

GUILHERME BERNASCONI DANIEL

**SOLDAGEM POR ATRITO LINEAR:  
UMA BREVE REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**

Trabalho de formatura apresentado à  
Escola Politécnica de São Paulo

Departamento de Engenharia  
Metalúrgica e de Materiais

Orientador: Prof. Doutor Sérgio Duarte  
Brandi

São Paulo

**2006**

## AGRADECIMENTOS

Ao professor Sérgio Duarte Brandi, pela orientação, paciência e disposição, sem os quais este trabalho de formatura não poderia existir.

À Marina Porto, agradeço por sua compreensão e carinho mesmo nos momentos onde estive ausente, aperfeiçoando este trabalho. Agradeço ainda meus colegas Rodrigo Heilberg, João Lucas Alves e José Adriano Barros, que ajudaram na confecção do trabalho que inspirou esta revisão.

Agradeço ainda meus queridos pais, Durval e Regina, que sempre me instigaram a perseguir com afinco os afazeres acadêmicos.

## RESUMO

A soldagem por atrito linear, ou FSW, é um novo processo de junção de materiais, desenvolvido em 1991 na Inglaterra. O processo é descrito e suas principais características, vantagens e limitações são ressaltadas. Afim de contextualizar a necessidade de pesquisa neste processo, são apresentados algumas características particulares do processo, como a microestrutura da junta soldada, o fenômeno da superplasticidade e a influência do processo na dispersão de inclusões. São discutidos então artigos de diferentes autores, com abordagens distintas sobre o processo, focando em observações experimentais obtidas, modelos utilizados e os resultados por estes produzidos. Os resultados e modelos são divididos por tema de estudo: fluxo do material e distribuição da temperatura durante o processo. Finalmente, os artigos são comparados e comentados pelo autor.

## ABSTRACT

Friction Stir Welding (FSW) is a new material joining process, developed in 1991 by Cambridge at The Welding Institute. A brief history of the process, along with functioning principles, advantages and limitations are presented. In order to explicit the need of research in this process, a few particular characteristics are highlighted, such as the weld microstructure, the superplasticity phenomena and the process' influence in the dispersion of inclusions within the material to be weld. A collection of articles studying the process under different points of view, published by different authors are reviewed. The focus of these reviews is in experimental observations obtained, the modeling of the process and the results of test runs of these models. These are divided by field of study: material flow within the process and the distributions of the temperature during the weld. Finally, brief comments on the papers reviewd are made by the author.

## LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1. Representação do processo FSW (Lasley, 2005) .....	3
Figura 2. Flared-Triflute™, desenvolvido no TWI .....	4
Figura 3. A-skew™, desenvolvido no TWI .....	5
Figura 4. Características da zona "nugget". (a) Macrografia; (b) micrografia .....	7
Figura 5. Transição entre zonas Nugget (esquerda) e ZTMA (direita) .....	8
Figura 6. Al com inclusões de SiC após FSP a (a) 25,4mm/min e (b) 101.6 mm/min .....	9
Figura 7. Diagrama mostrando inserções ao longo da direção de soldagem .....	13
Figura 8. Partículas aciculares de Si em alumínio (Ma) .....	15
Figura 9. Partículas após FSP, com distribuição uniforme .....	15
Figura 10. Zonas metalúrgicas dentro do processo de FSW (Arbergast) .....	16
Figura 11. Fluxo de material de acordo com as zonas metalúrgicas (Arbergast) .....	17
Figura 12. Campos de Translação (A), Torção (B) e Vórtice (C) (Heurtier et al, 2005) .....	18
Figura 13. As cinco regiões definidas pelo modelo: malha estática e dinâmica, alumínio sólido, ferramenta e placa de suporte. ....	20
Figura 14. Fluxo de material nos planos XZ (acima) e XY (abaixo) .....	21
Figura 15. Fluxo de material para (a) R baixo (R=0,25) e (b) R elevado (R=2) (Heurtier et al, 2005) ....	22
Figura 16. Trajetória de partículas originalmente (a) na região superior ou inferior da zona "nugget", ou longe do pino e (b) próximas ao pino .....	23
Figura 17. Cortes do modelo de pino inclinado (a) plano a uma altura de 3mm e (b) seção transversal. ....	24
Figura 18. Vetores de velocidade no plano XY, para (a) z=0.1 mm, (b) z=3.175 mm e (c) z=6 mm .....	25
Figura 19. Mapa de temperatura para R=1,33 (Heurtier et al, 2005) .....	29
Figura 20. Temperatura calculada (linha sólida) e temperaturas experimentais (pontos) (Heurtier et al, 2005) .....	30
Figura 21. Mapa de temperaturas produzido pelo modelo iSTIR® e comparação com dados experimentais. ....	30
Figura 22. Comparação entre as fronteiras termo-mecânicas na micrografia da solda com as isoterms obtidas pelo modelo em Forge3. (Lasley, 2005) .....	31
Figura 23. Contornos de temperatura para ferramenta de pino angulado (Temperatura em °C) (Colegrove e Shercliff, 2005) .....	32
Figura 24. Comparação entre isoterms calculadas (b) e microestrutura da solda (a) (Song e Kovacevic, 2003) .....	33
Figura 25. Esquema dos fluxos (a) e translação, (b) de vórtice e (c) de torção .....	37

## SUMÁRIO

<b>1. INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
1.1 BREVE HISTÓRICO .....	1
1.2 APLICAÇÕES .....	2
1.3 PRINCÍPIOS DE FUNCIONAMENTO.....	3
<b>2 PARTICULARIDADES DA SOLDAGEM POR FSW .....</b>	<b>6</b>
2.1 MICROESTRUTURA DA SOLDA .....	6
2.2 COMPÓSITOS DE SUPERFÍCIE.....	8
2.3 SUPERPLASTICIDADE .....	10
<b>3 MODELAMENTO .....</b>	<b>11</b>
3.1 FLUXO DO MATERIAL.....	12
3.1.1 <i>Observação Experimental</i> .....	12
3.1.2 <i>Rastreamento por marcadores</i> .....	12
3.1.3 <i>Modelamento</i> .....	16
3.1.4 <i>Resultados</i> .....	21
3.2 ANÁLISE TÉRMICA DA SOLDAGEM POR ATRITO LINEAR.....	26
3.2.1 <i>Modelamento</i> .....	26
3.2.2 <i>Resultados</i> .....	29
<b>4 COMENTÁRIOS FINAIS .....</b>	<b>34</b>
<b>5 BIBLIOGRAFIA .....</b>	<b>36</b>
<b>6 ANEXOS.....</b>	<b>37</b>
6.1 ANEXO I – DEDUÇÃO DOS CAMPOS DE VELOCIDADE DESCRITOS POR HEURTIER ET AL .....	37

# 1. Introdução

A junção de materiais é uma área largamente estudada devido à sua importância na indústria. É uma ciência aplicada nos mais diferentes campos, com os mais diferentes propósitos. Ainda existem, no entanto, materiais e/ou condições de soldagem que tem baixa soldabilidade pelos processos tradicionais de soldagem. A Soldagem por atrito linear (Friction Stir Welding), ou FSW, foi desenvolvido a fim de atender algumas destas demandas, sendo um processo bastante específico, de grande valia na soldagem de algumas ligas de alumínio, como será visto. Por ser um processo novo, há um esforço por parte da comunidade científica para se obter uma melhor compreensão do processo. O objetivo desta revisão é destacar as principais conclusões destes trabalhos, contextualizando-os com as características específicas deste processo de soldagem.

## 1.1 Breve histórico

Soldagem por atrito linear (Friction Stir Welding) ou FSW, é um processo de junção de materiais no estado sólido, de alta tecnologia, desenvolvido em TWI (The Welding Institute), Cambridge por Wayne Thomas <sup>[13]</sup> e um time de colegas. Por junção no estado sólido entende-se que não ocorre fusão do metal de base nem se utiliza metal de adição.

Este processo é bastante recente, sendo patenteado em dezembro de 1991. Sua aplicação original foi a soldagem de longas juntas nas indústrias naval, ferroviária e aeroespacial. Alguns exemplos incluem os tanques de combustível de foguetes espaciais, plataformas de carga e tetos de vagões de trem.

## 1.2 Aplicações

Normalmente o FSW é recomendado para junção longas e planas, como placas e chapas, mas também é possível adaptar o processo para solda de tubos e outros tipos de seção oca.

Quanto ao tipo de material usado para soldagem empregando este processo, encontra-se com maior frequência as ligas de alumínio (por exemplo, as séries 2xxx, 5xxx, 6xxx até as 7xxx) sendo que algumas destas não são soldáveis por processos de soldagem envolvendo fusão de material, como as ligas da séries 2xxx e 7xxx. Também é um processo recomendado na fusão de ligas de diferentes composições, onde processos envolvendo fusão levariam ao aparecimento de fases intermetálicas prejudiciais à qualidade da solda.

As vantagens do processo FSW podem ser divididas em três grandes áreas:

a) É um processo que altera pouco a microestrutura da junta soldada, gerando baixa distorção das peças soldadas, evitando perda de elementos de liga, além de produzir uma microestrutura responsável por elevadas propriedades mecânicas (quando comparado com outros processos de soldagem) da solda e não gera trincas.

b) É também bastante benéfico do ponto de vista ambiental, já que não envolve gás de proteção nem gera escória, fumos ou outros resíduos tóxicos. Também não há necessidade de uso de processos para limpar as superfícies antes da soldagem, já que a soldagem em estado sólido tolera uma preparação superficial menos cuidadosa.

c) Por fim, há economia de energia, já que o processo tem uma eficiência bastante elevada.



### 1.3 Princípios de funcionamento

A soldagem por FSW é feita através de uma ferramenta, consistindo em uma peça cilíndrica, com uma face côncava, o “ombro” contendo um pino cilíndrico em seu centro. A rotação da ferramenta em contato com o material gera fricção que aquece, deforma e consolida novamente o material, sem que este funda. A temperatura máxima atingida no processo fica em torno de 80% da temperatura de fusão do metal base.

O processo é visualmente representado pela Figura 1, representada abaixo. Nesta figura nota-se em (a) a rotação da ferramenta para iniciar a soldagem; em (b) o início da furação da região que será soldada; em (c) o início da mistura no estado sólido do material que está na região onde foi feito o furo e em (d) a progressão da soldagem, com a eliminação das superfícies das duas chapas que serão soldadas.

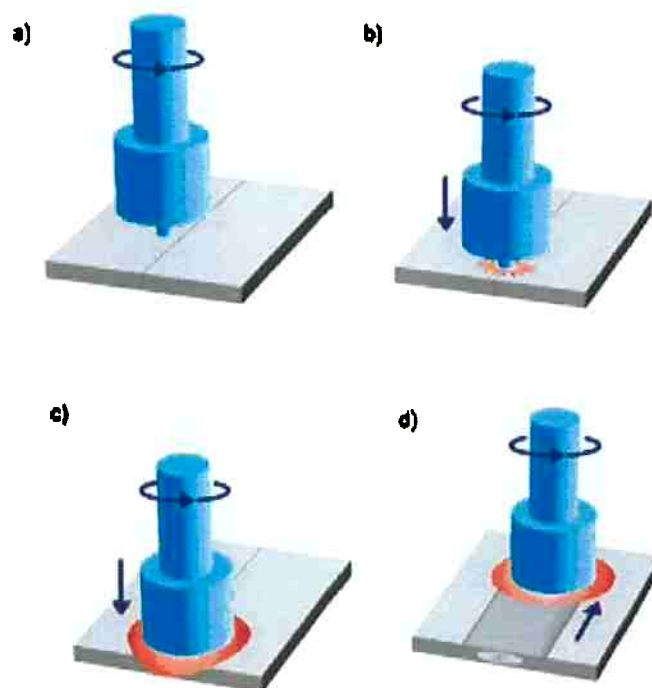


Figura 1. Representação do processo FSW <sup>[1]</sup>

O ombro da ferramenta garante que o material seja compactado dentro da solda, enquanto o pino ajuda a plastificar o material soldado. O material é retirado da peça na frente da ferramenta, misturado e levado ao longo da região plastificada, eliminando a interface. As enormes deformações plásticas ao qual o material é submetido, aliadas à alta temperatura decorrente da fricção do processo proporciona a recristalização de pequenos grãos na junta soldada, de forma que a solda possui boas propriedades mecânicas, como já foi comentado.

O pino é tipicamente feito de aço ferramenta H13 no caso da solda de ligas de alumínio, enquanto carboneto de tungstênio ou PCBN, que possuem boas propriedades mecânicas a elevadas temperaturas, são usados na soldagem de materiais mais duros, como os aços.

A geometria do pino é fundamental para o processo de junção. Modelos modernos de pinos, desenvolvidos pelo próprio TWI, possuem roscas e canais, que podem ser neutros ou enviesados para a esquerda ou para a direita, como mostra a Figura 2.

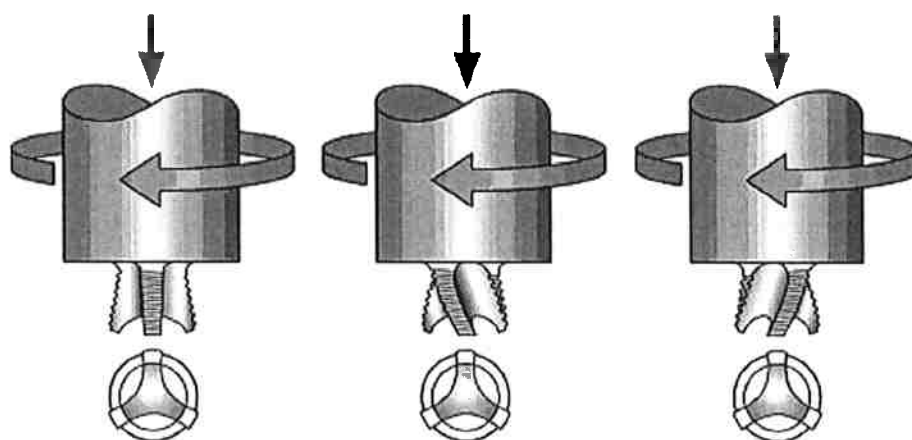


Figura 2. Flared-Triflute™, desenvolvido no TWI <sup>[13]</sup>

Esta forma foi desenvolvida por aumentar a razão entre o volume estático e dinâmico, aumentando o fluxo do material ao redor do pino e, conseqüentemente, aumentando o tamanho da solda. Comparados com pinos cilíndricos lisos, estas geometrias de ferramentas tornam possível um aumento de mais de 100% na velocidade de soldagem, além de reduzir a força axial durante a soldagem.

Outra variação são os pinos com inclinação, como o A-skew<sup>TM</sup> da TWI, representados abaixo.

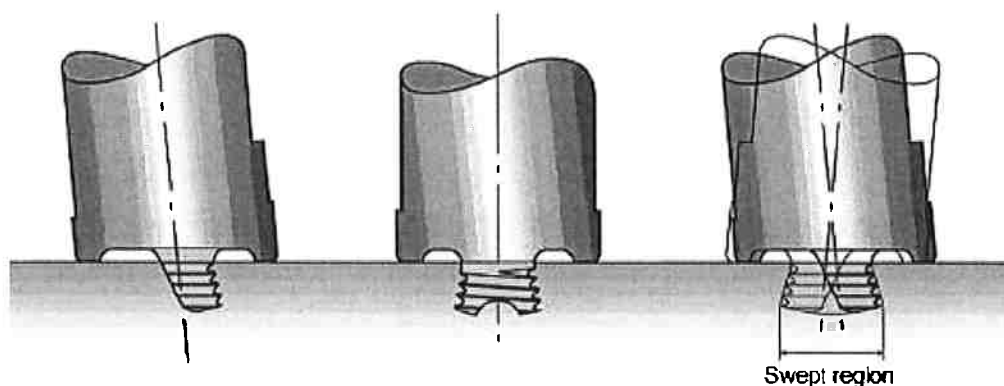


Figura 3. A-skew<sup>TM</sup>, desenvolvido no TWI<sup>[13]</sup>

O ombro da ferramenta é tipicamente côncavo. Esta forma é usada pois o mesmo é inserido dentro do material. Assim cria-se uma cavidade selada que compacta o material, sendo um parâmetro importante para a qualidade da solda.

O comportamento do material e a distribuição da temperatura durante o processo de soldagem não são totalmente compreendidos, no entanto serão detalhados no capítulo 3.

## **2 Particularidades da soldagem por FSW**

A soldagem através de FSW possui características peculiares, tanto no que se refere à microestrutura resultante do processo, quanto aos fenômenos nela envolvidos.

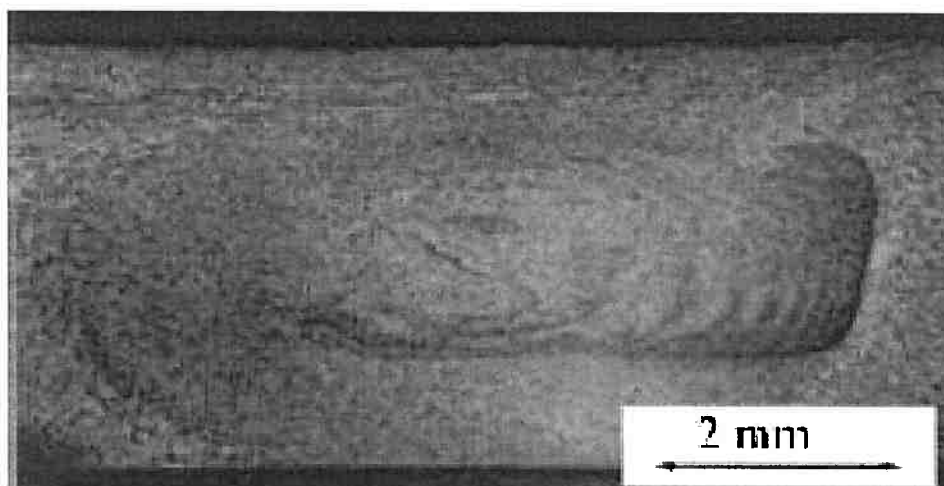
Estas características algumas vezes são desejáveis mesmo quando um processo de junção de materiais não é necessário. Cunhou-se, portanto, o termo *friction stir processing*, ou FSP, para designar processos de alteração microestrutural de materiais utilizando-se da mesma tecnologia do FSW, sem o objetivo de se fazer a junção de peças.

O estudo do processo FSW deve-se em grande parte à melhor compreensão da formação destas particularidades, para que possam ser aplicadas em uma gama maior de materiais e sob diferentes condições de processamento. É importante, portanto, conhecer alguns detalhes do processo, que motivam a pesquisa neste campo.

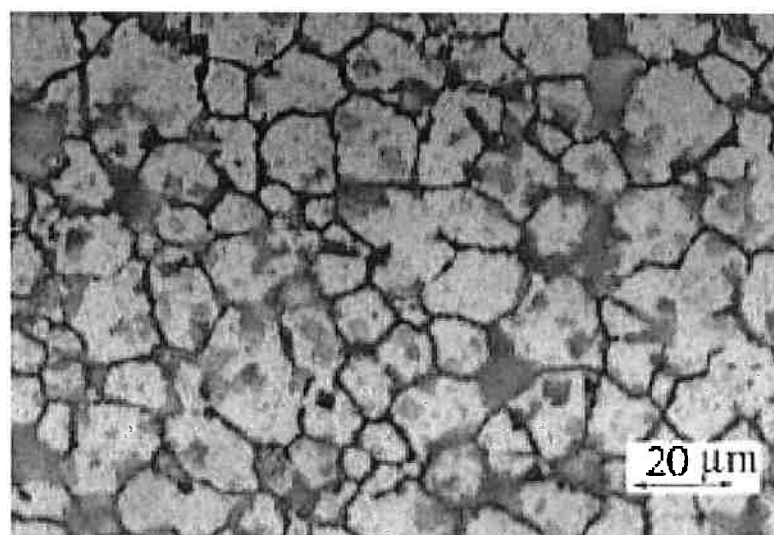
### **2.1 *Microestrutura da solda***

A microestrutura gerada na solda por FSW é composta de três regiões: zona "nugget", zona termicamente afetada (ZTA) e zona termo-mecanicamente afetada (ZTMA).

A zona "nugget" corresponde a região mais próxima a linha de soldagem e, portanto, é a região onde a temperatura é a mais elevada e onde há o maior gradiente de deformação plástica. Nessa região ocorre intensa recristalização e os grãos têm formato equiaxial, com tamanho da ordem de 10 $\mu$ m, como mostra a Figura 4. Aparentemente, os grãos tomam essa forma por causa de recristalização dinâmica.



(a)



(b)

**Figura 4. Características da zona "nugget". (a) Macrografia; (b) micrografia<sup>[9]</sup>**

A região termo-mecanicamente afetada (ZTMA) é, a princípio, a extensão da zona "nugget". Nesta zona, porém, não houve potencial para completa recristalização, havendo, então, mistura de grãos recristalizados com grãos grosseiros deformados sobre a zona "nugget".

A diferença microestrutural entre estas duas zonas fica evidente na Figura 5, a seguir.

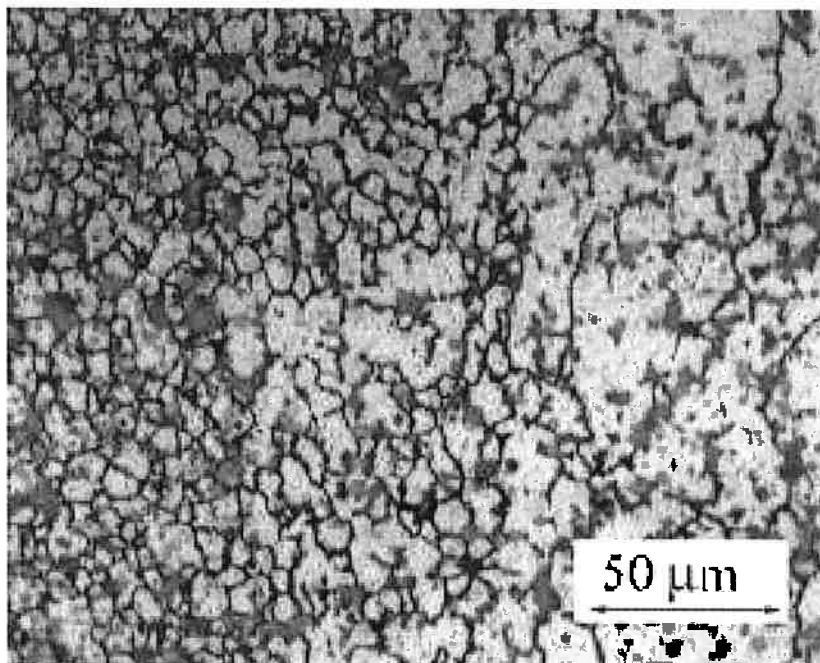


Figura 5. Transição entre zonas Nugget (esquerda) e ZTMA (direita) <sup>[9]</sup>

A região termicamente afetada (ZTA), que se entende como sendo a região que foi afetada somente pelo calor e não pela deformação mecânica, fica situada entre a ZTMA e o metal de base. Nesta região ocorre dissolução e precipitação de segundas fases, quando se tratar de ligas de alumínio susceptíveis a estes fenômenos.

## **2.2 Compósitos de superfície**

Compósitos de matriz metálica contendo inclusões de fase cerâmica apresentam características interessantes para aplicações exigindo alta resistência a abrasão, fluência e fadiga. Essas características os tornam materiais promissores em indústrias como a aeroespacial e automobilística.

No entanto, compósitos possuem algumas outras características que os tornam inviáveis no uso em larga escala: são pouco dúcteis e tenazes devido à inclusão de cerâmica. Um modo de contornar essa limitação é reforçar apenas a superfície da fase metálica com inclusões cerâmicas.

Existem vários métodos de processamento para criar superfícies compósitas, mas estas geralmente baseiam-se em processamento em fase líquida a altas temperaturas, o que gera complicações devido a reações entre as interfaces do metal e da cerâmica.

MISHRA<sup>[9]</sup> testou diversos parâmetros de processamento por atrito linear (FSP) ao tentar gerar uma camada de compósito Al – SiC. Para este compósito específico, encontrou-se uma profundidade ideal na qual as inclusões de SiC foram devidamente incorporadas à superfície do alumínio. No entanto, como mostra a figura 6, não só a profundidade afeta o resultado do processamento:

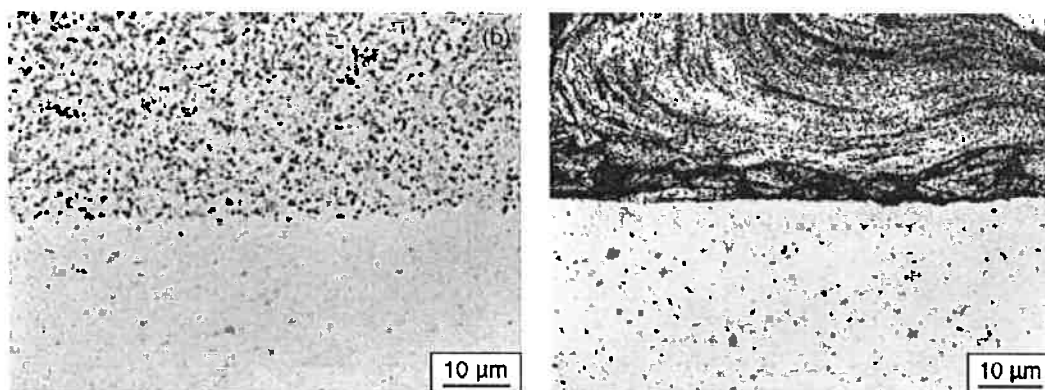


Figura 6. Al com inclusões de SiC após FSP a (a) 25,4mm/min e (b) 101.6 mm/min<sup>[9]</sup>

Na micrografia da esquerda foi utilizada uma velocidade de 25,4 mm/min, enquanto na da direita esta velocidade foi de 101,6 mm/min.

Como se pode observar, uma velocidade excessiva gera uma camada de compósito separada do substrato, o que fragiliza a superfície. A uma velocidade mais reduzida obteve-se uma dispersão fina e homogênea, tanto do particulado com a matriz, quanto do compósito com o substrato metálico.

## **2.3 Superplasticidade**

Superplasticidade é a capacidade de um material de se deformar plasticamente a taxas de deformação muito elevadas. São dois os requisitos para se obtê-la: grãos refinados, com menos de 15µm de tamanho e estabilidade térmica desta microestrutura a altas temperaturas.

Convencionalmente, processamento termo-mecânico é usado para se obter a microestrutura necessária. No entanto, o processo é complexo e dispendioso, além de não gerar alumínio com uma taxa de deformação alta o suficiente para ser usado em larga escala na indústria automotiva, por exemplo.

O FSW gera uma microestrutura contendo grãos entre 0,1 e 18 µm em diversas ligas de alumínio. Assim, seria de se esperar que tais ligas preparadas por FSP apresentariam comportamento superplástico.

MISHRA<sup>[9]</sup> investigou o efeito superplástico de uma liga Al7075, observando uma elongação máxima acima de 1000% e taxa de deformação de  $10^{-2}s^{-1}$  a 490°C. Mais recentemente, outros autores estudaram a superplasticidade de outras ligas submetidas a FSP, obtendo resultados encorajadores.

No entanto, deve-se ressaltar que uma microestrutura refinada não é o único requisito para um material apresentar superplasticidade. Al7475 submetido a FSP não apresenta comportamento superplástico por sofrer crescimento anormal de grão a altas temperaturas. Tipicamente, ligas com segunda fase dispersa como a Al7075 são indicadas, pois esta segunda fase finamente dispersa age como barreira para o crescimento dos grãos, promovendo a estabilidade térmica necessária.



### 3 Modelamento

A soldagem por FSW gera intensa deformação plástica e considerável aumento de temperatura na junta e em suas adjacências. Como a microestrutura e, portanto, as propriedades finais da solda estão profundamente relacionadas com ambos estes fatores, é importante entender os transformações termo-mecânicas às quais um material é submetido ao ser soldado por este processo.

Há um esforço para se entender melhor o processo, mais especificamente o fluxo do material e a distribuição de temperatura durante o mesmo. Para tanto, diversos pesquisadores tentaram modelar o processo de FSW. Estes modelos são então testados e os resultados comparados à observações experimentais para que o mesmo seja validado.

Nesta revisão, será feito um estudo comparativo dos modelos utilizados. Para tanto, os resultados que estes modelos geraram – numérica ou graficamente no caso de análise por elementos finitos – serão comparados com observações experimentais reportadas na literatura.

No processo como um todo, existem parâmetros de soldagem que afetam o resultado da mesma. São eles a velocidade de rotação e translação da ferramenta, a força aplicada e a geometria da ferramenta.

Dos trabalhos aqui revistos, a geometria da ferramenta é considerada mas não modelada a fundo. Os efeitos de canais e roscas de desenhos complexos não foram modelados e comparados. Estudos internos realizados pelo TWI produziram as ferramentas com inclinação, canais e roscas especiais, como nos dois exemplos dados no item 1.3 desta revisão.

A força, como parâmetro de soldagem, também não foi investigada a fundo. Há estudos que correlacionam a velocidade de rotação e translação da ferramenta com a força aplicada pela ferramenta durante o processo.

### **3.1 Fluxo do material**

#### **3.1.1 Observação Experimental**

Dependendo da geometria da ferramenta, do material a ser soldado e dos parâmetros do processo, o fluxo metálico durante a soldagem é bastante complexo. Para se obter soldas de alta eficiência estrutural é necessário entender este fluxo. Assim, vários pesquisadores estudaram o assunto, abordando-o sob diferentes pontos.

#### **3.1.2 Rastreamento por marcadores**

Uma técnica experimental para se modelar o fluxo metálico durante o processo FSW consiste em utilizar-se de material diferente daquele a ser soldado como marcador. Estes últimos são tipicamente ligas de alumínio, fios de tungstênio, ou folhas de cobre, sendo que o material a ser usado deve ser diferente o suficiente do material base para uma fácil visualização do mesmo.

Um exemplo deste tipo de análise de fluxo é a feita por REYNOLDS<sup>[7]</sup>, que utilizou inserções de uma liga de alumínio diferente daquela a ser soldada, ao longo do caminho da soldagem, como mostra o diagrama a seguir:

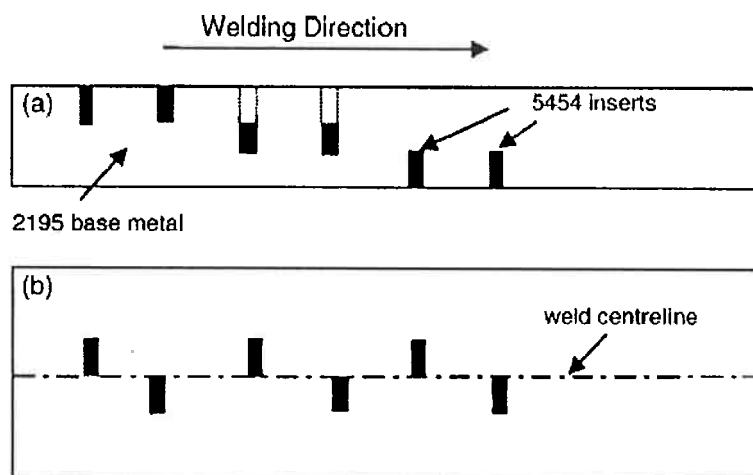


Figura 7. Diagrama mostrando inserções ao longo da direção de soldagem <sup>[7]</sup>

A posição final dos marcadores após a soldagem foi revelada analisando-se metalograficamente camadas sucessivas da solda. Esta pesquisa mostrou que todas as soldas apresentavam alguns comportamentos de fluxo comuns.

A maior parte do material moveu-se para uma posição final atrás de sua posição original, sendo que apenas uma pequena quantidade do material no lado de avanço foi movido para uma posição à frente de sua posição inicial.

Em segundo, há uma interface bem definida entre os lados de avanço e recuo de material e, finalmente, o material foi empurrado para baixo no lado de avanço e puxado para o topo no lado de recuo, dentro do diâmetro do pino da ferramenta. Isto indica que o metal foi agitado apenas no topo da solda, onde o transporte de material é diretamente influenciado pelo ombro do pino rotatório que move o material do lado de recuo em torno do pino, para o lado de avanço.

Além disso, o deslocamento vertical no lado de recuo foi inversamente proporcional ao avanço da ferramenta por rotação, e o transporte de material através da linha de solda aumentou com o aumento do diâmetro do pino.

Baseado nessas observações, REYNOLDS<sup>[7]</sup> sugere que o processo FSW pode ser descrito como um processo de extrusão “in situ”, onde o ombro da ferramenta, o pino e o metal frio em torno da solda formam uma câmara de extrusão que se move em relação a peça.

Outros pesquisadores, como GUERRA e COLLIGAN <sup>[8]</sup> chegaram a

conclusões similares. Ambos notaram que o material no topo é deformado pela influência do ombro da ferramenta, e não dos veios do pino. Além disso, observaram que uma grande parte do material não é agitada, e sim extrudada em torno do lado de recuo do pino de solda.

Em relação a esta técnica, deve se ressaltar que se o material usado como marcador tiver comportamento de fluxo dissimilar ao do material a ser soldado, o resultado experimental obtido pode ser questionado.

### **3.1.2.1 FSW de materiais dissimilares**

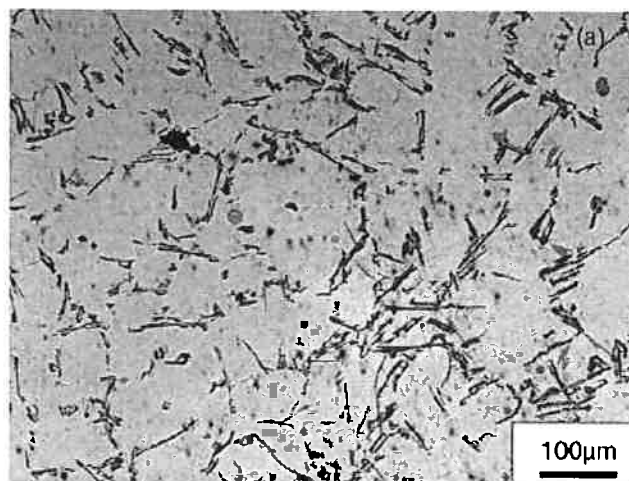
O fenômeno do fluxo metálico no processo FSW também foi investigado através de outro método experimental, a solda de materiais dissimilares.

OUYANG<sup>[14]</sup> estudou a solda de diferentes ligas de alumínio (2024 e 6061), observando três zonas distintas.

A primeira foi a região misturada mecanicamente caracterizada por partículas uniformemente dispersas dos diferentes constituintes das ligas. A segunda foi uma região de fluxo plástico consistindo de lamelas em vórtice dos dois materiais e a terceira, uma região não misturada contendo grãos finos equiaxiais de liga 6061. Notou-se que apesar da mistura não ser completa para estes materiais, a ligação entre os dois era.

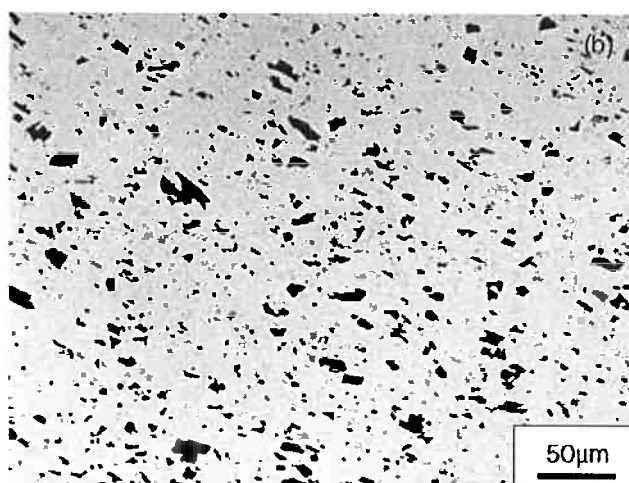
### **3.1.2.2 Observação da microestrutura**

Um terceiro método experimental envolve simplesmente analisar a microestrutura do material após a solda, como fez MA<sup>[9]</sup>. Neste estudo utilizou-se a liga de alumínio A356, cuja microestrutura de fundição contém partículas aciculares de Si como aparece abaixo:



**Figura 8. Partículas aciculares de Si em alumínio<sup>[9]</sup>.**

As inclusões de Si não eram uniformes, sendo preferencialmente distribuídas nos contornos das dendritas de alumínio. Submetidas ao processamento por atrito linear (FSP), as inclusões de Si e as dendritas de alumínio foram quebradas, resultando em uma redistribuição uniforme de partículas de Si em uma matriz de Al, como mostra a micrografia abaixo.



**Figura 9. Partículas após FSP, com distribuição uniforme<sup>[9]</sup>**

Essa quebra das partículas aciculares em uma dispersão uniforme é interessante, pois investigações anteriores indicam que extrusão a alta temperatura não provoca a redução de reforços aciculares para partículas praticamente equiaxiais. Não obstante, a microestrutura de materiais com segunda fase dispersa é usualmente caracterizada por bandas alternadas ricas e pobres em particulado. Estas duas preposições nos levam a crer que pelo

menos para os parâmetros de processo usados por MA<sup>[9]</sup>, a zona "nugget" não pode ser considerada um simples processo de extrusão.

### 3.1.3 Modelamento

As observações experimentais descritas até agora serviram como base para o desenvolvimento de modelamentos para o processo de FSW. A seguir analisaremos alguns deles.

Vários autores procuraram modelar matematicamente, através de computação de elementos finitos o processo FSW, obtendo razoável sucesso na compatibilização dos resultados obtidos com aqueles observados e experimentos similares aos descritos anteriormente.

Um modelo de fácil compreensão foi sugerido por ARBERGAST<sup>[6]</sup>, que destacou a semelhança entre o fluxo metálico e a microestrutura resultante do processo FSW ao do alumínio extrudado e forjado. Assim, modelou o processo em termos de zonas convencionais na conformação de materiais, como mostra a figura abaixo:

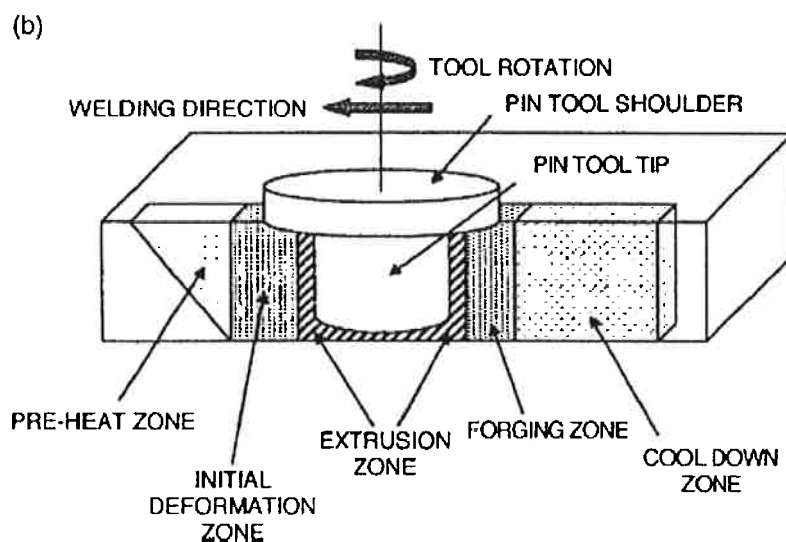


Figura 10. Zonas metalúrgicas dentro do processo de FSW <sup>[6]</sup>

Há uma região de pré-aquecimento, onde a temperatura sobe devido à

fricção da ferramenta com a peça e o aquecimento adiabático gerado pela deformação do material. As propriedades térmicas do material e a velocidade da ferramenta controlam o tamanho e a taxa de aquecimento encontrada nesta zona.

Conforme a ferramenta move-se, uma zona de deformação inicial é formada quando o material é aquecido acima de uma temperatura crítica e a tensão torna-se suficiente para causar fluxo do material. Nesta zona, o material é movido para cima perto do ombro da ferramenta e para baixo, na direção da zona de extrusão. Uma pequena quantidade de material fica na zona de vórtice abaixo do pino.

Na zona de extrusão, o material flui ao redor do pino da frente para trás. A espessura desta região é definida por uma isoterma além da qual as magnitudes de tensão e temperatura são insuficientes para causar fluxo de material.

Além da zona de extrusão está a zona de forjamento, onde o material proveniente da frente da ferramenta é forçado na cavidade deixada pelo pino rotatório em seu movimento ao longo da linha de solda. O ombro da ferramenta ajuda a manter o material dentro da cavidade e também aplica uma força de forja direcionada para baixo.

Além da zona de forja está a zona de resfriamento onde o material resfria-se passiva ou ativamente. Um diagrama mais detalhado do fluxo metálico de cada zona pode ser observado abaixo:

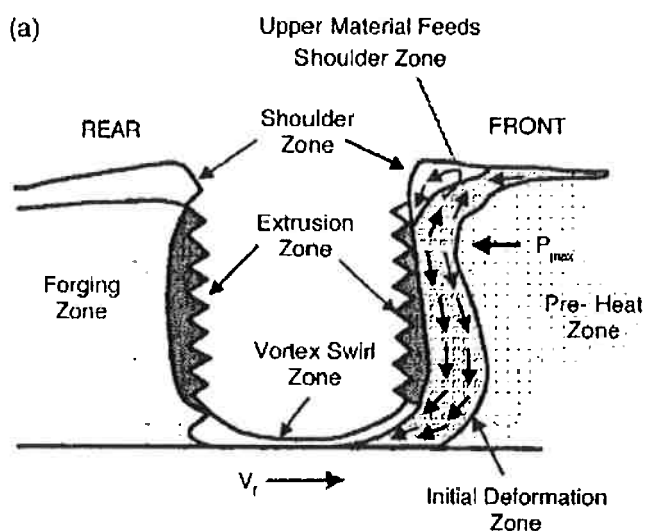


Figura 11. Fluxo de material de acordo com as zonas metalúrgicas [6]

ABERGAST<sup>[6]</sup> desenvolveu um modelo simples da zona de extrusão utilizando considerações de balanço de massa que deixam evidente a relação entre geometria da ferramenta, parâmetros operacionais e tensão limite de escoamento dos materiais sendo soldados.

HEURTIER<sup>[2]</sup> et al baseia-se na mecânica dos fluidos, utilizando campos de velocidade para modelar o processo. Primeiramente ele divide a solda em duas zonas. Uma, localizada abaixo do ombro da ferramenta está submetida a um campo de torção, imposto pelo efeito da fricção do ombro no material e tipicamente tem profundidade de 1 a 2 mm. Na zona mais profunda da solda, a zona "nugget", o material sofre um fluxo vertical, devido à forma de parafuso do pino. Este fluxo vertical é descrito por HEURTIER et. Al<sup>[2]</sup> como sendo um campo de vórtice. Por fim, todo o material durante a solda está exposto a um campo denominado campo de translação, onde o material translada da frente do pino para parte de trás do mesmo.

A combinação destes três campos, explicitados na Figura 12 abaixo, gera um campo de velocidades.

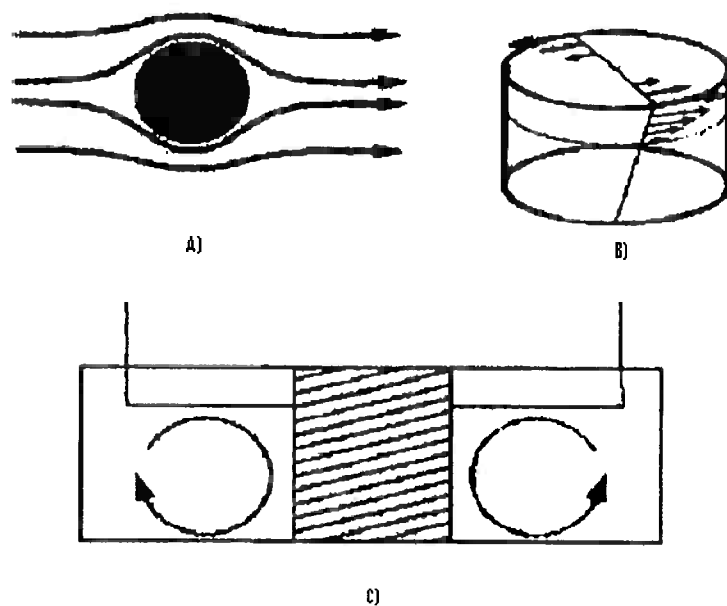


Figura 12. Campos de Translação (A), Torção (B) e Vórtice (C) <sup>[2]</sup>

Na zona próxima ao ombro, o campo de velocidades é descrito por:



$$\begin{aligned}
 u &= V \left[ 1 - a^2 \frac{x^2 - y^2}{(x^2 + y^2)^2} \right] - y V_{\text{tor}} \frac{z}{L} \\
 v &= V \left[ -\frac{2xya^2}{(x^2 + y^2)^2} \right] + x V_{\text{tor}} \frac{z}{L} \\
 w &= 0
 \end{aligned}$$

**Equação 1<sup>[4]</sup>**

Já na zona "nugget", os três campos somados resultam em:

$$\begin{aligned}
 u &= V \left[ 1 - a^2 \frac{x^2 - y^2}{(x^2 + y^2)^2} \right] - \frac{kz}{T^2 + z^2} (\cos \phi) \frac{1}{\sqrt{x^2 + y^2}} - y V_{\text{tor2}} \frac{z}{L_2} \\
 v &= V \left[ -\frac{2xya^2}{(x^2 + y^2)^2} \right] - \frac{kz}{T^2 + z^2} (\sin \phi) \frac{1}{\sqrt{x^2 + y^2}} + x V_{\text{tor2}} \frac{z}{L_2} \\
 w &= -\frac{kT}{T^2 + z^2} \frac{1}{\sqrt{x^2 + y^2}}
 \end{aligned}$$

**Equação 2<sup>[4]</sup>**

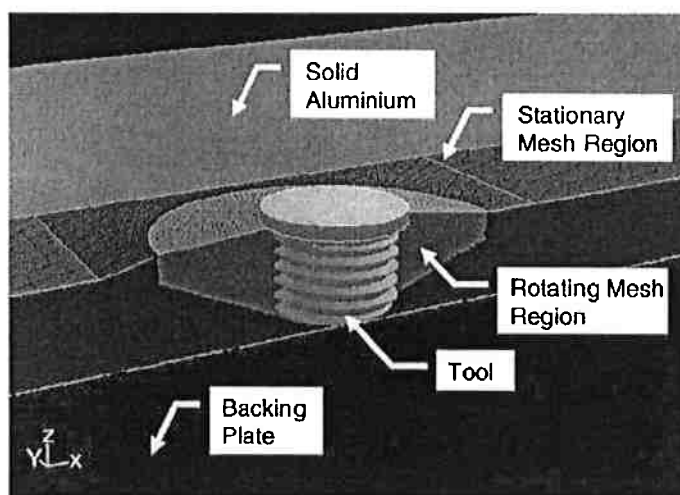
Onde **V** é a velocidade de translação da ferramenta, **a** é o raio do pino, **k** é velocidade do material a 1 mm do centro do vórtice,  $T = \sqrt{x^2 + y^2 - R_v}$  e **R<sub>v</sub>** é o centro do vórtice, **L** é a espessura a zona submetida ao forte campo de torção, **V<sub>tor</sub>** é a velocidade de rotação do material sob o ombro, **V<sub>tor2</sub>** é a velocidade de rotação do material na zona "nugget" e **T** é um parâmetro para centralizar o vórtice em **R<sub>v</sub>**.

Uma limitação deste modelamento matemático é que o campo de vórtice é na verdade confinado em um retângulo, limitado pela zona de fluxo de torção em baixo do ombro, o pino, as costas da peça e a fronteira entre a ZTMA e ZTA. Para poder introduzir as condições de contorno corretas (a velocidade é dada na fronteira com o pino e nula para as outras três fronteiras), o campo de vórtice foi substituído por um estudo de elementos finitos.

Este modelo tem como vantagens a possibilidade de se modificar os campos de velocidade nas diferentes partes da solda de acordo com os parâmetros do processo, e a separação de diferentes problemas – campos de velocidade, fricção, dimensões das duas zonas, etc.

Uma outra visão de modelamento do fluxo do material no processo de solda por FSW foi feita por COLEGROVE<sup>[4]</sup>. Utilizando um código de dinâmica de fluídos computacional (ou CFD – Computational Fluid Dynamics), FLUENT, modelou-se o fluxo tridimensional do processo. Este foi escolhido por tolerar as altas taxas de cisalhamento encontradas na região próxima ao ombro da ferramenta.

Para tanto, dividiu-se a malha em duas partes, uma estática e outra dinâmica. Na primeira foram aplicadas apenas as equações de calor, enquanto na segunda são também consideradas as equações de momento.



**Figura 13. As cinco regiões definidas pelo modelo: malha estática e dinâmica, alumínio sólido, ferramenta e placa de suporte.<sup>[4]</sup>**

Além disso, como mostra a figura 13, modelou-se outras três regiões: a ferramenta, o alumínio sólido e a placa de suporte da chapa. Estas são importantes para a análise térmica produzida pelo modelo, que será discutido mais a frente.

### 3.1.4 Resultados

Uma simulação em elementos finitos foi feita por LASLEY<sup>[1]</sup>, baseando-se no modelo de que o processo de FSW assemelha-se ao de extrusão e forjamento, como discutido anteriormente. Sua simulação usou supercomputadores da Brigham Young University.

Em seu estudo, LASLEY<sup>[1]</sup> usou o software Forge3 para investigar o fluxo do material durante a penetração do pino no mesmo. Rastreando o percurso de um numero finito de partículas durante a penetração, observou-se que o material é comprimido até que seja forçado de baixo do pino (seta verde), movendo-se para longe de sua origem (seta azul) em um padrão expansivo. Ao mesmo tempo, material próximo ao pino sofre torque (seta vermelha) devido à rotação do mesmo.

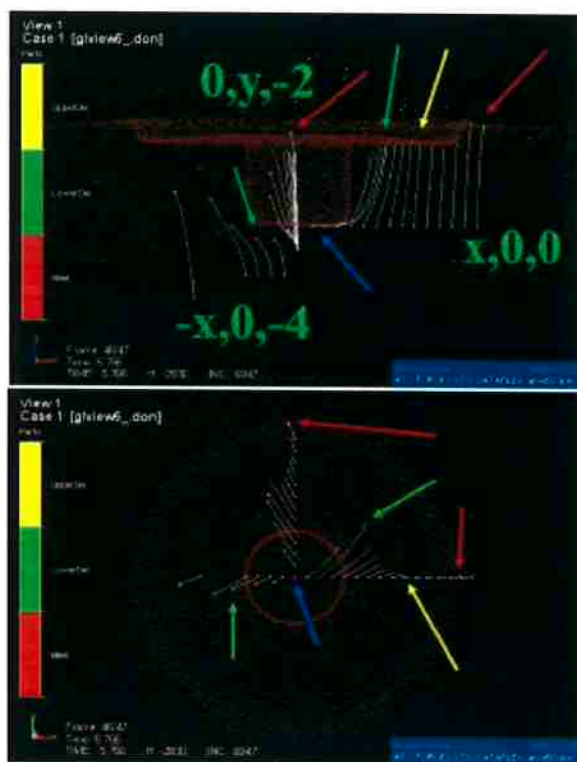


Figura 14. Fluxo de material nos planos XZ (acima) e XY (abaixo)<sup>[1]</sup>

Na Figura 14, as setas coloridas representam os diferentes comportamentos observados. Uma observação mais atenta a este resultado mostra uma serie de pontos que têm sua trajetória interrompida, indicados pela

seta amarela. Estes, segundo LASLEY, foram descartados pelo programa por apresentarem forças de cisalhamento extremamente altas. Isso mostra que estes pontos passaram a rotacionar junto com o ombro da ferramenta. Assume-se que se a trajetória não fosse interrompida estes pontos apareceriam dando rápidas voltas em torno do pino.

HEURTIER et al encontrou grande importância na velocidade de translação e rotação da ferramenta. Mais especificamente, ficou evidente que a relação entre estas,  $R$  expresso em  $\text{rad/mm}$  afeta o fluxo, como mostra o caminho de partículas do material soldado no plano XY explicitado abaixo:

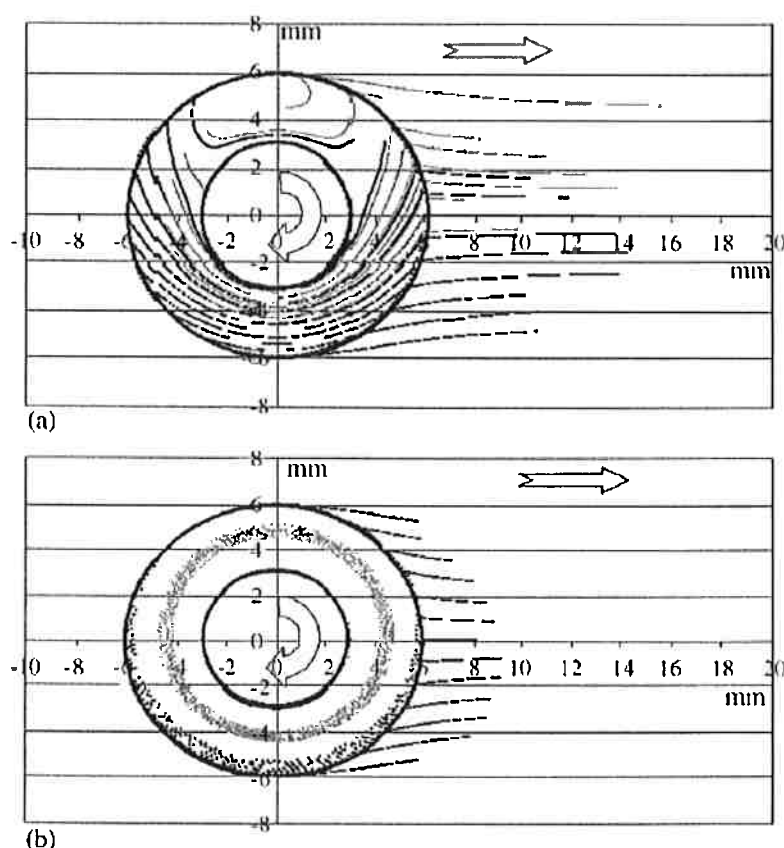


Figura 15. Fluxo de material para (a)  $R$  baixo ( $R=0,25$ ) e (b)  $R$  elevado ( $R=2$ ) <sup>[1]</sup>

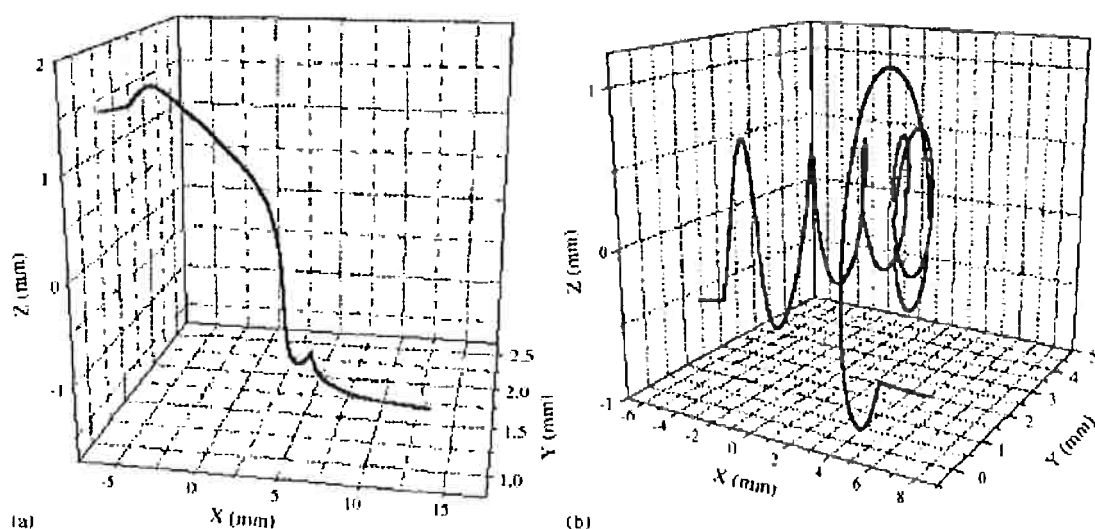
Na Figura 15, as linhas escuras representam partículas originalmente da borda do ombro da ferramenta, enquanto as linhas claras representam a trajetória de partículas originalmente localizadas no centro da mesma.

De acordo com HEURTIER<sup>[2]</sup> et al,  $R$  é alto apenas para a porção do material mais próxima do ombro, já que a velocidade de rotação do material é

próxima à velocidade de rotação de ferramenta nesta região, decrescendo na medida que se penetra no material.

Esse resultado é condizente com a observação experimental de outros autores cujo trabalho já foi discutido, como REYNOLDS<sup>[6]</sup> e MISHRA<sup>[9]</sup>.

Também é possível ao menos parcialmente validar o modelo de extrusão e forjamento de ARBERGAST<sup>[6]</sup>, já que para valores de R menores, como observado na zona "nugget", o fluxo do material se dá como uma extrusão pelo lado de recuo na ferramenta, como prevê o modelo. Vale ressaltar, porém, que a presença da zona de vórtice não é prevista no modelamento deste autor. O efeito desta zona é visível se observarmos o resultado obtido por HEURTIER<sup>[2]</sup> et al para partículas na zona "nugget", tanto aquelas próximas ao pino, quanto aquelas distantes do mesmo, como mostra a Figura 16 seguir:



**Figura 16. Trajetória de partículas originalmente (a) na região superior ou inferior da zona "nugget", ou longe do pino e (b) próximas ao pino<sup>[2]</sup>**

Na zona "nugget", a trajetória de partículas nas extremidades da zona não são afetadas pelo vórtice e sofrem portanto apenas movimentos verticais em torno do pino.

Essa diferença de comportamento explica, para HEURTIER et al<sup>[2]</sup>, a formação da zona "nugget" e a ZTMA, sendo esta última gerada nas regiões onde o efeito do vórtice não é pronunciado (como em (a) na Figura 16).

Uma geometria de ferramenta mais refinada foi considerada no trabalho de Colegrove e Shercliff<sup>[4]</sup>. Nele, o pino possui uma inclinação de  $2.5^\circ$ , como mostra a figura abaixo.

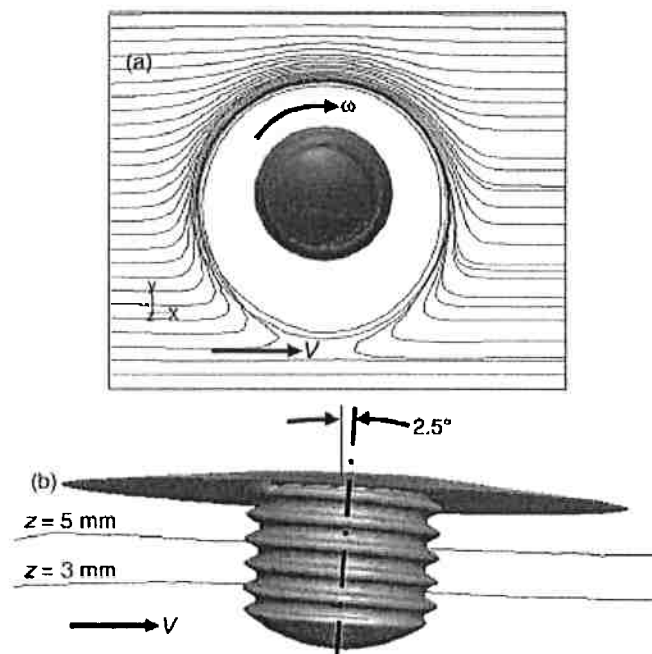


Figura 17. Cortes do modelo de pino inclinado (a) plano a uma altura de 3mm e (b) seção transversal.<sup>[4]</sup>

A Figura 17(a) mostra a concentração de material no lado de recuo do ferramenta.

O modelo de COLEGROVE<sup>[4]</sup> gerou campos vetoriais de velocidade nos planos a alturas de  $z=0.1$ ,  $3.175$  e  $6 \text{ mm}$ .

Na Figura 18a, o material é influenciado pelo pino em rotação logo acima, como descreve ARBERGAST<sup>[6]</sup> em seu modelo.

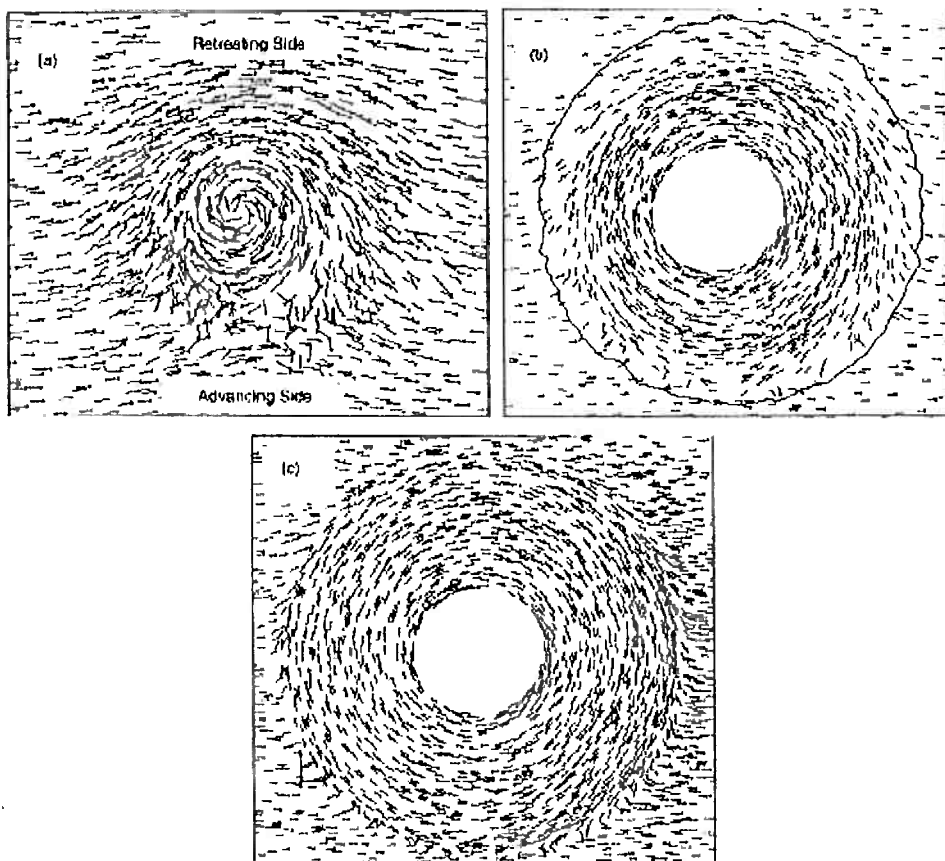


Figura 18. Vetores de velocidade no plano XY, para (a)  $z=0.1$  mm, (b)  $z=3.175$  mm e (c)  $z=6$  mm<sup>[6]</sup>

Já na região central da solda (Figura 18b) mostra um fluxo de rotação em torno do pino. Nesta figura também é visível a linha onde a taxa de cisalhamento é igual a  $2/s$ . Esta linha representa o limite entre as regiões dinâmica e estática do modelo. Por ultimo, (c) mostra o material em rotação sob o ombro da ferramenta.

Podemos inferir deste resultado que o efeito do ombro sobre o material realmente é pronunciado apenas em uma fina camada perto do mesmo, como foi proposto anteriormente.

### 3.2 *Análise Térmica da soldagem por atrito linear*

Entender o fluxo do material durante o processo é essencial para a determinação da microestrutura formada e para previsão da localização de óxidos ou outras fases após a solda.

No entanto, uma visão completa só pode ser obtida se considerarmos também a temperatura atingida no material durante o processo.

O estudo da distribuição de temperaturas no processo foi fruto de diversos estudos, muitos deles complementando um modelamento de fluxo de material.

Na literatura, de modo geral, aparecem como fatores geradores de calor durante o processo a deformação plástica do material durante a solda e a fricção da ferramenta com o material. Serão analisados diferentes modelos, suas premissas e resultados.

#### 3.2.1 Modelamento

HEURTIER et al<sup>[2]</sup> considera a fricção do ombro e a deformação plástica do material como as duas fontes de calor do processo. Apesar de essas duas fontes serem competitivas, o modelo adotado assume que são independentes, para simplificar o modelo.

Para estimar o aumento da temperatura devido à deformação plástica, são utilizadas duas hipóteses. Que o sistema é adiabático e que todo o potencial plástico é dissipado como calor. Essas hipóteses fornecem:

$$\Delta T = \frac{K}{\rho c} \bar{\epsilon}^{m+1} \exp\left(\frac{m Q}{R_G T}\right) \Delta t$$

Equação 3<sup>[2]</sup>



Para modelar o calor gerado pela fricção do ombro, HEURTIER et al<sup>[2]</sup>, baseou-se no trabalho de MILDING e KONG, que descrevem o calor gerado por processos de solda por atrito circular. Obtêm-se assim a equação:

$$q = \frac{2\pi}{3} \mu p \omega R_s^3$$

**Equação 4** <sup>[2]</sup>

Nas equações (3) e (4) acima,  $\rho$  é a densidade do material,  $c$  é seu calor específico,  $\mu$  é o coeficiente de atrito local,  $p$  é a pressão normal,  $\omega$  é a velocidade angular do ombro,  $R_s$  é o raio do ombro,  $Q$  é a energia de ativação aparente,  $m$  é a sensibilidade à taxa de cisalhamento,  $\bar{\epsilon}$  é a taxa de cisalhamento aparente e  $R_g$  é igual a  $8,32 \text{ J mol}^{-1} \text{ K}^{-1}$ .

A potência  $q$  foi estimada em 1,5 kW, e o aumento de temperatura na solda devido ao atrito do ombro foi calculado através elementos finitos, com a fonte de calor modelada como uma coroa com as dimensões do ombro. Quando o regime estacionário é atingido obtêm-se a temperatura em todos os pontos da solda.

Pesquisadores das Universidade Técnica de Lisboa produziram um modelo térmico analítico para FSW, chamado iSTIR®. VILAÇA et al<sup>[3]</sup> basearam-se em pesquisas anteriores tratando de fontes móveis de calor em metais, e construíram um software de análise térmica considerando fluxos em 2D e 3D. Neste modelo, a fonte de calor é pontual e móvel, localizada no centro da zona "nugget". Os autores decidiram portanto condensar todas as fontes de calor, sejam elas geradas por deformação plástica ou atrito, tanto do pino quanto do ombro em um só ponto.

O modelo iSTIR® foi calibrado usando dados experimentais reais, e considera tanto condições de ferramenta fria como pré-aquecida, como será discutido no próximo item.

LASLEY, que utilizou o programa Forge3 para visualizar o fluxo do material no processo, também investigou a temperatura durante o processo. Este autor tem como premissa uma condição de contorno não adiabática, que permite que o calor se dissipe pela ferramenta. Os resultado por ele obtidos serão discutidos mais adiante.

Em trabalho publicado em 2003, SONG e KOVACEVIC<sup>[5]</sup> modelam a distribuição térmica no processo FSW utilizando um sistema de coordenadas móvel, que os permite ignorar o processo de deformação plástica que envolve o processo. Caso contrário seria necessário calcular a distribuição de temperatura resultante do deslocamento de material durante o processo.

SONG e KOVACEVIC<sup>[5]</sup> consideram fontes de calor o ombro da ferramenta e o pino da mesma. Para modelar matematicamente a geração de calor durante o processo, adotaram um sistema móvel de coordenadas. Da literatura, obtiveram equações para a geração de calor nas duas interfaces consideradas – pino/material e ombro/material A Equação 5 refere-se ao calor gerado pelo ombro.

$$q_{fi} = 2\pi\mu F_n R_i n$$

**Equação 5<sup>[5]</sup>**

Já o calor gerado pelo pino é expresso pela Equação 6.

$$Q_{pin} = 2\pi r_p h k \bar{Y} \frac{V_m}{\sqrt{3}} + \frac{2\mu k \bar{Y} \pi r_p h V_{rp}}{\sqrt{3}(1 + \mu^2)} + \frac{4F_p \mu V_m \cos\theta}{\pi}$$

**Equação 6<sup>[5]</sup>**

Nestas equações,  $\mu$  é o coeficiente de atrito,  $F_n$  é a força normal,  $R_i$  é a distância do ponto calculado ao eixo da ferramenta,  $n$  é a velocidade rotacional da mesma,  $r_p$  é o raio do pino,  $h$  é a espessura da chapa,  $k$  é a condutividade térmica,  $Y$  é a tensão de escoamento,  $\lambda$  é o ângulo da hélice do sulco do pino,

$$\Theta = 90^\circ - \lambda - \tan^{-1}(\mu) \text{ e } V_m = \frac{\sin \lambda}{\sin(180^\circ - \Theta - \lambda)}.$$

A estas são aplicadas as condições de contorno apropriadas, chegando em um modelo matemático de calor gerado.

### 3.2.2 Resultados

HEURTIER et al<sup>[2]</sup> gerou um mapa de temperatura de uma secção transversal da solda, para um valor de R (relação entre a velocidade de rotação e translação da ferramenta, como visto anteriormente) de 1,33. Este número foi usado por ser compatível com os parâmetros de soldagem reais para a espessura de chapa e material (liga AA2024) usados.

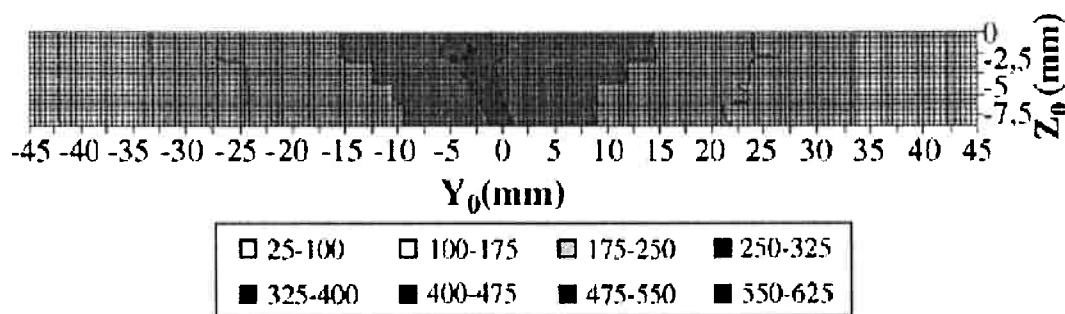


Figura 19. Mapa de temperatura para R=1,33 <sup>[2]</sup>

A temperatura máxima estimada foi de 475°C na zona "nugget", 425°C na ZTMA e 325°C na ZTA. O tamanho da zona afetada pelo calor ficou perto de 45mm em ambos os lados do plano simétrico da solda. HEURTIER et al<sup>[2]</sup> comparou o resultado obtido com medidas experimentais para solda nas

mesmas condições da liga AA2024, como mostra o gráfico de temperatura contra a distância do centro da solda, em milímetros, expresso abaixo:

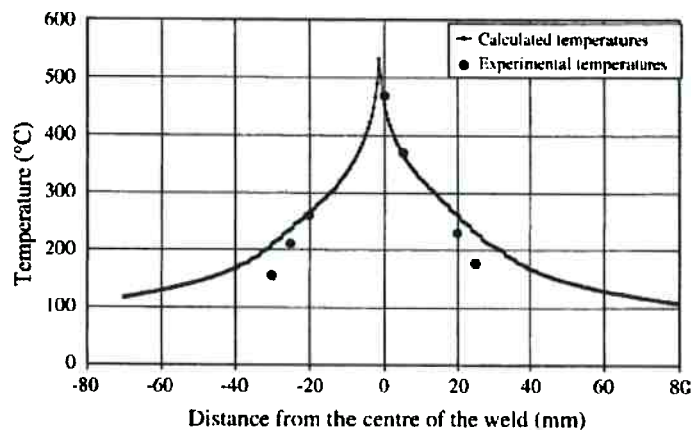


Figura 20. Temperatura calculada (linha sólida) e temperaturas experimentais (pontos) [2]

A diferença entre os pontos experimentais e a temperatura calculada foi explicada pelos autores como sendo devida à ausência de difusão térmica no modelo.

Um outro modelo proposto foi incorporado no software iSTIR®, de VILAÇA et al [3], que produz um mapa de distribuição térmica que se mostra em acordo com dados experimentais (Figura 21)

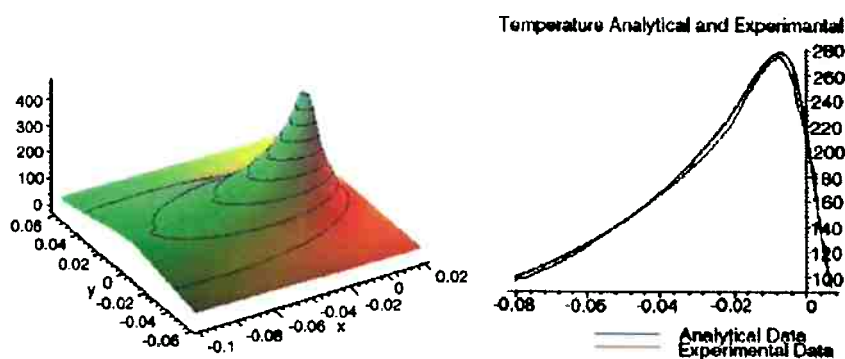


Figura 21. Mapa de temperaturas produzido pelo modelo iSTIR® e comparação com dados experimentais. [3]

O modelo iSTIR® funciona sob o princípio de engenharia reversa, onde a fonte de calor pontual é ajustada para adequar a um insumo de energia de e de perfil térmico, através de método iterativo. A partir deste, obtêm-se um valor

que pode ser correlacionado com os parâmetros do processo. É um modelo que construiu uma base para pesquisa futura.

Os resultados obtidos por LASLEY<sup>[1]</sup> em seu modelo de fronteira não-adiabática mostram grande correlação entre as isothermas da região da solda e a microestrutura resultante da mesma, como mostra a figura abaixo:



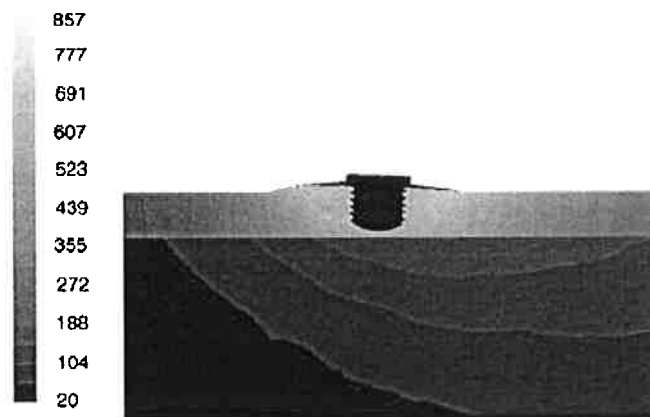
**Figura 22. Comparação entre as fronteiras termomecânicas na micrografia da solda com as isothermas obtidas pelo modelo em Forge3. <sup>[1]</sup>**

Estas isothermas sugerem que não há efeito de aquecimento por parte do pino na região do topo, próximo ao ombro da ferramenta.

Destaca-se o fato de a região amarela se estender até a borda do ombro, onde a velocidade linear de rotação do mesmo é maior e, portanto, maior o atrito com o material, o que elevaria a temperatura drasticamente. Este fato implica em duas asserções. Ou a simulação é feita no momento de entrada do pino no material, ou o autor ignorou o efeito do ombro durante este ensaio. LASLEY<sup>[1]</sup> não comenta esta discrepância.

O efeito de uma ferramenta angulada foi estudado por Colegrove e Shercliff também no que se refere à distribuição de temperaturas durante o processo. No entanto, não foi feita uma análise comparativa entre diferentes geometrias sob os mesmos parâmetros de análise.

Contornos de temperatura obtidos com a ferramenta angulada, usando uma velocidade de soldagem de 90mm/min e uma rotação de 500rpm. Este resultado é reproduzido a seguir:



**Figura 23. Contornos de temperatura para ferramenta de pino angulado (Temperatura em °C) [4]**

A temperatura máxima obtida por este modelo foi de 860°C, bastante superior aos 550°C esperados para este material por resultados experimentais. Colegrove e Shercliff<sup>[5]</sup> buscam a explicação para esta discrepância em próprio artigo anterior, que mostra que pode ocorrer escorregamento entre a ferramenta e o material soldado. Além disso, indicam outras pesquisas que apontam que o material amolece significativamente ao se aproximar da temperatura solidus. Ambos estes efeitos resultariam em uma redução de calor gerado e portanto da temperatura máxima atingida durante o processo.

Em outro trabalho, SONG e KOVACEVIC<sup>[5]</sup> compararam as isotermas de temperatura máxima atingida na solda pelo seu modelo com a microestrutura de uma solda, observada através de micrografia. Observa-se forte correlação entre estes, o que demonstra que o modelo simula corretamente o histórico de temperatura máxima obtida durante o processo. Além disso, a temperatura em cada zona é corroborada por estudos anteriores.

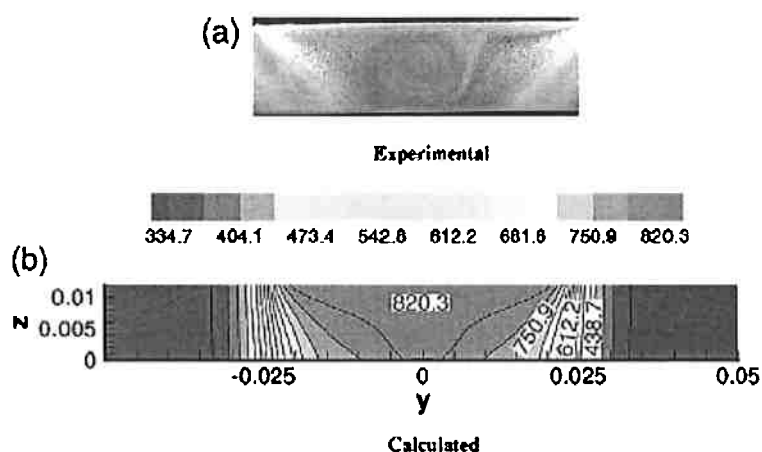


Figura 24. Comparação entre isothermas calculadas (b) e microestrutura da solda (a)<sup>[9]</sup>

Os pesquisadores estudaram também o efeito do pré-aquecimento da ferramenta, observando que este procedimento facilita a soldagem, tornando o material mais susceptível á deformação e prevenindo desgaste da ferramenta.

## 4 Comentários finais

Foram analisados modelos do processo de FSW que permitam, através de análise por elementos finitos, avaliação matemática ou extrapolação, obter informações sobre o fluxo do material durante o processo e a distribuição de temperaturas dentro do mesmo.

A necessidade de se desenvolver tais modelos provêm das particularidades deste tipo de processo de soldagem, que envolve características microestruturais específicas e desejáveis, como o tamanho de grão refinado na zona "nugget" e fenômenos associados a esta, como a superplasticidade.

Controlar e predizer o comportamento destes fenômenos é essencial para que o processo FSW seja mais largamente utilizado pela indústria. Para tanto, há um esforço de pesquisa neste sentido, para que se possa inclusive determinar parâmetros de processo ótimos de acordo com a necessidade de cada solda.

Quanto ao fluxo de material durante o processo, a literatura propõe graus variados de complexidade para o modelo. Autores como Colegrove não incluem em sua postulação o efeito do ombro da ferramenta, considerado responsável pelo comportamento do material na camada superior, em contato com o mesmo.

O modelo de extrusão e forjamento é utilizado como base por muitos autores, porém há evidência experimental de que este não é o caso, como foi visto. Esta discrepância pode ser explicada pela ação do ombro da ferramenta, que age sobre a peça misturando a camada superior. Outra hipótese é de que a microestrutura pós solda não seja exatamente semelhante após um processo de extrusão a quente e forjamento devido ao efeito de vórtice gerado na zona "nugget", como foi proposto por Heurtier.

A distribuição de temperatura durante o processo possui postulações das mais diversas. Em geral, aparecem na literatura três fontes de calor no processo. A deformação plástica intensa ao qual o material é submetido, o atrito do ombro com o material e o atrito do pino com o material.



Alguns modelos ignoram o efeito de uma ou mais destas fontes. O modelo iSTIR® de Vilaça concentra todos estes (e outros) fenômenos geradores de calor do processo em um único ponto móvel no centro da zona "nugget", obtendo um perfil térmico igual ao experimental, através de processo iterativo.

Outros pesquisadores, como Heurtier et al e Song e Kovacevic, utilizam modelos matemáticos para calcular a temperatura durante o processo. Ambos consideram o efeito do atrito, mas apenas Heurtier et al considera o efeito da deformação plástica. Ambos pesquisadores comparam seus resultados com observações experimentais. No entanto, Song e Kovacevic o fazem não contra dados de temperatura e sim contra a microestrutura da solda. Pode-se dizer que apesar de as isothermas de fato correlacionarem-se com as zonas da região da solda, que o processo de Heurtier et al, cuja temperatura calculada foi bastante próxima da temperatura experimental de uma solda feitas nas mesmas condições modeladas, é mais confiável.

Há ainda espaço para novas pesquisas. Tanto no que diz respeito ao efeito real da deformação plástica e da elevação da temperatura, já que estas competem com o calor gerado pelo atrito da ferramenta, como no estudo do fluxo do material, já que não há modelo unificado que seja condizente com todas as observações experimentais.

## 5 Bibliografia

- [1] **LASLEY**, Mark Jason. A Finite Element Simulation of Temperature and Material Flow in Friction Stir Welding, Brigham Young University, 2005
- [2] **HEURTIER**, P et al. Mechanical and thermal modeling of Friction Stir Welding, Journal of Materials Processing Technology 171, (2006) 348-357
- [3] **VILAÇA**, Pedro et al. iSTIR – Analytical thermal model for friction stir welding, Journal of Materials Processing Technology 169, (2005) 452-465
- [4] **COLEGROVE**, P.A e **SHERCLIFF**, H. R. 3-D Dimensional CFD modelling of flow round a threaded friction stir welding profile, Journal of Materials Processing Technology 169, (2005) 320-327
- [5] **SONG**, M. e **KOVACEVIC**, R. Thermal modelling of friction stir welding in a moving coordinate system and its validation. Journal of Materials Processing Technology 43, (2003) 605-615
- [6] **ARBERGAST**, W.J. et al., Hot Deformation of Aluminum Alloys III, TMS, Warrendale, PA, USA, 2003, 313
- [7] **REYNOLDS** A. P., Visualization of the Material Flow in AA2195 Friction-Stir Welds using a Marker Insert Technique, Sci. Technol. Weld. Joining 5, (2000) 120-124
- [8] **GUERRA** M., et al., Friction Stir Welding and Processing, TMS, Warrendale, PA, USA, 2001, p.25
- [9] **MISHRA**, R.S. e **MA**, Z.Y Friction stir welding and processing. Mat. Science and Eng. R 50 (2005) 1-78
- [10] **COLLIGAN**, K.J.; Fisher, J.J.; Gover, J.E.; Pickens, J.R. – “Friction Stir Welding in the AA6V” Advanced. Materials. Processing, (2005) 39-41
- [11] **ULYSSE**, P. Three-Dimensional modeling of the friction stir welding process, Journal of Materials Processing Technology 42, (2002) 1549-1557
- [12] **CHEN**, C. M. e **KOVACEVIC**, R. Finite element modeling of Friction Stir Welding – Thermal and Thermomechanical analysis, International Journal of Machine Tools and Manufacture Design, Research and Application 43, (2003) 1319-1326
- [13] **TWI - The Welding Institute** [www.twi.co.uk](http://www.twi.co.uk) (ultimo acesso em 12.12.2006)
- [14] **OUYANG**, J.H. e **KOVACEVIC**, “Material flow and microstructure in the friction stir welding” R. J. Material Eng. Perform. 11 (2005) 51 - 63

## ANEXOS

### 5.1 Anexo I – Dedução dos campos de velocidade descritos por Heurtier et al

Nesta seção os símbolos utilizados que não são explicados já foram referenciados anteriormente no texto.

Os três movimentos que compõe o fluxo do material na solda por FSW, segundo Heurtier et al (ilustrado na Figura 12), representado em um sistema de coordenadas dado é demonstrado pela figura abaixo

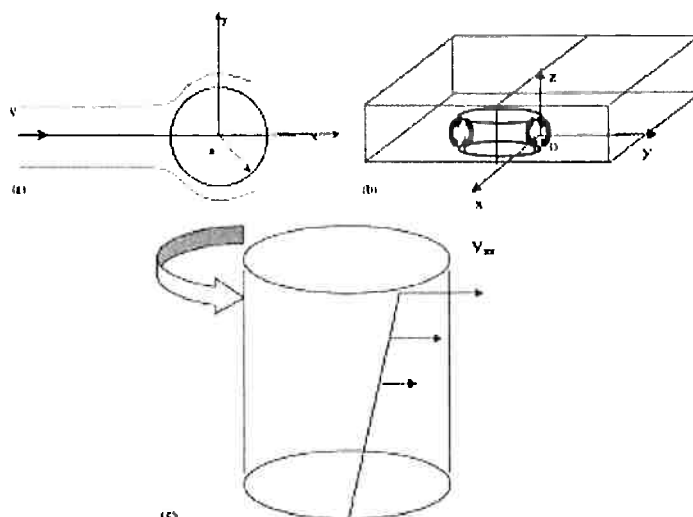


Figura 25. Esquema dos fluxos (a) e translação, (b) de vórtice e (c) de torção

O potencial de velocidades associado ao movimento de translação do material pelo pino é dado por.

$$\varphi = V \left( x + \frac{a^2 x}{x^2 + y^2} \right)$$

Equação 7

O campo de velocidades resultante é, portanto:

$$\begin{aligned}u &= \frac{\partial \varphi}{\partial x} = V \left[ 1 - a^2 \frac{x^2 - y^2}{(x^2 + y^2)^2} \right] \\v &= \frac{\partial \varphi}{\partial y} = V \left[ -\frac{2xya^2}{(x^2 + y^2)^2} \right] \\w &= 0\end{aligned}$$

**Equação 8**

Em duas dimensões (considerando-se o plano yz), o campo de velocidades toma a forma:

$$\begin{aligned}u &= -\frac{kz}{y^2 + z^2} \\v &= \frac{ky}{y^2 + z^2} \\w &= 0\end{aligned}$$

**Equação 9**

No entanto, o campo descrito é simétrico, o que não ocorre em termos práticos. Este campo bidimensional precisa portanto ser transformado para tornar-se um campo em forma de toro em torno do pino. Essa mudança nos dá:

$$\begin{aligned}u &= \frac{-kz}{T^2 + z^2} \cos \Phi \frac{1}{\sqrt{x^2 + y^2}} \\v &= \frac{-kz}{T^2 + z^2} \sin \Phi \frac{1}{\sqrt{x^2 + y^2}} \\w &= \frac{kT}{T^2 + z^2} \frac{1}{\sqrt{x^2 + y^2}}\end{aligned}$$

**Equação 10**

Onde  $T = \sqrt{x^2 + y^2 - R_v^2}$ , Lembrando que  $R_v$  é a posição do centro do vórtice.

Para o campo de torção (ilustrado na Figura 25 c), Heurtier et al utilizam a descrição clássica dada por:

$$\begin{aligned}v &= x V_{\text{tor}} \frac{z}{L} \\u &= -y V_{\text{tor}} \frac{z}{L}\end{aligned}$$

**Equação 11**

A soma destes campos de velocidade resulta na Equação 1 e na Equação 2 descritos na seção 3.2 do texto.