativamente lapidadas. A rugosidade de uma das superfícies foi obtida a partir do bombardeamento de microesferas do mesmo material da superfície. O parâmetro de rugosidade das superfícies dos contatos estudados está entre  $\sigma/m = 8,2$  e  $12,4 \mu\text{m}$  para interfaces muito lisas e  $38,3$  e  $59,8 \mu\text{m}$  para interfaces muito rugosas. Já a temperatura da interface variou de  $99$  a  $178 \text{ }^\circ\text{C}$  e a pressão de contato de  $0,45$  a  $890 \text{ MPa}$ .

Mikic (1974), como já foi dito anteriormente, propôs uma correlação assumindo que os contatos se deformam elasticamente. Utilizando a teoria de Hertz, este autor chegou a seguinte expressão:

$$\frac{h_c}{k_s} \frac{\sigma}{m} = 1,55 \left( \frac{P\sqrt{2}}{E'm} \right)^{0,94} \quad (2.26)$$

onde  $E'$  é o módulo de elasticidade, o qual é determinado pela seguinte equação, onde  $\nu$  é a razão de Poisson, os índices 1 e 2 se referem as superfícies:

$$E' = \frac{E_1 E_2}{E_2 (1 - \nu_1^2) + E_1 (1 - \nu_2^2)} \quad (2.27)$$

É importante observar que a pressão de contato considerada nos dois modelos apresentados aqui é uniforme ao longo de toda a área de contato. Assume-se também que o contato é espalhado ao longo de toda a área das superfícies. Porém, a partir do estudo aqui realizado, observa-se que a pressão no contato é variável com o raio ao longo da superfície e, portanto não é uniforme, sendo que o contato deixa de existir na região das bordas das superfícies. Mais adiante neste trabalho, as correlações citadas acima serão associadas a uma distribuição não uniforme de pressão e estes resultados serão comparados com resultados experimentais.

## **2.5 Conclusão**

Apresentamos neste capítulo vários estudos teóricos de distribuição de pressão bem como de condutância e resistência térmica de contato, vimos também algumas conclusões de trabalhos experimentais referentes aos mesmos assuntos citados acima.

Através dessa revisão bibliográfica nota-se que os modelos e correlações aqui apresentadas não são capazes de prever todo e qualquer tipo de junções, sendo estas compostas de placas de material, espessura, tipo de parafuso e rugosidade das placas utilizadas diferentes.

## CAPITULO III

### TRABALHO EXPERIMENTAL

O presente trabalho é fundamentado nos dados coletados de experimentos realizados pelo acadêmico Clenilson Jordão Gonçalves, durante o período de 15 de maio a 10 de julho de 2000, realizado no Laboratório de Condução e Transferência de Calor, localizado na Universidade de Texas A&M, College Station, EUA, sobre orientação do Dr. L. S. Fletcher. Este trabalho representou uma continuidade de uma investigação feita no mesmo laboratório em juntas aparafusadas formadas com placas de outros materiais. Gonçalves, em seu trabalho, incluiu o uso de placas de aço inoxidável, devido a sua ampla aplicação industrial.

Neste capítulo será descrito o trabalho experimental desenvolvido por Gonçalves nos EUA. Primeiramente será descrito o aparato experimental. A seguir serão apresentados os dados de distribuição de pressão encontrada. Em seguida, serão apresentados resultados da condutância térmica de junções aparafusadas.

#### 3.1 Descrição do Aparato Experimental

A Figura 3.1 mostra um desenho esquemático do experimento montado para a determinação da condutância térmica de contatos em junções aparafusadas, enquanto que a Figura 3.2 mostra uma fotografia deste sistema. Basicamente, este aparato é formado por uma junção aparafusada, uma fonte quente, onde calor é fornecido de maneira controlada, uma fonte fria, que retira o calor fornecido a junção, um sistema de aplicação de força e um sistema de medição da força aplicada. Vários termopares são instalados para monitorar as temperaturas relevantes.

Como mostra a Figura 3.1, a junção parafusada é composta de duas chapas cilíndricas, de espessura controlada, unidas por meio de um parafuso passante, localizado no centro destas. A geometria das chapas em contato, assim como o acabamento superficial das superfícies em contato são cuidadosamente caracterizados, de forma a fornecer os parâmetros que serão empregados nos modelos matemáticos, que serão apresentados no Capítulo V. A pressão é aplicada por meio de um parafuso instalado no centro das chapas. Entre a cabeça do parafuso e a chapa inferior encontra-se uma célula de carga no formato de uma arruela. A célula de carga utilizada foi produzida pela A.L.Design,

Inc. O parafuso é preso às chapas por meio de uma porca localizada sobre a chapa superior.

Calor é fornecido ao sistema por meio de resistências elétricas planas do tipo “skin heater” instaladas sobre a superfície superior da junção, conforme mostrado na Figura 3.1. Na parte inferior do sistema se encontra um dissipador de calor, formado por um cilindro metálico por onde circula fluido refrigerante. O sistema está apoiado em uma mesa metálica. Os testes são realizados em ambiente de vácuo e para isto o aparato é instalado dentro de uma campânula metálica, que é posteriormente evacuada. Neste sistema de vácuo, uma bomba Rough Alcatel é empregada para evacuar a câmara. As medições são iniciadas quando a pressão do sistema alcança  $10^{-2}$  Torr (1,3 Pa). A Figura 3.3 mostra uma fotografia da câmara de vácuo metálica utilizada e do sistema de vácuo utilizada por Gonçalves.

A função do vácuo é dupla. Primeiro reproduz as condições físicas adotadas no modelo, ou seja, vácuo (não há nenhum fluido nos interstícios no contato). Segundo proporciona condições de isolamento térmico do sistema, evitando as trocas térmicas por convecção. Espera-se que as trocas de calor por radiação sejam baixas devido ao nível de temperatura do sistema.

O aparato experimental foi concebido para o fornecimento de duas grandezas físicas importantes para junções parafusadas: a distribuição de pressão de duas placas aparafusadas e a distribuição da condutância térmica de contato, ambas em função do raio.

Para se fazer a medição experimental da distribuição de pressão, foi utilizado um filme sensível de pressão, este filme deve ser empregado em uma faixa de temperatura de 5 a 35 °C e uma faixa de 20 a 90 por cento da umidade relativa, o qual foi colocado entre as placas. Detalhes deste filme serão apresentados posteriormente neste capítulo. A célula de carga, localizada entre a cabeça do parafuso e a placa 2 (ver Figura 3.1), tem como finalidade medir a força axial exercida sobre a junta aparafusada.

Para a medição das grandezas térmicas, utilizou-se dezesseis termopares tipo K, em quatro posições radiais e quatro posições axiais, conforme mostra a Figura 3.1. Desta forma é possível se medir a distribuição de temperaturas tanto na direção radial quanto na direção axial, a maioria das temperaturas lidas é próxima à temperatura ambiente. Conhecendo-se esta distribuição, a razão entre diferenças de temperaturas e a potência transferida é utilizada para a determinação da condutância térmica da junção em função do raio de contato.

É interessante observar que primeiramente as medições de pressão são realizadas. Após estas medidas, o filme sensível de pressão era retirado e as medidas térmicas foram realizadas.

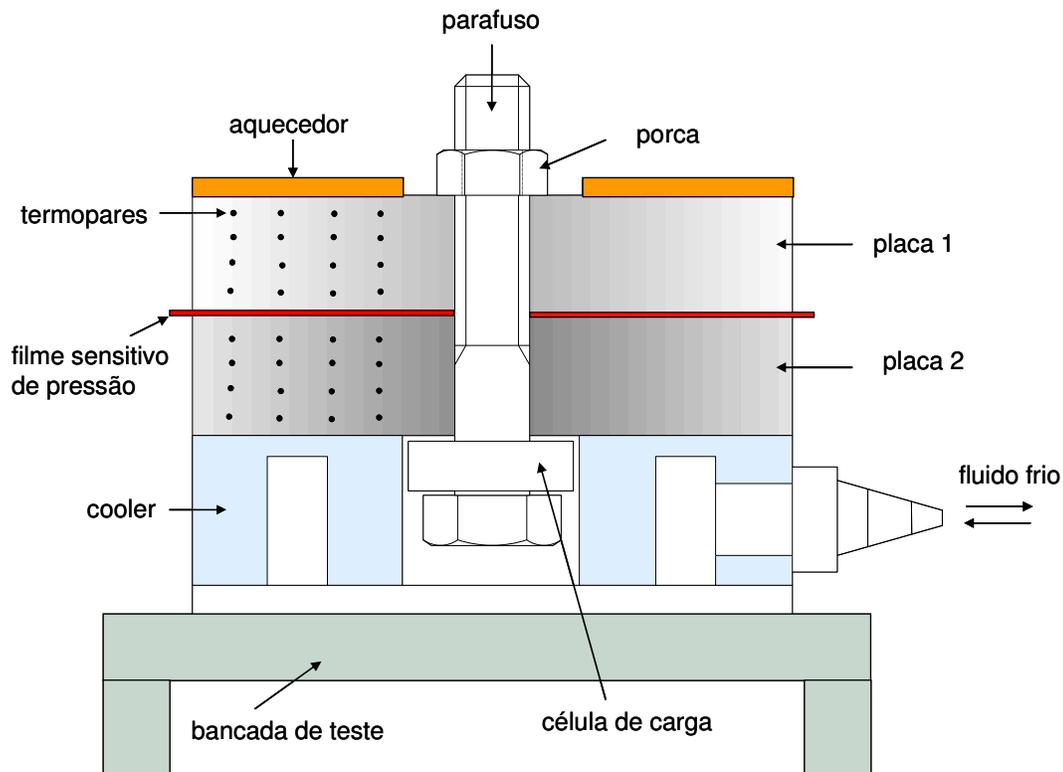


Figura 3.1 – Esquema do experimento.

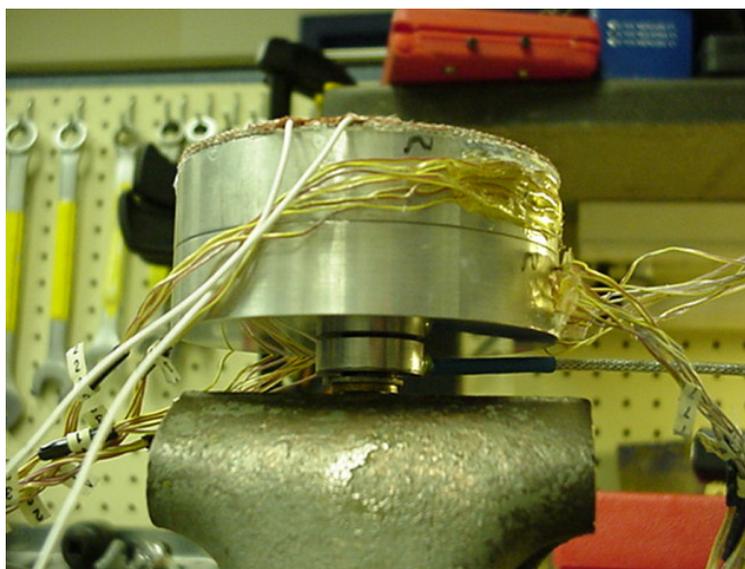


Figura 3.2 – Bancada de teste.



Figura 3.3 – Câmara de vácuo e sistema de aquisição de dados.

### 3.2 Descrição das Juntas Aparafusadas Testadas

No trabalho experimental desenvolvido por Gonçalves, foram montadas três configurações de juntas aparafusadas, compostas por chapas de alumínio 6061 e aço inoxidável 304. As chapas são circulares e foram especialmente usinadas para este fim. O raio externo das chapas era de  $r_0 = 46$  mm. Duas placas de cada material foram utilizadas no experimento; a espessura das chapas de alumínio é de  $d_{Al}=19$  mm e das chapas de aço é de  $d_{Ss}=13$  mm. Cada placa foi usinada e lapidada, apresentando então uma rugosidade menor que  $3,7 \mu\text{m}$ . As placas são aparafusadas no centro por um parafuso de cabeça termicamente tratada. Utilizou-se dois tipos de parafusos nos testes experimentais, estes diferem pelo raio da cabeça do parafuso, que em um é de 5 mm e o outro de 9 mm. Para designar os tipos de parafuso se utilizará o seguinte:  $b_1$  é o raio da cabeça do parafuso de menor raio, enquanto que  $b_2$  possui o maior valor do raio. O furo passante nas chapas para alojamento do parafuso é  $a= 0,3$  mm. Estes parâmetros estão também apresentados na Tabela 3.1.

Tabela 3.1 – Parâmetros geométricos da junta aparafusada.

Parâmetros	Valores [mm]	Razões	Valores das razões
$a$	3	$b_1/a$	1,6
$b_1$	5	$b_2/a$	3,0
$b_2$	9	$d_{Al}/a$	6
$d_{Al}$	19	$d_{Ss}/a$	4
$d_{Ss}$	12	$r_0/a$	14,4
$r_0$	46		

O objetivo desta investigação foi o estudo da influência do tipo de material da placa (alumínio 6061 ou aço-inoxidável 304) e da razão entre o raio da cabeça do parafuso e o furo do parafuso na distribuição de pressão na superfície de duas chapas em contato em uma junta aparafusada. Cinco diferentes forças axiais foram aplicadas. Outro objetivo, de nível de importância semelhante, foi obter dados da condutância térmica de contatos, para cada configuração das juntas aparafusadas testadas.

As juntas aparafusadas estudadas têm as seguintes composições: duas chapas de alumínio, que a partir de agora será referida como *Al-Al*, duas chapas de aço inoxidável denominada *Ss-Ss* e alumínio e aço inoxidável, chamada de *Al-Ss*. Sobre cada uma destas juntas foram aplicadas as seguintes forças axiais 1624, 3247, 6672, 12233 e 18371 N. Junções com duas razões entre os raios da cabeça do parafuso e do furo do parafuso,  $b_1/a=1,6$  e  $b_2/a=3$  também foram testadas. A Tabela 3.2 apresenta todos os testes que foram realizados. Nesta tabela os testes são denominados por *Jlmn*, onde *J* significa a junta aparafusada, *l* refere-se à força axial aplicada, *m* os três tipos de junta (*Al-Al*, *Ss-Ss* e *Al-Ss*) e *n* os dois raios de parafusos utilizados,  $b_1$  e  $b_2$ .

Tabela 3.2 – Tabela de testes.

Força axial [N]	$b_1$			$b_2$		
	<i>Al-Al</i>	<i>Ss-Ss</i>	<i>Al-Ss</i>	<i>Al-Al</i>	<i>Ss-Ss</i>	<i>Al-Ss</i>
1624	J111	J121	J131	J112	J122	J132
3247	J211	J221	J231	J212	J222	J232
6672	J311	J321	J331	J132	J322	J332
12233	J411	J421	J431	J412	J422	J432
18371	J511	J521	J531	J512	J522	J532

### 3.3 Medidas de Pressão de Contato

Um dos parâmetros de maior importância no estudo térmico de junções aparafusadas é a pressão de contato. Para a obtenção de níveis controlados de carga axial aplicada na junção, foram utilizados: um parafuso, um torquímetro e uma célula de carga. Já a distribuição da pressão de contato entre as superfícies das chapas foi obtida a partir de filmes sensitivos de pressão.

#### 3.3.1 Medidas de carga axial

O parafuso utilizado na junção foi apertado com o uso de um torquímetro. A pressão resultante foi medida através de uma célula de carga localizada entre a cabeça do parafuso e a placa 2, como já comentado. Assim, para averiguar o comportamento da célula de carga em relação ao torque aplicado, um experimento a parte foi realizado. A função da célula de carga é medir a força axial exercida sobre a junta aparafusada, aplicada a partir do torquímetro. Lembrando que a célula de carga utilizada foi a produzida pela A.L.Design, Inc, e ela mede forças até 22241 N. Segundo Mantelli (1995), o transdutor de pressão de uma célula de carga, é composto de extensômetros de resistências elétrica dispostas em pontes de Wheatstone, que transforma variação de resistência elétrica em força, utilizando-se para isto uma curva de calibração. A equação de conversão fornecida pelo fabricante é a seguinte:

$$f(x) = 0,696 + (3,85 \times 10^{-0,3} \times x), \quad (3.1)$$

onde  $f(x)$  é o valor de voltagem de saída em [mV] e  $x$  é o força em [lbf]. O fabricante garante que o erro máximo é de 1,31%.

As resistências elétricas fornecidas pela célula de carga foram medidas através de um multímetro OMEGA, mostrado na Figura 3.4 (a) e depois convertidas em valores de carga aplicada axial, usando a equação de conversão do fabricante da célula de carga. O torque foi aplicado através do torquímetro Snap mostrado na Figura 3.4 (b). A Figura 3.4 (b) também mostra a célula de carga empregada no experimento, no formato de uma arruela, a qual possui dimensões comparáveis a uma moeda de US\$ 0,05.



(a) Aquisição de dados da célula de carga.



(b) Torquímetro

Figura 3.4 – Medição da força axial.

A Figura 3.5 apresenta uma comparação entre as medidas de força obtidas a partir da célula de carga com as obtidas a partir do torquímetro. A incerteza aleatória foi calculada por:

$$I_A \% = \frac{S \times 2,14}{\sqrt{15}}, \quad (3.2)$$

onde  $S$  é o desvio padrão das medidas da célula de carga para cada torque aplicado, a constante 2,14 provêm da distribuição  $t$  de Student com um intervalo de confiança de 95%, e o valor 15 é o número de testes que foram realizados para a mesma condição. Nota-se pela Figura 3.5, que com o aumento do torque o erro do valor medido pela célula de carga aumenta. Todas essas informações estão contidas no relatório de Gonçalves.

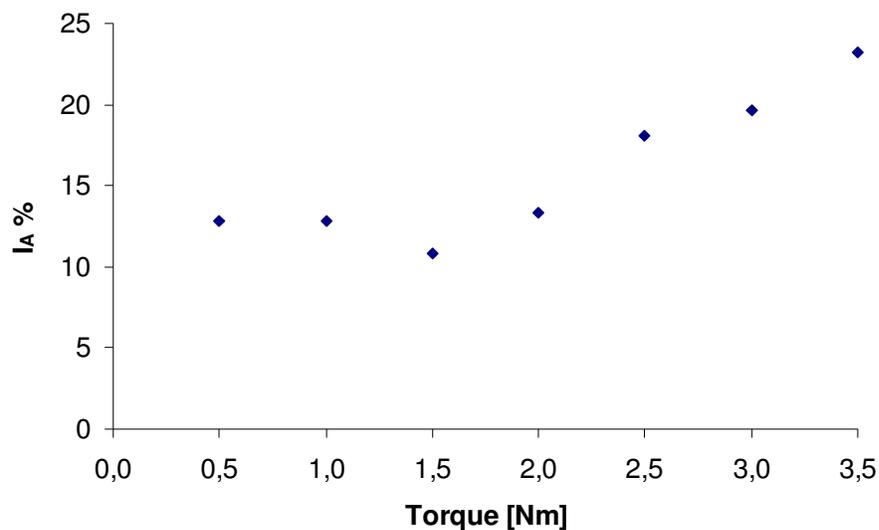


Figura 3.5 – Incerteza aleatória da célula de carga em relação ao torque aplicado.

Conhecendo-se a força aplicada é possível calcular a pressão média aplicada na junta, utilizando a Equação (2.2), apresentada no capítulo anterior. Estes valores de pressão também estão apresentados na Tabela 3.3.

Tabela 3.3 – Forças axiais e pressão média das juntas aparafusadas.

Força axial [N]	Pressão aplicada [MPa], $b_1$	Pressão aplicada [MPa], $b_2$
1624	32,9	6,6
3247	65,7	13,2
6672	135,0	27,1
12233	247,6	49,8
18371	371,8	74,7

### 3.3.2 Medidas da distribuição de pressão

A distribuição de pressão foi medida com um filme sensível de pressão Filme Prescale Fuji, produzido pela Fuji®. Os filmes, que são classificados de acordo com os intervalos de pressão utilizados, são compostos por duas folhas especiais, como mostrado

na Figura 3.6. O filme A e C juntos apresentam uma espessura de 200  $\mu\text{m}$ . Quando pressionados, o filme C, que possui inúmeros micro espinhos, perfura as micro cápsulas preenchidas com tinta que estão na superfície do filme A, na região em que estão ambos em contato. Com isso ocorre o tingimento do filme C. Quanto mais intensa for a cor no filme maior a pressão de contato. A densidade da cor do filme C é medida pelo Densitômetro FDP-301, que foi desenvolvido exclusivamente para medição do Filme Prescale Fuji e que converte a densidade de cor em valores de pressão de contato.

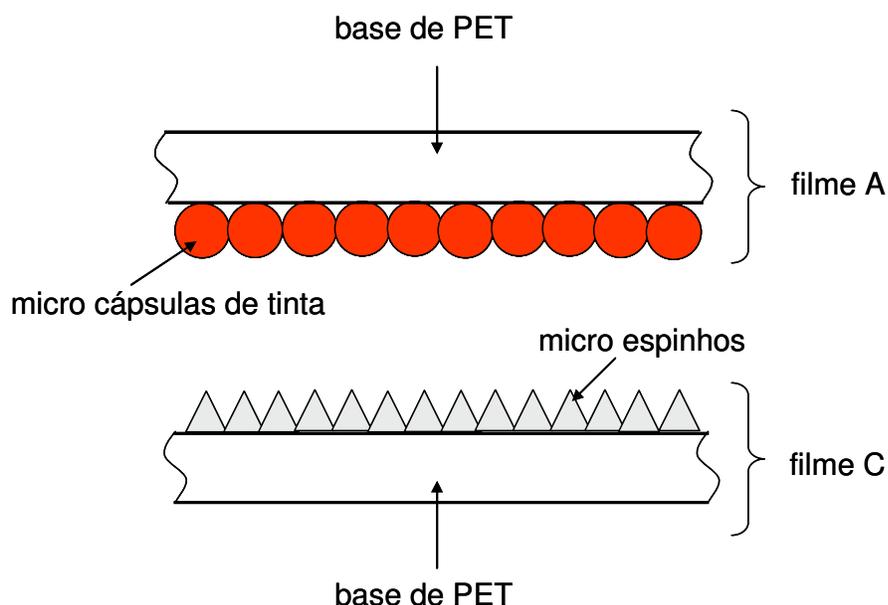


Figura 3.6 – Filme sensível a pressão.

Os filme utilizados foram os de superbaixa pressão (0,5 a 2,45 MPa), para as três primeiras forças axiais, e o filme de baixa pressão (2,45 a 9,8 MPa) para as demais. Foram feitos três testes para cada força axial, com intuito de verificar a distribuição de pressão dos filmes. De acordo com o fabricante, a precisão da medida de pressão usando o filme da Fuji® é  $\pm 10\%$ , quando o filme exposto é medido com um densitômetro calibrado da Fuji®. A título de demonstração do processo de medida, na Figura 3.7 são apresentados alguns filmes tingidos, obtidos a partir dos testes da junta de *A/A*, de acordo com as cinco forças axiais aplicadas, utilizando um mesmo parafuso.

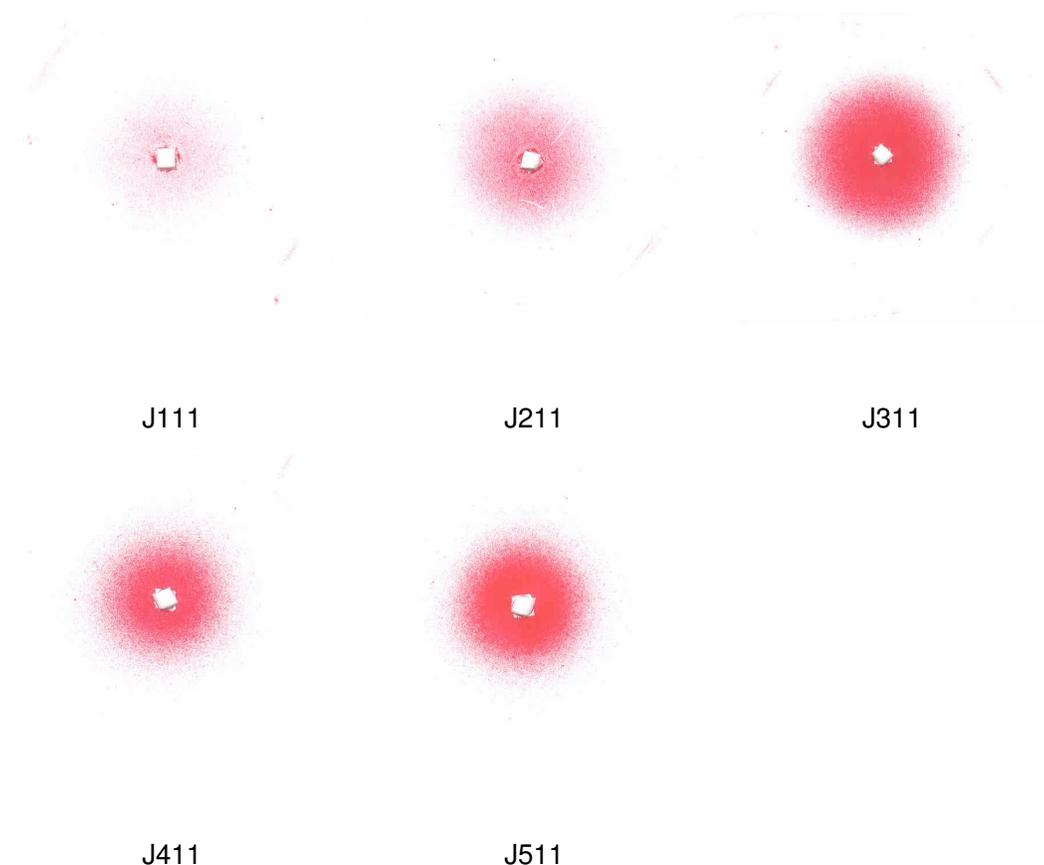


Figura 3.7 – Distribuição de densidade de cor do Filme Prescale, para junta de Al-Al,  $b_I$ .

O filme deve ser utilizado em uma faixa de temperatura de 5 a 35 °C e uma faixa de 20 a 90 por cento da umidade relativa. Assim, as condições de temperatura e umidade do ambiente devem ser conhecidas, para garantir um melhor funcionamento desta técnica, e garantir a precisão na conversão dos valores de densidade de cor em pressão. A partir de gráficos padrões de umidade versus temperatura fornecido pelo fabricante e reproduzido na Figura 3.8, para cada tipo de filme escolhe-se uma das curvas (A, B, C, D, E), que caracterize a temperatura e umidade medida. Através da curva escolhida, utiliza-se a Figura 3.9, também fornecida pelo fabricante, para converter os valores de densidade de cor em valores de pressão (em [kgf/cm<sup>2</sup>]).

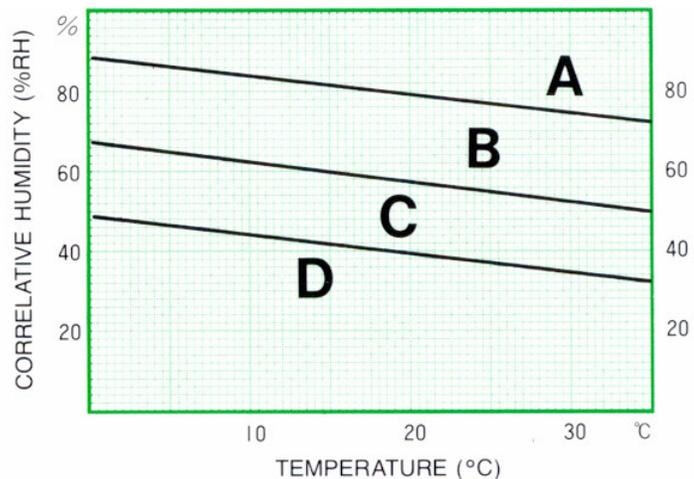


Figura 3.8 – Gráfico padrão de umidade versus temperatura.

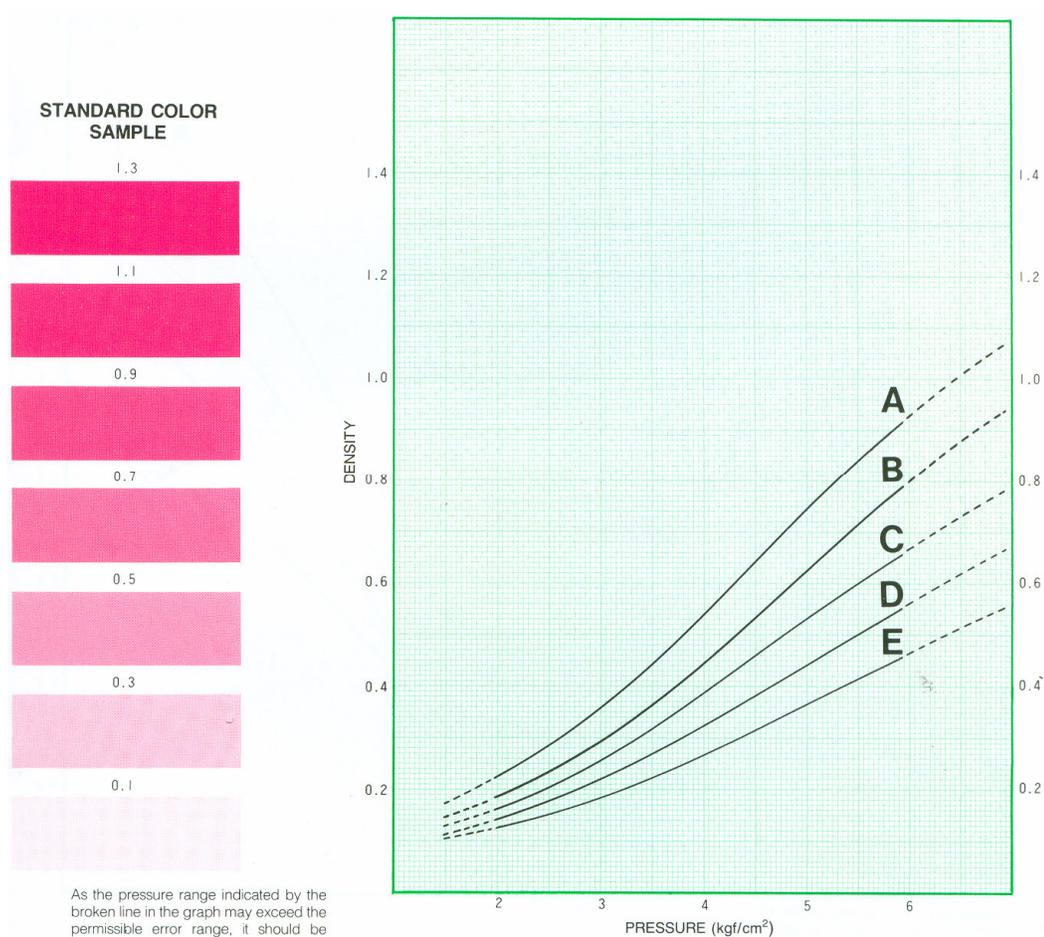


Figura 3.9 – Gráfico de conversão de densidade de cor em pressão.

### 3.4 Caracterização da Geometria Superficial

A condutância de contato em uma junta aparafusada depende do número de pontos de contatos e de sua distribuição ao longo da superfície. Tanto o número quanto a distribuição são parâmetros diretamente relacionados com as características geométricas superficiais, ou seja, rugosidade e ondulação. Portanto estas grandezas precisam estar bem caracterizadas, pois são os parâmetros dos modelos a serem apresentados no próximo capítulo.

#### 3.4.1 Rugosidade

As chapas que compõem as junções aparafusadas foram cuidadosamente fabricadas especialmente para estes testes. As superfícies obtidas foram então caracterizadas quanto a sua geometria de superfície.

As rugosidades e ondulações das superfícies de contato foram medidas por meio do rugosímetro marca Surfanalyser Federal. Considerou-se que o acabamento superficial é o mesmo para as duas placas de alumínio e para as duas placas de aço inoxidável, sendo assim foi medida a rugosidade e a ondulação em apenas uma das placas segundo o tipo de material. Para cada superfície de alumínio e aço inoxidável, foram realizadas três medidas da rugosidade e da ondulação das mesmas, na direção radial.

A Tabela 3.4, dá-nos a informação dos valores médios de  $Rq$ , que é desvio padrão das alturas da rugosidade, e de  $Dq$  é a variância da inclinação das rugosidades. Tanto os valores de  $Rq$  como de  $Dq$  são necessários para o cálculo da condutância térmica de contato através das correlações de Yovanovich (1982) e Mikic (1974), sendo que o primeiro parâmetro citado é igual ao parâmetro  $\sigma$ , desvio padrão das alturas do perfil, e fazendo a seguinte operação:

$$m = \sqrt{\frac{2}{\pi} Dq}, \quad (3.3)$$

temos o valor de  $m$ , que é a inclinação média absoluta do perfil da superfície. A título de informação extra apresenta-se no Apêndice A os parâmetros de rugosidade e ondulação que não serão utilizados no presente estudo.

Tabela 3.4 – Medidas de rugosidade.

Parâmetros	Alumínio	Aço Inox
$Rq$ [ $\mu\text{m}^2$ ]	0,481	0,488
$Dq$	0,259	0,196

Uma fotografia do aparato experimental utilizado nas medidas de rugosidade é mostrada na Figura 3.10, sendo que em (a) é mostrada a placa e o rugosímetro e em (b) uma foto mais geral, mostrando o sistema de aquisição dos dados de ondulação e rugosidade da placa.



(a) Placa metálica e rugosímetro

(b) Aquisição de dados de rugosidade

Figura 3.10 – Medição de rugosidade.

### 3.4.2 Medidas de dureza superficial

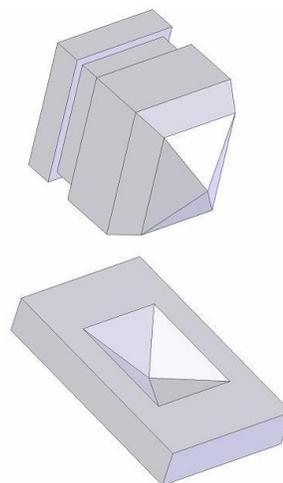
Conforme mostrado no capítulo anterior, a dureza de superfícies em contato em uma junta aparafusada são parâmetros de suma importância para a determinação da condutância térmica do contato entre superfícies.

Existem vários métodos para a determinação da dureza superficial. No presente experimento adotou-se a microdureza Vickers, que representa a resistência mecânica que o material oferece à penetração de uma pirâmide de diamante de base quadrada e ângulo entre as faces de  $136^\circ$  sob uma determinada carga. A Figura 3.11 (a) mostra o equipamento

utilizado, enquanto (b) apresenta o formato do testador de microdureza Vickers, marca Buehler – Micromet II.



(a) Testador de microdureza



(b) Entalhador Vickers e entalhe no material

Figura 3.11 – Medição de microdureza.

A superfície de contato para uma das duas placas de alumínio e uma das duas placas de aço inoxidável foi testada, foram feitas seis medidas para cinco diferentes cargas do medidor de dureza Vickers. A Tabela 3.5 apresenta a média dos resultados para cada material e carga aplicada nos testes, que consta no relatório de Gonçalves (2000).

Tabela 3.5 – Microdureza Vickers,  $H_v$  [MPa].

Carga [kg]	Alumínio	Aço inoxidável
0,1	1135	3601
0,2	1128	3584
0,3	1157	3171
0,5	1128	3041
1,0	1120	2853

O valor de dureza Vickers ( $H_v$ ) é o quociente da carga aplicada ( $F$ ) pela área de impressão ( $A$ ) deixada no corpo de ensaio:

$$H_v = \frac{2F}{A}, \quad (3.4)$$

ou seja :

$$H_v = \frac{2F \text{sen}(\alpha/2)}{d_v^2} = \frac{1,854F}{d_v^2}. \quad (3.5)$$

Hegazy (1984) apud Milanez (2003), apresenta um método para calcular a microdureza da superfície, correlacionando valores  $H_v$  [MPa] com a diagonal do quadrado  $d_v$  [ $\mu\text{m}$ ], impresso pelo entalhe, a partir da equação:

$$H_v = C_1 \left( \frac{d_v}{d_0} \right)^{C_2}, \quad (3.6)$$

onde  $d_0$  [ $\mu\text{m}$ ] assume o valor de 1  $\mu\text{m}$ , por conveniência, fazendo com que o valor entre parênteses da equação se torne adimensional e onde  $C_1$  e  $C_2$  são coeficientes da correlação da microdureza Vickers. Uma vez conhecido o valor da microdureza, é possível determinar o valor de  $d_v$  [ $\mu\text{m}$ ] através da Equação (3.5). A diagonal do entalhe impresso  $d_v$  é proporcional à penetração do entalhador, enquanto que a informação dada por  $C_1$  e  $C_2$  representa a variação da dureza com a profundidade da superfície. Os valores dos coeficientes serão utilizados no cálculo da condutância térmica de contato pela correlação de Yovanovich e estão apresentados na Tabela 3.6 para as placas de alumínio e de aço inox.

Tabela 3.6 – Coeficientes da microdureza Vickers.

Coeficientes	Alumínio	Aço inox
$C_1$ [MPa]	1186	6886,4
$C_2$	-0,0106	-0,2021

### 3.5 Conclusões

Neste capítulo foi apresentado o aparato experimental montado e testado por Gonçalves na Universidade de Texas A&M, em 2000, na época acadêmico do curso de Engenharia Mecânica da UFSC, em estágio nos EUA. Os dados obtidos foram aqui

apresentados. Estudos da precisão experimental destes dados foram realizados nos EUA, sob a supervisão do Prof. L. S. Fletcher e estão apresentados em um relatório de estágio de Gonçalves (2000). É importante ressaltar que, até então, estes dados não haviam sido tratados, ou seja, nenhum estudo acerca das informações termofísicas neles contidos havia sido feito. Este estudo será apresentado no próximo capítulo. No Capítulo V, estes dados serão comparados com modelos matemáticos desenvolvidos neste trabalho. Apesar do trabalho aqui apresentado não ter sido realizado pela autora desta dissertação, é importante enfatizar que resgatar um trabalho experimental realizado por um acadêmico há vários anos atrás em outro país não foi uma tarefa fácil de ser cumprida.

## CAPÍTULO IV

### ANÁLISES DE DADOS

Neste capítulo, os dados obtidos por Gonçalves (2000) serão tratados. Curvas das distribuições de pressão em função do raio serão obtidas para duas superfícies em contato sob a ação de uma junta aparafusada. Serão também apresentadas curvas da distribuição da condutância térmica do contato em função do raio.

#### 4.1 Pressão de Contato

As comparações entre os resultados obtidos pela célula de carga e pelo filme sensível apresentam discrepâncias bastante acentuadas. Efetuando-se a integração da distribuição de pressão, obtida pelo filme sensível, ao longo da área de contato, o valor obtido não corresponde ao obtido pela força medida pela célula de carga dividida pela área de contato. Analisando-se os trabalhos na literatura (ver Capítulo II) verifica-se que o método de medição de carga, utilizando células de carga, é bastante empregado com resultados considerados precisos. Já o método de filmes sensíveis é recente e sua maior vantagem está em estabelecer a distribuição de pressão ao longo do contato do que o valor total desta pressão. Desta forma, no presente trabalho, a força total adotada será a medida pela célula de carga enquanto que a distribuição de pressão será obtida pelo filme sensível. Para que estes dados sejam coerentes, será feita uma correção do nível de pressão observado pelo filme sensível, de forma que a integral da distribuição da pressão ao longo da área seja equivalente a carga medida pela célula. Esta correção será tratada na seção a seguir.

##### 4.1.1 Correção da distribuição da pressão ao longo do contato

A obtenção do valor da pressão interfacial é importante neste trabalho, pois este foi empregado para adimensionalização das distribuições de pressão. A pressão adimensionalizada foi empregada na comparação de dados experimentais com modelos da literatura descritos no Capítulo II deste trabalho. Além disso, a pressão é um parâmetro necessário para se prever a resistência de contato da junta. A pressão axial média ( $P_a$ ) é obtida a partir força axial ( $F_a$ ) dividida pela área da cabeça do parafuso, de raio  $b$ , menos a área furo do parafuso, de raio  $a$ , ou seja, a partir da equação:

$$P_a = \frac{F_a}{(b^2 - a^2)\pi}. \quad (4.1)$$

A força  $F_a$  é medida a partir da célula de carga instalada entre a cabeça do parafuso e a chapa 2, conforme mostra a Figura 3.1. A princípio, esta força deveria ser igual a integração da pressão distribuída ao longo das áreas das superfícies em contato, conforme medido pelo filme sensitivo. Como estes dois valores não são iguais, foi obtida uma distribuição de pressão corrigida, de maneira que a força total aplicada se aproximasse ao valor obtido pela célula de carga.

É importante observar que, durante a montagem do aparato, sempre há um contato entre as chapas mesmo sem a aplicação de pressão. Como o filme empregado é bastante sensível, este é erroneamente sensibilizado em toda a sua área, indicando a aplicação de uma pressão que não ocorreu (ver Figura 4.1 e Figura 4.2). Com a aplicação da pressão pelo torquímetro, há uma concentração de pressão na região do parafuso e seu alívio nas regiões mais distantes deste, ou seja, a pressão deveria ser zero ou próxima de zero na região da periferia da chapa. Assim, a medida de pressão observada nesta região periférica deve ser retirada da distribuição encontrada, o que corrige este erro de medida do filme. Os valores destes coeficientes subtrativos ( $c_s$ ) encontrados para os testes desenvolvidos por Gonçalves, estão apresentados na Tabela 4.1. Feita esta primeira correção, toda a curva é multiplicada por um coeficiente, ( $c_m$ ), obtido a partir da razão entre o valor medido pela célula de carga e a pressão integrada ao longo do contato. Os valores encontrados para este coeficiente multiplicativo para todas as junções testadas estão apresentados na Tabela 4.2.

Resumindo, a seguinte equação é utilizada para o cálculo da força corrigida:

$$F_i = c_m(P_i - c_s)A_i, \quad (4.2)$$

onde  $F_i$  é a força axial calculada para cada anel de área  $A_i$ , que compõem a placa,  $c_m$  um coeficiente multiplicativo,  $P_i$  a pressão medida pelo filme sensitivo na posição (raio)  $i$ ,  $c_s$  coeficiente subtrativo e  $A_i$  área do anel cujo raio médio é igual a  $i$ , esta área é definida como:

$$A_i = \pi \left( \left( \frac{r_{i+1} + r_i}{2} \right)^2 - \left( \frac{r_{i-1} + r_i}{2} \right)^2 \right). \quad (4.3)$$

Tabela 4.1 – Coeficientes subtrativos ( $c_s$ ) [MPa] de correção da distribuição de pressão.

$F_a$ [N]	$Al-Al, b_1$	$Ss-Ss, b_1$	$Al-Ss, b_1$	$Al-Al, b_2$	$Ss-Ss, b_2$	$Al-Ss, b_2$
1624	0,4	0,7	0,7	0,7	0,7	0,7
3247	0,4	0,7	0,7	0,7	0,7	0,7
6672	0,4	0,7	0,7	0,7	0,7	0,7
12233	1,7	2,3	2,3	2,3	2,3	2,4
18371	1,7	2,3	2,3	2,2	2,3	2,3

Nota-se que os valores apresentados na Tabela 4.1 são bastante constantes para a maioria das configurações testadas (por volta de 0,7 MPa. Já para maiores níveis de pressão, este valor aumenta para valores entre 1,7 e 2,4 MPa, mostrando que há algum contato estabelecido nesta região.

Tabela 4.2 – Coeficientes multiplicativos adimensionais ( $c_m$ ) de correção da distribuição de pressão.

$F_a$ [N]	$Al-Al, b_1$	$Ss-Ss, b_1$	$Al-Ss, b_1$	$Al-Al, b_2$	$Ss-Ss, b_2$	$Al-Ss, b_2$
1624	1,2	1,6	10,1	6,7	4,6	5,1
3247	1,4	1,3	9,5	3,8	3,4	3,1
6672	1,9	1,3	3,8	1,9	2,2	1,9
12233	1,4	1,0	5,2	2,7	2,4	1,8
18371	1,8	0,8	1,6	2,4	0,8	0,9

#### 4.1.2 Distribuição de pressão

A título de ilustração, na Figura 4.1 está apresentada os dados de pressão de contato em função do raio para a junção  $Al-Al$ , obtidos pelo método de filmes sensitivos, conforme apresentado no capítulo anterior. Nesta figura, os dados de densidade de cor já foram convertidos para dados de pressão, mas não foram corrigidos, conforme o procedimento explicado na seção anterior.

Nota-se que a pressão de contato é maior na região central, perto da cabeça do parafuso, reduzindo até valores próximos de zero nas regiões mais distantes. Segundo

Guilmore (2002) como mostra o desenho da junta aparafusada na Figura 4.1, o contato ocorre em  $r < 2,5$  cm. Como já mencionado, para  $r > 3$  cm há o registro de uma pequena pressão de contato, que na realidade corresponde aos erros de medição do filme, devido ao processo de montagem do aparato experimental. Este valor corresponde ao coeficiente subtrativo apresentado na Tabela 4.1, sendo subtraído da distribuição de pressão ao longo das superfícies em contato das chapas da junção.

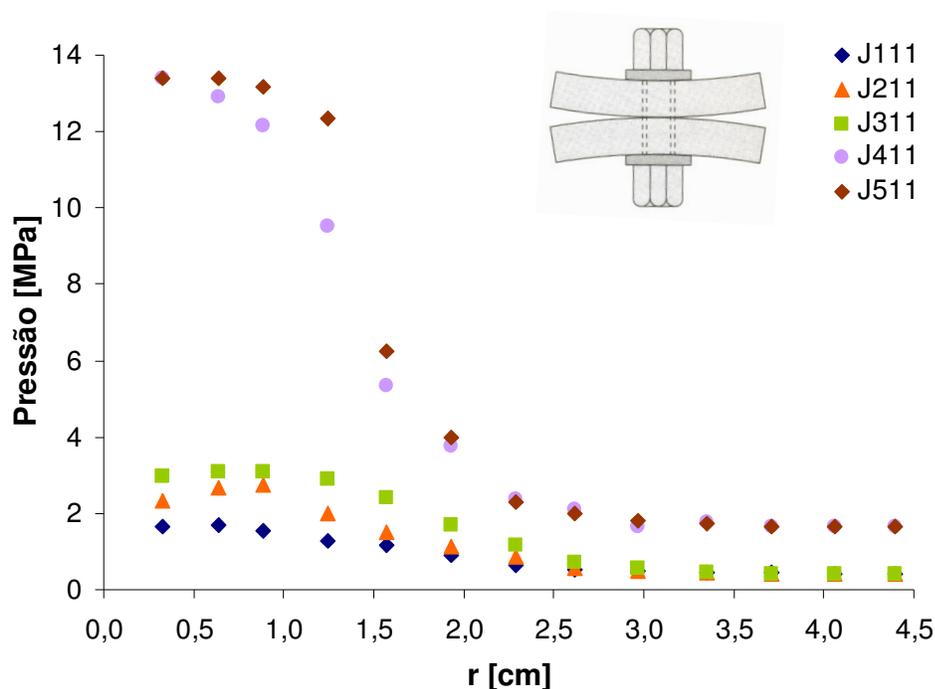


Figura 4.1 – Distribuição de pressão para  $Al-Al$ ,  $b_1$ .

A Figura 4.2 apresenta a mesma distribuição de pressão da Figura 4.1, só que com os dados da distribuição corrigida, conforme os critérios explicados na seção anterior. A letra  $c$  na legenda mostra os valores corrigidos das distribuições de pressão, enquanto que os outros caracterizam os valores medidos originais. Lembrando que  $Jlmn$  nos indica a força axial aplicada, o tipo de material utilizado e o tipo de parafuso empregado na junta aparafusada, conforme mostrado na tabela de teste da página 28. As pressões originais de Gonçalves (2000) e as corrigidas de todas as demais juntas estudadas são apresentadas no Apêndice B.

As curvas corrigidas apresentaram comportamentos bastante coerentes com o comportamento físico esperado, com exceção das juntas de  $Al-Ss$  quando uma força axial de 1624 N foi aplicada, na configuração que emprega a cabeça do parafuso  $b_1$  (ver Figura 4.2). Neste caso, a curva da distribuição corrigida ficou muito distorcida, gerando inclusive valores negativos de pressão. Para esta configuração específica decidiu-se por não corrigir

(subtrair) a pressão residual. Note-se que, conforme mostra a Figura 4.3, a distribuição desta pressão é quase plana, bastante diferente das outras junções. Este comportamento pode ser justificado pelo fato da pressão de contato ser bastante baixa e pelo fato de que uma das chapas que compõem a junção é de aço, menos deformável que o alumínio. Nesta figura, a correção 1 se refere à descrita na seção anterior, aplicada a todas as outras juntas aparafusadas testadas e cujos coeficientes para este caso estão apresentados nas Tabela 4.1 e 4.2, enquanto que, na correção 2, foi empregado apenas o fator multiplicativo de 0,36.

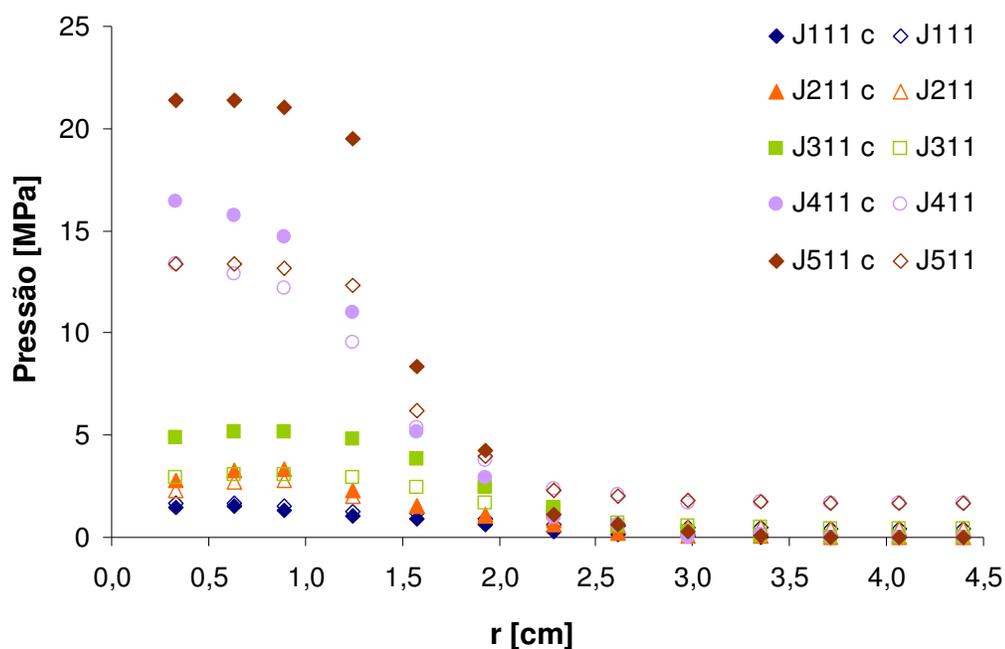


Figura 4.2 – Distribuição de pressão original e corrigida de  $Al-Al$ ,  $b_1$ .

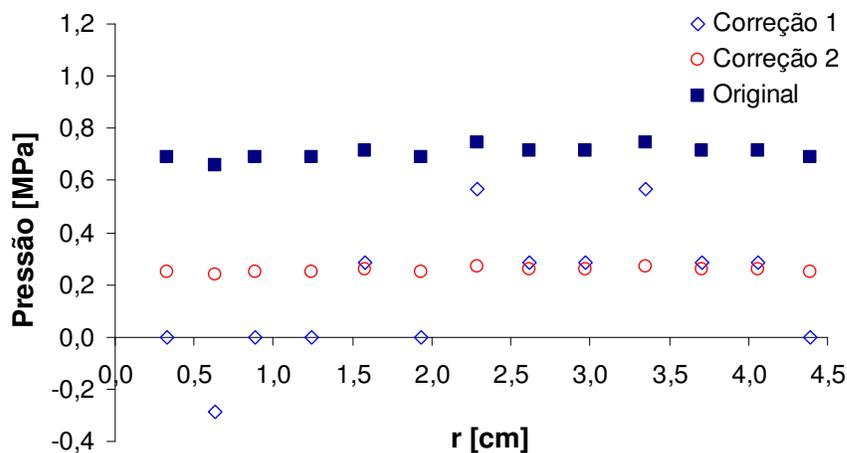


Figura 4.3 – Correção da distribuição de pressão J131(Al-Ss,  $b_1$ ).

A Figura 4.4, apresenta as distribuições de pressão obtidas para os testes realizados nas junções sujeitas aos níveis mais baixos de carga (força axial de 1624 N). Esta figura mostra que as juntas aparafusadas compostas por chapas de material mais macio, ou seja, *Al-Al* (J111 e J112) apresentam os maiores picos de pressão, seguidos das junções *Ss-Ss* (J121 e J122) e *Al-Ss* (J131 e J132). Este pico de pressão para as junções *Al-Al* é mais próximo ao parafuso, enquanto que, para a junção *Ss-Ss* este pico se posiciona mais distante do centro da junção. A faixa de variação de pressão para todos os casos está entre 0 e 1,8 MPa. Vale lembrar que a distribuição de pressão obtida pelo teste J131, por ter sido corrigida de outra forma, é muito diferente das outras juntas, podendo ser considerada constante ao longo da área de contato da placa, além de possuir os menores valores de pressão quando comparados com as demais. Já os valores máximos da pressão aumentam quando o parafuso de cabeça maior é empregado (junções cuja denominação termina em 2).

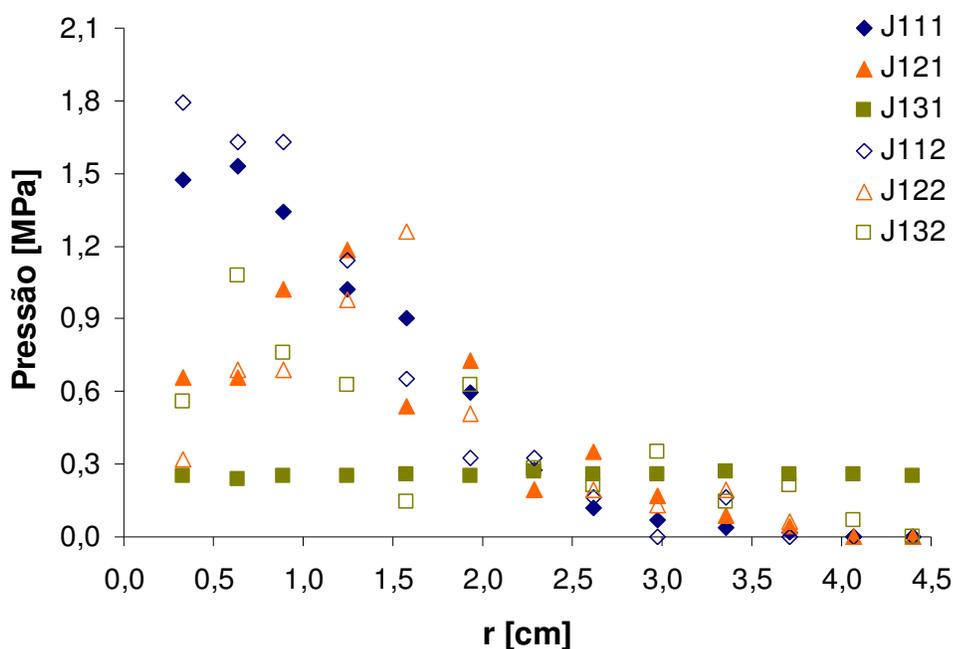


Figura 4.4 – Distribuição de pressão para 1624 N.

O efeito do material da junção também foi observado para maiores forças axiais, conforme se verifica na Figura 4.5, para uma força de 3247 N. Os valores máximos de pressão das junções de *Al-Al* são mais próximos do parafuso e os relativos às juntas de *Ss-Ss* estão mais distantes. O aumento da força axial fez com que os valores de pressão em geral aumentassem, deslocando os picos para a direita no gráfico, especialmente para as juntas compostas com aço inox. O raio da cabeça do parafuso não influencia muito os

valores das pressões para as junções de *Al-Al*, mas provoca um espalhamento maior da distribuição de pressão, ou seja, aumenta a área de influência do parafuso.

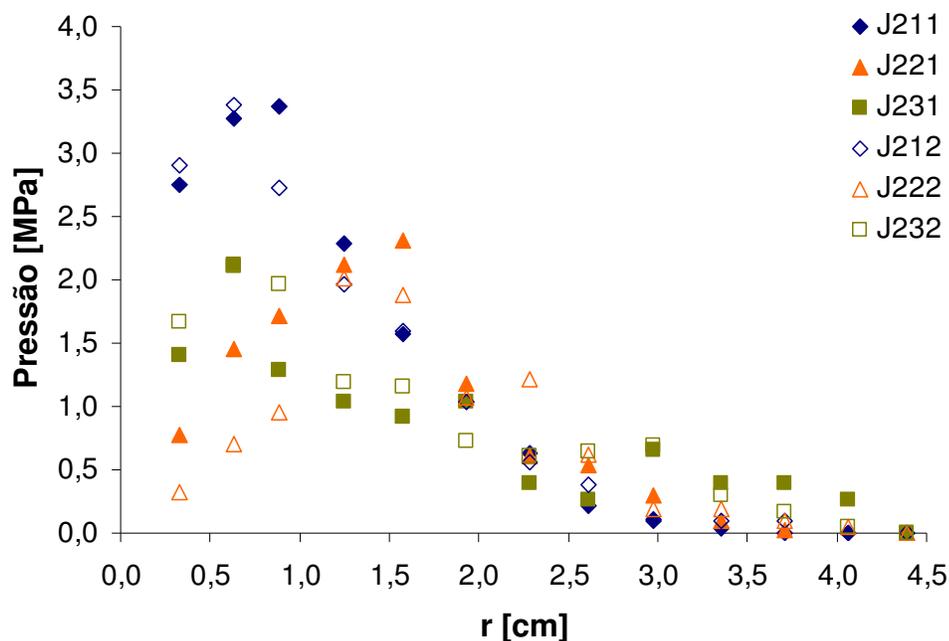


Figura 4.5 – Distribuição de pressão para 3247 N.

Estas tendências permanecem para os níveis de pressão maiores, relativos às forças axiais de 3247, 6672, 12233 e 18371 N, conforme se verifica nas Figuras 4.5, 4.6, 4.7 e 4.8, respectivamente. Em termos gerais, à medida que as forças axiais aumentam, os níveis de pressões aumentam. A concentração das mais altas pressões está sempre confinada às regiões mais próximas ao parafuso. Quanto maior a força axial, menor é a área de contato, ou seja, mais rapidamente a pressão se aproxima de zero, à medida que se afasta do centro da junção. Também é interessante observar que, quanto maior a força aplicada na junção aparafusada, mais semelhante em termos de forma de curva é a distribuição de pressão.

Na Figura 4.6, observa-se que, para aumentos das forças axiais, ocorrem aumentos nos valores de pressão da junção *Al-Ss*, chegando a alcançar valores máximos de pressão maiores que os da junção de *Ss-Ss*. A diferença entre os valores de pressão entre as juntas aparafusadas de materiais diferentes é menor, se comparada com as curvas resultantes de forças menores aplicadas anteriormente. Para este nível de força axial aplicada, as distribuições de pressão para as junções de *Ss-Ss* e *Al-Ss* não são muito influenciadas pelo tipo de parafuso empregado.

Já para pressões obtidas a partir da junção cuja força axial é de 12233 N, mostradas na Figura 4.7, observa-se que os picos dos valores de pressão de junções de *Al-Ss*,

próximas ao parafuso, agora ultrapassam os observados para as junções de *Al-Al*, para qualquer tipo de parafuso empregado. O tamanho da cabeça do parafuso exerce a sua influência, aumentando os valores das pressões, na região próxima ao furo do parafuso, tanto para *Al-Al* quanto para *Al-Ss*.

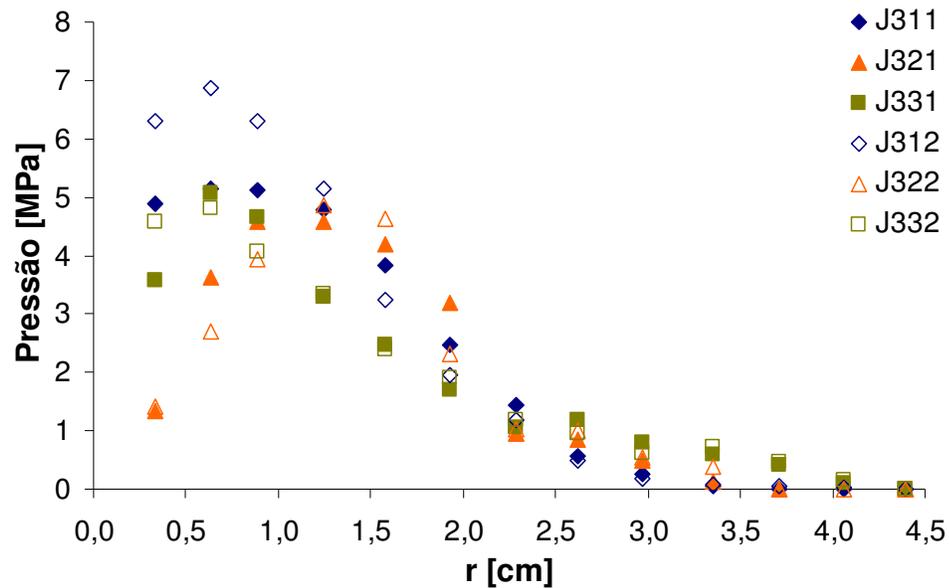


Figura 4.6 – Distribuição de pressão para 6672 N.

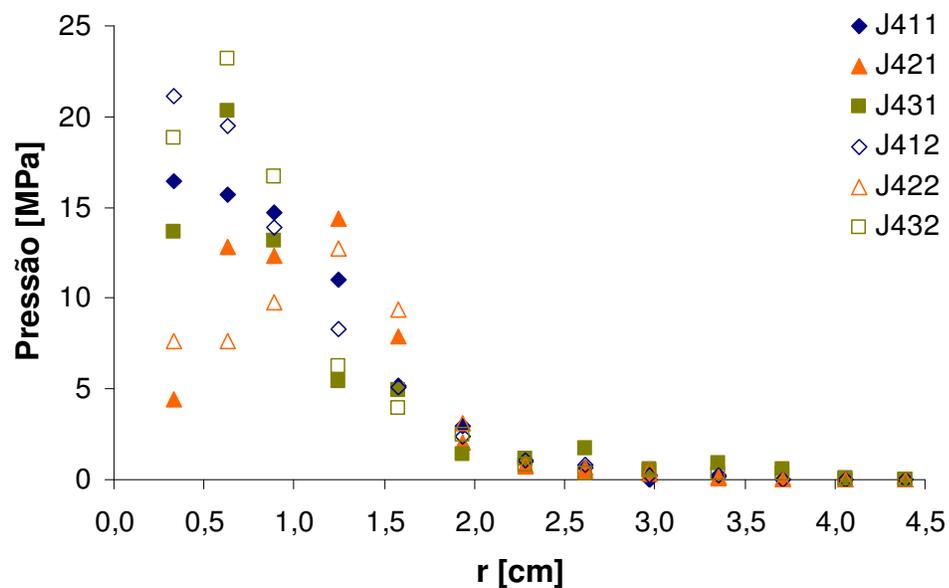


Figura 4.7 – Distribuição de pressão para 12233 N.

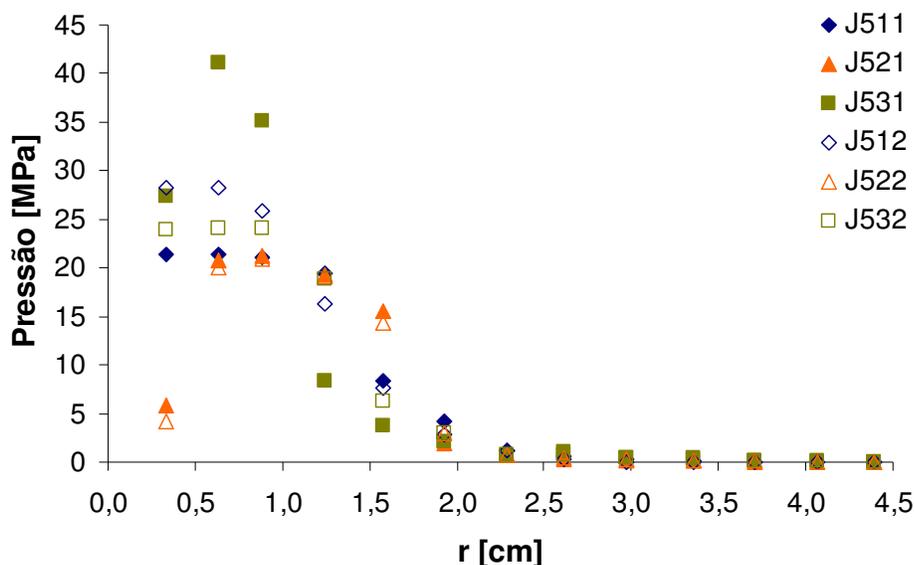


Figura 4.8 – Distribuição de pressão para 18371 N.

A distribuição de pressão para as junções do tipo *Al-Al* (J511, J512) e *Ss-Ss* (J521, J522) mostradas na Figura 4.8 para forças axiais de 18371N, se aproximam entre si na maior parte de  $r$ , porém, para regiões próximas do parafuso, esta distribuição se distancia sensivelmente.

São apresentados no Apêndice C gráficos de distribuição de pressão corrigida para todas as distribuições de pressão medidas.

## 4.2 Medidas de Condutância Térmica de Contato

Como já comentado no Capítulo III, as medidas de transferência de calor foram possíveis devido a aquisição de temperaturas a partir de termopares instalados em 16 diferentes posições, localizados em quatro diferentes coordenadas axiais e quatro raios diferentes ( $r = 0,89, 1,93, 2,97, 4,01$  cm), conforme mostrado Figura 3.1. Um fluxo de calor de 300 W é fornecido por um aquecedor instalado no lado superior da placa superior e removido por um cooler no lado inferior da junta aparafusada por onde circula um banho de temperatura controlada.

A tensão elétrica de cada termopar é medida e as leituras convertidas em temperatura, com uma incerteza da temperatura, segundo Gonçalves, de 0,5 °C. Cada teste foi repetido três vezes. A fim de obter a condutância de contato, bem como a temperatura na interface, é necessário conhecer o perfil de temperaturas na direção radial da junção. Assim,

para um determinado raio, as temperaturas medidas em ambas as chapas são correlacionadas por retas, por regressão linear, as quais são extrapoladas até a superfície de contato (Figura 4.9). A diferença de temperatura encontrada no contato, dividido pela potência térmica transferida, determina a resistência térmica de contato, a partir da equação:

$$R_c = \frac{\Delta T_i}{Q}. \quad (4.4)$$

Caso a resistência de contatos fosse nula, as temperaturas na interface se encontrariam em um mesmo ponto.

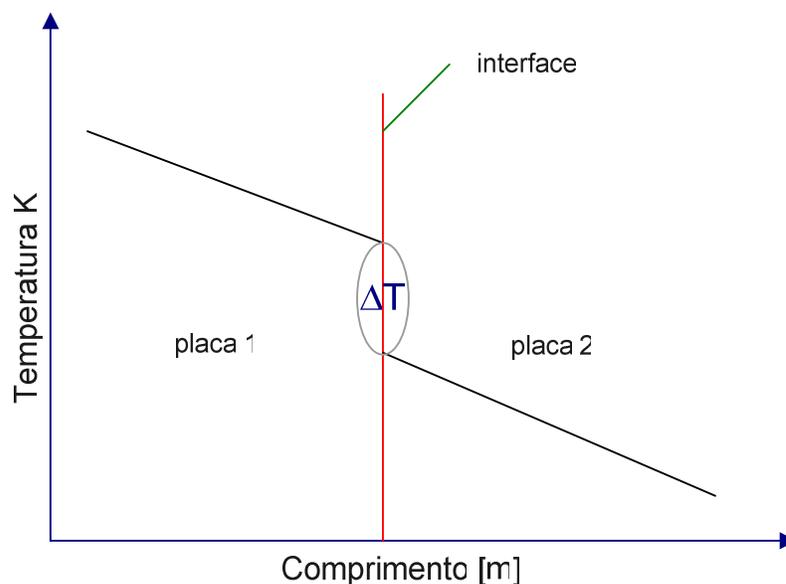


Figura 4.9 – Diferença de temperatura na interface.

A condutância térmica de contato  $h_c$  é definida como o inverso da resistência térmica de contato  $R_c$  por unidade de área. Para reduzir o erro cometido na determinação da potência transferida, utiliza-se a média entre o fluxo de calor conduzido na placa superior  $q_{sup}$  e na placa inferior  $q_{inf}$ . Assim a condutância térmica de contato  $h_c$  é determinada a partir da expressão:

$$h_c = \frac{q_{sup} + q_{inf}}{2\Delta T_i}. \quad (4.5)$$

A obtenção dos perfis de temperatura nas chapas, a partir da regressão linear da distribuição de temperatura no sentido radial da junção é útil tanto para determinar o

gradiente de temperatura na interface de contato, como para a determinação do fluxo de calor por condução nas placas da superfície de contato. Empregando-se a equação de Fourier ( $q = -k \frac{dT}{dx}$ ) e derivando-se a equação do perfil de temperatura é possível determinar o fluxo de calor conduzido pelo material das chapas. A equação que determina a dependência das condutividades térmicas  $k$  do Alumínio 6061 e do Aço inoxidável 304 em função da temperatura é bastante conhecida na literatura (Touloukian et al. (1972) apud Gonçalves (2000)) e são dadas por:

$$k_{Ss} [W / mK] = 18,09 + 0,00806T, \quad (4.6)$$

$$k_{Al} [W / mK] = 111,94 + 0,226T. \quad (4.7)$$

A Figura 4.10 mostra a condutância térmica de contato medida para a junção aparafusada de *Al-Al*, para as cinco forças axiais testadas. Os resultados das condutâncias térmicas para todas as juntas aparafusadas testadas estão apresentados no Apêndice D, junto com as incertezas experimentais calculadas por Gonçalves (2000). Esta figura mostra que, quanto maior a força axial aplicada na junção maior será a condutância térmica de contatos. A figura também mostra que a condutância térmica é grande para regiões próximas ao parafuso, onde a pressão de contato é máxima, diminuindo para regiões mais afastadas. Gráficos referentes a cada junção e na potência máxima testada são apresentados no Apêndice E.

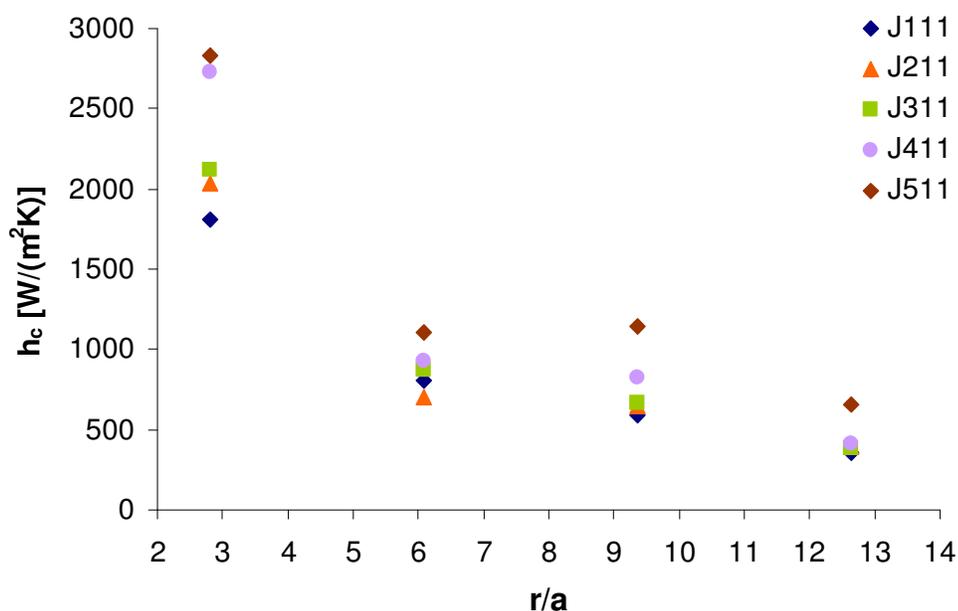


Figura 4.10 – Condutância térmica de contato, *Al-Al*,  $b_I$ .

A Figura 4.11 mostra um gráfico da condutância térmica em função do raio para todas as juntas testadas, na potência máxima do aquecedor e quando submetidas a uma força axial de 1624 N. A junta aparafusada do tipo *Al-Ss*, onde o raio da cabeça do parafuso  $b_2$  é utilizado, foi a que apresentou o maior valor de condutância térmica de contatos, seguida pela junta do tipo *Ss-Ss*. A menor condutância térmica observada para as regiões próximas ao parafuso é a encontrada para a junta do tipo *Al-Al*, com parafuso do tipo  $b_2$ . Neste gráfico, os valores de condutância térmica de contato para as junções J111 e J131 coincidem e a curva resultante apresenta um comportamento mais suave, quando comparado ao comportamento das junções J132 e J122, que apresenta, tem uma queda abrupta dos valores de condutância térmica de contato. Este efeito pode ser causado pelo tipo de parafuso utilizado.

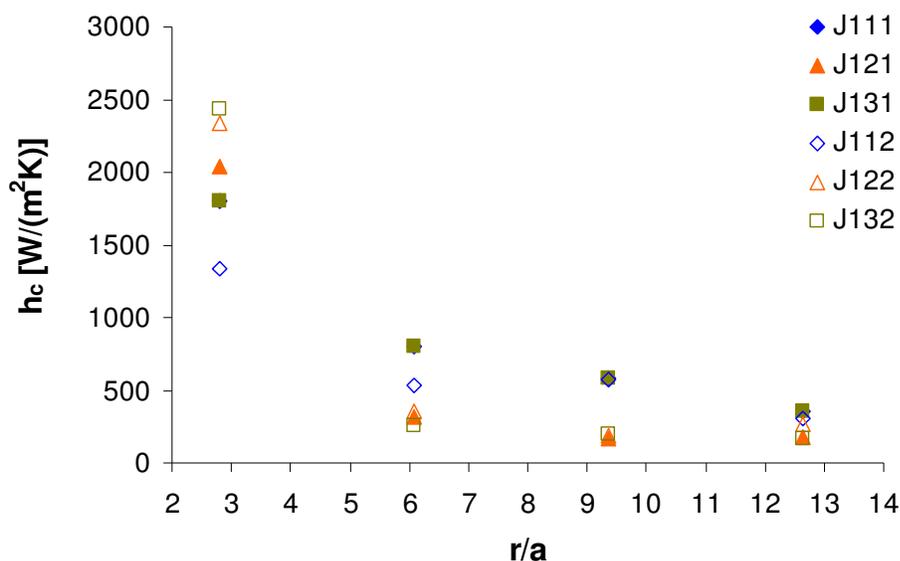


Figura 4.11 – Condutância térmica de contato para 1624 N.

A Figura 4.12 apresenta curvas semelhantes, porém para junções sujeitas a uma força axial de 3247 N. A junção formada por duas chapas de aço inox (*Ss-Ss*) e com o parafuso do tipo  $b_1$  (de menor cabeça) apresentou um valor de condutância térmica maior próxima ao parafuso. Porém, esta condutância cai rapidamente, ao longo do raio da placa. Neste gráfico também se observa que, quanto maior a cabeça do parafuso, maior sua área de influência, observada por valores mais altos da condutância térmica em regiões mais afastadas do parafuso.

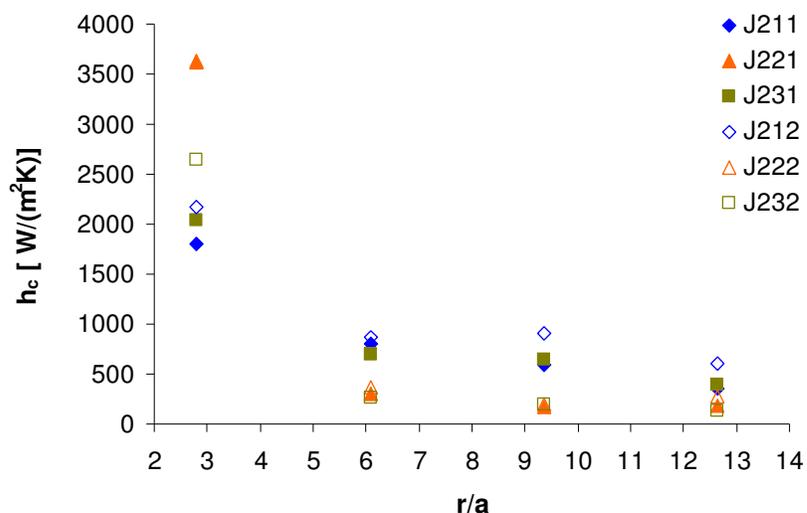


Figura 4.12 – Condutância térmica de contato para 3247 N.

Observações semelhantes podem ser feitas para as Figura 4.13 a Figura 4.15, para forças axiais de 6672, 12233 e 18371 N, respectivamente. Nestes casos as juntas formadas por chapas de aço apresentam condutância térmica muito maior do que as outras juntas aparafusadas, especialmente para regiões próximas ao parafuso. Observa-se claramente que, à medida que a força axial aumenta, a curvatura da distribuição da condutância em função do raio fica cada vez mais pronunciada, ou seja, com grandes valores nas regiões próximas a do parafuso e valores bem baixos em regiões mais afastadas, mostrando que praticamente toda a troca térmica ocorre em regiões próximas ao parafuso. Isso ocorre principalmente para junta Ss-Ss.

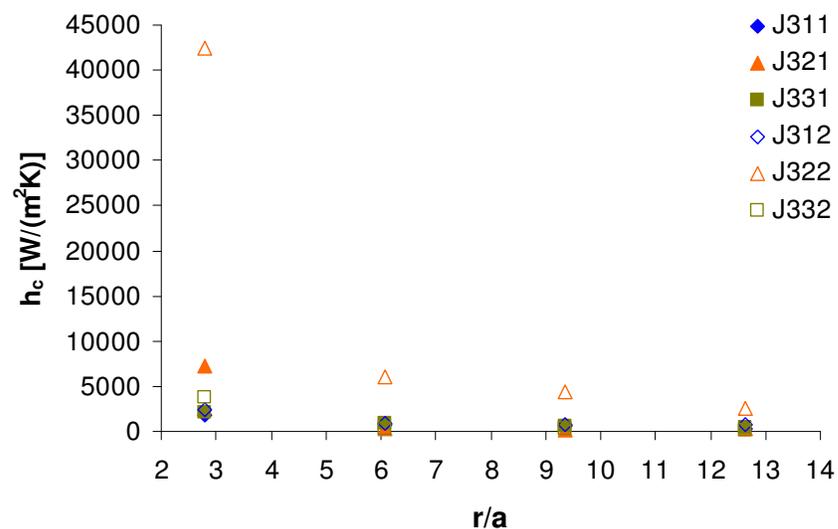


Figura 4.13 – Condutância térmica de contato para 6672 N.

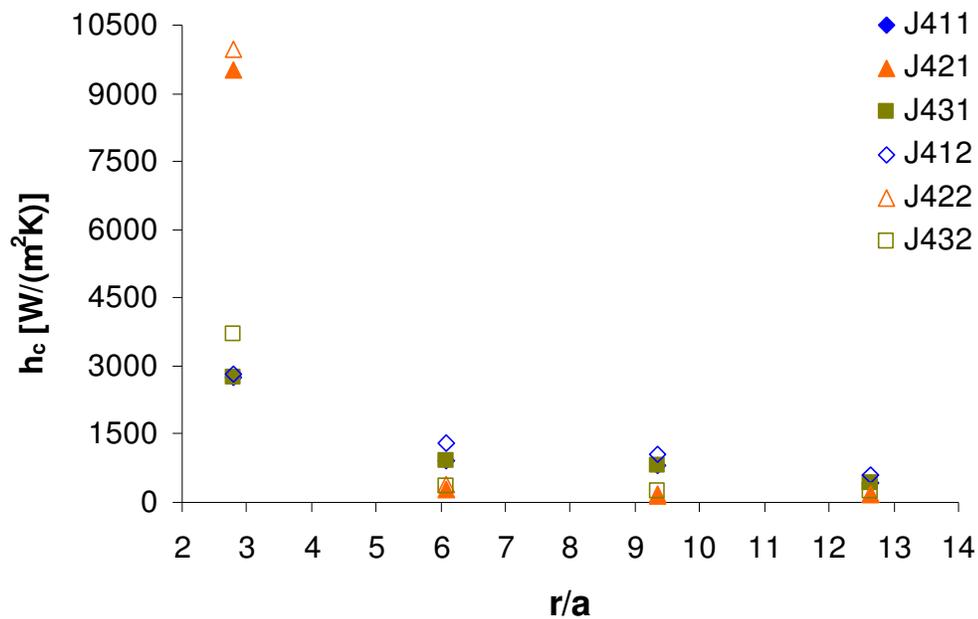


Figura 4.14 – Condutância térmica de contato para 12233 N.

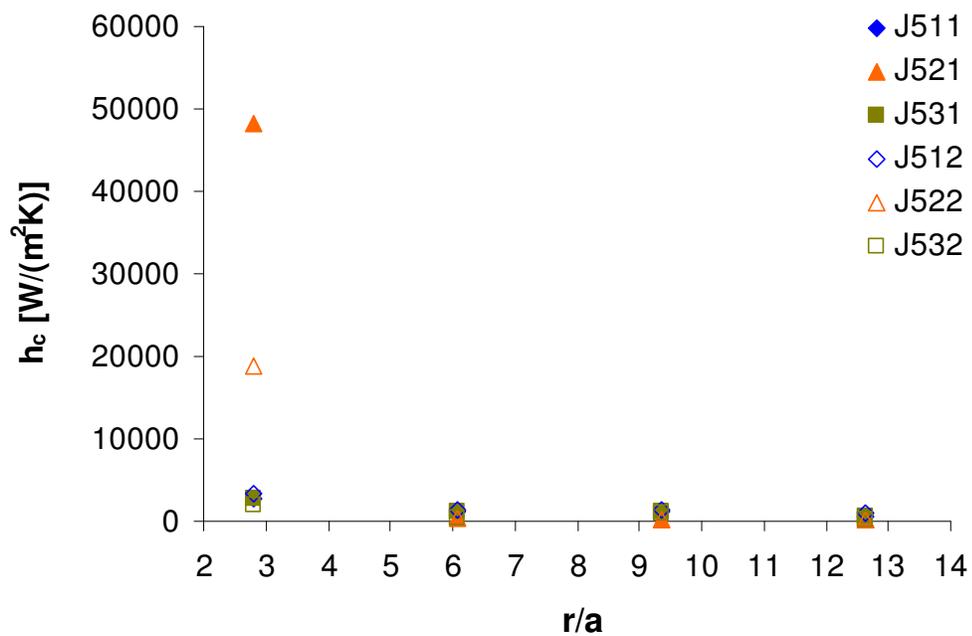


Figura 4.15 – Condutância térmica de contato para 18371 N.

### 4.3 Análise Final dos Resultados

É sabido que parâmetros geométricos afetam a distribuição de pressão e a condutância térmica de contatos. Curti et al. (1985), por exemplo, estudou a influência da forma da cabeça do parafuso. Bradley et al. (1971) estudou a influência da espessura de cada placa e a razão entre os raios da cabeça do parafuso e do furo do parafuso. Já Ito et al. (1979) utilizou três tipos de materiais e espessuras diferentes. Os trabalhos citados acima contêm informações que mostram que esses parâmetros afetam a distribuição de pressão.

De acordo com os dados experimentais de Bradley, ao se aumentar a razão  $b/a$ , os valores pressão assim como o raio de contato  $c$  também aumentam. O modelo de Fernlund (1961) mostra que com o aumento do raio da cabeça do parafuso e mantendo constantes o raio do furo do parafuso e a espessura da placa, observa-se a diminuição dos valores de pressão e o aumento do raio de contato. Embora sejam conclusões contraditórias, essas duas características são encontradas nos dados experimentais de pressão do presente trabalho, conforme se verifica no Apêndice C.

Segundo Gould e Mikic (1981), o raio de contato observado para placas de espessuras diferentes é menor do que para placas de mesma espessura. Porém, os resultados experimentais aqui apresentados não mostram esta tendência, ou seja, por mais que as espessuras das placas sejam diferentes, a influência do material que constituem as placas também tem grande influência. Nenhuma outra pesquisa na literatura entra neste mérito, ou seja, associar o uso de espessuras e materiais diferentes no estudo de junções aparafusadas.

Ito et al. (1979), fez a medição da pressão através de ondas ultrasônicas para junta de alumínio (AIB1), aço semi-duro (S45C) e latão (BsBM1). Seus resultados foram adimensionalizados usando o mesmo critério adotado no presente trabalho. Estes autores mostram que (para placas de mesma espessura) os valores de pressão para juntas de aço são maiores do que para as juntas formadas por chapas de latão, as quais, por sua vez, são maiores que os valores para as juntas de alumínio. Observaram também que as pressões tendem a zero para regiões cujo raio é de cinco e seis vezes o diâmetro do furo por onde passa o parafuso. O presente estudo mostrou que, ao contrário dos resultados de Ito et al. (1979), os valores de pressão para junta do tipo  $Al-Al$  são maiores do que para a junta do tipo  $Ss-Ss$ , e, em alguns casos, a junta mista  $Al-SS$  apresentou valores de pressão ainda maiores do que os observados para a junta de  $Al-Al$ .

Aron e Colombo (1964) utilizaram o modelo fotoelástico para estudar uma junta de alumínio com características semelhante às estudadas no presente trabalho. Observaram que a máxima pressão não ocorre na região adjacente ao raio do parafuso, mas que esta é

alcançada numa região um pouco mais afastada do furo do parafuso, diminuindo progressivamente, tendendo a zero perto das bordas.

Mittelbach et al. (1994) obtiveram valores de pressão superiores aos medidos por Gonçalves, embora ambos tenham aplicado o mesmo método (célula de carga mais filme sensitivo). Tanto os valores de pressão fornecidos por Gonçalves (2000) quanto os corrigidos (conforme proposto neste trabalho), são menores do que os de Mittelbach, para as juntas aparafusadas de alumínio.

Vogd (1990) estudou junções aparafusadas em um aparato experimental semelhante ao utilizado por Gonçalves (2000), em termo de distribuição de condutância térmica de contatos. Curvas relativas aos resultados de condutância térmica obtidos por este autor para juntas aparafusadas sem material interfacial para placas de alumínio são mostradas na Figura 4.16 e Figura 4.17 para junções formadas por chapas de espessura diferentes ( $t_1 < t_2$ , para Figura 4.16 e  $t_1 > t_2$  para Figura 4.17). Os resultados deste autor mostram que, quanto maior for a carga axial aplicada a junta aparafusada, maiores os níveis da condutância térmica observada. Em ambos os casos estas condutâncias tendem a diminuir e se igualar, para as regiões mais afastadas do parafuso.

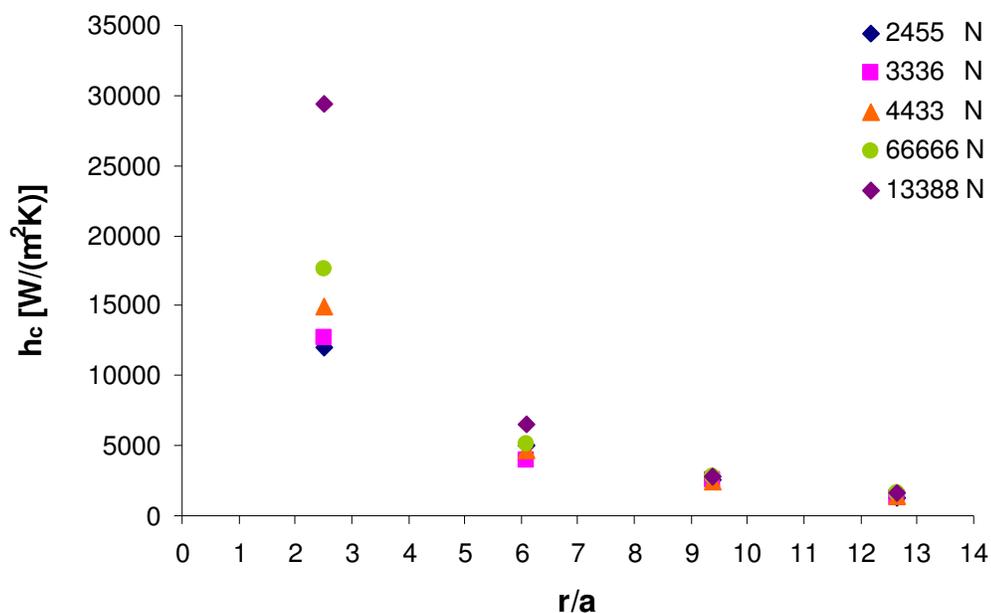


Figura 4.16 – Condutância térmica de contato para  $t_1 < t_2$  de Vogd.

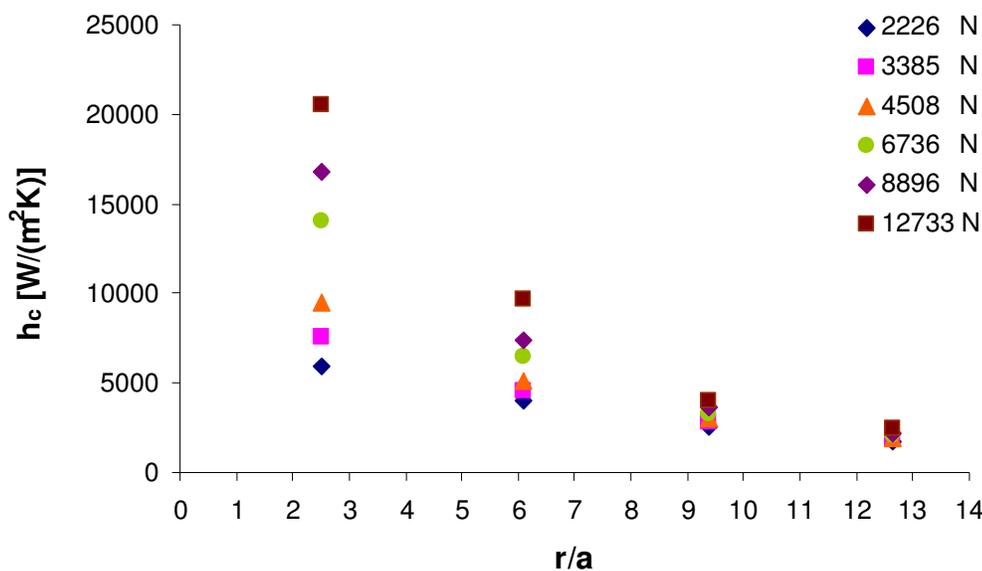


Figura 4.17 – Condutância térmica de contato para  $t_1 > t_2$  de Vogd.

Mittlebach et al. (1994) estudaram juntas aparafusadas de Al-Al com a mesma configuração utilizada por Gonçalves, empregando o mesmo aparato experimental, uma vez que o seu trabalho foi desenvolvido no mesmo laboratório nos EUA. Tanto o trabalho de Vogd (1990) quanto de Mittlebach et al. (1994), apresenta comportamentos (tendências) semelhantes entre si para as medidas de condutância térmica; já os dados de Gonçalves discordam com estes trabalhos feitos anteriormente, como mostrado no Apêndice E.

#### 4.4 Conclusões

A partir da análise apresentada neste capítulo, algumas conclusões importantes podem ser tiradas.

Com relação à distribuição de pressão em superfícies em contato em juntas aparafusadas, observa-se claramente a influência do tamanho da cabeça do parafuso. Isso já era de certo modo esperado, pois o raio da cabeça do parafuso determina a área na qual força é aplicada sobre a junta aparafusada. Porém, este comportamento não segue um padrão identificável e varia para cada configuração de junta aparafusada observada. A distribuição de pressão na interface de contato é, de modo geral, mais afetada pelo tipo de material utilizado e pela força axial aplicada do que pelo tipo de parafuso empregado.

Curti et al. (1985), Bradley et al. (1971), Ito et al. (1979), verificaram como no presente trabalho a influência, tanto do tipo de parafuso quanto das espessuras das placas

e do tipo de material da placa. Aron e Colombo (1964) por sua vez notaram que a pressão máxima não ocorre na região adjacente ao raio do furo do parafuso, mas sim um pouco mais afasta dessa região, este fenômeno também é verificado neste estudo.

Observa-se claramente que os valores de condutância térmica nas regiões situadas logo abaixo da cabeça do parafuso são maiores e decaem rapidamente na direção do raio externo da junção. Isso era esperado, uma vez que a condutância de contato é proporcional à pressão de contato. Este comportamento é verificado tanto para o parafuso com a cabeça maior quanto com a cabeça menor. Como a maior deformação ocorre abaixo ao parafuso, este é o local onde ocorre maior contato entre as placas, possibilitando maior condutância térmica de contato.

Tanto Vogd (1990) como Mittlebach et al. (1994), mostram que ao aumentar os níveis de força axial os níveis de condutância térmica de contato também aumentam, mas as diferenças da condutância térmica devido a força axial aplicada tende a diminuir e se igualar nas regiões mais afastadas do furo do parafuso, esta característica não foi verificada em todos os casos aqui estudados.

No próximo capítulo serão apresentadas comparações dos dados de distribuição de pressão experimentais com os resultados de modelos analíticos da literatura de distribuição de pressão, e uma comparação com um modelo proposto aqui. A partir do modelo desenvolvido, será calculada a condutância térmica de contato, utilizando a correlação de Yovanovich (1982) e Mikic (1974), as quais foram apresentadas no Capítulo II.

## CAPÍTULO V

### MODELO MATEMÁTICO

Neste capítulo, alguns modelos apresentados na revisão bibliográfica são comparados com os dados medidos de pressão e condutância de contato apresentados no capítulo anterior.

Primeiramente, os modelos analíticos de distribuição de pressão de Fernlund (1961) e Madhusudana et al. (1990) são comparados com as medições feitas com os filmes sensitivos de pressão. A discussão que levou a seleção destes modelos foi apresentada no Capítulo II. Como se verá adiante, os modelos de distribuição acima não apresentam uma boa comparação com os resultados obtidos aqui. Por isso, um novo modelo, inédito na literatura para este tipo de aplicação, baseado na distribuição de probabilidade estatística de Weibull, é proposto. As curvas da distribuição de Weibull têm a mesma forma da distribuição de pressão obtida experimentalmente.

Finalmente, assumindo que a pressão é descrita pela distribuição de Weibull, as equações resultantes deste novo modelo foram aplicadas nas correlações de condutância térmica de contato de Yovanovich (1982) e Mikic (1974). A distribuição da condutância térmica de contato entre duas superfícies unidas por junções aparafusadas, assim obtidas, foi comparada com dados de condutâncias medidas experimentalmente, conforme descrito nos Capítulos III e IV.

#### 5.1 Modelos de Distribuição de Pressão da Literatura.

A revisão bibliográfica mostra que os modelos de Fernlund (1961) e de Madhusudana et al. (1990) são adimensionalizados dividindo a distribuição de pressão pela pressão axial média. Esta mesma adimensionalização é adotada para os dados experimentais. O procedimento para a determinação a pressão axial média já foi apresentado no Capítulo IV (Equação (4.1)). Normalmente a adimensionalização por um mesmo parâmetro tende a aproximar modelos e/ou dados, mesmo quando estes são obtidos em condições diferentes.

Os modelos de Fernlund e de Madhusudana se baseiam no raio de contato obtido pelo modelo de Röttscher (1927), o qual por sua vez é função do ângulo  $\alpha$  (Fig. 2.1). A Tabela 5.1 mostra os valores calculados de  $c$  para cada tipo de junta e para vários valores

de  $\alpha$ . Como pode ser observado, quanto maior o ângulo, maior o raio de contato e mais uniforme fica a distribuição de pressão (ver Figura 6.7 do Apêndice F).

Tabela 5.1 – Raio de contato  $c$ .

$\alpha$	$Al-Al, b_1$	$Al-Al, b_2$	$Ss-Ss, b_1$	$Ss-Ss, b_2$
50°	8,7	10,1	6,4	7,8
55°	10,2	11,5	7,3	8,7
60°	12,0	13,4	8,5	9,9
65°	14,5	15,8	10,2	11,6

Os modelos de Fernlund e de Madhusudana não puderam ser empregados para junções do tipo  $Al-Ss$ , pois estes autores modelaram a junção de duas placas como uma placa única, considerando que a tensão observada no plano médio desta placa representa a tensão de contato para placas de mesma espessura. Assim este modelo físico não se adapta a uma junção de chapas de materiais diferentes ou com espessuras diferentes. Porém, para efeito de análise, os dados experimentais serão comparados com o modelo, considerando juntas de mesmo material.

Para saber qual modelo prevê melhor a distribuição de pressão medida, utiliza-se o método estatístico do  $\chi^2$ , dado pela equação (Press et al.(1994)):

$$\chi^2 = \sum_{i=1}^N [y(r_i) - y_i]^2, \quad (5.1)$$

onde,  $y(r_i)$  é o valor de pressão adimensional teórico na posição  $i$  e  $y_i$  é o valor experimental adimensional da distribuição de pressão na mesma posição. A Figura 5.1 mostra a distribuição da pressão adimensional em função do raio adimensional. Pode-se verificar nesta figura que a curva teórica (modelo de Fernlund com  $\alpha = 60^\circ$ ) é a mesma para todas as cargas axiais, enquanto as distribuições medidas dependem da força axial. Quanto menor o valor de  $\chi^2$ , melhor a concordância entre o modelo e os dados medidos.

Os valores de  $\chi^2$  foram calculados para cada força axial aplicada na junta aparafusada, empregando, para a estimativa de  $y(r_i)$ , os dois modelos da literatura utilizando os quatro valores do ângulo  $\alpha$  apresentados na Tabela 5.1 e são apresentados no Apêndice G. Os cinco valores de  $\chi^2$  para cada junção, correspondentes a cinco forças axiais, são somados e a menor soma obtida equivale ao modelo mais adequado aos dados

experimentais. As figuras apresentadas nesta seção correspondem aos modelos escolhidos através desta metodologia. As legendas das figuras contêm a seguinte nomenclatura: Fe refere-se à Fernlund, M Li ao modelo de Madhusudana, para uma distribuição de pressão linear, M Pa para Madhusudana e distribuição parabólica e M Po para modelo de Madhusudana e distribuição Polinomial. Os valores do ângulo  $\alpha$  adotados seguirão esta nomenclatura.

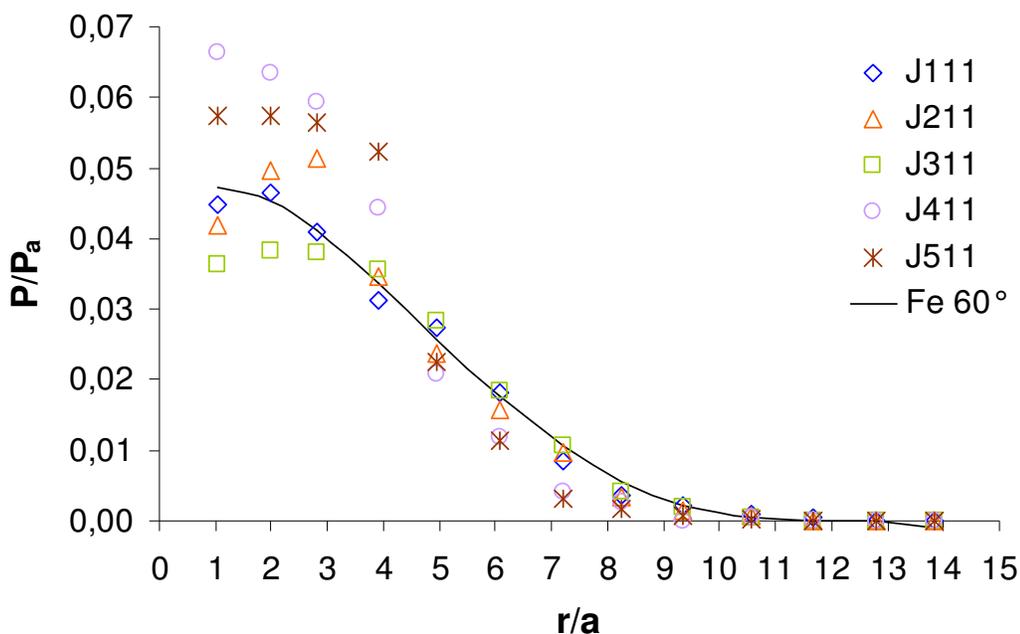


Figura 5.1 – Modelo de Fernlund para  $Al-Al$ ,  $b_1$  e  $\alpha=60^\circ$ .

A Figura 5.1 mostra as distribuições de pressão experimentais (pressão adimensional em função da razão entre o raio da chapa e o raio do seu furo central) obtidas para junções de alumínio – alumínio, sujeitas a cinco diferentes níveis de carga axial. Também é apresentada nesta figura a distribuição de pressão obtida a partir do modelo de Fernlund com  $\alpha = 60^\circ$ . Como já observado, este ângulo é o que apresenta uma curva teórica que compara melhor com os dados experimentais para essa junta aparafusada, ou seja, com menor valor da soma de  $\chi^2$  para todas as forças axiais testadas. A Figura 5.2 mostra este mesmo gráfico para a outra junção semelhante a esta, porém com o parafuso de raio  $b_2$ . Para este caso, o ângulo  $\alpha = 55^\circ$  é o que melhor se ajusta ao modelo.

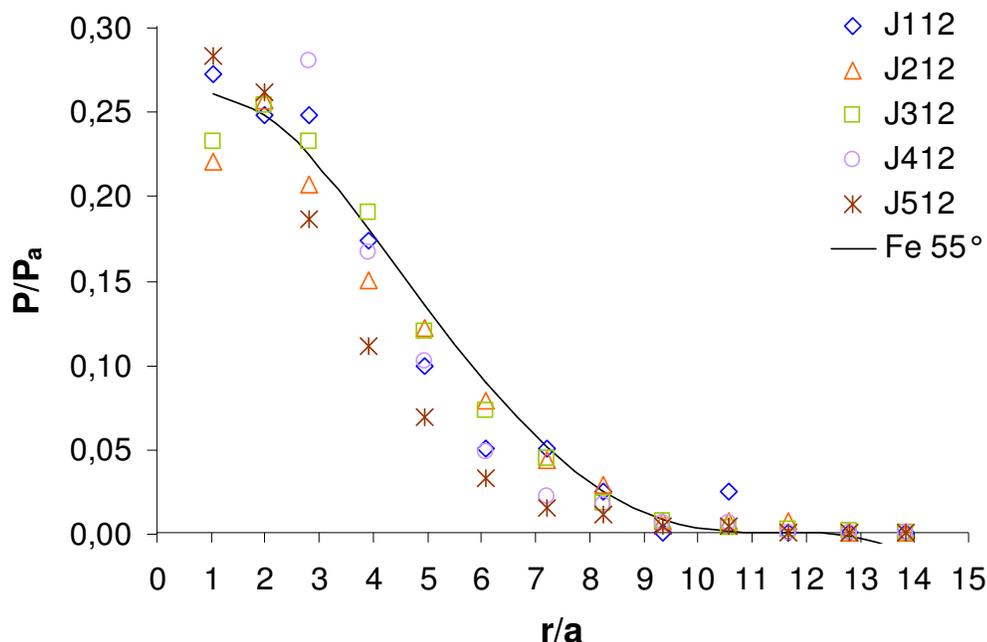


Figura 5.2 – Modelo de Fernlund para  $Al-Al$ ,  $b_2$  e  $\alpha=55^\circ$ .

A Figura 5.3 apresenta os dados experimentais para a junção cujas duas chapas são formadas por aço ( $Ss-Ss$ ), com o parafuso de raio da cabeça  $b_1$ . Neste caso, o melhor ajuste corresponde ao modelo de Fernlund, para  $\alpha = 65$ , muito embora o modelo matemático não seja capaz de captar o decréscimo da pressão de contato observada próxima a região central, onde o furo está localizado. A Figura 5.4 apresenta dados para uma junção semelhante à mostrada na Figura 5.3, porém com o parafuso de raio da cabeça  $b_2$ . Neste caso a curva teórica que apresentou o melhor ajuste corresponde ao modelo de Madhusudana para um perfil parabólico com  $\alpha = 65^\circ$ . A comparação da curva teórica com os dados experimentais não é tão boa no caso de junções do tipo  $Ss-Ss$  quanto foi para junções do tipo  $Al-Al$ , especialmente para o caso onde o parafuso empregado possui o raio da cabeça  $b_2$ .

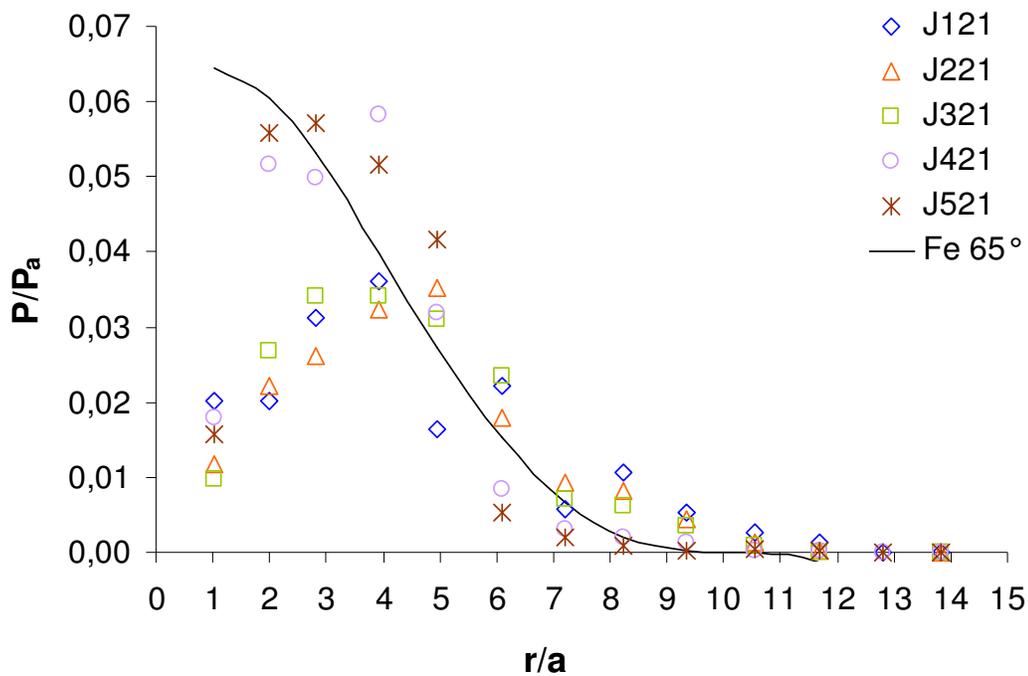


Figura 5.3 – Modelo de Fernlund para  $Ss-Ss$ ,  $b_1$  e  $\alpha=65^\circ$ .

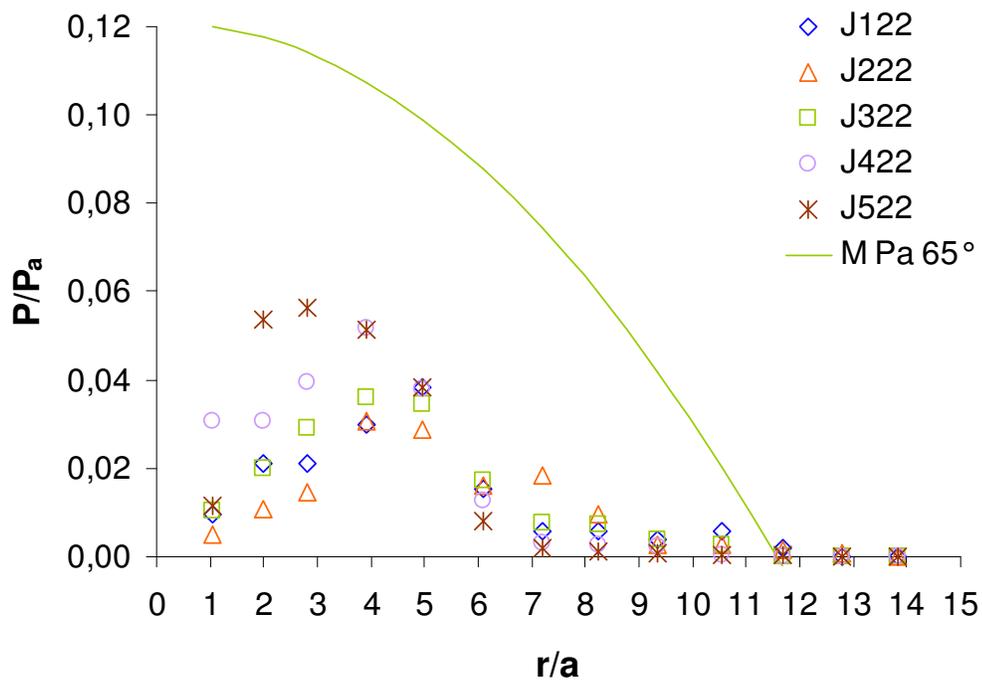


Figura 5.4 – Modelo de Madhusudana parabólico para  $Ss-Ss$ ,  $b_2$  e  $\alpha=65^\circ$ .

As Figura 5.5 e 5.6 mostram uma comparação dos dados experimentais obtidos para junções do tipo *Al-Ss* com parafusos de raios das cabeças  $b_1$  e  $b_2$ , respectivamente, com o modelo de Fernlund para  $\alpha = 65^\circ$  e Madhusudana com perfil parabólico e também  $\alpha = 65^\circ$  respectivamente. Já foi comentado que estes modelos não são adequados para junções com estas características e, portanto, não se espera que a comparação seja boa, conforme se verifica analisando estas duas figuras. Nota-se que os valores de pressão para as duas cargas axiais menores apresentam valores extremamente pequenos (perto de zero) e distribuição próxima de uma constante.

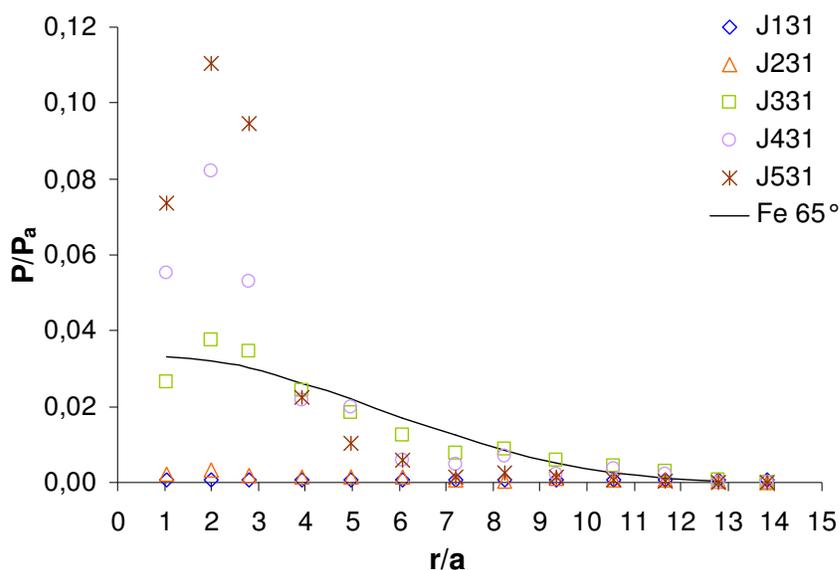


Figura 5.5 – Modelo de Fernlund para *Al-Ss*,  $b_1$  e  $\alpha = 65^\circ$ .

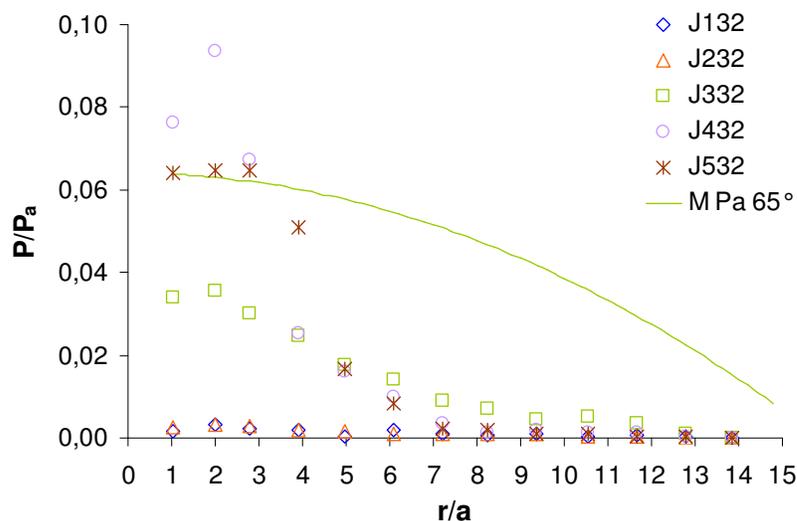


Figura 5.6 – Modelo Madhusudana parabólico para *Al-Ss*,  $b_2$   $\alpha = 65^\circ$ .

Desta seção se conclui que as juntas de *A/A* são as que possuem melhor comparação com os modelos da literatura. Já a junta do tipo *Ss-Ss* com parafuso de raio da cabeça  $b_1$  (Figura 5.3) apresentam melhor concordância com o modelo teórico quando comparada com a outra junta semelhante com o parafuso  $b_2$  (Figura 5.4). Semelhantemente, verifica-se que, dentre os dados experimentais obtidos com as juntas de *A/Ss*, a que possui parafuso com raio  $b_1$  (Figura 5.5) compara melhor com modelos analíticos do que as formadas com o parafuso de raio  $b_2$  (Figura 5.6).

Note-se que os modelos propostos na literatura não predizem de forma satisfatória os dados experimentais do presente trabalho. Na próxima seção será proposto um modelo mais preciso para descrever a distribuição de pressão de contato entre duas superfícies em uma junção aparafusada.

## 5.2 Distribuição de Weibull.

Segundo Filho (2006) em setembro de 1951, foi publicado um artigo intitulado "Uma Função de Distribuição Estatística de Larga Aplicação" pelo "Jornal de Mecânica Aplicada" no qual Ernest Hjalmar Wallodi Weibull apresentou o estudo feito a respeito da resistência mecânica de aços, estudos de tração em correntes construídas com estes aços e a apresentação de seu modelo semi-empírico, sendo que este permite a representação de: falhas típicas de partida, falhas aleatórias e falhas devido ao desgaste.

Resumindo, a distribuição de Weibull é uma função de densidade de probabilidade usada na análise de dados de vida, por exemplo, em engenharia de confiabilidade (Meyer (1995)), análise de sobrevivência e em outras áreas devido à versatilidade desta distribuição. Adnadevic et al. (2007) utilizou a função da distribuição de Weibull normalizada para modelar a cinética da desidratação não-isotérmica de um hidrogel em equilíbrio, enquanto que Macedo et al. (2001), utilizou a distribuição de Weibull para separar alvos naturais e construídos a partir de imagens de Radar de Abertura Sintética.

A expressão mais geral da distribuição de Weibull possui três parâmetros e é definida matematicamente pela equação:

$$f(T) = \frac{\beta}{\eta} \left( \frac{T - \gamma}{\eta} \right)^{\beta-1} e^{-\left( \frac{T - \gamma}{\eta} \right)^\beta}, \quad (5.2)$$

onde  $T$  é o tempo para a ocorrência da ruptura de um determinado material,  $\beta$  é o parâmetro de forma, que define a inclinação da distribuição de Weibull,  $\eta$  é o parâmetro de escala e  $\gamma$

é o parâmetro de posição, sendo que  $f(T) \geq 0$ ,  $r \geq 0$  ou  $\gamma, \beta > 0$ ,  $\eta > 0$ ,  $-\infty < \gamma < \infty$ . Quando o parâmetro de posição é igual a zero, a tem-se então a chamada distribuição de Weibull de dois parâmetros. A distribuição de Weibull pode ainda ser reduzida a um parâmetro, quando se atribui um valor a  $\beta$ . Logo, somente o parâmetro de escala precisa ser estimado, mas para isso é necessário ter uma estimativa muito boa e bem justificável para o valor de  $\beta$  empregado.

A distribuição de Weibull pode ser utilizada para prever a distribuição de pressão de contato, pois esta pode ser relacionada à probabilidade dos pontos coloridos do filme A estourarem (fim de vida) causando o tingimento do filme C (ver Figura 3.6). Isto representa a probabilidade de ocorrer contato entre as placas da junta aparafusada ao longo de seu raio. No presente trabalho, a distribuição de pressão é ajustada à distribuição Weibull de dois parâmetros, o que é suficiente para gerar valores próximos aos dados experimentais.

### 5.3 Correlação de Weibull Utilizada Neste Trabalho.

Houve a necessidade de modificar a distribuição de Weibull, incluindo um parâmetro  $\rho$  para que a integração da curva em relação à área na direção radial resultasse na força lida pela célula de carga. A seguinte equação, baseada na distribuição de Weibull de dois parâmetros em função do raio da placa, foi empregada neste ajuste:

$$f(r) = \rho \frac{\beta}{\eta} \left( \frac{r}{\eta} \right)^{\beta-1} e^{-\left( \frac{r}{\eta} \right)^\beta} \quad (5.3)$$

Para ajustar a correlação de Weibull à distribuição de pressão, utilizou-se o programa chamado EES (Engineering Equation Solver). O programa procura os melhores valores de  $\beta$ ,  $\eta$  e  $\rho$  até se alcançar o menor valor de  $\chi^2$ , calculado segundo a Equação (5.1). Esse critério também é utilizado por Coleman e Glen (1989).

As Figura 5.7 a Figura 5.9 mostram como os parâmetros da correlação de Weibull influenciam a curva. A Figura 5.7 mostra que  $\beta$  contém a informação sobre a forma da curva. Mantendo-se constantes os valores de  $\rho=10$  e  $\eta=2$  e variando o valor do parâmetro  $\beta$ , têm-se as curvas apresentadas na Figura 5.7. Observa-se que valores pequenos do parâmetro  $\beta$  provocam um comportamento uniformemente decrescente na curva. À medida que  $\beta$  aumenta, a curva apresenta comportamento crescente e decrescente, ou seja, com um ponto de máximo.

Mantendo-se os parâmetros  $\beta = 2$  e  $\rho = 10$  constantes e variando o valor de  $\eta$ , observa-se, na Figura 5.8 que quando o valor de  $\eta$  é aumentado, a curva sofre um estreitamento e um deslocamento para esquerda, com valores crescentes do ponto de máximo. Quando os valores de  $\beta = 2$  e  $\eta = 1,5$  são fixos e se varia o valor de  $\rho$ , observa-se, pela Figura 5.9 que quanto maior o valor de  $\rho$ , mais a curva se desloca para cima, aumentando o valor da sua integral ao longo do raio.

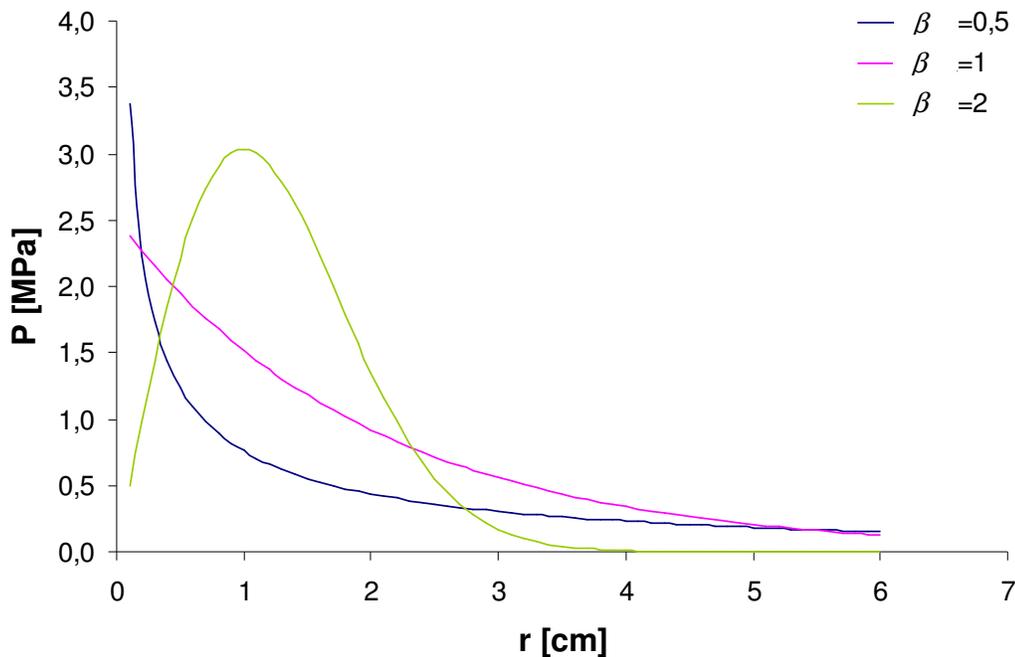
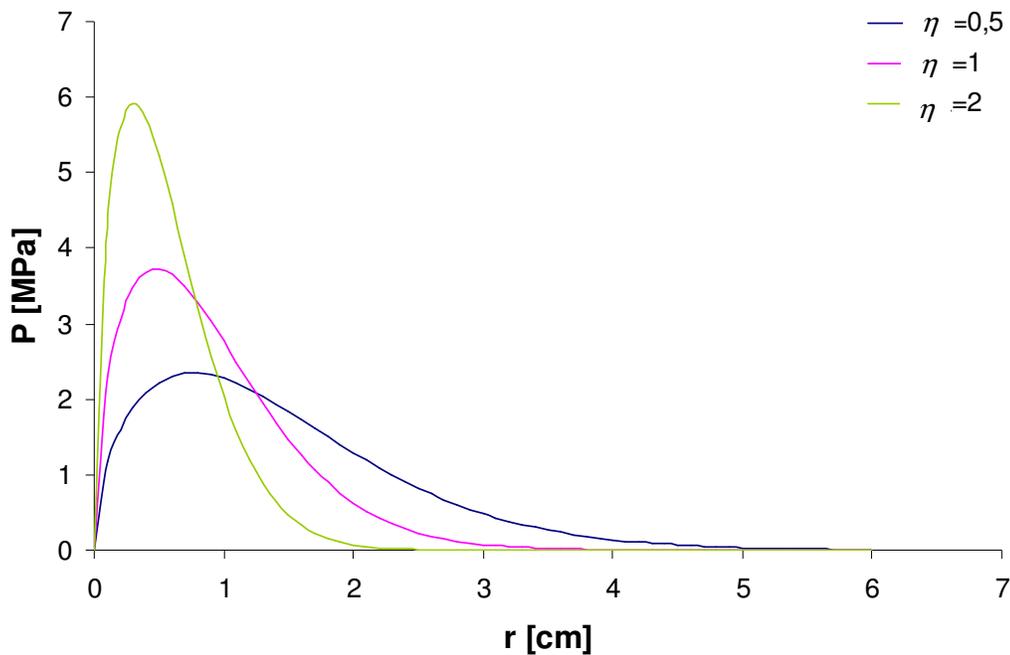
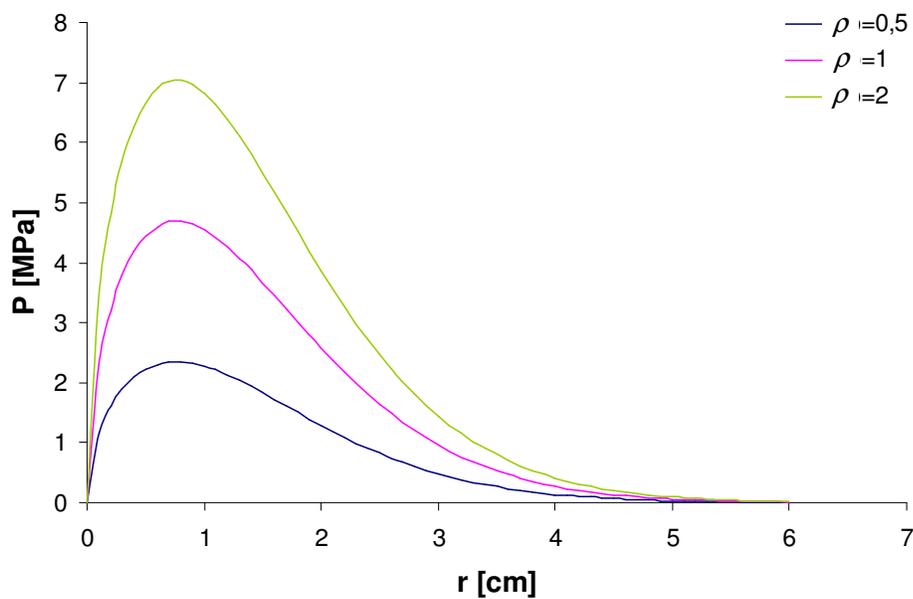


Figura 5.7 – Influência do valor de  $\beta$  na distribuição de Weibull.

Figura 5.8 – Influência do valor de  $\eta$  na distribuição de Weibull.Figura 5.9 – Influência do valor de  $\rho$  na distribuição de Weibull.

Os valores dos coeficientes de Weibull, obtidos através de ajuste de curva são apresentados nas Figura 5.10 a Figura 5.12, para cada junta aparafusada, lembrando que  $b_1$  e  $b_2$  são os dois diferentes raios da cabeça do parafuso. A partir da Figura 5.10 verifica-se que o parâmetro  $\rho$ , que está associado à amplitude da curva, aumenta com o aumento da

força axial aplicada. Isto é esperado, uma vez que a área sob a curva de pressão está relacionada com a força aplicada. A Figura 5.11 apresenta os valores de  $\beta$  para as várias junções testadas. Verifica-se para junções com chapas do mesmo material este parâmetro permanece quase constante para os diferentes valores da carga aplicada ao sistema. Os valores de  $\beta$  para junções de Ss-Ss são maiores do que para junções do tipo Al-Al. Já os valores de  $\beta$  para junções do tipo Al-Ss são bastante variáveis. A Figura 5.12 mostra que o comportamento do parâmetro  $\eta$  é bastante repetitivo para todas as configurações analisadas e apresenta variações bastante pequenas para todos os casos analisados.

Se comparado às variações dos três parâmetros analisados, verifica-se que o parâmetro  $\rho$  apresenta a maior variação, seguida do parâmetro  $\beta$ . As variações relativas ao parâmetro  $\eta$  são as menores. Isto mostra que o parâmetro  $\rho$  é o mais sensível.

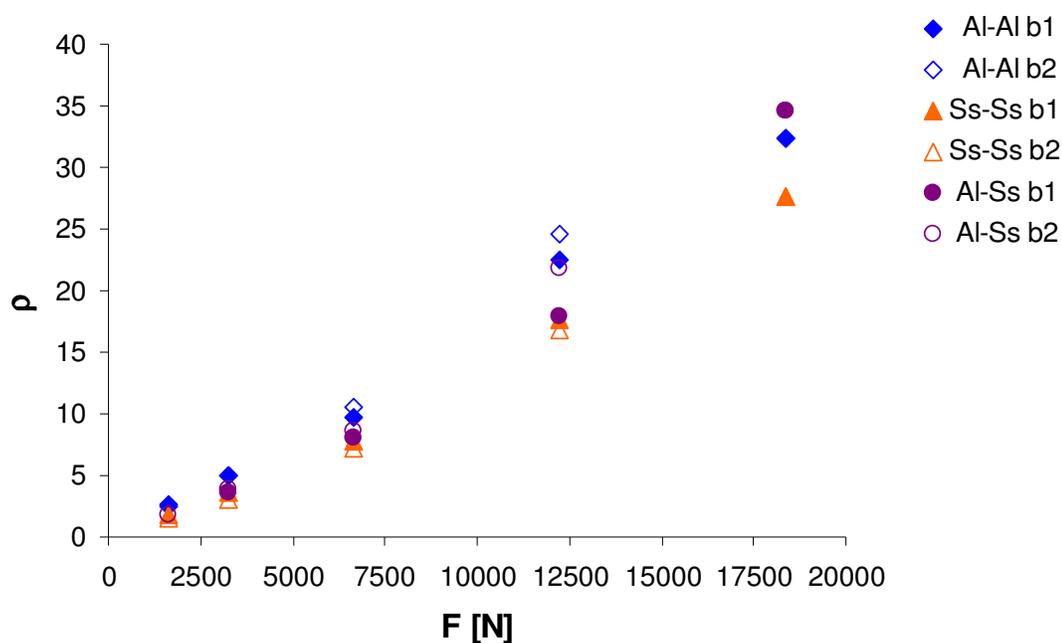


Figura 5.10 – Coeficiente  $\rho$  da correlação de Weibull.

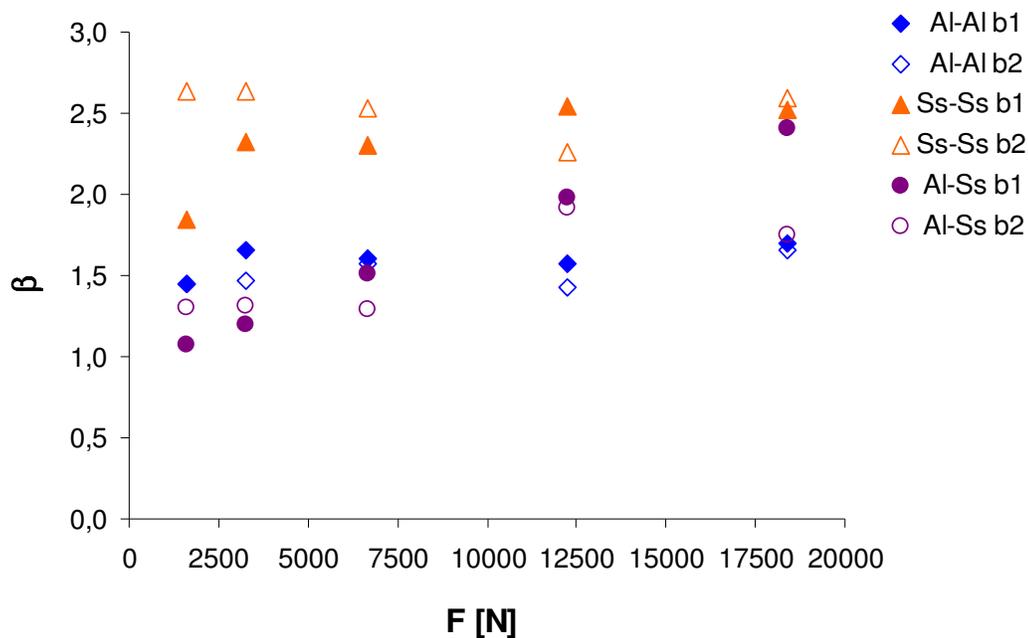


Figura 5.11 – Coeficiente  $\beta$  da correlação de Weibull.

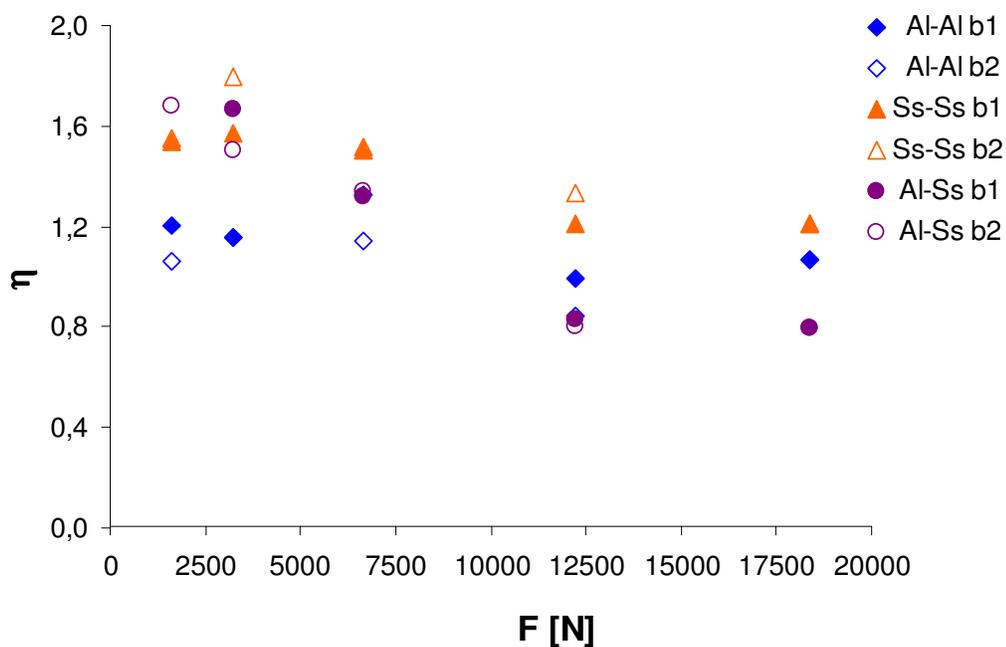


Figura 5.12 – Coeficientes  $\eta$  da correlação de Weibull.

As Figura 5.13 a Figura 5.18, apresentam as curvas de Weibull (linhas contínuas) ajustadas aos dados experimentais (símbolos) para cada junta aparafusada estudada.

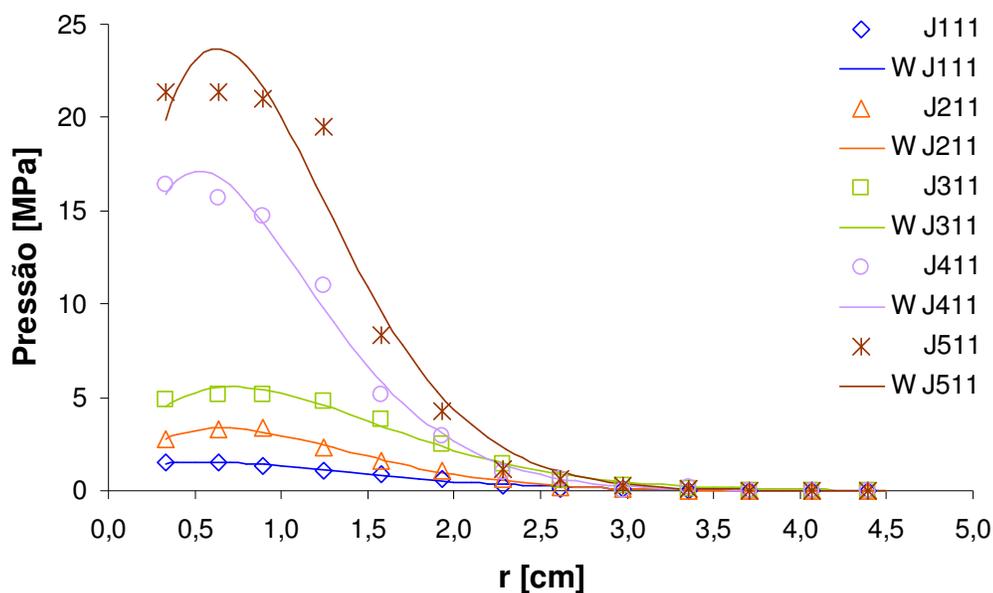


Figura 5.13 – Curvas de ajuste para  $Al-Al$ ,  $b_1$ .

A Figura 5.13 e Figura 5.14 mostram que a comparação entre as curvas de Weibull e os dados experimentais para junções feitas do tipo  $Al-Al$ , para ambos os tipos de parafusos é muito boa. Para pressões mais baixas, verifica-se que a comparação entre dados e modelo é muito boa. À medida que a pressão axial é aumentada, a correlação superestima os valores experimentais para as regiões mais próximas do centro da chapa.

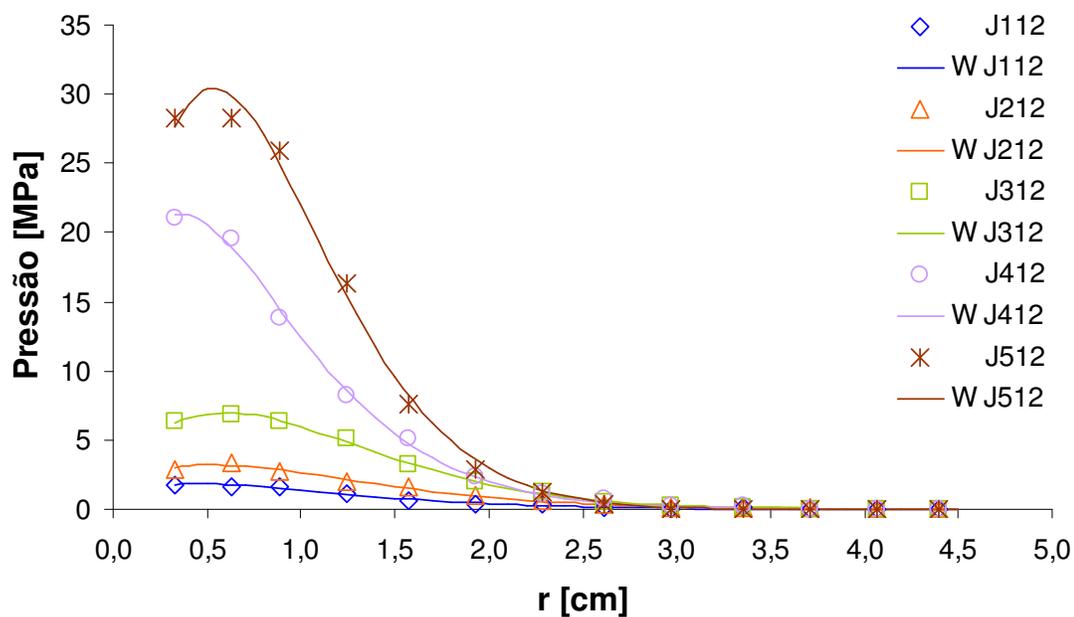


Figura 5.14 – Curvas de ajuste para  $Al-Al$ ,  $b_2$ .

As correlações e dados experimentais para juntas aparafusadas do tipo Ss-Ss, são apresentadas na Figura 5.15 e Figura 5.16, para parafusos de raio da cabeça  $b_1$  e  $b_2$ . O modelo matemático e os dados experimentais comparam bem para cargas axiais baixas e para regiões mais afastadas do centro da placa.

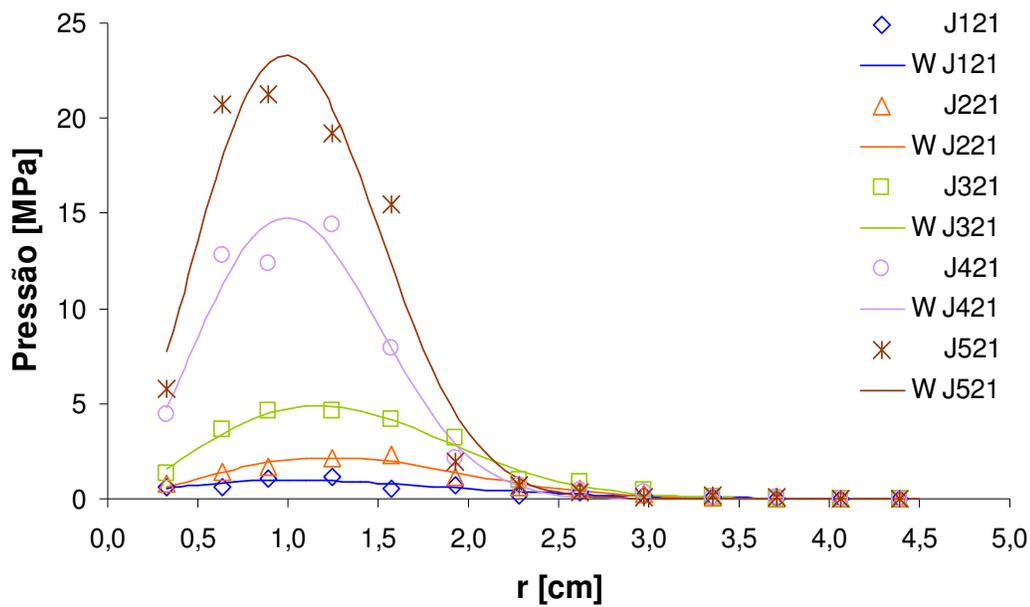


Figura 5.15 – Curvas de ajuste para Ss-Ss,  $b_1$ .

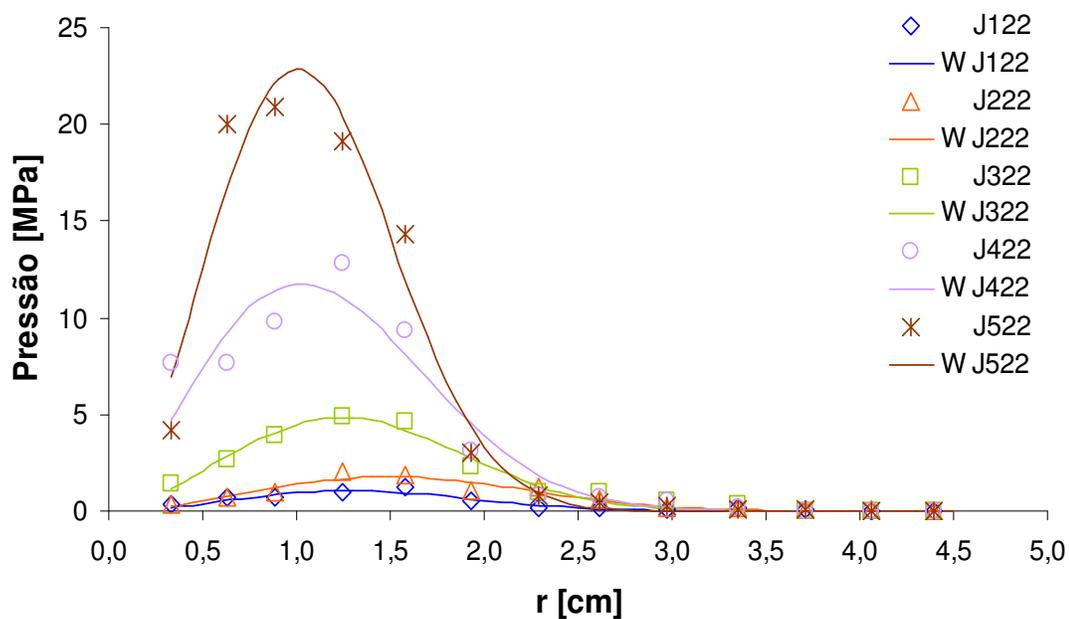


Figura 5.16 – Curvas de ajuste para Ss-Ss,  $b_2$ .

A Figura 5.17 e 5.18 apresentam as curvas de Weibull e os dados experimentais obtidos para junções do tipo *Al-Ss*, para os parafusos de raio da cabeça  $b_1$  e  $b_2$ , respectivamente. Observa-se que as curvas de Weibull comparam bem com os dados experimentais para regiões próximas e distantes do centro da chapa.

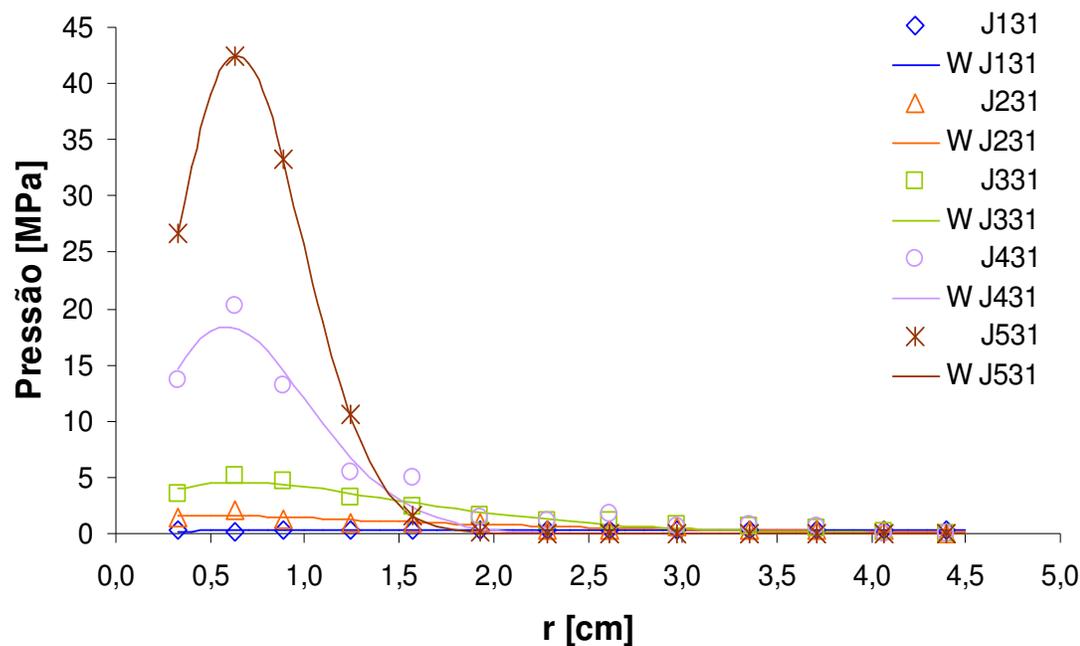


Figura 5.17 – Curvas de ajuste para *Al-Ss*,  $b_1$ .

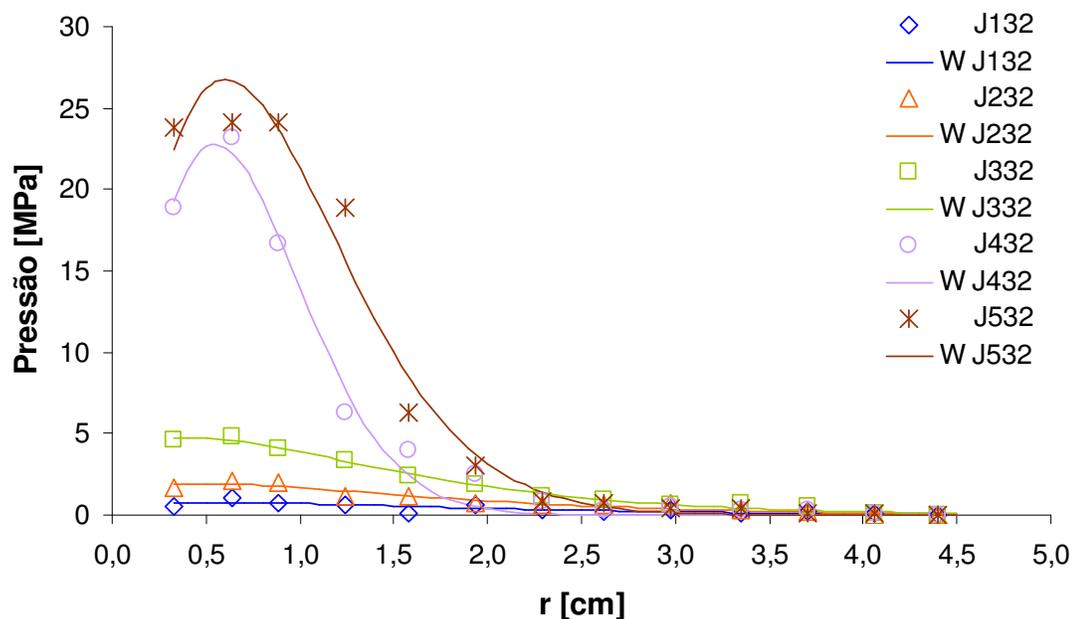


Figura 5.18 – Curvas de ajuste para *Al-Ss*,  $b_2$ .

As diferenças percentuais entre os dados experimentais e a correlação de Weibull, para todas as configurações das juntas estudadas, estão apresentadas na Tabela 5.2. A diferença percentual entre o modelo e dados experimentais é obtida a partir de:

$$D\% = (1 - R^2)100, \quad (5.4)$$

onde  $R^2$ , também chamado de coeficiente de determinação é calculado como:

$$R^2 = \frac{\sum_1^{13} y_i - \bar{X}y_i}{\sum_1^{13} y(r_i) - \bar{X}y(r_i)}, \quad (5.5)$$

onde  $\bar{X}y_i$  é a média dos valores medidos, enquanto que  $\bar{X}y(r_i)$  a média dos valores resultantes da correlação de Weibull, os valores aqui empregados não são adimensionalizados.

Tabela 5.2 – Diferença percentual dos dados experimentais e o modelo de Weibull.

	1624 N		3247 N		6672 N		12233 N		18371 N	
	$b_1$	$b_2$	$b_1$	$b_2$	$b_1$	$b_2$	$b_1$	$b_2$	$b_1$	$b_2$
<i>Al-Al</i>	3,80	0,06	0,20	0,48	5,50	1,17	1,90	1,00	4,6	1,22
<i>Ss-Ss</i>	10,54	0,42	0,21	3,33	0,95	5,74	1,53	6,61	5,07	4,06
<i>Al-Ss</i>	50,59	27,12	13,50	5,35	4,47	0,10	7,63	4,70	3,03	2,24

A análise desta tabela mostra que a melhor comparação foi obtida com juntas formadas por chapas de alumínio. De acordo com esta análise estatística, a diferença obtida para as juntas aparafusadas de *Al-Al*, tanto para  $b_1$  quanto para  $b_2$ , alcançaram valores de no máximo de 3,8% ou menos, chegando a 0,06% para alguns casos apresentados na Figura 5.13 e Figura 5.14.

A melhor comparação entre modelo e dados para a junta de *Ss-Ss*, foi de 0,21% para o caso J221 e a pior concordância de 10,54% para a junção J121. Esta comparação está mostrada na Figura 5.15.

Já para a junção do tipo *Al-Ss*, obteve-se um ajuste de 0,10% para o caso J332 e de 50,59% para J131. Estas comparações estão mostradas nas Figura 5.17 e Figura 5.18,

lembrando que os dados experimentais da última junta citada foram corrigidos de forma diferente das outras.

Neste trabalho, não foi possível estimar os valores de  $\beta$ ,  $\eta$  e  $\rho$  de acordo com parâmetros adimensionais da junta aparafusada. Este trabalho exigiria um entendimento mais profundo do modelo estatístico de Weibull, o que acredita-se estar além do objetivo deste trabalho. Caso estes parâmetros possam ser determinados a partir de parâmetros da juntas aparafusadas, acredita-se ser possível determinar um modelo único para o cálculo da distribuição de pressão de superfícies em contato para junções aparafusadas.

Os modelos de distribuição de pressão obtidos a partir do ajuste feito de dados experimentais a correlação de Weibull serão utilizados para calcular a distribuição da condutância térmica de contato das juntas aparafusadas, empregando o modelo plástico e elástico de condutância térmica de contato obtidos da literatura conforme mostrado no Capítulo II.

#### 5.4 Condutância Térmica de Contato.

Os modelos de condutância térmica de contato disponíveis na literatura consideram que a pressão de contato é uniforme. Apesar de essa hipótese poder ser obtida experimentalmente, dificilmente irá condizer com situações observadas em casos reais.

No presente trabalho a condutância de contato para as juntas aparafusadas foi calculada, utilizando as correlações de condutância de contato de Yovanovich (1982) que considera deformação plástica das asperezas em contato e a correlação de Mikic (1974), que considera deformação elástica. A pressão de contato é calculada pelos modelos baseados na distribuição de Weibull.

A Figura 5.19 apresenta apenas a curva teórica obtida da condutância térmica de contatos em função do raio, obtida a partir da correlação de Mikic (caracterizada pelo M na legenda desta figura) para junções formadas com duas chapas de alumínio, para os cinco níveis de carga aplicados e para o raio  $b_1$ . Os dados experimentais de condutância térmica são também comparados com a curva teórica nesta figura.

A Figura 5.20 apresenta os resultados para a mesma junta só que com o parafuso com raio  $b_2$ . Ela mostra o mesmo comportamento observado para a configuração analisada na Figura 5.19, que tem o parafuso do primeiro tipo. Nestes dois casos, o modelo elástico de Mikic apresentou melhor comparação com os dados do que o modelo plástico de Yovanovich. O Apêndice H apresenta todos os valores teóricos de condutância de contato obtidos através dos modelos de Mikic e de Yovanovich.

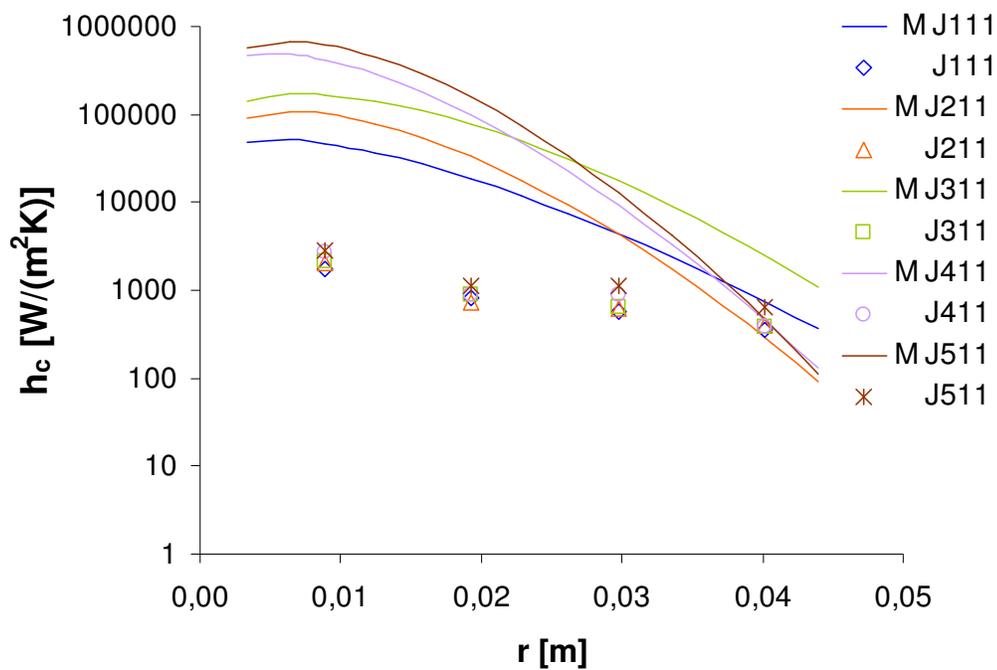


Figura 5.19 – Condutância térmica de contato  $Al-Al$ ,  $b_1$ .

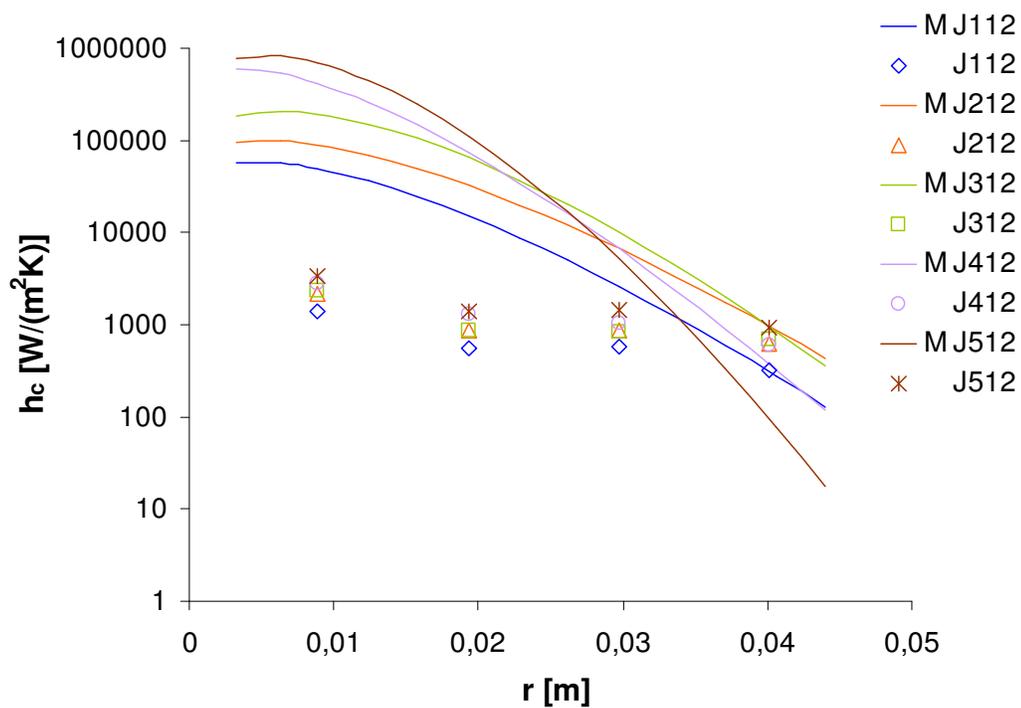


Figura 5.20 – Condutância térmica de contato  $Al-Al$ ,  $b_2$ .

A Figura 5.21 apresenta curvas de condutância térmica para a junção formada por chapas de aço as quais são comparadas com os dados experimentais. Comparando-se esta figura com as anteriores, verifica-se que neste caso, o modelo reproduz bem melhor os dados experimentais. Isto mostra que o tipo de material tem uma grande influência nos valores de condutância térmica de contatos.

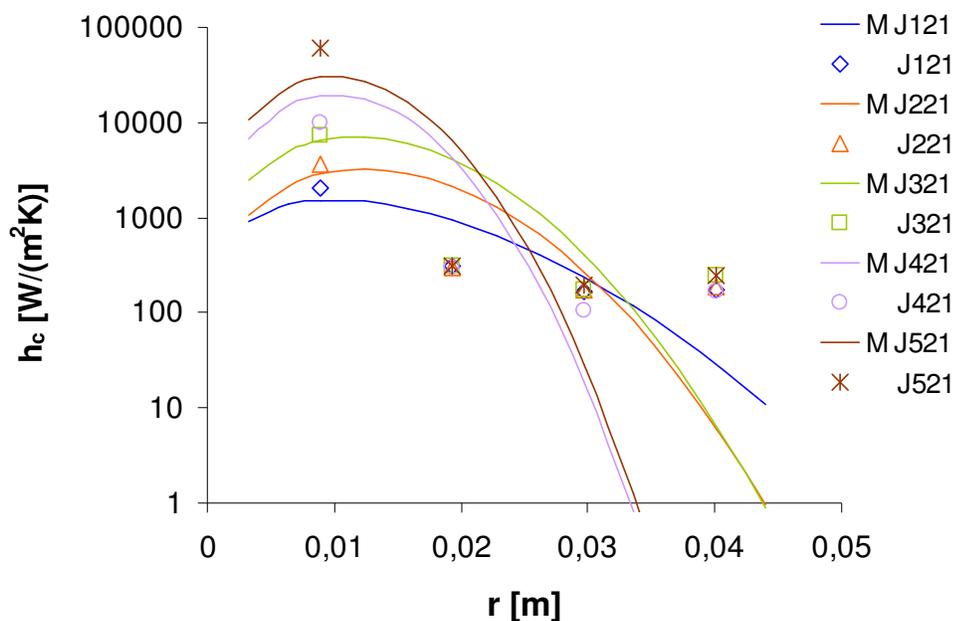


Figura 5.21 – Condutância térmica de contato  $Ss-Ss$ ,  $b_1$ .

Os dados e curvas apresentados na Figura 5.22 são obtidos de junções semelhantes as da Figura 5.21, porém para parafusos do tipo  $b_2$ . Esta figura mostra uma pior concordância dos dados para regiões mais distantes do parafuso.

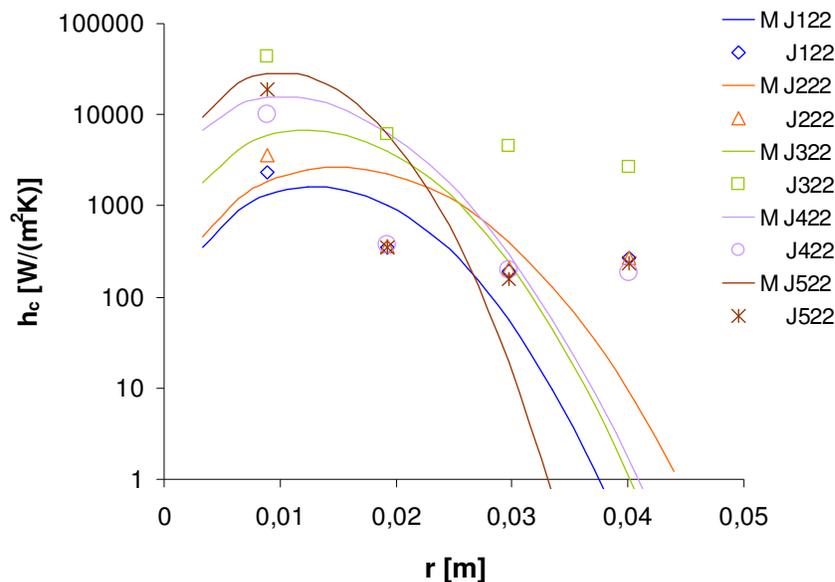


Figura 5.22 – Condutância térmica de contato Ss-Ss,  $b_2$ .

A Figura 5.23 os resultados para a junta de aço e alumínio com raio de parafuso  $b_1$ . Esta figura apresenta uma boa concordância entre curva teórica e dados experimentais para o caso J231. Todos os outros casos apresentam piores concordâncias. Para J131, foi aplicada uma correção dos dados experimentais diferente dos demais dados (como foi apresentado no Capítulo IV). Provavelmente, esta correção degradou o ajuste feito a correlação de Weibull, refletindo diretamente também no cálculo da condutância térmica de contato.

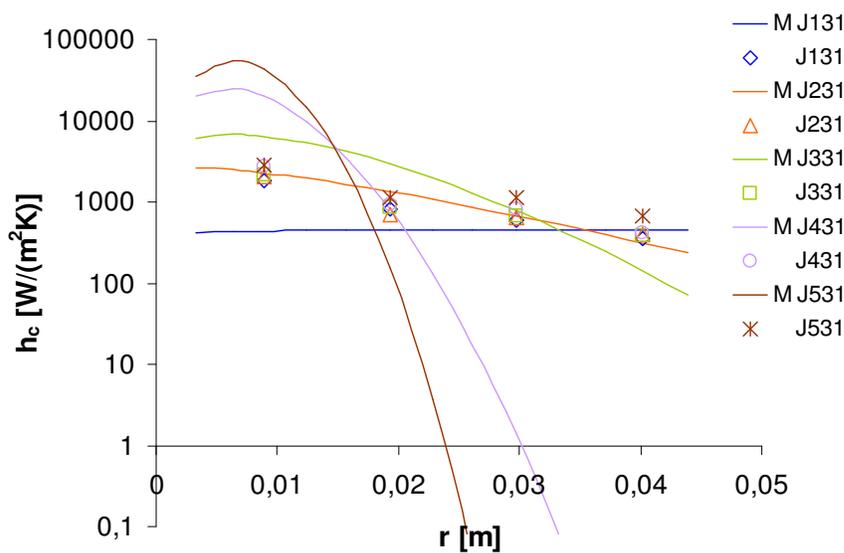


Figura 5.23 – Condutância térmica de contato Al-Ss,  $b_1$ .

Os resultados da junta aparafusada formada por chapas de materiais diferentes e parafuso do tipo  $b_2$  são apresentados na Figura 5.24. As três primeiras forças axiais apresentam tendências coerentes com os dados experimentais. As outras duas têm uma concordância pior.

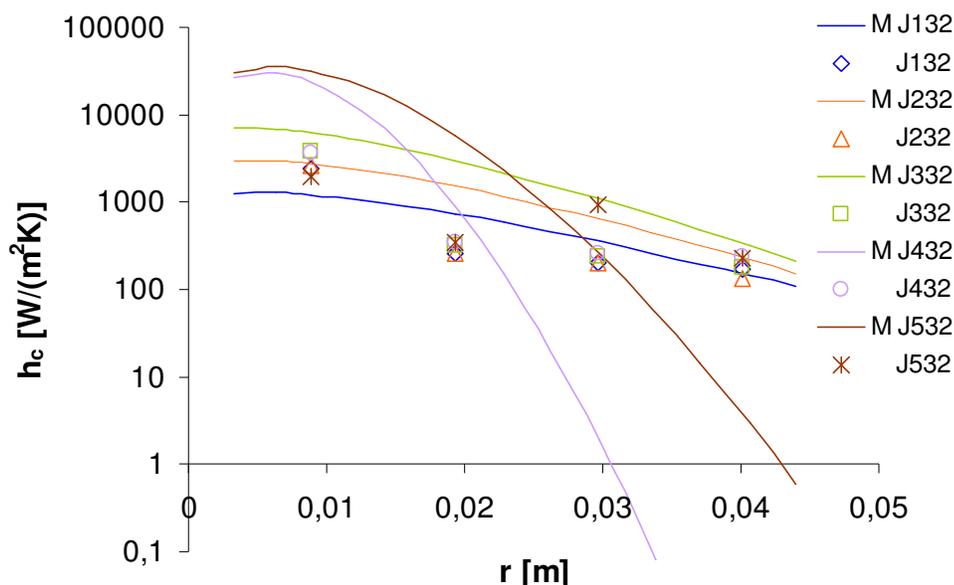


Figura 5.24 – Condutância térmica de contato Al-Ss,  $b_2$ .

Para as junções estudadas, a aplicação da correlação de Yovanovich gerou discrepâncias ainda maiores que as observadas em relação da correlação de Mikic. Atribuiu-se esta observação ao fato de que os fenômenos físicos mais importantes na transferência de calor entre chapas aparafusadas são muito mais influenciados pelo macro deformações, que são eminentemente elásticas. Obviamente também se observa deformação plástica, mas esta ocorre a níveis de microcontatos e tem menor influência nos fenômenos de troca de calor.

Resultados obtidos por Nho (1990) e apresentados na Figura 5.25 mostram o modelo de condutância térmica de contato proposto por ele, que considera superfícies com características anisotrópicas, ao contrário do modelo de Yovanovich (1982) e Mikic (1974), que consideraram superfícies isotrópicas. Este modelo não apresenta boa concordância com junção formada por duas superfícies de diferentes materiais e mostra que os resultados experimentais variam significativamente se a direção do fluxo de calor for invertida. Note-se que este pesquisador utilizou pressões uniformes ao longo dos contatos estudados. Assim, não é de se estranhar que a comparação dos resultados obtidos por Gonçalves (2000),

apresentados no presente trabalho, com os modelos clássicos da literatura não sejam boa, tendo em vista a grande diferença nas condições de contorno adotadas no modelo e observadas em junções aparafusadas.

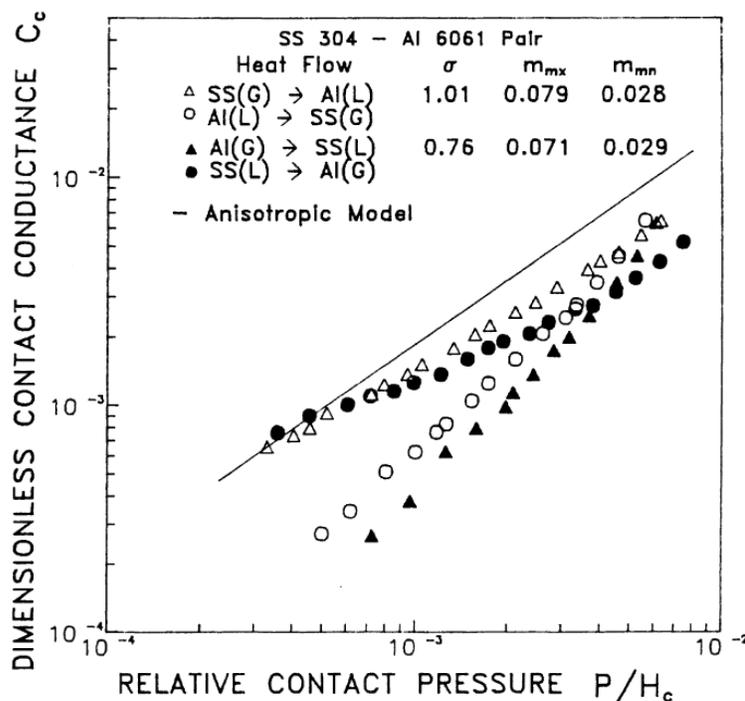


Figura 5.25 – Comparação de dados de Al-Ss como modelo anisotrópico (Nho 1990).

## 5.5 Conclusões

As comparações entre os modelos de distribuição de pressão obtidos da literatura (Fernlund e Madhusudana) com os dados experimentais se mostraram insatisfatórios para a maioria das configurações de juntas aparafusadas aqui estudadas. Já os modelos baseados na correlação de Weibull se mostraram uma boa ferramenta para o cálculo da distribuição de pressão, apresentando diferenças bem pequenas entre os dados experimentais e a correlação, exceto para a junção identificada como J131, cuja pressão foi corrigida de forma diferente das demais.

Os resultados de distribuição da condutância térmica de contatos, obtidos a partir da aplicação da distribuição de pressão (baseada na correlação de Weibull) nas correlações de condutância térmica de contato, não apresentaram boa concordância com os dados experimentais de Gonçalves (2000). A correlação de Mikic apresenta resultados melhores do que a de Yovanovich. As juntas de Ss-Ss foram as que mais se aproximaram da

correlação de Mikic. Recomenda-se o desenvolvimento de melhores modelos térmicos para a condutância em função do raio da chapa.

## CAPITULO VI

### CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

#### 6.1 Conclusões e Contribuições

No presente trabalho, se observa que o comportamento da junção sujeita a parafusos cujas cabeças apresentam raios diferentes ( $b_1$  e  $b_2$ ) é bastante consistente para junções formadas de chapas de alumínio (Al-Al). As junções unidas pelo parafuso  $b_2$ , de maior raio, apresentam um aumento dos níveis de pressão na região mais próxima ao parafuso. À medida que se distancia do centro da chapas, o efeito do tamanho da cabeça do parafuso se dissipa, uma vez que ambas as junções passam a apresentar comportamentos bastante semelhantes. Este comportamento não é observado para as juntas do tipo Ss-Ss e Al-Ss, onde os níveis de pressão estão bem próximos ou mesmo menores para um parafuso de cabeça menor. Comportamento semelhante é notado para os dados medidos de condutância térmica de contatos, ou seja, se a pressão exercida é maior para a cabeça do parafuso maior, os níveis de valores da condutância de contato também são maiores.

Os modelos da literatura (Fernlund (1961), e Madhusudana et al. (1990)) escolhidos da literatura para a previsão da distribuição de pressão de superfícies em contato em juntas aparafusadas não apresentaram boa concordância para todas as configurações de juntas aparafusadas estudadas. As melhores comparações foram observadas para as juntas de alumínio. Porém, o modelo proposto neste trabalho, baseado na distribuição estatística de Weibull, apresentou um ajuste muito bom aos dados experimentais. Os dados experimentais empregados nesta comparação foram corrigidos através da comparação entre a distribuição de pressão obtida pelo filme sensível e o nível de carga aplicada medido através da célula de carga. Para a obtenção do modelo baseado na correlação de Weibull, é realizado, para cada caso analisado, um ajuste dos parâmetros ( $\rho$ ,  $\beta$ ,  $\eta$ ), que governam a forma desta distribuição. O estudo da influência dos parâmetros de Weibull mostrou que  $\rho$  foi o parâmetro mais sensível à carga aplicada, para todas as junções analisadas. Já os parâmetros  $\beta$  e  $\eta$  não apresentaram nenhuma tendência claramente definida.

O cálculo teórico da condutância térmica de contato utilizando os modelos clássicos da literatura, ou melhor, as correlações de Yovanovich (1982) e Mikic (1971) não apresentaram bons resultados, mesmo quando a pressão de contato (considerada uniforme no modelo) foi substituída pelo modelo proposto no presente trabalho, baseado na correlação de Weibull. Dentre estes dois modelos, o de Mikic, que considera deformação elástica das superfícies em contato apresentou melhores resultados que o modelo de

Yovanovich que considera deformação plástica. Acredita-se que esta melhor comparação com o modelo elástico seja porque as chapas apertadas entre si por um parafuso, apresentam grande macro deformação elástica, responsável pela concentração de pressão na região próxima ao parafuso. Obviamente na região onde a pressão de contato atinge valores altos, espera-se que ocorra a deformação plástica dos picos das asperezas, mas este micro efeito, em termos de trocas térmicas e distribuição de temperaturas, é bem inferior ao observado nas macrodeformações superficiais.

Além disto, pode-se citar que correlação de Yovanovich (1982) descreve bem dados experimentais de superfícies em contato para a faixa de variação do parâmetro  $\sigma/m$  entre 8,2 a 12,4  $\mu\text{m}$  se as interfaces forem consideradas lisas e 38,3 a 59,8  $\mu\text{m}$  se forem rugosas. Pela medição feita por Gonçalves às placas de alumínio possui  $\sigma/m=2,3 \mu\text{m}$  e para as placas de aço inoxidável 3,1  $\mu\text{m}$ , estando então fora da faixa de variação deste parâmetro apresentado por Yovanovich. Marotta e Fletcher (1998) ao estudar a condutância térmica de contatos entre superfícies de alumínio e aço inoxidável, planas sujeitas a pressões uniformes, verificaram que os modelos elásticos previam melhor os dados experimentais do que modelos plásticos (especialmente a correlação de Yovanovich). O parâmetro  $\sigma/m$  das superfícies utilizadas por ele estão em uma faixa de 3,01 a 4,33 $\mu\text{m}$ , para superfícies lapidadas e 6,71 $\mu\text{m}$  para superfícies mecanicamente polidas. Os valores de  $\sigma/m$  utilizados por eles também está fora da faixa considerado por Yovanovich.

Finalmente, acredita-se que outro fator que contribuiu para as grandes diferenças entre os modelos teóricos e os dados medidos de condutância de contato é o desvio de planicidade das superfícies de contato. Este parâmetro é de difícil medição, mas, no entanto, segundo Milanez (2003), é de extrema importância, especialmente quando ele for maior que a rugosidade da superfície. Neste trabalho a rugosidade é menor que 0,4  $\mu\text{m}$ . Conforme é reportado por Milanez, é extremamente difícil se conseguir superfícies com desvios de planicidade menores que 1  $\mu\text{m}$  empregando os métodos tradicionais de lapidação. Portanto, acredita-se que a amplitude dos desvios de planicidade (ondulação) sejam maiores que as próprias rugosidades. Os modelos teóricos empregados aqui admitem que as superfícies são nominalmente planas, conforme mencionado na revisão bibliográfica. Desta forma, é de se esperar que os dados experimentais não concordem com os modelos.

Este trabalho apresenta uma série de contribuições para o estado da arte tanto na determinação da distribuição de pressão em superfícies em contato sob o efeito de parafusos quanto na distribuição da condutância térmica de contatos.

A sugestão de um modo de correção da distribuição de pressão para dados experimentais obtidos através do filme sensitivo a pressão da Fuji®, a partir de dados, obtido com células de carga, pode ser considerada uma contribuição do presente trabalho.

O estudo de juntas aparafusadas, constituídas de materiais diferentes Al-Ss, e com espessuras diferentes também é inédito na literatura.

A proposta de uma correlação, baseada na distribuição de Weibull, para o ajuste de curvas de distribuição de pressão a dados experimentais se constitui uma nova e poderosa ferramenta, tendo em vista a comparação muito boa observada com dados experimentais de todas as junções analisadas. Note-se que este modelo não exige o cálculo direto do raio de contato, que é um parâmetro difícil de ser determinado e se constitui em um severo fator limitante para o emprego de modelos disponíveis na literatura.

A aplicação de um modelo de distribuição de pressão nos modelos clássicos de condutância de contatos é inédita e também se constitui em uma contribuição desta pesquisa, apesar destes resultados ainda não serem conclusivos.

## 6.2 Sugestões

A partir das conclusões deste trabalho, uma série de atividades são propostas a seguir, visando à continuidade da presente pesquisa.

Seria necessária uma nova investigação experimental da distribuição de pressão em superfícies unidas por junções aparafusadas cautelosa, utilizando os filmes sensitivos de pressão Fuji®. Os dados de distribuição de pressão deveriam ser novamente comparados com os dados das células de carga, de forma a checar o procedimento de correção proposto neste trabalho e para propor um método de correção mais refinado, se fosse o caso. A construção de um novo aparato experimental para a medida da condutância térmica de contatos seria bastante conveniente, tendo em vista os resultados térmicos inconsistentes obtidos por Gonçalves, o que lança dúvidas quanto à qualidade dos experimentos térmicos. É importante observar que a qualidade dos experimentos mecânicos de distribuição de pressão, desenvolvidos por Gonçalves, não são questionados, tendo em vista a comparação muito boa com outros resultados e com modelos e a coerência física dos dados apresentados. Sugere-se um desenvolvimento mais aprofundado do processo de lapidação para garantir que as superfícies fiquem mais planas possíveis.

Utilizar um super-isolante de multi-camada MLI para isolar termicamente o aparato experimental assegurando que este não trocará calor com o ambiente, e utilizar uma pressão da câmara a vácuo de  $10^{-5}$  Torr eliminando a possibilidade de haver transferência de calor por convecção.

Novos parâmetros de junções aparafusadas (diferentes raios de cabeça de parafuso, espessuras de chapas em contato, materiais das chapas e dos parafusos, etc) deveriam ser

testados em experimentos montados para este fim. Aplicar materiais no interstício, para verificar a sua influência na condutância térmica de contato. Diferentes níveis para a pressão de contato também deveriam ser testados. Com estes novos dados de pressão em mãos, seria possível ampliar o estudo da distribuição estatística de Weibull aplicada ao problema da distribuição de pressão e de condutância térmica de contatos. Esta distribuição também deveria ser profundamente estudada, de forma a ser possível gerar, a partir dela, um modelo geral preciso para a distribuição de pressão em superfícies em contato, sujeitas a pressões não uniformes. Este modelo representaria uma grande contribuição para o entendimento da condutância térmica de junções aparafusadas, com um vasto campo de aplicação em diversas áreas das ciências térmicas e mecânicas.

Usar outros métodos para a determinação da condutância térmica de contato, por exemplo, o de Bevans et al. (1965) apud Gilmore (2002), ou de Mantelli e Yovanovich (1998), para os casos estudados.

**REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS****Artigos**

Adnadevic, B., Janlovic, B., Kolar-Anic, Lj., Minic, D., 2007, "Normalized Weibull Distribution Function for Modeling the Kinetics of Non-isothermal Dehydration of Equilibrium Swollen Poly (Acrylic Acid) Hidrogel" *Chemical Engineering Journal* 130, pp 11-17.

Aron, W. and Colombo G., 1963, "Controlling Factors of Thermal Conductance Across Bolted Joints in a Vacuum Environment," *ASME Paper*, No. 63-WA-196.

Bahrami, M., Culham, J.R., Yovanovich, M.M., Culham, J. R., Março 2005, "Thermal Contact Resistance: Effect of Elastic Deformation", *Semi-therm 21, Semiconductor Thermal Measurement And Management Symposium*, San Jose.

Bradley, T.L., Lardner, T.J., Mikic, B.B., June 1971, "Bolted Joint Interface Pressure for Thermal Contact Resistance", *ASME Journal of Applied Mechanics*, pp. 542-545.

Chandrashekhara, K. and Muthanna, S.K., 1977, "Stress in Thick Plate with a Circular Hole under Axisymmetric Loading," *ASME Int. J. Eng. Science*, Vol. 15, pp. 135-146.

Chandrashekhara, K. and Muthanna, S.K., 1978, "Pressure Distribution in Bolted Connections, *Advances in Reliability and Stress Analysis*", presented at *ASME Winter Annual Meeting, San Francisco, California*, pp.117-124, December.

Chandrashekhara, K. and Muthanna, S.K., 1979, "Analysis of a Thick Plate with a Circular Hole Resting on a Smooth Rigid Bed and Subjected to Axisymmetric Normal Load," *Acta Mechanica*, Vol.33, pp. 33-44.

Clausing, A.M., 1966, "Heat Transfer at the Interface of Dissimilar Metals – The Influence of Thermal Strain", *International Journal Heat Mass Transfer*, Vol.9, pp. 791-801.

Curti, G., Raffa, F., Strona, P, Jan-Feb 1985, "Analysis of Contact Area and pressure Distribution in Bolted Plates by Boundary Element Method", *Wire V35*, n1.

Elliott, D.H., 1965, "Thermal Conductance Across Aluminum Bolted Joints," *ASME paper* No. 65-HT-53.

Fletcher, L.S., Peterson, G.P., Madhusudana, C.B. and Groll, E., 1990, "Constriction Resistance Through Bolted and Riveted Joints," *Journal of Heat Transfer*, Vol.112, November 1990, pp. 857-863.

Ito, Y., Toyoda, J., Nagata, S., 1979, "Interface Pressure Distribution in Bolt Flange Assembly", *ASME Journal of Mechanical Design*, Vol 101, pp. 330-337.

Lee, S., Song, S., Moran, K.P., Yovanovich, M.M., 1993, "Analytical Modeling of Thermal Resistance in Bolted Joints", *ASME Enhanced Cooling Techniques for Electronics Applications*, HTD-Vol.263.

Macedo, K.A.C., Fernandes, D., Schneider, R.Z., 2001, "Separação entre Alvos Naturais e Construídos em Imagens SAR", X Simpósio Brasileiro de Sensoriamento Remoto, Foz do Iguaçu.

Madhusudana, C.V., Peterson, G.P., and Fletcher, L. S., 1990, "The Effect of Non-uniform Interfacial Pressures on the Heat Transfer in Bolted and riveted Joints," *ASME Journal of Energy Resources Technology*, Vol, 112, pp. 174-182.

Mantelli, M.B.H., 1995, "Overall thermal Resistance of Bolted Joints: Models With Experimental Verification", Ph.D. Thesis, *University of Waterloo, Canada*.

Mantelli, M.B.H., Gonçalves, C. J., 1999, "Thermal Resistance of Parallel Plate-Washer Bolted Joints: Model and Experimental Verification", *AIAA 33<sup>rd</sup> Thermophysics Conference*, Norfolk, VA.

Mantelli, M.B.H., Yovanovich, M. M., 1998, "Compact analytical model for overall thermal resistance of bolted joints," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 41, No. 10, pp. 1255-1266.

Marotta, E. E., Fletcher, L. S., June 1998, "Thermal Contact Conductance for Aluminum and Stainless Steel Contacts", *7<sup>th</sup> AIAA/ASME Joint Thermophysics and Heat Transfer Conference*, AIAA 98- 2758, Albuquerque, NM.

Mikic, B. B., 1974 "Thermal Contact Conductance; Theoretical Considerations", *International Journal of Heat and Mass Transfer* 17, 205-212.

Milanez, F. H., Culham, J.R., Yovanovich, M.M., 2002, "Experimental Study on Thermal Contact Conductance of Bead Blasted SS 304 at Light Loads", *40<sup>th</sup> AIAA Aerospace Sciences Meeting*, Reno, NV.

Mittelbach, M., Vogd, C., Fletcher, L.S., Peterson, G.P., 1994, "The interfacial Pressure Distribution and Thermal Conductance of Bolted Joints", *ASME Journal of Heat Transfer*, Vol. 116, pp. 823-828.

Motosh, N., 1976, "Determination of Joint Stiffness in Bolted Connections," *ASME Journal of Engineering For Industry*, Vol. 98, no.3, pp. 858-861.

Motosh, N., 1975, "Stress Distribution in Joints of Bolted or Riveted Connections," *ASME Journal of Engineering For Industry*, February, pp. 157-161.

Nishino, K., Yamashita, S., Torii, K., 1995, "Thermal Contact Conductance Under Low Applied Load in a Vacuum Environment", *Experimental Thermal and Fluid Science 1995*: 10 pp 258-271.

Roca, P.T., Mikic, B.B., 1972, "Thermal Conductance in a Bolted Joint", *Massachusetts Institute of Technology*, Cambridge, Massachusetts.

Savija, I., Culham, J. R., Yovanovich, M. M., 2003, "Effective Thermophysical Properties of Thermal Interface Materials: Part II Experiments And Data, *International Electronic Packaging Technical Conference and Exhibition*, Maui, Hawaii, USA.

Song, S. and Yovanovich, M. M., January 1988, "Relative Contact Pressure: Dependence on Surface Roughness and Vickers Microhardness", *Journal Thermophysics*, Vol. 2, No. 1, pp 43-47.

Yip, F. C., 1972, "Thermal Contact Resistance Theory: Application to Bolted Joints", *AIAA 7<sup>th</sup> Thermophysics Conference*, San Antonio, Texas.

Yovanovich, M.M., 1982 "Thermal Contact Correlations". *Spacecraft Radiative Transfer and Temperature Control, Astronautics and Aeronautics* 83, 83-95.

## **Livros**

Coleman, H.W., Steele, W.G., 1989, "Experimentation and Uncertainty Analysis for Engineers", ed Wiley-Interscience.

Gilmore, D.G., 2002, *Spacecraft Thermal Control Handbook*, 2 ed David G. Gilmore.

Meyer, P.L, 1995, "Probabilidade Aplicações à Estatística", 2 ed Livros Técnicos e Científicos Editora.

Press, W.H., Flannery, B.P., Teukosky, S.A., Vetterling W. T., 1994, "Numerical Recipes. "Fortran Version"", 2 ed Cambridge: University Press.

### Capítulos de livros

Mantelli, M.B.H., e Yovanovich, M.M. 2002. "Thermal Contact Resistance", *Spacecraft Thermal Control Handbook*, ed David G. Gilmore.

Yovanovich, M.M., Marotta E. E. 2003. "Thermal Spreading and Contact Resistances", *Heat Transfer Handbook*, ed Adrian Bejan.

### Teses

Fernlund, I., 1961, "A Method to Calculate the Pressure Between Bolted or Riveted Plates," *Transactions of Chalmers University*, No. 245, Gothenburg Sweden.

Mantelli, M.B.H., 1995, "Overall Thermal Resistance of Bolted Joints: Models With Experimental Verification", Tese Ph.D, University of Waterloo, Canada.

Milanez, F., 2003, "Thermal Contact Conductance at Low Interface Pressure", Tese (Doutorado), Universidade Federal de Santa Catarina, Brasil.

Nho, K.M., 1990, "Experimental Investigation of Heat Flow Rate and Directional Effect on Contact Conductance of Anisotropic Ground/Lapped Interfaces", Tese Ph.D, University of Waterloo, Canada.

Vogd, C., 1990, "Thermal Contact Conductance of Bolted Joints", Texas A&M University, United States of America.

### Relatório

Gonçalves, C.J. (2000), "Thermal Contact Conductance and Interfacial Pressure Distribution of Bolted Joints", Conduction Heat Transfer Laboratory, Texas A&M University, United States of America.

**Sites**

Filho, G.B., 2006, "Distribuição de Weibull na Manutenção", [http://www.inpg.org/upload/entrance\\_quis/20060807102833.pdf](http://www.inpg.org/upload/entrance_quis/20060807102833.pdf), 10/05/2007.

Reliasoft®Brasil, 2005, "Características da Distribuição de Weibull", <http://www.reliasoft.com.br/hotwire/edicao3/conceito3.htm>, 10/05/2007.

Weibull Analysis, <http://www.mathpages.com/home/kmath122/kmath122.htm>, 10/05/2007.

## APÊNDICE A

Este apêndice apresenta os valores de rugosidade e ondulação medidos por Gonçalves (2000).

Tabela A.1 – Valores de rugosidade e ondulação.

Parâmetros	Placas de alumínio	Placas aço inoxidável
<b>Rugosidades</b>		
Ra [ $\mu\text{m}$ ]	0,376	0,392
Ramx	0,521	0,448
Rq	0,481	0,488
Rz	2,471	2,478
Rmax	3,138	2,76
Rt	3,24	2,81
Ry	4,763	3,33
Sm	36,042	320
S	34,792	28,5
Pc	9,5	3
Lq	17,242	20,7
Dq	0,259	0,196
<b>Ondulações</b>		
Wa	0,325	0,876
Wq	0,444	1,002
Wp	1,213	1,47
Wv	0,71	1,97
Lq	1995,617	-3139
Dq	0,001	0,002
Wt	1,923	3,44

## APÊNDICE B

Este apêndice mostra todos os valores de distribuição de pressão medidos por Gonçalves (2000) são, juntamente com os valores de pressão corrigidos, conforme a Seção 4.1.2.

Tabela B.1 – Distribuição de pressão junta aparafusada *Al-Al*,  $b_f$ .

Raio [cm]	<b>J111c</b>	J111	<b>J211c</b>	J211	<b>J311c</b>	J311	<b>J411c</b>	J411	<b>J511c</b>	J511
0,33	1,47	1,64	2,76	2,33	4,89	2,96	16,41	13,38	21,37	13,38
0,64	1,53	1,69	3,27	2,68	5,15	3,09	15,73	12,90	21,37	13,38
0,89	1,34	1,54	3,37	2,75	5,12	3,08	14,71	12,16	21,01	13,18
1,24	1,02	1,27	2,28	2,00	4,80	2,91	10,99	9,51	19,47	12,34
1,57	0,90	1,17	1,57	1,51	3,83	2,41	5,14	5,34	8,33	6,23
1,93	0,59	0,92	1,03	1,14	2,47	1,70	2,93	3,75	4,25	3,99
2,29	0,28	0,65	0,64	0,86	1,44	1,17	1,00	2,38	1,15	2,29
2,62	0,12	0,52	0,22	0,58	0,56	0,72	0,64	2,12	0,59	1,99
2,97	0,07	0,48	0,10	0,50	0,27	0,56	0,00	1,67	0,26	1,81
3,35	0,03	0,45	0,04	0,45	0,06	0,45	0,13	1,76	0,09	1,71
3,71	0,02	0,44	0	0,43	0	0,43	0,00	1,67	0	1,67
4,06	0	0,43	0	0,43	0	0,43	0,00	1,67	0	1,67
4,39	0	0,43	0	0,43	0	0,43	0,00	1,67	0	1,67

Tabela B.2 – Distribuição de pressão junta aparafusada *A1-A1*,  $b_2$ .

Raio [cm]	J112c	J112	J212c	J212	J312c	J312	J412c	J412	J512c	J512
0,33	1,79	0,96	2,91	1,45	6,29	3,92	21,10	10,00	28,24	13,72
0,64	1,63	0,93	3,38	1,57	6,86	4,21	19,50	9,41	28,24	13,72
0,89	1,63	0,93	2,72	1,40	6,29	3,92	13,89	7,35	25,85	12,74
1,24	1,14	0,86	1,97	1,20	5,15	3,33	8,28	5,29	16,27	8,82
1,57	0,65	0,78	1,59	1,10	3,24	2,35	5,07	4,12	7,66	5,29
1,93	0,33	0,74	1,03	0,96	1,95	1,69	2,40	3,14	2,87	3,33
2,29	0,33	0,74	0,56	0,83	1,19	1,30	1,07	2,65	1,20	2,65
2,62	0,16	0,71	0,38	0,78	0,48	0,93	0,80	2,55	0,36	2,30
2,97	0,00	0,69	0,09	0,71	0,19	0,78	0,27	2,35	0	2,16
3,35	0,16	0,71	0,09	0,71	0,07	0,72	0,27	2,35	0	2,16
3,71	0	0,69	0,09	0,71	0,05	0,71	0	2,25	0	2,16
4,06	0	0,69	0	0,69	0,02	0,70	0	2,25	0	2,16
4,39	0	0,69	0	0,69	0	0,69	0	2,25	0	2,16

Tabela B.3 – Distribuição de pressão junta aparafusada  $Ss-Ss$ ,  $b_l$ .

Raio [cm]	<b>J121c</b>	J121	<b>J221c</b>	J221	<b>J321c</b>	J321	<b>J421c</b>	J421	<b>J521c</b>	J521
0,33	0,66	1,11	0,77	1,30	1,33	1,71	4,46	6,84	5,82	9,44
0,64	0,66	1,11	1,45	1,81	3,62	3,43	12,80	15,33	20,77	27,75
0,89	1,02	1,34	1,72	2,02	4,59	4,16	12,34	14,87	21,22	28,31
1,24	1,18	1,45	2,12	2,32	4,59	4,16	14,42	16,99	19,22	25,86
1,57	0,54	1,03	2,31	2,46	4,19	3,86	7,89	10,34	15,51	21,31
1,93	0,73	1,15	1,18	1,62	3,18	3,10	2,09	4,44	1,97	4,72
2,29	0,19	0,81	0,61	1,18	0,95	1,43	0,75	3,07	0,70	3,16
2,62	0,35	0,91	0,54	1,13	0,85	1,35	0,47	2,78	0,35	2,73
2,97	0,17	0,80	0,29	0,95	0,48	1,08	0,32	2,63	0,09	2,42
3,35	0,09	0,74	0,09	0,80	0,13	0,81	0,06	2,36	0,14	2,47
3,71	0,04	0,72	0,02	0,74	0	0,72	0,06	2,36	0,05	2,36
4,06	0	0,69	-0,02	0,72	-0,02	0,70	0	2,30	0	2,30
4,39	0	0,69	0	0,73	0	0,72	0	2,30	0	2,30

Tabela B.4 – Distribuição de pressão junta aparafusada Ss-Ss,  $b_2$ .

Raio [cm]	<b>J122c</b>	J122	<b>J222c</b>	J222	<b>J322c</b>	J322	<b>J422c</b>	J422	<b>J522c</b>	J522
0,33	0,32	0,77	0,32	0,80	1,42	1,37	7,62	5,42	4,21	7,71
0,64	0,69	0,85	0,71	0,91	2,69	1,96	7,62	5,42	20,02	28,03
0,89	0,69	0,85	0,95	0,99	3,93	2,53	9,78	6,30	20,91	29,17
1,24	0,98	0,91	2,02	1,30	4,86	2,96	12,79	7,53	19,16	26,93
1,57	1,26	0,97	1,89	1,27	4,64	2,85	9,38	6,14	14,28	20,66
1,93	0,51	0,81	1,07	1,02	2,32	1,79	3,13	3,59	3,02	6,18
2,29	0,19	0,74	1,22	1,07	1,02	1,18	0,80	2,63	0,77	3,30
2,62	0,19	0,74	0,62	0,89	0,99	1,17	0,67	2,58	0,41	2,83
2,97	0,13	0,73	0,19	0,76	0,53	0,96	0,54	2,52	0,25	2,63
3,35	0,19	0,74	0,19	0,76	0,37	0,89	0,14	2,36	0,09	2,42
3,71	0,07	0,72	0,09	0,73	0	0,72	0	2,30	0,09	2,42
4,06	0	0,70	0,05	0,72	0	0,72	0	2,30	0,04	2,36
4,39	0	0,70	0	0,70	0	0,72	0	2,30	0	2,30

Tabela B.5 – Distribuição de pressão junta aparafusada *Al-Ss*,  $b_j$ .

Raio [cm]	<b>J131c</b>	J131	<b>J231c</b>	J231	<b>J331c</b>	J331	<b>J431c</b>	J431	<b>J531c</b>	J531
0,33	0,25	0,69	1,41	0,85	3,56	1,67	13,65	4,91	27,35	19,62
0,64	0,24	0,66	2,12	0,93	5,08	2,07	20,30	6,18	41,07	28,31
0,89	0,25	0,69	1,29	0,84	4,65	1,96	13,16	4,82	35,18	24,58
1,24	0,25	0,69	1,04	0,81	3,29	1,60	5,42	3,34	8,35	7,59
1,57	0,26	0,72	0,91	0,80	2,47	1,38	4,96	3,25	3,77	4,69
1,93	0,25	0,69	1,04	0,81	1,68	1,17	1,43	2,58	2,15	3,66
2,29	0,27	0,74	0,40	0,74	1,06	1,01	1,15	2,52	0,60	2,68
2,62	0,26	0,72	0,27	0,73	1,19	1,04	1,71	2,63	0,99	2,93
2,97	0,26	0,72	0,66	0,77	0,79	0,94	0,58	2,42	0,51	2,63
3,35	0,27	0,74	0,40	0,74	0,60	0,89	0,87	2,47	0,26	2,47
3,71	0,26	0,72	0,40	0,74	0,41	0,84	0,58	2,42	0,18	2,42
4,06	0,26	0,72	0,27	0,73	0,10	0,76	0	2,30	0	2,30
4,39	0,25	0,69	0,00	0,70	0	0,73	0	2,30	0	2,30

Tabela B.6 – Distribuição de pressão junta aparafusada *Al-Ss, b<sub>2</sub>*.

Raio [cm]	<b>J132c</b>	J132	<b>J232c</b>	J232	<b>J332c</b>	J332	<b>J432c</b>	J432	<b>J532c</b>	J532
0,33	0,56	0,82	1,67	1,25	4,58	3,18	18,84	12,79	23,85	28,60
0,64	1,08	0,93	2,11	1,39	4,81	3,30	23,16	15,18	24,11	28,89
0,89	0,76	0,86	1,97	1,34	4,05	2,90	16,68	11,59	24,11	28,89
1,24	0,62	0,84	1,18	1,09	3,35	2,53	6,28	5,84	18,89	23,13
1,57	0,14	0,74	1,15	1,08	2,39	2,02	3,98	4,57	6,25	9,19
1,93	0,62	0,84	0,72	0,94	1,90	1,76	2,50	3,74	3,04	5,66
2,29	0,28	0,77	0,61	0,90	1,20	1,38	0,85	2,83	0,82	3,21
2,62	0,21	0,76	0,65	0,91	0,96	1,26	0,30	2,52	0,70	3,07
2,97	0,35	0,79	0,69	0,93	0,60	1,07	0,49	2,63	0,39	2,73
3,35	0,14	0,74	0,29	0,80	0,71	1,12	0,30	2,52	0,39	2,73
3,71	0,21	0,76	0,17	0,76	0,48	1,00	0,30	2,52	0,10	2,42
4,06	0,07	0,73	0,04	0,72	0,15	0,82	0,10	2,42	0,10	2,42
4,39	0	0,72	0	0,70	0	0,74	0	2,36	0	2,30

**APÊNDICE C**

Este apêndice apresenta gráficos das distribuições corrigidas de pressão para todas as juntas testadas.

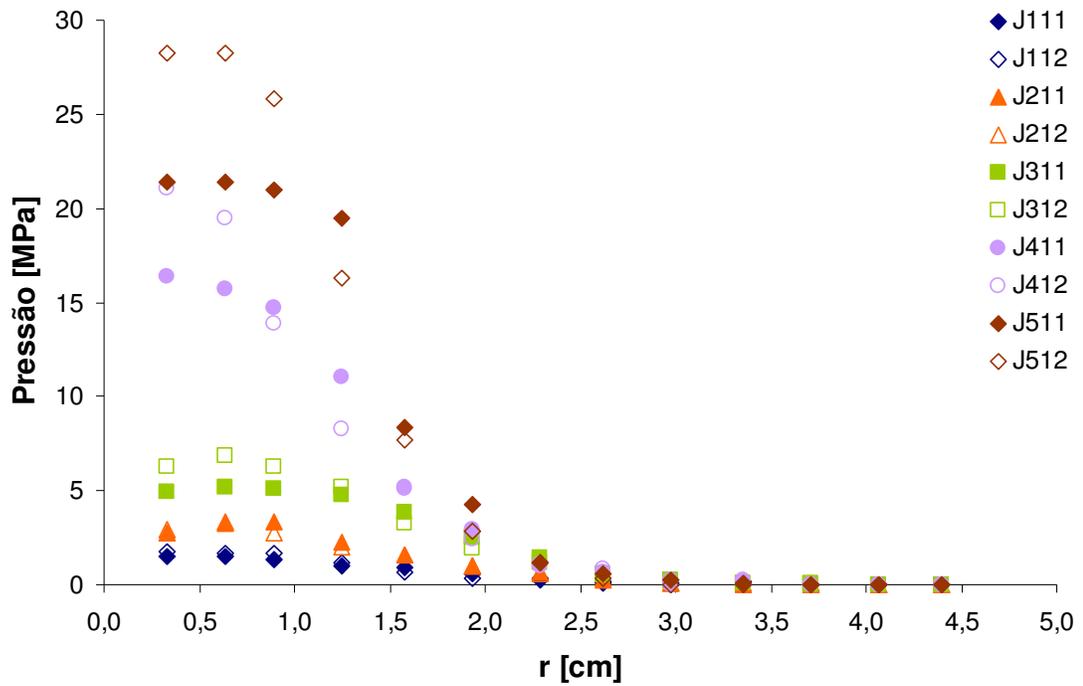


Figura 6.1 – Comparação das juntas de *Al-Al*.

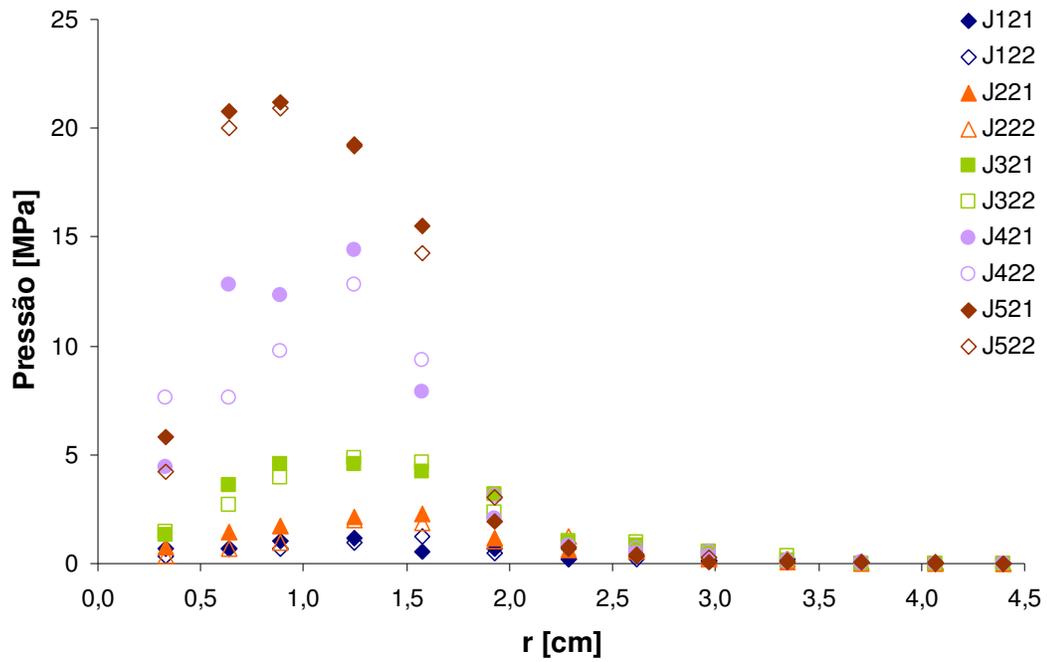


Figura 6.2 – Comparação das juntas de Ss-Ss.

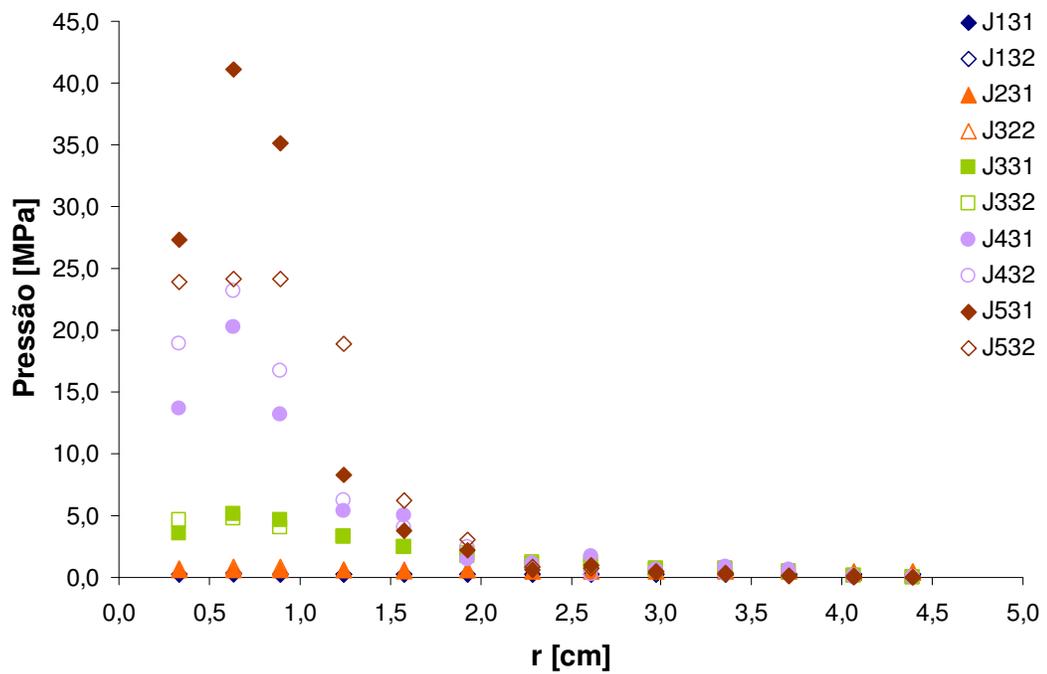


Figura 6.3 – Comparação das juntas de Al-Ss.

## APÊNDICE D

Neste apêndice, são apresentados os valores de condutância térmica de contato, obtidos por Gonçalves (2000), para todas as juntas aparafusadas estudadas. Os valores de incertezas são fornecidos por Gonçalves (2000).

Tabela D.1 – Condutância térmica de contato e incerteza,  $AI-AI/b_I$ .

1624 N						
$r/a$	75 W	Incerteza	100 W	Incerteza	125 W	Incerteza
2,80	1816	30	1825	22	1776	19
6,08	796	21	802	16	820	13
9,36	604	22	583	16	574	13
12,64	356	41	366	29	348	24
3247 N						
$r/a$	75 W	Incerteza	100 W	Incerteza	125 W	Incerteza
2,80	2031	32	2040	22	2034	20
6,08	678	24	716	18	715	14
9,36	682	27	644	20	622	16
12,64	387	197	407	54	395	45
6672 N						
$r/a$	75 W	Incerteza	100 W	Incerteza	125 W	Incerteza
2,80	2120	41	2127	30	2111	25
6,08	849	27	876	20	879	16
9,36	680	26	671	20	644	16
12,64	377	58	381	36	382	33
12233 N						
$r/a$	75 W	Incerteza	100 W	Incerteza	125 W	Incerteza
2,80	2742	27	2731	33	2725	44
6,08	950	23	945	27	892	38
9,36	796	25	802	32	880	44
12,64	439	75	423	185	386	393
18371 N						
$r/a$	75 W	Incerteza	100 W	Incerteza	125 W	Incerteza
2,80	2820	70	2864	53	2813	44
6,08	1111	29	1103	22	1113	17
9,36	1139	28	1157	21	1124	17
12,64	644	26	663	20	663	16

Tabela D.2 – Condutância térmica de contato e incerteza,  $Al-Al/b_2$ .

1624 N						
$r/a$	75 W	Incerteza	100 W	Incerteza	125 W	Incerteza
2,80	1286	96	1323	63	1405	46
6,08	534	20	530	16	553	13
9,36	579	36	568	26	586	20
12,64	298	42	300	29	321	27
3247 N						
$r/a$	25 W	Incerteza	75 W	Incerteza	80 W	Incerteza
2,80	2174	50	2217	36	2139	30
6,08	836	28	873	21	878	17
9,36	921	25	917	18	874	15
12,64	590	24	621	18	610	14
6672 N						
$r/a$	25 W	Incerteza	50 W	Incerteza	75 W	Incerteza
2,80	2715	116	2391	66	2310	46
6,08	794	86	848	40	854	26
9,36	606	90	769	40	822	25
12,64	824	72	701	36	699	23
12233 N						
$r/a$	75 W	Incerteza	100 W	Incerteza	125 W	Incerteza
2,80	2863	53	2810	40	2748	34
6,08	1278	32	1314	24	1314	20
9,36	1067	28	1070	21	1035	17
12,64	571	31	619	23	607	19
18371 N						
$r/a$	75 W	Incerteza	100 W	Incerteza	125 W	Incerteza
2,80	3346	68	3327	50	3333	42
6,08	1348	34	1375	26	1392	21
9,36	1464	33	1449	25	1432	20
12,64	876	31	893	23	915	19

Tabela D.3 – Condutância térmica de contato e incerteza,  $Ss$ - $Ss b_1$ .

1624 N						
$r/a$	80 W	Incerteza	90 W	incerteza	100 W	Incerteza
2,80	2176	14	2036	12	1909	11
6,08	313	1	311	1	314	0,9
9,36	155	0,8	170	0,6	177	0,5
12,64	179	0,6	177	0,6	172	0,5
3247 N						
$r/a$	80 W	Incerteza	90 W	incerteza	100 W	Incerteza
2,80	3727	39	3643	36,	3495	33
6,08	302	1	303	1	303	0,9
9,36	156	0,8	171	0,7	179	0,6
12,64	193	0,7	190	0,6	186	0,6
6672 N						
$r/a$	80 W	Incerteza	90 W	incerteza	100 W	Incerteza
2,80	7505	153	7233	141	6876	126
6,08	308	1	306	1	307	0,9
9,36	157	0,6	177	0,6	187	0,6
12,64	240	0,7	242	0,7	252	0,7
12233 N						
$r/a$	80 W	Incerteza	90 W	incerteza	100 W	Incerteza
2,80	9610	247	9908	265	9017	217
6,08	293	1	295	1	294	0,9
9,36	130	0,8	103	2	150	0,6
12,64	164	0,6	165	0,6	164	0,6
18371 N						
$r/a$	100 W	Incerteza	110 W	Incerteza	112W	Incerteza
2,80	32495	2870	51842	7163	60252	9673
6,08	297	1	310	1	311	1
9,36	191	1	191	1,	194	1
12,64	252	1	244	0,9	250	0,9

Tabela D.4 – Condutância térmica de contato e incerteza,  $S_s$ - $S_s b_2$ .

1624 N						
$r/a$	90 W	Incerteza	100 W	Incerteza		
2,80	2367,54	16,47	2313,80	15,53		
6,08	354,53	1,21	352,54	1,14		
9,36	182,86	0,62	194,98	0,59		
12,64	272,60	0,80	265,08	0,74		
3247 N						
$r/a$	80 W	Incerteza	90 W	Incerteza	100 W	Incerteza
2,80	3687,17	38,25	3592,93	35,89	3625,57	36,06
6,08	370,19	1,29	370,44	1,23	364,70	1,15
9,36	176,29	0,71	195,59	0,63	206,28	0,61
12,64	292,95	0,89	286,33	0,83	266,95	0,75
6672 N						
$r/a$	80 W	Incerteza	90 W	Incerteza	100 W	Incerteza
2,80	38857,79	5070,44	45138,11	6562,79	43363,57	5812,41
6,08	5937,75	104,03	5977,59	103,07	6066,11	103,80
9,36	4361,53	54,64	4445,68	55,68	4511,60	56,30
12,64	2606,88	20,89	2633,08	20,74	2669,68	20,75
12233 N						
$r/a$	75 W	Incerteza	100 W	Incerteza	125 W	Incerteza
2,80	9952,41	266,44	9980,45	265,30	10032,97	265,66
6,08	371,85	1,25	371,49	1,20	375,45	1,16
9,36	185,91	0,65	189,97	0,61	198,26	0,59
12,64	185,70	0,67	184,26	0,63	183,61	0,59
18371 N						
$r/a$	70 W	Incerteza	80 W	Incerteza	90 W	Incerteza
2,80	18718,43	944,17	18893,54	950,58	19037,37	956,96
6,08	345,06	1,27	343,16	1,20	344,36	1,15
9,36	156,60	0,66	156,10	0,61	156,97	0,57
12,64	228,52	0,83	231,17	0,78	233,85	0,75

Tabela D.5 – Condutância térmica de contato e incerteza,  $Al-Ss b_1$ .

1624 N						
$r/a$	75 W	Incerteza	100 W	Incerteza	125 W	Incerteza
2,80	1815	30	1824	22	1776	19
6,08	795	21	802	16	820	13
9,36	604	22	583	16	574	13
12,64	355	41	365	28	348	24
3247 N						
$r/a$	75 W	Incerteza	100 W	Incerteza	125 W	Incerteza
2,80	2031	32	2040	24	2034	20
6,08	678	24	716	18	715	14
9,36	682	27	644	20	622	16
12,64	386	197	407	54	395	45
6672 N						
$r/a$	75 W	Incerteza	100 W	Incerteza	125 W	Incerteza
2,80	2120	41	2127	30	2111	25
6,08	849	27	876	20	879	16
9,36	680	26	671	20	644	16
12,64	377	58	382	36	382	33
12233 N						
$r/a$	75 W	Incerteza	100 W	Incerteza	125 W	Incerteza
2,80	2742	27	2731	32	2725	44
6,08	950	23	944	27	892	37
9,36	796	24	801	32,	879	43
12,64	439	73	423	185	385	393
18371 N						
$r/a$	75 W	Incerteza	100 W	Incerteza	125 W	Incerteza
2,80	2813	44	2864	52	2820	70
6,08	1113	18	1103	22	1110	29
9,36	1124	17	1157	21	1139	27
12,64	663	16	663	20	644	26

Tabela D.6 – Condutância térmica de contato e incerteza, Al-Ss  $b_2$ .

1624 N						
$r/a$	70 W	Incerteza	80 W	Incerteza		
2,80	2539	409	2329	231		
6,08	264	4	243	3		
9,36	203	2	192	2		
12,64	170	3	174	3		
3247 N						
$r/a$	90 W	Incerteza	100 W	Incerteza	80 W	Incerteza
2,80	2547	828	2290	779	3106	1900
6,08	258	3	223	2	308	4
9,36	195	2	183	1	219	2,
12,64	130	2	123	2	139	2
6672 N						
$r/a$	75 W	Incerteza	100 W	Incerteza	125 W	Incerteza
2,80	4975	159	3510	85	2919	52
6,08	426	5	284	2,	254	2
9,36	289	3,	227	2	210	1
12,64	202	3	164	2	159	1
12233 N						
$r/a$	75 W	Incerteza	100 W	Incerteza	125 W	Incerteza
2,80	3968	224	3843	316	3319	175
6,08	431	6	350	4	263	2
9,36	290	3	256	2	224	1
12,64	254	3	235	2	212	1
18371 N						
$r/a$	75 W	Incerteza	100 W	Incerteza	125 W	Incerteza
2,80	1286	25	2143	40	2526	47
6,08	462	9	336	6	233	5
9,36	1045	9	890	6	908	5
12,64	242	5	234	3	217	3

**APÊNDICE E**

Neste apêndice, são apresentados gráficos da condutância de contato em função do raio para os níveis máximos de potências testadas em cada junta.

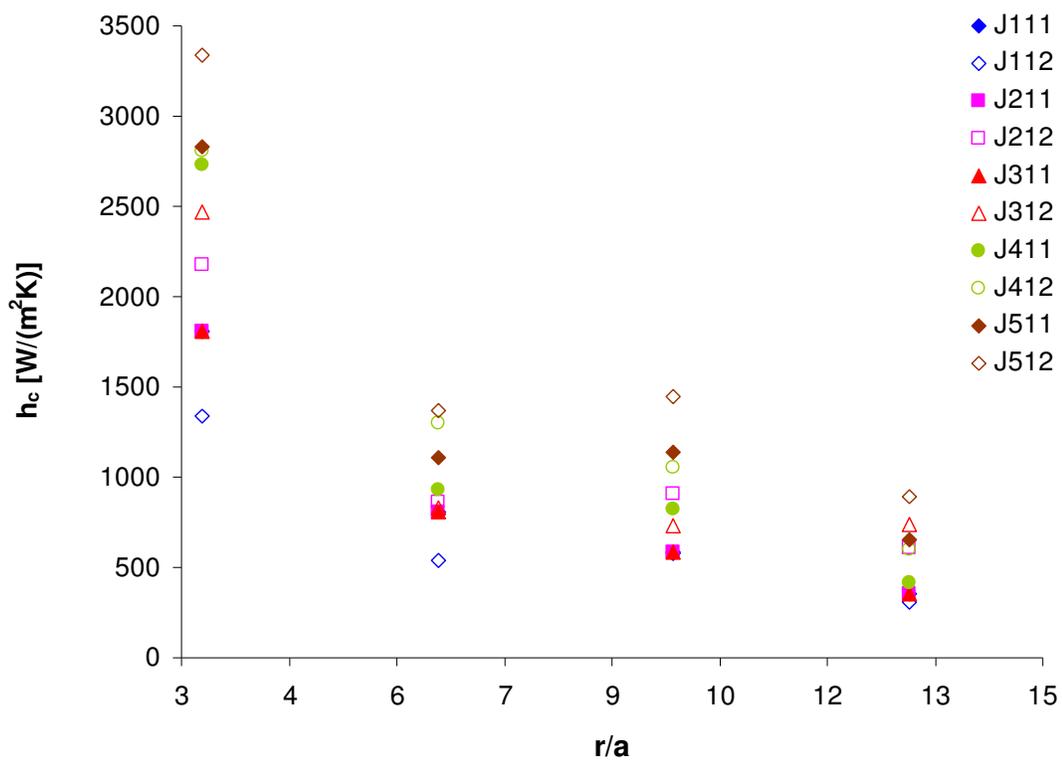


Figura 6.4 – Comparação das juntas de Al-Al.

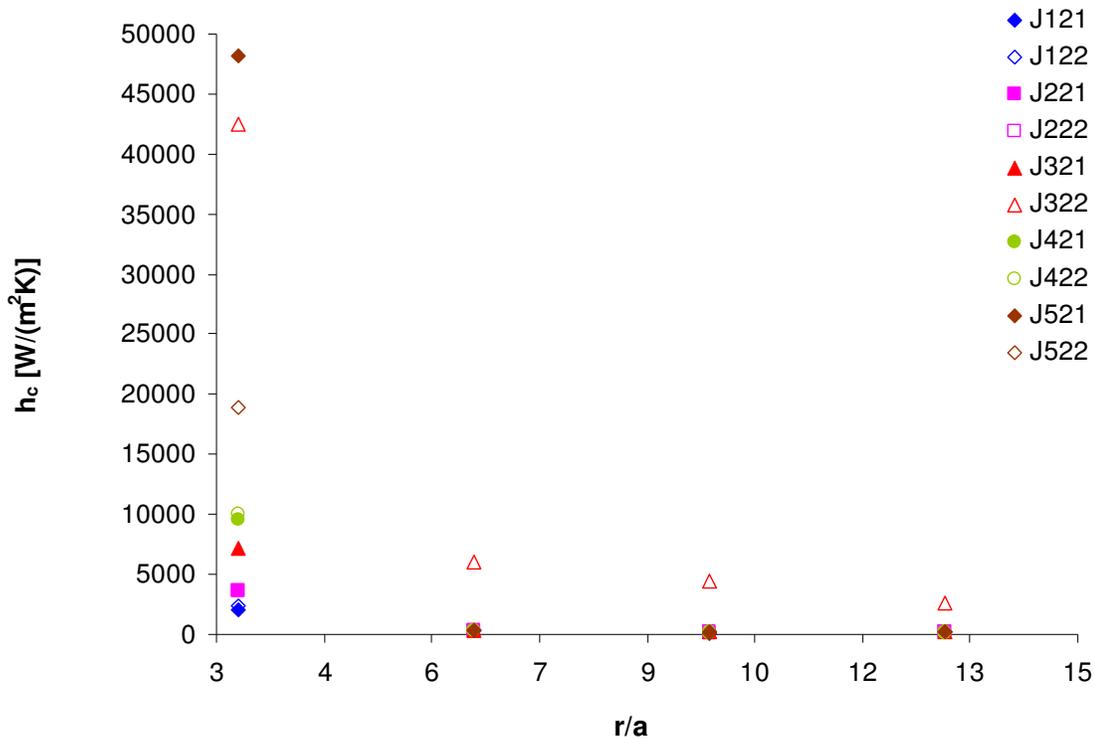


Figura 6.5 – Comparação das juntas de Ss-Ss.

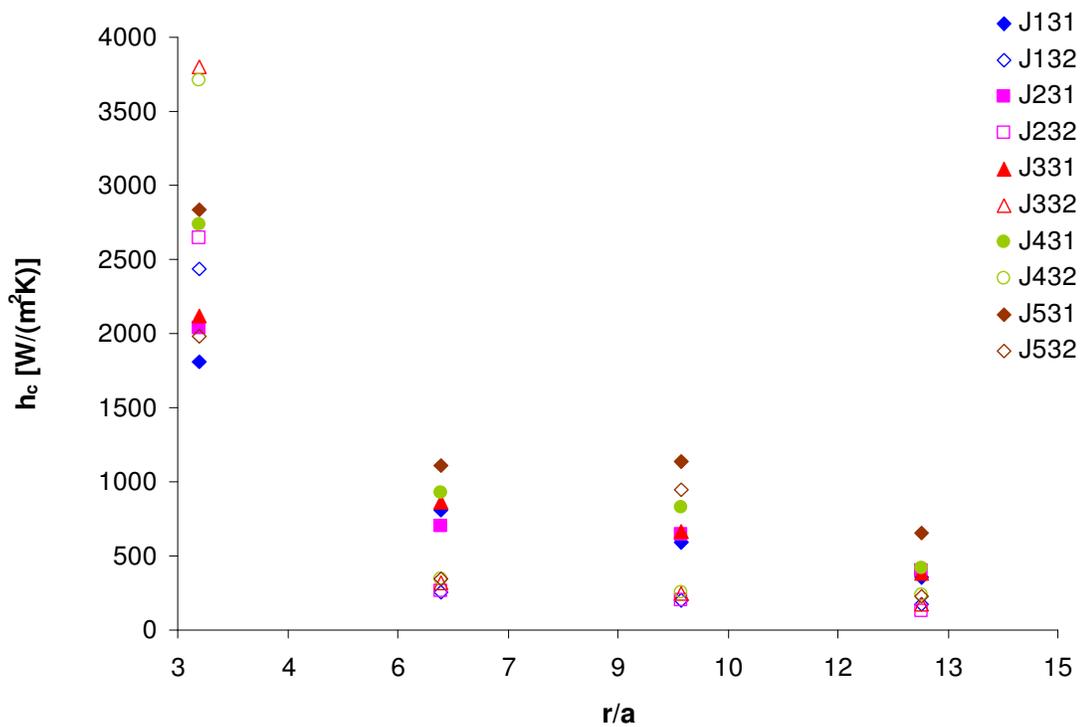


Figura 6.6 – Comparação das juntas de Al-Ss.

## APÊNDICE F

Neste apêndice apresenta-se a implementação dos modelos analíticos de distribuição de pressão, segundo a junta aparafusada de *Al-Al* de acordo com o raio da cabeça de parafuso igual a  $b_1$ . O cálculo da distribuição de pressão das demais configurações apresentadas por Gonçalves é obtido apenas mudando os parâmetros de espessura e de raio da cabeça do parafuso. A implementação dos modelos é feita utilizando o software Maple 9.5.

O presente apêndice também apresenta os gráficos dos modelos analíticos para as juntas *Al-Al* e *Ss-Ss* utilizando os raios da cabeça de parafuso igual a  $b_1$  e a  $b_2$ .

### Modelo de Fernlund para a junta *Al-Al*, $b_1$ .

```

> restart;
> b:=1.6*a;
                                     b := 1.6 a

> F:=evalf(Pi)*((b^2)-(a^2))*p;
                                     F := 4.900884540 a^2 p

> n:=(15/evalf(Pi))*(F/a^2);
                                     n := 23.40000000 p

> d[Al]:=6*a;
                                     dAl := 6 a

> beta:=(alpha*evalf(Pi))/180;
                                     β := 0.01745329252 α

> c:=simplify((b+d[Al]*(evalf(tan(beta))))/a);
                                     c := 1.600000000 + 6. tan(0.01745329252 α)

> A:=n/(-c^6+2*c^5+5*c^4-20*c^3+25*c^2-14*c+3):
> B:=-(4/3)*(2*c+1)*A:
> C:=2*c*(c+2)*A:
> De:= -4*c^2*A:
> E:=-(c^3/3)*(c-4)*A:
> P:=A*lambda^4+B*lambda^3+C*lambda^2+De*lambda+E:
> P[d]:=(P/p):
> P1:=simplify(subs(alpha=50,P[d]));
                                     P1 := -0.00007120394742 λ4 + 0.001756463069 λ3 + 0.07554851401 - 0.01339669098 λ2
                                     + 0.02180880857 λ

> P2:=simplify(subs(alpha=55,P[d]));

```

```

P2 := -0.00002742100723 λ4 + 0.0007801377499 λ3 + 0.05929108996 - 0.006786373534 λ2
      + 0.01134201785 λ
> P3:=simplify(subs(alpha=60,P[d]));
P3 := -0.000009725314033 λ4 + 0.0003239775670 λ3 + 0.04468506542 - 0.003263815101 λ2
      + 0.005594598755 λ
> P4:=simplify(subs(alpha=65,P[d]));
P4 := -0.000003024374079 λ4 + 0.0001207091531 λ3 + 0.03195047980 - 0.001440989486 λ2
      + 0.002531949007 λ
> plot([P1,P2,P3,P4],lambda=1..14,color=[red,blue,green,black],view=[1..14,0..0.1]);

```

### Madhusudana Linear para a junta $AI-AI/b_I$ .

```

> restart;
> b:=1.6*a;
      b := 1.6 a
> beta:=(alpha*evalf(Pi))/180;
      β := 0.01745329252 α
> cons:=evalf(tan(beta));
      cons := tan(0.01745329252 α)
> d[AI]:=6*a;
      dAI := 6 a
> c:=b+cons*d[AI];
      c := 1.6 a + 6 tan(0.01745329252 α) a
> A:=simplify(a/c);
> B:=simplify(b/c);
> De[L]:=3*(B^2-A^2)/(1-3*A^2+2*A^3);
> P:=De[L]*A*(1/A-r);
>
> P1:=simplify(subs(alpha=50,P));
      P1 := 0.06341447490 - 0.007246936595 r
> P2:=simplify(subs(alpha=55,P));
      P2 := 0.04651950488 - 0.004574689454 r
> P3:=simplify(subs(alpha=60,P));
      P3 := 0.03319569202 - 0.002768082739 r
> P4:=simplify(subs(alpha=65,P));

```

$$P4 := 0.02267073505 - 0.001567060895 r$$

```
> plot([P1,P2,P3,P4],r=1..14,color=[red,blue,green,black],view=[1..14,0..0.06]);
```

### Madhusudana Parabólico para a junta AI-AI b1.

```
> restart;
```

```
> b:=1.6*a;
```

$$b := 1.6 a$$

```
> d[AI]:=6*a;
```

$$d_{AI} := 6 a$$

```
> beta:=(alpha*evalf(Pi))/180:
```

```
> cons:=evalf(tan(beta)):
```

```
> c:=b+cons*d[AI]:
```

```
> A:=simplify(a/c):
```

```
> B:=simplify(b/c):
```

```
> De[p]:=2*(B^2-A^2)/(1-A^2)^2:
```

```
> P:=De[p]*A^2*((1/A^2)-r^2):
```

```
> P1:=simplify(subs(alpha=50,P));
```

$$P1 := 0.04183164294 - 0.0005463073500 r^2$$

```
> P2:=simplify(subs(alpha=55,P));
```

$$P2 := 0.03076439018 - 0.0002975098707 r^2$$

```
> P3:=simplify(subs(alpha=60,P));
```

$$P3 := 0.02199935673 - 0.0001529694351 r^2$$

```
> P4:=simplify(subs(alpha=65,P));
```

$$P4 := 0.01505064624 - 0.00007191106015 r^2$$

```
> plot([P1,P2,P3,P4],r=1..14,color=[red,blue,green,black],view=[1..14,0..0.05]);
```

### Madhusudana Polinomial para a junta AI-AI b1.

```
> restart;
```

```
> with(LinearAlgebra):
```

```
> b:=1.6*a;
```

$$b := 1.6 a$$

```
> d[AI]:=6*a;
```

$$d_{AI} := 6 a$$

```
> beta:=(alpha*evalf(Pi))/180:
```

```
> cons:=evalf(tan(beta)):
```

```
> c:=simplify(b+cons*d[AI]):
```

```

> A:=simplify(a/c):
> B:=simplify(b/c):
> x[0]:=simplify((1/Delta)*Determinant(<<0|1|1|1>, <0|1|2*A|3*A^2>, <0|1|2|3>, <B^2-
A^2|2*(1-A^3)/3|(1-A^4)/2|2*(1-A^5)/5>>)):
> x[1]:=simplify((1/Delta)*Determinant(<<1|0|1|1>, <0|0|2*A|3*A^2>, <0|0|2|3>, <1-A^2|B^2-A^2|(1-
A^4)/2|2*(1-A^5)/5>>)):
> x[2]:=simplify((1/Delta)*Determinant(<<1|1|0|1>, <0|1|0|3*A^2>, <0|1|0|3>, <1-A^2|2*(1-
A^3)/3|B^2-A^2|2*(1-A^5)/5>>)):
> x[3]:=simplify((1/Delta)*Determinant(<<1|1|1|0>, <0|1|2*A|0>, <0|1|2|0>, <1-A^2|2*(1-
A^3)/3|(1-A^4)/2|B^2-A^2>>)):
> Delta:=simplify(Determinant(<<1|1|1|1>, <0|1|2*A|3*A^2>, <0|1|2|3>, <1-A^2|2*(1-
A^3)/3|(1-A^4)/2|2*(1-A^5)/5>>)):
> P:=x[0]+x[1]*r*A+x[2]*r^2*A^2+x[3]*r^3*A^3:
> P1:=evalf(subs(alpha=50,P));
      P1 := 0.05724847363 + 0.006826121083 r - 0.003803101352 r^2 + 0.0002600272085 r^3

> P2:=evalf(subs(alpha=55,P));
      P2 := 0.04362628272 + 0.003590659275 r - 0.001971880863 r^2 + 0.0001177008165 r^3

> P3:=evalf(subs(alpha=60,P));
      P3 := 0.03215219674 + 0.001788908882 r - 0.0009690401398 r^2 + 0.00004972379942 r^3

> P4:=evalf(subs(alpha=65,P));
      P4 := 0.02258428864 + 0.0008168203559 r - 0.0004366405649 r^2 + 0.00001882025785 r^3

> plot([P1,P2,P3,P4],r=1..14,color=[red,blue,green,black],view=[1..14,0..0.07]);

```

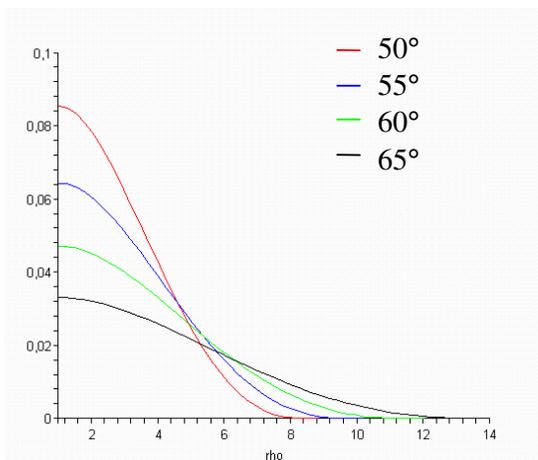


Figura 6.7 – Ferlund  $AI-AI b_1$ .

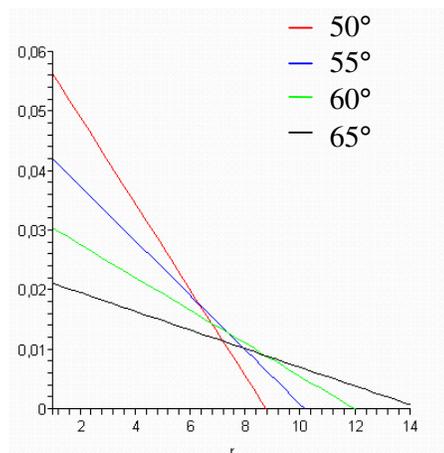


Figura 6.8 – Madhusudana Linear  $AI-AI b_1$ .

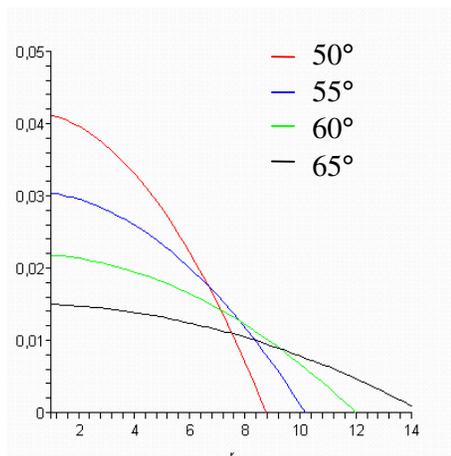


Figura 6.9 – Madhusudana Parabólico  $AI-AI b_1$ .

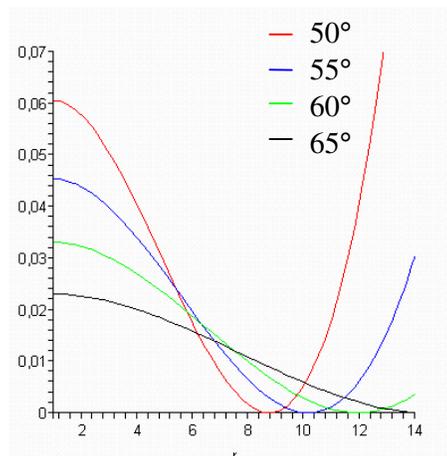


Figura 6.10 – Madhusudana Polinomial  $AI-AI b_1$ .

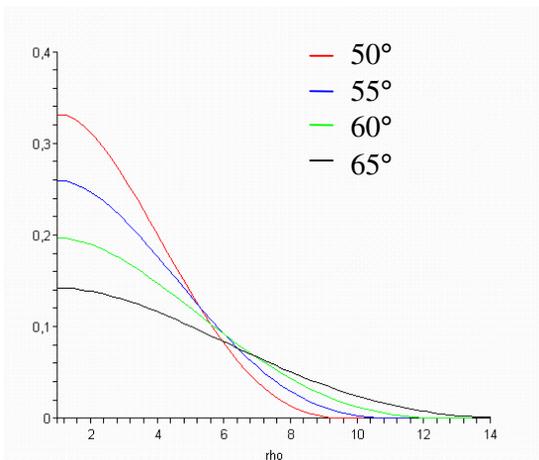


Figura 6.11 – Fernlund  $Al-Al b_2$ .

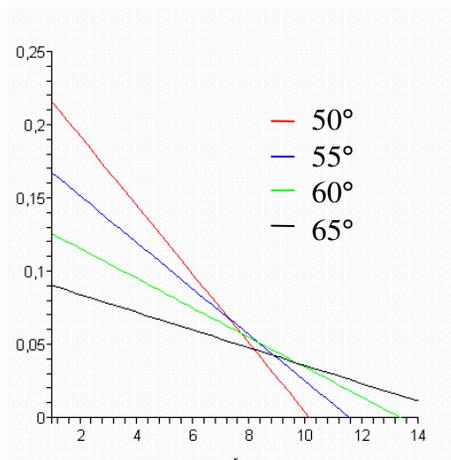


Figura 6.12 – Madhusudana Linear  $Al-Al b_2$ .

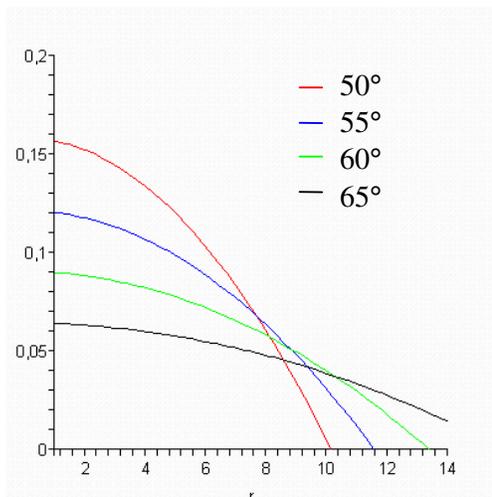


Figura 6.13 – Madhusudana Parabólico  $Al-Al b_2$ .

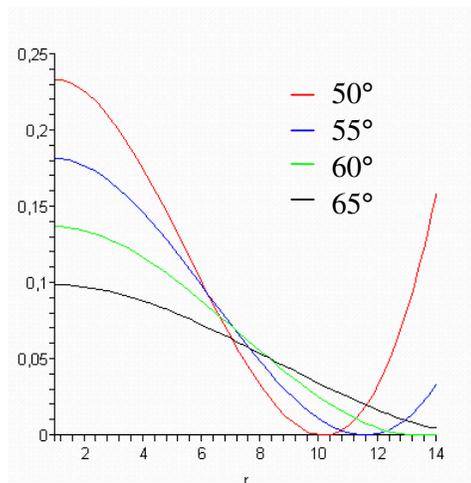


Figura 6.14 – Madhusudana Polinomial  $Al-Al b_2$ .

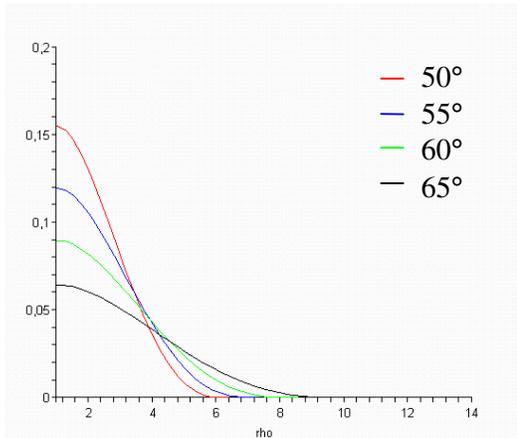


Figura 6.15 – Fernlund Ss-Ss  $b_l$ .

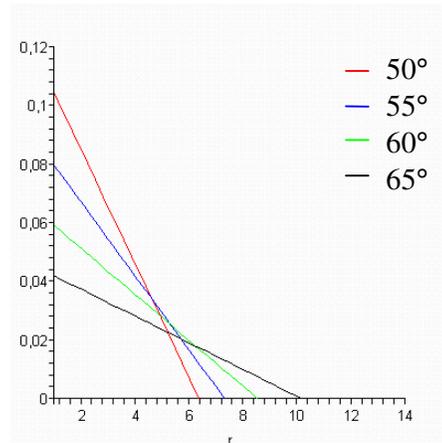


Figura 6.16 – Madhusudana Linear Ss-Ss  $b_l$ .

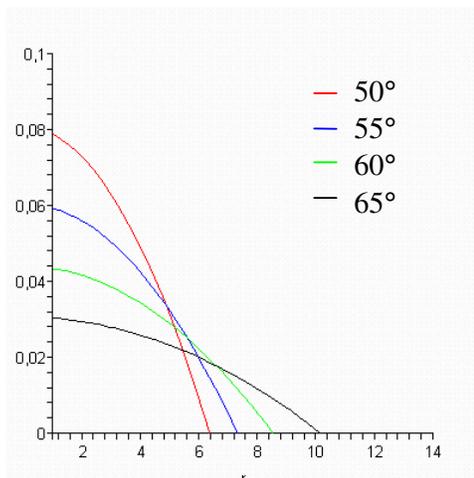


Figura 6.17 – Madhusudana Parábólico Ss-Ss  $b_l$ .

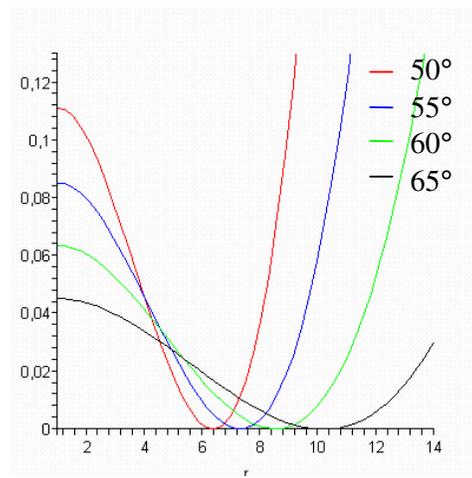


Figura 6.18 – Madhusudana Polinomial Ss-Ss  $b_l$ .

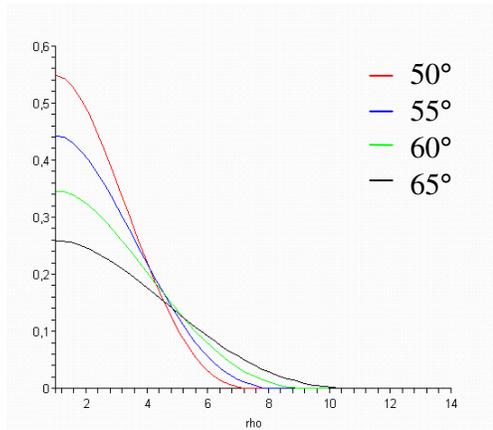


Figura 6.19 – Ferlund  $Ss-Ss b_2$ .

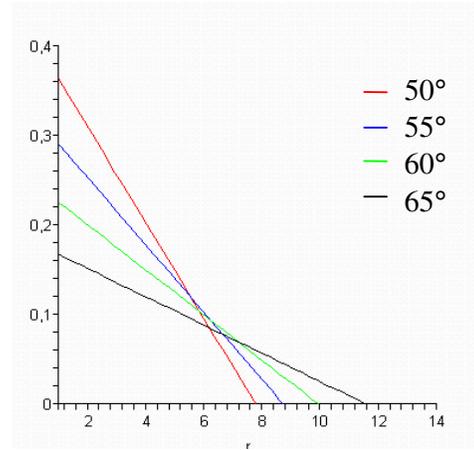


Figura 6.20 – Madhusudana Linear  $Ss-Ss b_2$ .

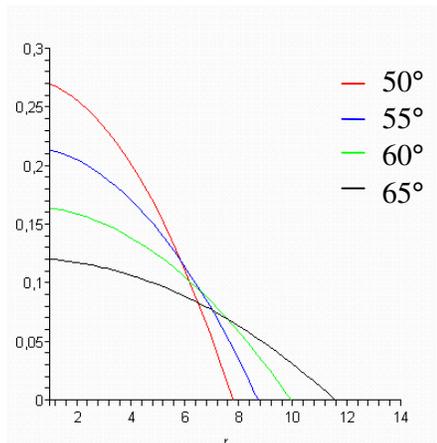


Figura 6.21 – Madhusudana Parabólico  $Ss-Ss b_2$ .

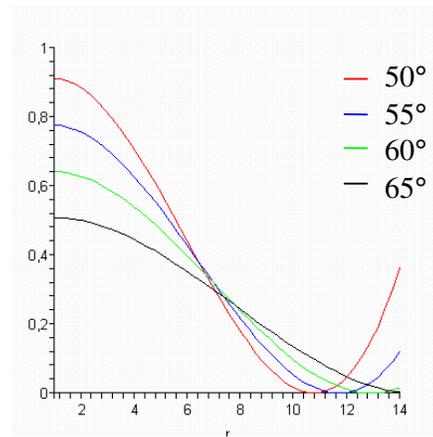


Figura 6.22 – Madhusudana Polinomial  $Ss-Ss b_2$ .

## APÊNDICE G

Este apêndice apresenta os valores de  $\chi^2$  calculado segundo a Equação (5.2) apresentada no Capítulo V. O cálculo foi realizado para todos os modelos empregados, para quatro ângulos  $\alpha$  possíveis e para todas as junções aparafusadas testadas. As tabelas abaixo apresentam a soma dos  $\chi^2$ 's de cada força axial para cada junta aparafusada.

Tabela G.1 – Valores das somas dos  $\chi^2$ 's para  $A1-A1 b_1$ .

Modelos de distribuição pressão	50°	55°	60°	65°
Fernlund	0,01385	0,00352	0,00260	0,00793
M Linear	0,00253	0,00527	0,01126	0,01904
M Parabólico	0,00415	0,00969	0,01684	0,02465
M Polinomial	0,01557	0,00781	0,00283	0,00284

Tabela G.2 – Valores das somas dos  $\chi^2$ 's para  $A1-A1 b_2$ .

Modelos de distribuição pressão	50°	55°	60°	65°
Fernlund	0,10121	0,07940	0,16491	0,32767
M Linear	0,15671	0,27588	0,42859	0,60360
M Parabólico	0,28839	0,42794	0,58232	0,74500
M Polinomial	0,10737	0,20350	0,34989	0,52892

Tabela G.3 – Valores das somas dos  $\chi^2$ 's para Ss-Ss  $b_1$ .

Modelos de distribuição pressão	50°	55°	60°	65°
Fernlund	0,16380	0,09321	0,04673	0,01971
M Linear	0,05989	0,03048	0,01465	0,00864
M Parabólico	0,03480	0,01619	0,00825	0,00753
M Polinomial	0,08261	0,04271	0,01942	0,00877

Tabela G.4 – Valores das somas dos  $\chi^2$ 's para Ss-Ss  $b_2$ .

Modelos de distribuição pressão	50°	55°	60°	65°
Fernlund	3,36223	2,33825	1,53215	0,91826
M Linear	1,47173	0,98726	0,62060	0,34864
M Parabólico	1,03184	0,68108	0,42073	0,22836
M Polinomial	1,91650	1,30079	0,82885	0,47916

Tabela G.5 – Valores das somas dos  $\chi^2$ 's para *AI-Ss*  $b_1$ .

Modelos de distribuição pressão	50°	55°	60°	65°
Fernlund <i>AI-AI</i>	0,05121	0,03452	0,02680	0,02513
Fernlund <i>Ss-Ss</i>	0,15119	0,09263	0,05542	0,03445
M Linear <i>AI-AI</i>	0,02948	0,02577	0,02572	0,02800
M Linear <i>Ss-Ss</i>	0,06706	0,04343	0,03071	0,02576
M Parabólico <i>AI-AI</i>	0,02737	0,02662	0,02804	0,03084
M Parabólico <i>Ss-Ss</i>	0,04906	0,03452	0,02787	0,02662
M Polinomial <i>AI-AI</i>	0,03359	0,02715	0,02565	0,02720
M Polinomial <i>Ss-Ss</i>	0,08501	0,05353	0,03545	0,02713

Tabela G.6 – Valores das somas dos  $\chi^2$ 's para *AI-Ss*  $b_2$ .

Modelos de distribuição pressão	50°	55°	60°	65°
Fernlund <i>AI-AI</i>	1,40608	0,92198	0,56946	0,31978
Fernlund <i>Ss-Ss</i>	3,26606	2,28255	1,50924	0,91962
M Linear <i>AI-AI</i>	0,60872	0,38498	0,22550	0,11884
M Linear <i>Ss-Ss</i>	1,49628	1,01987	0,65669	0,38390
M Parabólico <i>AI-AI</i>	0,43223	0,26964	0,15482	0,08079
M Parabólico <i>Ss-Ss</i>	1,07862	0,72964	0,46701	0,26885
M Polinomial <i>AI-AI</i>	0,81022	0,52406	0,31676	0,17214
M Polinomial <i>Ss-Ss</i>	1,93899	1,33649	0,87153	0,52266

## APÊNDICE H

Este apêndice mostra os valores de condutância térmica de contato calculados através das correlações de Yovanovich (1982) e de Mikic (1974) para todos os testes.

Tabela H.1 – Correlação de Yovanovich e Mikic,  $Al-Al b_1$ , [W/(m<sup>2</sup>K)].

r [m]	1624 N		3247 N		6672 N		12233 N		18371 N	
	Yovanovich	Mikic								
0,003	1,69E+05	4,86E+04	3,14E+05	8,94E+04	5,00E+05	1,42E+05	1,65E+06	4,62E+05	2,04E+06	5,69E+05
0,006	1,78E+05	5,11E+04	3,75E+05	1,06E+05	6,04E+05	1,71E+05	1,74E+06	4,87E+05	2,41E+06	6,71E+05
0,009	1,63E+05	4,67E+04	3,55E+05	1,01E+05	5,95E+05	1,68E+05	1,51E+06	4,22E+05	2,22E+06	6,19E+05
0,012	1,28E+05	3,68E+04	2,77E+05	7,90E+04	5,05E+05	1,43E+05	1,04E+06	2,92E+05	1,62E+06	4,53E+05
0,016	9,45E+04	2,73E+04	1,92E+05	5,50E+04	3,90E+05	1,11E+05	6,44E+05	1,82E+05	1,03E+06	2,90E+05
0,019	6,37E+04	1,85E+04	1,15E+05	3,32E+04	2,69E+05	7,69E+04	3,43E+05	9,77E+04	5,54E+05	1,57E+05
0,023	4,06E+04	1,18E+04	6,22E+04	1,80E+04	1,72E+05	4,94E+04	1,66E+05	4,75E+04	2,62E+05	7,47E+04
0,026	2,55E+04	7,48E+03	3,23E+04	9,43E+03	1,07E+05	3,09E+04	7,76E+04	2,25E+04	1,18E+05	3,39E+04
0,030	1,49E+04	4,38E+03	1,47E+04	4,32E+03	6,04E+04	1,75E+04	3,17E+04	9,27E+03	4,50E+04	1,31E+04
0,034	7,99E+03	2,37E+03	5,76E+03	1,72E+03	3,07E+04	8,97E+03	1,12E+04	3,30E+03	1,44E+04	4,23E+03
0,037	4,30E+03	1,29E+03	2,23E+03	6,70E+02	1,54E+04	4,54E+03	3,92E+03	1,17E+03	4,48E+03	1,34E+03
0,041	2,24E+03	6,75E+02	8,00E+02	2,44E+02	7,38E+03	2,19E+03	1,29E+03	3,89E+02	1,28E+03	3,87E+02
0,044	1,19E+03	3,61E+02	2,91E+02	8,96E+01	3,57E+03	1,07E+03	4,31E+02	1,32E+02	3,68E+02	1,13E+02

Tabela H.2 – Correlação de Yovanovich e Mikic,  $Al-A/b_2$ , [W/(m<sup>2</sup>K)].

r [m]	1624 N		3247 N		6672 N		12233 N		18371 N	
	Yovanovich	Mikic								
0,003	2,03E+05	5,75E+04	3,37E+05	9,48E+04	6,72E+05	1,88E+05	2,17E+06	5,99E+05	2,78E+06	7,64E+05
0,006	2,03E+05	5,75E+04	3,53E+05	9,93E+04	7,51E+05	2,10E+05	1,93E+06	5,33E+05	2,99E+06	8,20E+05
0,009	1,76E+05	5,00E+04	3,18E+05	8,97E+04	6,93E+05	1,94E+05	1,50E+06	4,15E+05	2,52E+06	6,93E+05
0,012	1,28E+05	3,64E+04	2,44E+05	6,90E+04	5,32E+05	1,49E+05	9,17E+05	2,55E+05	1,60E+06	4,42E+05
0,016	8,69E+04	2,48E+04	1,75E+05	4,96E+04	3,72E+05	1,05E+05	5,23E+05	1,47E+05	8,82E+05	2,46E+05
0,019	5,31E+04	1,53E+04	1,14E+05	3,24E+04	2,30E+05	6,50E+04	2,62E+05	7,39E+04	3,98E+05	1,12E+05
0,023	3,05E+04	8,81E+03	6,93E+04	1,99E+04	1,30E+05	3,71E+04	1,21E+05	3,45E+04	1,56E+05	4,43E+04
0,026	1,73E+04	5,03E+03	4,17E+04	1,20E+04	7,21E+04	2,07E+04	5,58E+04	1,60E+04	5,83E+04	1,67E+04
0,030	8,95E+03	2,62E+03	2,30E+04	6,68E+03	3,57E+04	1,03E+04	2,29E+04	6,64E+03	1,80E+04	5,24E+03
0,034	4,20E+03	1,24E+03	1,16E+04	3,39E+03	1,57E+04	4,56E+03	8,26E+03	2,43E+03	4,52E+03	1,34E+03
0,037	1,99E+03	5,93E+02	5,87E+03	1,73E+03	6,84E+03	2,01E+03	3,03E+03	9,01E+02	1,11E+03	3,35E+02
0,041	9,05E+02	2,72E+02	2,86E+03	8,51E+02	2,83E+03	8,40E+02	1,06E+03	3,19E+02	2,48E+02	7,58E+01
0,044	4,22E+02	1,28E+02	1,42E+03	4,27E+02	1,19E+03	3,57E+02	3,86E+02	1,17E+02	5,64E+01	1,75E+01

Tabela H.3 – Correlação de Yovanovich e Mikic,  $Ss-Ss b_l$ , [W/(m<sup>2</sup>K)].

r [m]	1624 N		3247 N		6672 N		12233 N		18371 N	
	Yovanovich	Mikic								
0,003	1,34E+03	9,24E+02	1,53E+03	1,05E+03	3,65E+03	2,46E+03	1,05E+04	6,85E+03	1,65E+04	1,07E+04
0,006	2,00E+03	1,37E+03	3,21E+03	2,17E+03	7,49E+03	4,95E+03	2,37E+04	1,52E+04	3,70E+04	2,35E+04
0,009	2,24E+03	1,52E+03	4,30E+03	2,88E+03	9,78E+03	6,42E+03	3,03E+04	1,94E+04	4,71E+04	2,98E+04
0,012	2,18E+03	1,48E+03	4,88E+03	3,26E+03	1,06E+04	6,98E+03	2,76E+04	1,77E+04	4,26E+04	2,70E+04
0,016	1,85E+03	1,26E+03	4,39E+03	2,94E+03	9,13E+03	6,00E+03	1,69E+04	1,10E+04	2,59E+04	1,66E+04
0,019	1,38E+03	9,49E+02	3,17E+03	2,14E+03	6,20E+03	4,12E+03	6,46E+03	4,28E+03	9,85E+03	6,47E+03
0,023	9,22E+02	6,42E+02	1,87E+03	1,28E+03	3,38E+03	2,28E+03	1,55E+03	1,06E+03	2,36E+03	1,60E+03
0,026	5,83E+02	4,11E+02	9,52E+02	6,62E+02	1,59E+03	1,09E+03	2,66E+02	1,91E+02	4,05E+02	2,88E+02
0,030	3,27E+02	2,33E+02	3,79E+02	2,70E+02	5,75E+02	4,05E+02	2,42E+01	1,84E+01	3,71E+01	2,80E+01
0,034	1,60E+02	1,16E+02	1,12E+02	8,24E+01	1,52E+02	1,10E+02	1,01E+00	8,34E-01	1,58E+00	1,28E+00
0,037	7,55E+01	5,59E+01	2,91E+01	2,21E+01	3,48E+01	2,63E+01	2,89E-02	2,60E-02	4,59E-02	4,09E-02
0,041	3,30E+01	2,49E+01	6,11E+00	4,82E+00	6,38E+00	5,02E+00	4,53E-04	4,51E-04	7,39E-04	7,28E-04
0,044	1,43E+01	1,10E+01	1,18E+00	9,69E-01	1,08E+00	8,85E-01	5,43E-06	6,04E-06	9,17E-06	1,01E-05

Tabela H.4 – Correlação de Yovanovich e Mikic,  $Ss-Ss_{b_2}$ , [W/(m<sup>2</sup>K)].

r [m]	1624 N		3247 N		6672 N		12233 N		18371 N	
	Yovanovich	Mikic								
0,003	5,02E+02	3,55E+02	6,59E+02	4,63E+02	2,59E+03	1,76E+03	1,02E+04	6,66E+03	1,47E+04	9,56E+03
0,006	1,30E+03	8,98E+02	1,76E+03	1,21E+03	6,24E+03	4,14E+03	1,95E+04	1,26E+04	3,47E+04	2,21E+04
0,009	1,94E+03	1,32E+03	2,74E+03	1,86E+03	8,87E+03	5,84E+03	2,39E+04	1,54E+04	4,53E+04	2,86E+04
0,012	2,39E+03	1,63E+03	3,76E+03	2,53E+03	1,04E+04	6,82E+03	2,32E+04	1,49E+04	4,18E+04	2,65E+04
0,016	2,18E+03	1,48E+03	3,98E+03	2,67E+03	9,13E+03	6,01E+03	1,73E+04	1,12E+04	2,54E+04	1,63E+04
0,019	1,47E+03	1,01E+03	3,39E+03	2,28E+03	6,02E+03	4,00E+03	9,72E+03	6,38E+03	9,37E+03	6,16E+03
0,023	7,28E+02	5,09E+02	2,30E+03	1,57E+03	2,98E+03	2,02E+03	4,23E+03	2,83E+03	2,10E+03	1,43E+03
0,026	2,86E+02	2,05E+02	1,31E+03	9,04E+02	1,20E+03	8,27E+02	1,55E+03	1,07E+03	3,25E+02	2,32E+02
0,030	7,56E+01	5,60E+01	5,68E+02	4,00E+02	3,34E+02	2,39E+02	4,13E+02	2,93E+02	2,53E+01	1,92E+01
0,034	1,23E+01	9,51E+00	1,77E+02	1,28E+02	6,00E+01	4,47E+01	7,51E+01	5,56E+01	8,42E-01	6,97E-01
0,037	1,53E+00	1,25E+00	4,53E+01	3,40E+01	8,59E+00	6,71E+00	1,16E+01	9,03E+00	1,82E-02	1,66E-02
0,041	1,28E-01	1,11E-01	8,85E+00	6,91E+00	8,71E-01	7,20E-01	1,38E+00	1,13E+00	2,01E-04	2,05E-04
0,044	8,88E-03	8,22E-03	1,50E+00	1,23E+00	7,55E-02	6,63E-02	1,50E-01	1,30E-01	1,63E-06	1,87E-06

Tabela H.5 – Correlação de Yovanovich e Mikic,  $Al-Ss$   $b_l$ , [W/(m<sup>2</sup>K)].

r [m]	1624 N		3247 N		6672 N		12233 N		18371 N	
	Yovanovich	Mikic								
0,003	6,12E+03	4,17E+02	3,87E+04	2,58E+03	9,00E+04	5,95E+03	3,09E+05	2,01E+04	5,46E+05	3,54E+04
0,006	6,35E+03	4,33E+02	3,70E+04	2,47E+03	1,02E+05	6,72E+03	3,80E+05	2,47E+04	8,50E+05	5,48E+04
0,009	6,46E+03	4,40E+02	3,40E+04	2,27E+03	9,74E+04	6,44E+03	3,07E+05	2,00E+04	6,73E+05	4,35E+04
0,012	6,55E+03	4,46E+02	2,89E+04	1,94E+03	8,12E+04	5,38E+03	1,50E+05	9,84E+03	2,27E+05	1,48E+04
0,016	6,60E+03	4,49E+02	2,43E+04	1,63E+03	6,28E+04	4,17E+03	5,30E+04	3,52E+03	3,76E+04	2,51E+03
0,019	6,63E+03	4,51E+02	1,98E+04	1,33E+03	4,43E+04	2,95E+03	1,19E+04	8,07E+02	2,24E+03	1,54E+02
0,023	6,64E+03	4,52E+02	1,58E+04	1,07E+03	2,94E+04	1,97E+03	1,86E+03	1,29E+02	5,10E+01	3,67E+00
0,026	6,65E+03	4,53E+02	1,27E+04	8,61E+02	1,92E+04	1,29E+03	2,41E+02	1,70E+01	6,13E-01	4,63E-02
0,030	6,64E+03	4,52E+02	9,98E+03	6,77E+02	1,15E+04	7,80E+02	1,90E+01	1,38E+00	1,87E-03	1,51E-04
0,034	6,63E+03	4,51E+02	7,61E+03	5,17E+02	6,38E+03	4,34E+02	8,50E-01	6,40E-02	1,10E-06	9,64E-08
0,037	6,61E+03	4,50E+02	5,86E+03	4,00E+02	3,52E+03	2,41E+02	3,28E-02	2,56E-03	3,16E-10	3,04E-11
0,041	6,59E+03	4,48E+02	4,48E+03	3,07E+02	1,87E+03	1,29E+02	9,02E-04	7,34E-05	2,71E-14	2,90E-15
0,044	6,56E+03	4,47E+02	3,48E+03	2,38E+02	1,01E+03	7,03E+01	2,37E-05	2,01E-06	1,48E-18	1,76E-19

Tabela H.6 – Correlação de Yovanovich e Mikic,  $Al-Ss b_2$ , [W/(m<sup>2</sup>K)].

r [m]	1624 N		3247 N		6672 N		12233 N		18371 N	
	Yovanovich	Mikic								
0,003	1,84E+04	1,24E+03	4,38E+04	2,92E+03	1,06E+05	7,01E+03	4,08E+05	2,65E+04	4,71E+05	3,06E+04
0,006	1,90E+04	1,28E+03	4,45E+04	2,96E+03	1,04E+05	6,85E+03	4,67E+05	3,03E+04	5,54E+05	3,59E+04
0,009	1,81E+04	1,22E+03	4,14E+04	2,76E+03	9,37E+04	6,19E+03	3,61E+05	2,35E+04	4,94E+05	3,21E+04
0,012	1,58E+04	1,07E+03	3,51E+04	2,35E+03	7,59E+04	5,03E+03	1,69E+05	1,11E+04	3,32E+05	2,16E+04
0,016	1,34E+04	9,08E+02	2,88E+04	1,93E+03	5,96E+04	3,96E+03	5,88E+04	3,91E+03	1,90E+05	1,24E+04
0,019	1,09E+04	7,40E+02	2,24E+04	1,51E+03	4,44E+04	2,96E+03	1,34E+04	9,02E+02	8,73E+04	5,78E+03
0,023	8,66E+03	5,88E+02	1,70E+04	1,15E+03	3,21E+04	2,15E+03	2,17E+03	1,49E+02	3,42E+04	2,29E+03
0,026	6,85E+03	4,66E+02	1,29E+04	8,71E+02	2,32E+04	1,56E+03	3,00E+02	2,11E+01	1,26E+04	8,50E+02
0,030	5,23E+03	3,57E+02	9,37E+03	6,35E+02	1,60E+04	1,08E+03	2,63E+01	1,90E+00	3,74E+03	2,56E+02
0,034	3,85E+03	2,64E+02	6,53E+03	4,45E+02	1,06E+04	7,17E+02	1,37E+00	1,03E-01	8,81E+02	6,13E+01
0,037	2,85E+03	1,96E+02	4,59E+03	3,14E+02	7,06E+03	4,81E+02	6,38E-02	4,95E-03	2,00E+02	1,42E+01
0,041	2,09E+03	1,44E+02	3,17E+03	2,18E+02	4,64E+03	3,17E+02	2,20E-03	1,77E-04	4,04E+01	2,92E+00
0,044	1,55E+03	1,07E+02	2,23E+03	1,54E+02	3,10E+03	2,13E+02	7,41E-05	6,20E-06	8,22E+00	6,04E-01