

área de contato cavaco-ferramenta foi derivada do estudo desta interface após o corte ter sido interrompido.

Neste trabalho, a metodologia aplicada também se baseia na análise da área de contato após o corte interrompido e consiste em medir a área em três arestas distintas da ferramenta para cada condição de usinagem, obtendo-se assim um valor médio. No processo de medição usou-se um sistema de tratamento de imagens assim como apresentado no Capítulo 7, Fig. (7.3), no qual, a partir do corte interrompido, visualiza-se a área de contato por meio de uma câmera de vídeo de alta resolução e na seqüência trata-se a imagem a partir do software GLOBAL LAB Image.

Entretanto, mesmo com três áreas de contato similares obtidas para uma mesma condição de corte, ampliadas a partir do software de análise, a identificação da área de contato não é uma tarefa fácil e exige experiência e conhecimento do pesquisador. Normalmente, o que se obtém são áreas aproximadas, porque mesmo com as várias teorias existentes é difícil ou até mesmo impossível dizer qual a real área de contato cavaco-ferramenta.

CAPITULO X

CONCLUSÃO

Este trabalho apresentou uma nova metodologia para a determinação da temperatura na interface cavaco-ferramenta durante o processo de torneamento. Na solução do problema térmico de usinagem, desenvolveu-se, a partir do software Inv3D 1.0, um modelo térmico de condução de calor que leva em consideração a geometria tridimensional do conjunto ferramenta, calço e porta-ferramenta. O problema direto, por sua vez, foi resolvido numericamente por meio do método das diferenças finitas implícito, devido ao fato desta técnica não apresentar limitações quanto à escolha do tempo de medição e do intervalo de aquisição (Δt) da temperatura experimental, além de reduzir o custo computacional da solução do problema térmico. Para a solução do sistema de equações algébricas lineares, usou-se o S.O.R (Successive Over Relaxation). A taxa de transferência de calor na interface de corte foi estimada a partir da técnica de otimização Seção Áurea com aproximação polinomial cúbica. Esta metodologia mostrou-se adequada, apesar do modelo térmico não considerar a resistência térmica de contato real entre o conjunto ferramenta de corte, calço e porta-ferramenta e, além disso, não considerar o efeito da variação das propriedades térmicas com a temperatura. Observa-se que os valores encontrados para os campos térmicos no modelo proposto considerando o conjunto ferramenta, calço e porta-ferramenta se encontram na faixa esperada, obtendo uma melhora considerável quando comparado ao trabalho apresentado por Carvalho et al. (2003), que considerava somente a ferramenta no modelo térmico.

Como exemplo da generalidade do Inv3D, apresentou-se no Anexo 1 uma aplicação deste software na solução do problema térmico de soldagem. A metodologia proposta possibilitou a determinação da taxa de transferência de calor fornecida à chapa de alumínio a partir da observação dos campos térmicos desenvolvidos após o desligamento da tocha de soldagem. Esta técnica inovadora fez com que a temperatura experimental, usada na solução inversa, pudesse ser adquirida após o desligamento do arco voltaico, o que eliminou um dos

grandes empecilhos à aquisição experimental da temperatura durante a soldagem de chapas de alumínio: os ruídos elétricos advindos da soldagem em corrente alternada. Além disso, proporcionou o cálculo da largura e penetração da solda, e a avaliação do rendimento e das altas temperaturas desenvolvidas durante o processo de soldagem. A similaridade entre os parâmetros experimentais e calculados, validou e comprovou a eficiência deste software quando aplicado à solução de problemas térmicos de soldagem.

Como contribuição deste trabalho, destaca-se o software Inv3D que se apresenta como uma ferramenta que possibilita a análise e simulação de diversos problemas de transferência de calor, mesmo em condições adversas, como: presença de geometrias complexas, sensores experimentais de temperatura em posições aleatórias, entre outras.

No processo de torneamento, o Inv3D proporcionou uma análise tridimensional dos altos gradientes térmicos desenvolvidos nos planos de trabalho da ferramenta e correlação de seus efeitos com o desgaste e vida útil da ferramenta de corte. Além disso, mostrou que o porta-ferramenta favorece consideravelmente a dissipação da taxa de transferência de calor na interface de corte.

A aplicação do software ao processo de soldagem, por sua vez, contribuiu para que novas ferramentas fossem agregadas ao Inv3D e, além disso, comprovou a eficiência deste na solução de problemas térmicos de fabricação.

Propostas para trabalhos futuros

Para o problema térmico de usinagem:

- Identificar a resistência térmica de contato entre os elementos do conjunto ferramenta, calço e porta-ferramenta;

- Determinar as propriedades térmicas da ferramenta, calço e porta-ferramenta e comparar os valores obtidos com os valores fornecidos pelo fabricante;

- Investigar os campos térmicos em ferramentas com revestimento e quebra-cavacos, uma vez que estas são as principais ferramentas usadas na indústria metal-mecânica;

- Analisar a influência do porta-ferramenta na vida útil da ferramenta de corte. O objetivo é confeccionar porta-ferramentas a partir de materiais de maior condutividade e difusividade

térmica, como: latão, cobre e alumínio - e verificar se estes contribuem para o aumento da dissipação da taxa de transferência de calor na interface de corte.

Para o problema térmico de soldagem:

- . - Determinar a relação entre o rendimento térmico, calculado pelo Inv3D, e o tempo de permanência do eletrodo na polaridade positiva (t+) ajustado experimentalmente.
- Inserir no modelo numérico a mudança de fase e a radiação térmica e analisar a influência destes parâmetros na solução do problema térmico de soldagem.

Referências Bibliográficas

Al-Khalidy, Nehad, Application of Optimization Methods for Solving Inverse Phase-Change Problems, Numerical Heat, part B, 1997, p. 477-497.

aluSelect: Physical and Elastic Properties

<http://aluminium.matter.org.uk/aluselect/03_physical_browse.asp> Acesso em: 01 maio 2005.

ARNDT, G. & BROWN, R. H., On the temperature distribution in orthogonal machining, International Journal Mach, Tool Des., Vol. 7, 1996, p. 39-53.

Bass, B. R. Application of the Finite Element Method to the Nonlinear Inverse Heat Conduction Problem Using Beck's Second Method, Journal of Engineering for Industry, Vol. 102, May 1980, p. 168-176.

Beck, J.V.; Blackwell, B.; ST. Clair, C. Inverse Heat Conduction: Ill-posed Problems. New York: Wiley-Interscience Publication, 1985. 308p.

Berliner, E. M. & Krainov, V. P. Analytic Calculations of the Temperature Field and Heat Flows on the Tool Surface in Metal Cutting Due to Sliding Friction, Wear, Vol. 143, 1991, p. 379-395.

Blanc, G., Beck, J. V. & Raynaud, M. Solution of The Inverse Heat Conduction Problem with a Time-Variable Number of Future Temperatures, Numerical Heat Transfer, Part B, Vol. 32, 1997, p. 437-451.

Blanc, G., Raynaud, M., & Chau, T. H. A Guide for the Use of the Function Specification Method for 2D Inverse Heat Conduction Problems", Rev. Gén. Therm., Vol. 37, 1998, p. 17-30.

Blum, J. & Marquardt, W. An Optimal Solution to Inverse Heat Conduction Problems Based on Frequency-Domain Interpretation and Observers, Numerical Heat Transfer, Parte B, Vol. 32, 1997a, p. 453-478.

Blum, J. & Marquardt, W. Robust and Efficient Solution of the Inverse Heat Conduction Using and Observers, Eurotherm Seminar N. 53 – Advanced Concepts and Techniques in Thermal Modeling, 1997b, Belgium.

Bonifaz, E. A., Finite Element Analysis of heat Flow in Single-Pass Arc Welds, Welding Research Supplement, May, 2000, p. 121s – 125s

Boo, K. S. e Cho, H. S. Transient Temperature Distribution in Arc Welding of Finite Thickness Plates, Proc. Institute of Mechanical Eng., Vol. 204, 1990, p. 175 – 183.

Borelli, J. E.; França, C. A.; Medeiros, C. F.; Gonzaga, A. Análise da temperatura na região de contato entre a peça e a ferramenta. Revista Máquinas e Metais, Abril, 2001, p.114-125.

Busby, H. R. & Trujillo D. M. Numerical Solution to a Two-Dimensional Inverse Heat Conduction Problem, International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 21, 1985, p. 349-359.

Carvalho, S. R.; Lima e Silva, S. M. M.; Pinho, F. A. A.; Machado, A. R.; Guimarães, G. Determinação da temperatura na interface cavaco-peça-ferramenta durante o processo de torneamento usando a técnica do simulated annealing. 2º COBEF – Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, Uberlândia, MG, 2003, Brasil.

Chan, C. L. & Chandra A. A Boundary Element Method Analysis of the Thermal Aspects of Metal Cutting Processes, Journal of Engineering for Industry, Vol. 113, August 1991, p. 311-319.

Chen, H.-T & Lin, J-Y Numerical Solution of Two-Dimensional Nonlinear Hyperbolic Heat Conduction Problems, Numerical Heat Transfer, Parte B, Vol. 25, 1994, p. 287-307.

Chen, X., Becker, M. e Meekisho, L. Welding Analysis in Moving Coordinates, Mathematical Modeling of Weld Phenomena 4, Edited by H. Cerjak, IOM Communications, 1998, p. 396 – 410.

Chen, W. C.; Tsao, C.C.; Liang, P.W. Determination of temperature distributions on the rake face of cutting tools using a remote method. *Int. Comm. Heat Mass Transfer*, v.24, n.2, 1997, p.161-170.

Chow, J. G. & Wright, P. K. On-Line Estimation of Tool/Chip Interface Temperatures for a Turning Operation, *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 110, November, 1988, p. 56-64.

Christensen, N., Davies, V. de L., and Gjermundsen, Distribution of temperatures in Arc Welding, *British Welding Journal*, Vol. 12, 1965, p. 54 – 75.

Eager, T. W., and Tsai, N. S., Temperature fields produced by traveling distributed heat sources, *Welding Journal* 62 (12), 1983, p. 346-s – 355-s.

EU-GENE, N. G. Measurement of tool/workpiece interface temperature when turning hardened tool steel with PCBN, *Journal of heat transfer*, Vol. 121, May 1995, p. 300-306.

Fernandes, J. R. S., Projeto e Fabricação de um Dispositivo para Medir Temperatura de Corte no Processo de Torneamento, Relatório TEC PIBIC – DIRPE Nº 40 – 91, DEEME – UFU, 1992, 45 pgs.

FERRARESI, D. Fundamentos da usinagem dos metais, Editora Edgard Blucher, 1977, vol1.

Goldak, J., Bibby, M., Moore, J. e Patel, B. Computer Modeling of Heat Flow in Welds, *Metallurgical Transactions B*, Vol. 17B, 1986, p. 587 – 600.

Groover, M. P. & Kane, G. E. A Continuing Study in the Determination of Temperatures in Metal Cutting Using Remote Thermocouples, *Journal of Engineering for Industry*, May 1971, pp. 603-608.

Guerrier B., & Benard, C. Two-Dimensional Linear Transient Inverse Heat Conduction Problem: Boundary Condition Identification, *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*, Vol. 7, N. 3, 1993, p. 472-478.

Guimarães, G. Investigação de Problemas Inversos em Condução de Calor Usando o Método Seqüencial, *Anais do IV Congresso de Engenharia Mecânica Norte/Nordeste*, Recife, PE, Brasil, 1995, p. 1111-1116.

Haji-Sheikh, A. & Buckingham, F. P. Multidimensional Inverse Heat Conduction Using the Monte Carlo Method, Journal of Heat Transfer, Vol. 115, 1993, p. 26-33.

Hsu, T. R., Sun, N. S., Chen, G. G. & Gong, Z. L. Finite Element Formulation for Two-Dimensional Inverse Heat Conduction Analysis, Journal of Heat Transfer, Vol. 114, 1992, pp. 553-557.

Hsu, Y. e Rubinsky, B. Two Dimensional Heat Transfer Study on the Keyhole Plasma Arc Welding Process, Int. Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 31, No. 7, 1988, p. 1409-1421.

Imber, M. Temperature Extrapolation Mechanism for Two-Dimensional Heat Flow, AIAA Journal, Vol. 12, 1974, No. 8.

Incropera, F. P., and DeWitt, D. P., Fundamentos de Transferência de Calor e de Massa, John Wiley & Sons Inc., 4ª Ed., 1998, Brasil.

IoPe - Instrumentos de Medição

<http://www.iope.com.br/p_temp_termop_b.htm> Acesso em: 12 jan. 2005.

Jen, T. C.; Gutierrez, G. Numerical heat transfer analysis in transient cutting tool temperatures, In: National Heat Transfer Conference, 34., Pittsburgh. Proceedings of the 34th National Heat Transfer Conference, 2000, Pennsylvania.

Júnior, A. B. V., Scotti, A. Influência das condições superficiais na estabilidade do arco em soldagem TIG de alumínio, XXV Encontro Nacional de Tecnologia da Soldagem, 1999, Belo Horizonte - MG, Brasil.

Katz, M. e Rubinsky, B., An Inverse Finite – Element Technique to Determine the Change of Phase Interface Location in One – Dimensional Melting Problems, Numerical Heat Transfer, Vol.7, 1984, p. 269 – 283.

Kurpisz, K. & Nowak, A. J. Applying BEM and the Sensitivity Coefficient Concept to Inverse Heat Conduction Problems, Advanced Computational Methods in Heat Transfer – Proceedings of the First International Conference, Vol. 1, 1990, p.17-20, U.K.

Kwon, P., Schiemann, T., Kountanya, R., An inverse estimation scheme to measure steady-state tool-chip interface temperatures using an infrared camera, *Journal of Machine Tools & Manufacture* 41, 2000, p. 1015 – 1030.

Lazoglu, I.; Altintas, Y. Prediction of tool chip temperature in continuous and interrupted machining, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v.42, 2002, p. 1011-1022.

LESHOCK, C. E. & SHIN, Y. C. Investigation on cutting temperature in turning by a tool-work thermocouple technique, *Journal of manufacturing science and engineering*, Vol. 119, November 1997, p. 502-508.

Lima, F. R. S. Estudo de Técnicas de Problemas Inversos Bidimensionais: Aplicação em Problemas de Usinagem, *Dissertação de Mestrado*, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG, 1996.

Lima, F. R. S., Modelagem tridimensional de problemas inversos em condução de calor: aplicação em problemas de usinagem. 172f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2001.

Lin, J. Inverse Estimation of the Tool-Work Interface Temperature in End Milling, *International Journal of Mach. Tools Manufact.*, Vol. 35, Nº 5, 1995, p. 751-760.

Lin, J., Lee, S. -L. & Weng, C.-I, Estimation of Cutting Temperature in High Speed Machining, *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 114, 1992, p. 289-296.

Liu, J. A Stability Analysis on Beck's Procedure for Inverse Heat Conduction Problems, *Journal of Computational Physics*, Vol. 123, 1996, p. 65-73.

Machado, A. R., Silva, M.B. *Usinagem dos Metais*. 8ª Ed., Brasil, 2004.

Melo, A. C. A. Estimaco da Temperatura de Corte Utilizando Problemas Inversos em Condução de Calor, *Dissertação de Mestrado*, Universidade Federal de Uberlândia, 1998, Uberlândia, MG.

Murio, D. A. The Mollification Method and the Numerical Solution of the Inverse Heat Conduction Problem by Finite Differences, *Computers Math. Applic.*, Vol. 17, No.10, 1989, p.1385-1396.

Nortershauser & Millan, P. Resolution of a Three-Dimensional Unsteady Inverse Problem by Sequential Method Using Parameter Reduction and Infrared Thermography Measurements, 3rd International Conference on Inverse Problems in Engineering: Theory and Practice, Port Ludlow, Washington, 1999, EUA.

Osman, A. M., Dowding, K. J. & Beck, J. V. Numerical Solution of the General Two-Dimensional Inverse Conduction Problem (IHCP), *Journal of Heat Transfer*, Vol. 119, 1997, p. 38-45.

Prasad, N. S., e Narayanan, T. K. S., Finite Element Analysis of Temperature Distribution during Arc Welding Using Adaptative Grid Technique, *Welding Research Supplement*, april 1996, p. 123s – 128s.

QURESHI, A. J., KOENIGSBERGER, F. An investigation into the problem of measuring the temperature distribution on the rake face of a cutting tool, *Annals of the CIRP*, vol. XIV, 1966, p. 189-199.

Radulescu, R.; Kapoor, S.G. An analytical model for prediction of tool temperature-fields during continuos and interrupted cutting. *Journal of Engineering for Industry*, v.116, 1994, p. 135-143.

Raudensky, M., Woodbury, K. A., Kral, J. & Brezina, T. Genetic Algorithm in Solution of Inverse Heat Conduction Problems”, *Numerical Heat Transfer, Part B*, Vol. 28, 1995, p. 293-306.

Ren, X.J., Yang, Q.X., James, R.D., Wang., L. Cutting temperatures in hard turning chromium hardfacings with PCBN tooling, *Journal of Materials Processing Technology*, 147, 2004, p. 38-44.

Rosenthal, D., Mathematical theory of heat distribution during welding and cutting, *Welding Journal*, Vol. 20, No.5, 1941, p. 220s –234s.

Ruggiero, M. A. G.; Lopes, V. R. Cálculo Numérico: Aspectos teóricos e computacionais. São Paulo: Makron Books, 1996.

Sassi, M. & Raynaud, M. Étude de Faisabilité de la Détermination des Températures et Flux Surfaiques Transitoires d'une Enveloppe Sphérique a Partir de Mesures de Températures Internes, Rapport Final, Institut National des Sciences Appliquees de Lyon, 1994, France.

Scott, E. P. & Beck, J. V. Analysis of Order of the Sequential Regularization Solutions of Inverse Heat Conduction Problems, Journal of Heat Transfer, Vol. 111, May 1989, p. 218-224.

Shet, C.; Deng, X. Finite element analysis of the orthogonal metal cutting process. Journal of Materials Processing Technology, v.105, 2000, p.95-109.

STEPHENSON, D. A. An inverse method for investigation deformation zone temperatures in metal cutting, Journal of Engineering for Industry, Vol. 133, 1991, p. 129-136.

Stephenson, D.A.; Ali, A., Tool Temperatures in Interrupted Metal Cutting, Journal of Engineering for Industry, Vol.114, 1992, p.127-133.

Stephenson, D.A.; Jen, T.C.; Lavine, A.S. Cutting tool temperatures in contour turning: transient analysis and experimental verification. Journal of Manufacturing Science and Engineering, v.119, 1997, p.494-501.

Stolz, G., Numerical Solutions to an Inverse Problem of Heat Conduction for Simple for Simple Shapes, Journal of Heat Transfer, Vol. 82, 1960, p. 20-26.

Strenkouski, J. S. & Monn, K. J. Finite Element Prediction of Chip Geometry and Tool/Workpiece Temperature Distributions in Orthogonal Metal Cutting, Journal Engineering for Industry, Vol. 112, November, 1990, p. 313-319.

Tay, A. A.O. A review of methods of calculating machining temperature. Journal of Material Processing Technology, v.36, 1993, p. 225-257.

Tay, A. A. O. The Importance of Allowing for the Variation of Thermal Properties in Numerical Computation of Temperature Distribution in Machining, Journal of Materials Processing Technology, No. 28, 1991, p. 49-58.

TAYLOR, G. I. & QUINEY, H. Proc. R. Soc. 1934, A143, 307.

TAYLOR, G. I. & QUINEY, H. Proc. R. Soc. 1937, A163, 157.

TRENT, E. M. Metal cutting, 2º Ed, Butterworths. London, 1984.

Trent, E.M.; Wright, P. K. Metal Cutting. 4. Ed. Boston, USA, Butterworth-Heinemann, 2000, 446p.

Tsai, C. L., e Hou, C. A., Theoretical Analysis of Weld Pool Behavior in the Pulsed Current GTAW Process, Journal of Heat Transfer, Vol. 110, 1988, p. 160 – 165.

Tseng, A. A. & Zhao, F. Z. Multidimensional Inverse Transient Heat Conduction Problems by Direct Sensitivity Coefficient Method Using a Finite-Element Scheme, Numerical Heat Transfer, Part B, Vol. 29, 1996, p. 365-380.

Tseng, A. A., Chen, T. C. & Zhao, F. Z. Direct Sensitivity Coefficient Method for Solving Two-Dimensional Inverse Heat Conduction Problems by Finite- Element Scheme, Numerical Heat Transfer, Part B, Vol.27, 1995, p. 291-307.

Tuan, P. -C, Ji, C.-C, Fong, L.-W & Huang W.-T. An Input Estimation Approach to On-line Two-Dimensional Inverse Heat Conduction Problems, Numerical Heat Transfer, Part B, Vol. 29, 1996, p. 345-363.

Universidade Federal de Santa Catarina - Resistência térmica de contato

<http://www.labspot.ufsc.br/~jackie/cap3_new.pdf> Acesso em: 12 jan. 2005.

Vanderplaats, G.N. Numerical optimization techniques for engineering design. New York: Mc Graw-Hill College, 1984, USA.

Yang, C. & Chen C. K. Inverse Estimation of the Boundary Condition in Three-dimensional Heat Conduction, Journal Phys. D: Appl. Phys., Vol. 30, 1997, p. 2209-2216.

Young, H. T. & Chou, T. L. Modeling of Tool/Chip Interface Temperature Distribution in Metal Cutting, International Journal Mech. Sci., Vol. 36, No. 10, 1994, p. 931-943.

ANEXO I

APLICAÇÃO DO SOFTWARE INV3D EM PROBLEMAS TÉRMICOS DE SOLDAGEM

A1.1 – Introdução

Para a solução de problemas térmicos, devem-se entender os mecanismos físicos presentes nos diferentes modos da transferência de calor e, de acordo com a complexidade do problema, desenvolver ou adquirir ferramentas para a solução das equações de transferência de calor. Com base nesta afirmação, desenvolveu-se o Inv3D, um software capaz de simular diversos problemas térmicos que envolvam geometrias uni, bi e tridimensionais - com fonte móvel ou estática - e diferentes condições de contorno. O código computacional possui ainda técnicas de otimização que podem ser aplicadas na solução inversa de problemas térmicos. A partir da união destas ferramentas em um único software, torna-se possível estudar e analisar vários tipos de problemas, tais como as altas temperaturas desenvolvidas em processos de fabricação como a soldagem, furação, fresamento e o torneamento dos metais. Neste trabalho, a partir do Inv3D, apresentou-se a modelagem e solução inversa do problema térmico de torneamento e devido aos bons resultados obtidos neste processo de fabricação, como exemplo da generalidade deste código computacional, apresenta-se neste capítulo uma aplicação do Inv3D ao processo de soldagem.

A1.2 – Revisão bibliográfica – problema térmico de soldagem

A soldagem de chapas metálicas ocupa um papel estratégico no setor industrial, pois permite a união de metais com ótima eficiência. O processo de soldagem dos metais apresentou um grande desenvolvimento durante o século XIX. Em 1809, Sir Humphrey Davy prometia transformar o dia em noite com a "magia" de seu arco elétrico. Talvez nem

imaginasse que estivesse lançando a base para um dos processos de produção que viria a alterar radicalmente os conceitos de união de materiais e construção de grandes conjuntos mecânicos. Entretanto, a arqueologia também tem nos mostrado achados de soldagens que nos deixam até hoje imaginando como foram feitos. O exemplo mais claro disto são os pilares de ferro da cidade de Delhi, cujas estruturas sólidas, com aproximadamente 400 mm de diâmetro e 20 metros de comprimento, foram soldadas por forjamento há aproximadamente 2000 anos (infosolda, 2004). Dentre as várias razões para explicar o sucesso da soldagem, citam-se duas: ao contrário de processos como rebiteagem e aparafusamento, a soldagem adiciona material e é um processo que permite que grandes construções sejam montadas a partir de partes menores. Este último aspecto é indispensável, por exemplo, na construção de refinarias ou plataformas de petróleo.

Dentre as várias técnicas de soldagem disponíveis, a TIG (Tungsten Inert Gas) se destaca por ser um processo de altíssima qualidade e segurança. Este processo teve grande desenvolvimento após 1940 onde se usava inicialmente apenas hélio como gás de proteção. Atualmente, usa-se um eletrodo de tungstênio protegido por um fluxo de gás inerte que pode ser argônio, hélio ou mistura destes dois. Neste processo, a energia é fornecida a partir do arco voltaico que se apresenta como uma fonte de calor móvel/não uniforme, que possui um alto gradiente térmico cujas propriedades são altamente dependentes de quaisquer variações nas condições de soldagem. No entanto, somente parte dessa energia chega diretamente à chapa metálica, uma vez que há perdas no arco por convecção e radiação para o meio ambiente, e o conhecimento de sua grandeza é o que permite a determinação do rendimento térmico do processo e o cálculo das altas temperaturas, que são as principais responsáveis pelos defeitos micro e/ou macro-estruturais na chapa soldada. Entretanto, a medição direta do fluxo térmico fornecido à chapa metálica é uma tarefa praticamente impossível, principalmente devido às altas temperaturas envolvidas.

Nesse sentido, vários trabalhos científicos têm sido propostos. Alguns apresentam uma solução analítica para o problema do térmico de soldagem a partir do conhecimento prévio do fluxo térmico fornecido à chapa, dentre estes, um dos modelos mais usados para análises térmicas quantitativas é o modelo simplificado de Rosenthal (1941). Em seu trabalho, Rosenthal propõem soluções analíticas bidimensionais e tridimensionais e considera para isso um corpo semi-infinito sujeito a uma fonte de calor pontual, linear ou superficial. As propriedades térmicas e condições de contorno são consideradas constantes e as trocas térmicas como convecção e radiação são desprezadas. Devido a grande quantidade de simplificações, os resultados normalmente não são muito precisos. No entanto, trabalhos como o de Christensen et al., (1965) e Eagar & Tsai (1983), apresentam modificações, ou mesmo inovações, para o modelo apresentado por Rosenthal, nos quais a fonte de calor é considerada

móvel e apresenta uma distribuição gaussiana sobre a superfície do corpo semi-infinito. Como soluções estes trabalhos apresentam estimativas da largura e profundidade da zona termicamente afetada (ZTA) além de predições das temperaturas nas regiões próximas à fonte de calor. Tsai e Hou (1988), a partir das funções de Green, propõem uma análise teórica do comportamento da poça de soldagem em processos TIG com corrente pulsada, na qual é usado um fluxo térmico tridimensional. Entretanto, diversas simplificações são adotadas devido às dificuldades quanto à solução analítica. Boo & Cho (1990), apresentam por sua vez, um modelo de condução de calor tridimensional mais abrangente, no qual as condições de contorno foram: convecção forçada na superfície superior da placa, devido ao escoamento do gás de proteção; e convecção natural nas demais superfícies. Os resultados obtidos são comparados com os resultados experimentais a partir da soldagem TIG de aço carbono sob diversas condições de soldagem.

Encontram-se também na literatura trabalhos que propõem uma solução numérica para o problema térmico de soldagem. Prasad e Narayanan (1996) apresentam um modelo térmico em elementos finitos para a análise dos campos de temperatura durante o processo de soldagem usando uma técnica de malha adaptativa transiente. Para a solução numérica do problema, gera-se uma malha refinada nas regiões próximas ao arco voltaico, onde há maiores gradientes térmicos, e nas demais regiões adota-se uma malha grosseira. A técnica se mostra muito eficaz e apresenta ganhos tanto de precisão quanto de eficiência computacional. Chen et. al., (1998) propõem uma simulação numérica usando o pacote computacional/comercial de elementos finitos, ANSYS®. O modelo térmico é desenvolvido para um sistema de coordenadas fixas e móveis. Como conclusão, verifica-se que o sistema de coordenadas móveis tem maior precisão do que o de coordenadas fixas além de proporcionar um menor tempo computacional na solução do problema. Bonifaz (2000), por sua vez, apresenta um modelo não linear bidimensional usando a técnica de elementos finitos e as equações de Navier-Stokes desacopladas. Entretanto, para a simulação numérica do problema, deve-se conhecer a energia fornecida a chapa soldada. Os resultados obtidos a partir da técnica proposta, referentes à distribuição de temperatura, tamanho da zona de fusão e da zona termicamente afetada, são comparados com os resultados experimentais publicados anteriormente por Christensen et al., (1965) e Goldak et al. (1986).

Nota-se nos trabalhos apresentados anteriormente uma série de simplificações e que todos partem do princípio de que o fluxo térmico entregue a chapa e as demais condições de contorno são conhecidas. Esta técnica é definida como problema direto. Outra técnica que também pode ser aplicada ao processo de soldagem é denominada problema inverso. Esta é usada quando alguma condição de contorno ou variável de entrada para a solução do problema é desconhecida e precisa ser determinada. No processo de soldagem, por sua vez,

esta metodologia consiste em determinar o fluxo térmico fornecido à chapa metálica. Vários trabalhos apresentam uma solução inversa para o problema térmico de soldagem e envolvem até mesmo o problema da mudança de fase, ou seja, fusão do material soldado. A solução de tais problemas é naturalmente complexa, devido principalmente à presença da interface entre as fases sólida e líquida do metal. Como resultado, o que se obtém são soluções limitadas envolvendo regiões semi-infinitas. No trabalho de Katz & Rubinsky (1984), por exemplo, apresenta-se um modelo unidimensional de transferência de calor. O problema é resolvido numericamente pelo método dos elementos finitos e assume que a fonte de calor esteja localizada na origem de um eixo de coordenadas móvel e que a poça de solda seja assimétrica e possua uma forma hemisférica. Na solução inversa, o método usa dados de temperatura obtidos por dois termopares introduzidos na região sólida para diferentes distâncias da origem. Como resultados, obtêm-se a posição da interface sólido-líquido e a distribuição de temperatura na região sólida da peça durante a soldagem por um arco estacionário. No entanto, verifica-se que estes resultados são muito sensíveis às temperaturas medidas na região próxima a região de solda e insensíveis àquelas medidas em regiões mais distantes. Outro trabalho semelhante ao de Katz & Rubinsky (1984), porém realizado para processos de arco de soldagem bidimensional, é o de Hsu et al. (1986). Os autores também usam o método de elementos finitos e dados experimentais da temperatura para determinar a posição da interface sólido-líquido e a distribuição de temperatura na peça de trabalho. Na solução do problema aplica-se ainda o método de Newton – Raphson. No trabalho de Al-Khalidy (1997) o problema inverso de soldagem envolvendo a mudança de fase é estabelecido como um problema de otimização. Os campos de temperatura são identificados por meio da solução da equação de transferência de calor na região sólida. A região com mudança de fase é obtida a partir do método da predição e correção e sua forma é identificada a partir de uma função mínimos quadrados que relaciona os valores estimados e medidos para um número de sensores localizados na região sólida.

Verifica-se nestes trabalhos que para se modelar a mudança de fase, deve-se conhecer previamente uma série de variáveis como, por exemplo: a densidade, calor específico e o calor latente de fusão do material soldado. Além disso, envolve a solução de um problema térmico mais complexo na interface sólido – líquido. Devido às dificuldades inerentes à modelagem deste processo, optou-se neste trabalho por não modelar o problema térmico da mudança de fase. Outro fator importante que se verifica nos trabalhos apresentados anteriormente é que a técnica inversa se apresenta como uma ferramenta poderosa na identificação da fonte de calor no processo de soldagem. Baseando-se nesta técnica, este trabalho, a partir da cooperação entre os laboratórios LTCM (Laboratório de Transferência de Calor e Massa e Dinâmica dos fluidos) e LAPROSOLDA (Laboratório para o Desenvolvimento de Processos de Soldagem),

apresenta uma nova metodologia para determinar o fluxo térmico fornecido à chapa de alumínio durante o processo de soldagem TIG. A técnica proposta se baseia num modelo de condução de calor tridimensional transiente com fonte móvel, no qual os campos térmicos, em qualquer região da chapa, são determinados a partir da estimação da taxa de transferência de calor útil ao processo após o desligamento do arco voltaico. Do ponto de vista experimental, o processo consiste em posicionar os termopares em regiões distantes do cordão de solda de forma que enquanto o arco voltaico estiver ligado, estes não demonstrem gradiente térmico, mas assim que o arco for desligado, estes apresentem o aumento da temperatura na chapa devido à condução de calor. A partir desta metodologia, torna-se possível minimizar, ou mesmo evitar, uma das principais fontes de erro presentes na medição experimental da temperatura, ou seja, os ruídos elétricos advindos do arco voltaico obtido em corrente alternada. A geometria da chapa metálica, as coordenadas dos sensores de temperatura bem como a localização da fonte de calor durante a soldagem também são fornecidas ao software Inv3D e contribuem para o desenvolvimento da malha irregular tridimensional usada na solução numérica. O problema direto, assim como no processo de usinagem, é resolvido pelo método das diferenças finitas implícito, que, entre outros fatores, não apresenta limitações quanto à escolha do tempo de medição e do intervalo de aquisição (Δt) da temperatura experimental além de reduzir o custo computacional. O sistema de equações algébricas lineares, é resolvido pelo método S.O.R (Successive Over Relaxation). A solução inversa é obtida por meio da técnica de otimização da seção áurea (problema inverso).

A1.3 - Problema direto: obtenção do modelo térmico

O problema térmico que representa o processo de soldagem TIG de chapas metálicas (Fig. A1.1) pode ser descrito pela equação da difusão de calor, ou seja,

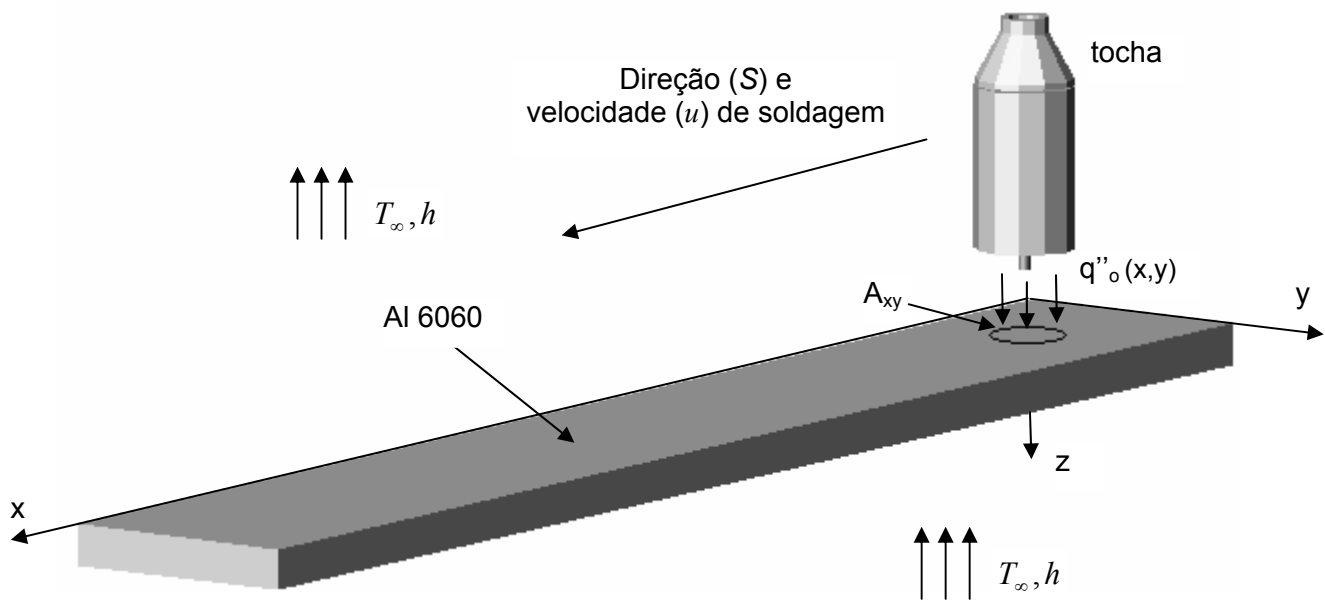


Figura A1.1 – Representação esquemática do processo de soldagem de TIG.

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (\text{A1.1})$$

cujas condições de contorno podem ser escritas por

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial \eta_i} = h(T - T_\infty)$$

nas regiões expostas ao meio convectivo e

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial z} = q''_o(x, y)$$

na área circular definida por A_{xy} . O índice i (1,2,4,5,6) representa a i -ésima superfície da chapa, η_i representa a normal à essa superfície, T a temperatura, T_∞ a temperatura ambiente, α a difusividade térmica, λ a condutividade térmica da chapa de Alumínio e h o coeficiente de transferência de calor por convecção. Como condição inicial adotou-se

$$T(x, y, z, 0) = T_o$$

onde T_o representa a temperatura inicial da chapa de alumínio.

Verifica-se na Fig. (A1.1) que $q_o''(x,y)$ representa uma fonte de calor constante, aplicada à uma área circular A_{xy} , que se move com uma velocidade (u) constante ao longo da direção (S) de soldagem. Entretanto, analisando-se a Fig. (A1.2), nota-se que, experimentalmente, a velocidade (u) é obtida monitorando-se o movimento da tocha de soldagem ao longo do eixo x' da mesa de coordenadas. No entanto, o modelo térmico se baseia na observação da velocidade da fonte de calor ao longo dos eixos x e y da chapa metálica. Neste caso, se os eixos da chapa não forem paralelos aos eixos da mesa de coordenadas, o que normalmente acontece experimentalmente, a velocidade (u) deve então ser decomposta ao longo dos eixos x e y (u_x, u_y) assim como apresentado na Fig. (A1.2).

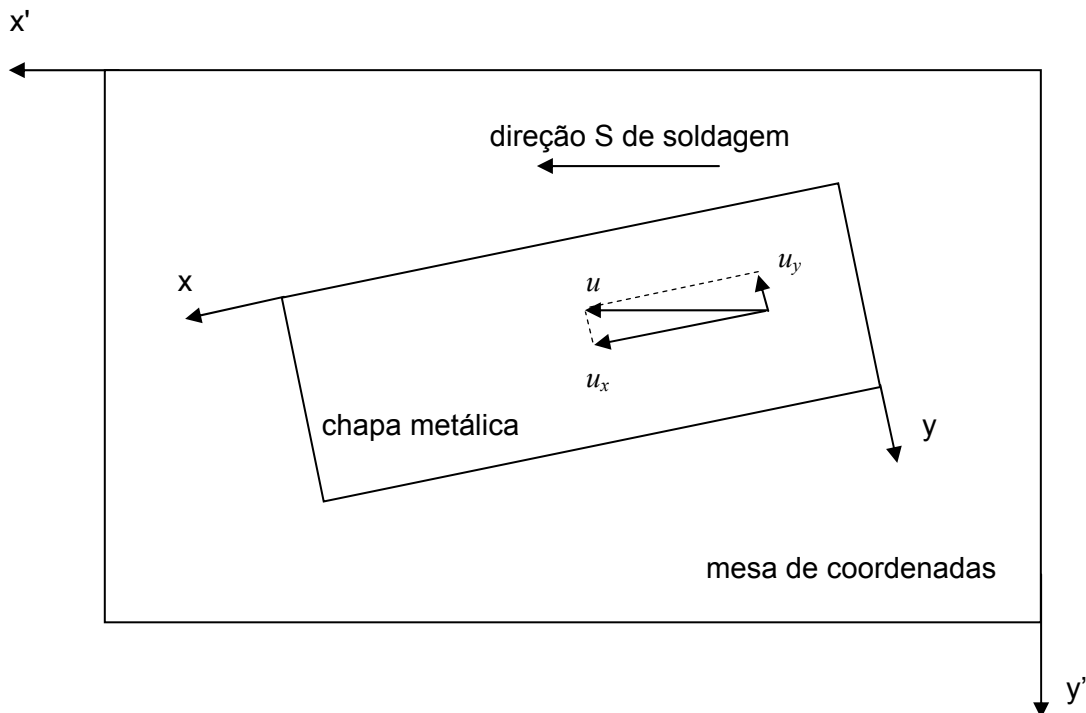


Figura A1.2 – Decomposição da velocidade de soldagem (u) ao longo das direções x e y da chapa metálica.

Neste caso, a fonte móvel de calor pode ser escrita por

$$q_o''(x,y) = q'' \times \delta(S - ut) \quad (\text{A1.2})$$

onde δ representa a função delta de Dirac, S a direção de soldagem, u a velocidade nessa direção e t o tempo de soldagem.

Analisando-se as condições de contorno da Eq. (3.1), apresentada no Capítulo 3, e da Eq. (A.1), verifica-se que ambas consideram a transferência de calor por convecção nas superfícies expostas ao meio ambiente. Entretanto, estas se diferem quanto à fonte de calor, que na Eq. (3.1) é avaliada como uma fonte estática, de grandeza variável ao longo do período de usinagem e na Eq. (A.1) é definida como uma fonte de calor móvel, de grandeza constante ao longo do comprimento de solda. Em ambas as equações, conhecendo-se o valor do fluxo térmico tem-se a solução do problema térmico. Este procedimento é denominado problema direto. Entretanto, a proposta deste trabalho é a solução do problema inverso de transferência de calor, ou seja, determinar o valor da fonte móvel de calor a partir do monitoramento experimental da temperatura da chapa de alumínio durante o processo de soldagem. No entanto, a aquisição experimental da temperatura durante a soldagem não é uma tarefa fácil, especialmente tratando-se de um material altamente condutor como o alumínio, e requer cuidados especiais para que os equipamentos envolvidos não sofram danos. O principal agente causador deste transtorno é o arco voltaico desenvolvido entre o eletrodo e a chapa de alumínio no processo de soldagem em corrente alternada, que, entre outros fatores, causa uma grande quantidade de ruídos no sinal experimental da temperatura. O uso de filtros elétricos poderia ser uma opção para a solução deste problema, no entanto seria dispendioso. Um procedimento alternativo, proposto neste trabalho, é a soldagem de apenas parte da chapa metálica e a medição da temperatura após o desligamento do arco voltaico assim como apresentado na Fig. (A1.3).

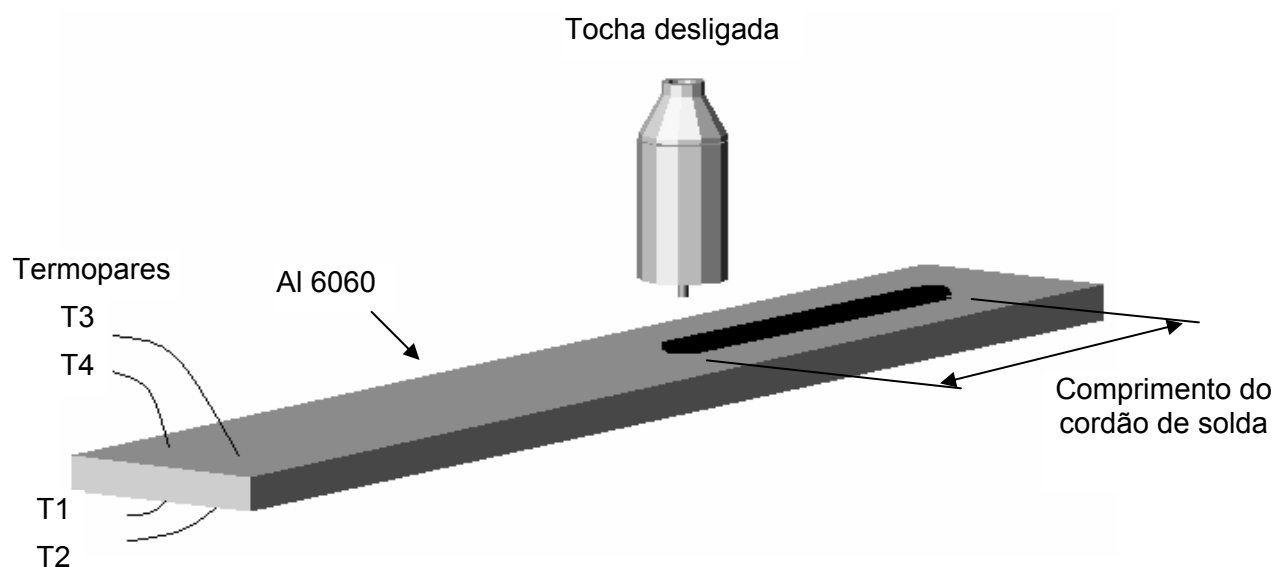


Figura A1.3 – Procedimento experimental para a medição das temperaturas na chapa de alumínio após o desligamento da tocha de soldagem.

A Fig. (A1.4) apresenta a temperatura experimental medida pelo termopar T1. Verifica-se nesta figura que durante o período que o arco voltaico permanece ligado é impossível medir a temperatura da chapa de alumínio, devido a grande quantidade de ruídos elétricos no sinal experimental. No entanto, analisando-se novamente as Figs. (A1.3) e (A1.4), nota-se que durante o período de acionamento do arco, a temperatura da amostra, na região onde está localizado o termopar T1, se mantém praticamente constante e depois, quando o arco é desligado, começa a aumentar devido à condução de calor. A partir desta observação do comportamento da temperatura, pode-se tratar (alisar) o sinal defeituoso (Fig. A1.4), substituindo os ruídos elétricos por um perfil de temperatura constante assim como apresentado na Fig. (A1.5). Este procedimento, aplicado aos demais termopares, possibilita a obtenção das temperaturas experimentais na chapa de alumínio isentas de ruídos.

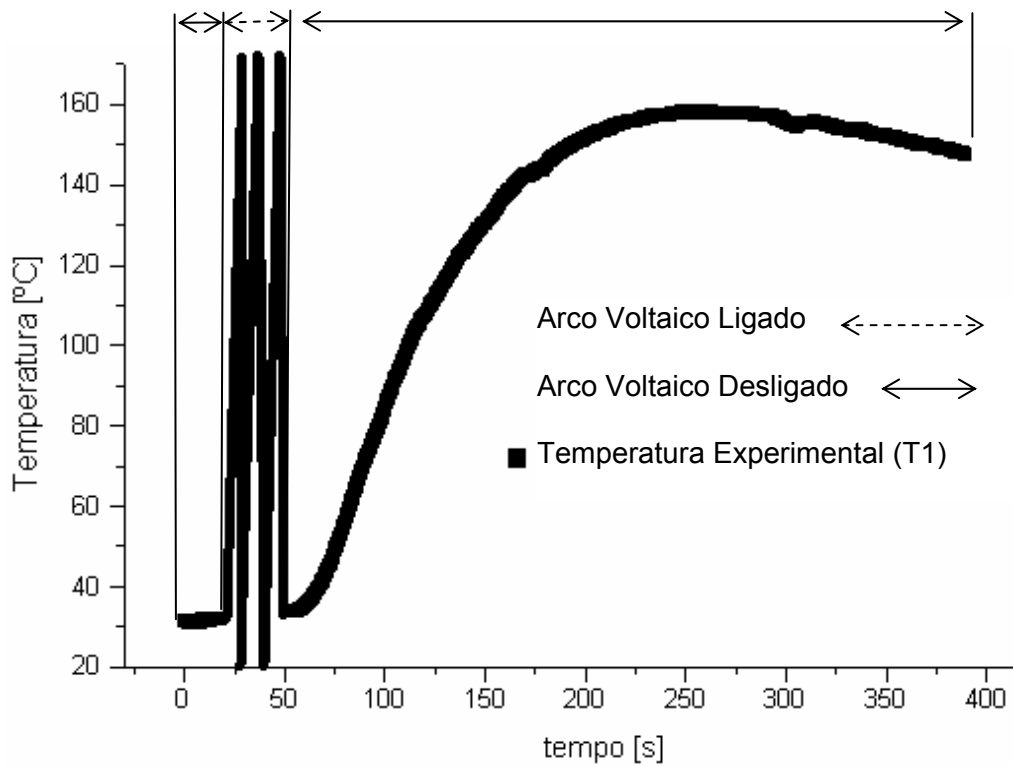


Figura A1.4 – Temperatura experimental medida pelo termopar T1 (Fig. A1.3).

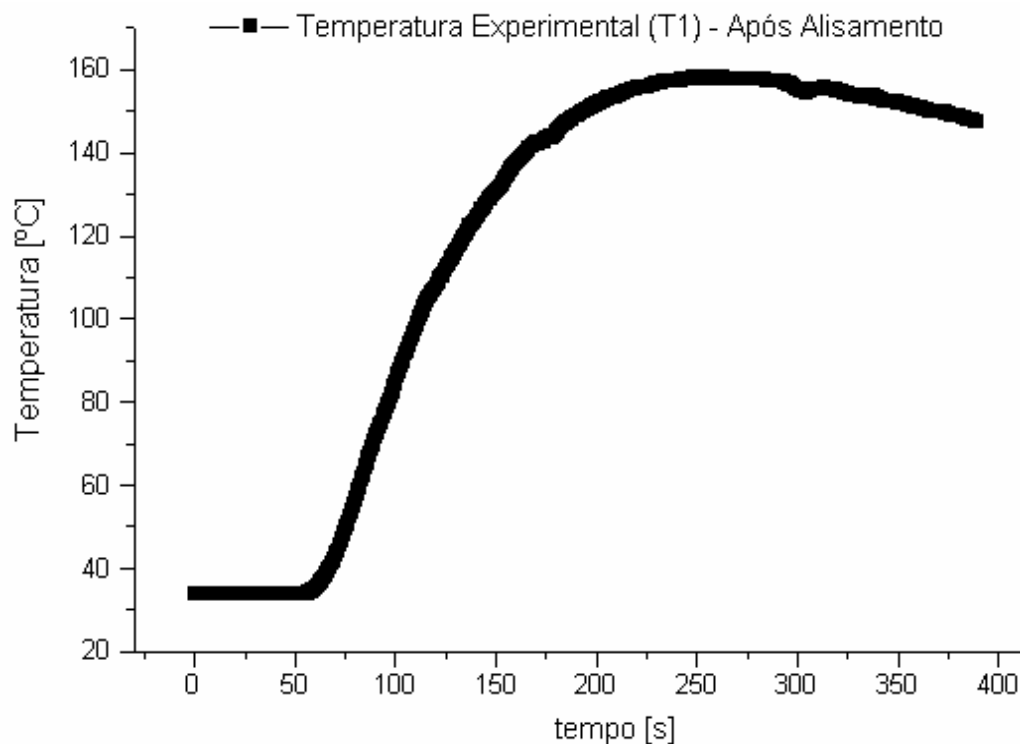


Figura A.5 – Temperatura medida pelo termopar T1 (Fig. A1.3) após a eliminação dos ruídos elétricos.

A seguir, serão apresentados os procedimentos para a obtenção da solução numérica do problema direto envolvendo o processo de soldagem, a função objetivo avaliada na solução inversa e os procedimentos experimentais (montagem e execução) para a obtenção das temperaturas na chapa de alumínio.

A1.4 - Solução numérica do problema direto: método das diferenças finitas

Para a discretização numérica do domínio de cálculo, gera-se uma malha cartesiana com 360000 nós (Fig. A1.6) a partir das dimensões da chapa de alumínio e do algoritmo de geração de malhas tridimensionais irregulares apresentado no Capítulo 4. Nota-se na Fig. (A1.6) que a malha apresenta um maior refino na região submetida à taxa de transferência de calor durante o processo de soldagem.

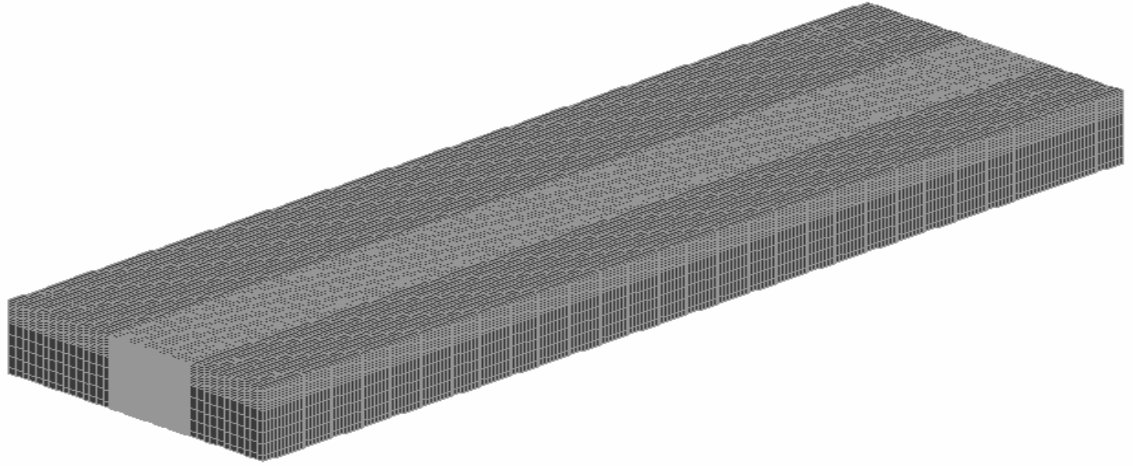


Figura A1.6 – Malha tridimensional representando a chapa de Alumínio.

Assim, estabelecida a rede nodal e escrita uma equação em diferenças finitas (item 4.2 do Capítulo 4), a distribuição de temperatura pode então ser determinada. O problema se reduz à solução do sistema de equações algébricas lineares (Eq. A.7) a partir do S.O.R (Successive Over Relaxation), apresentado no Capítulo 4 (item 4.3).

Na solução do problema térmico de soldagem pelo método S.O.R usou-se $W = 1.95$. O motivo da escolha pode ser verificado na Fig. (A.7).

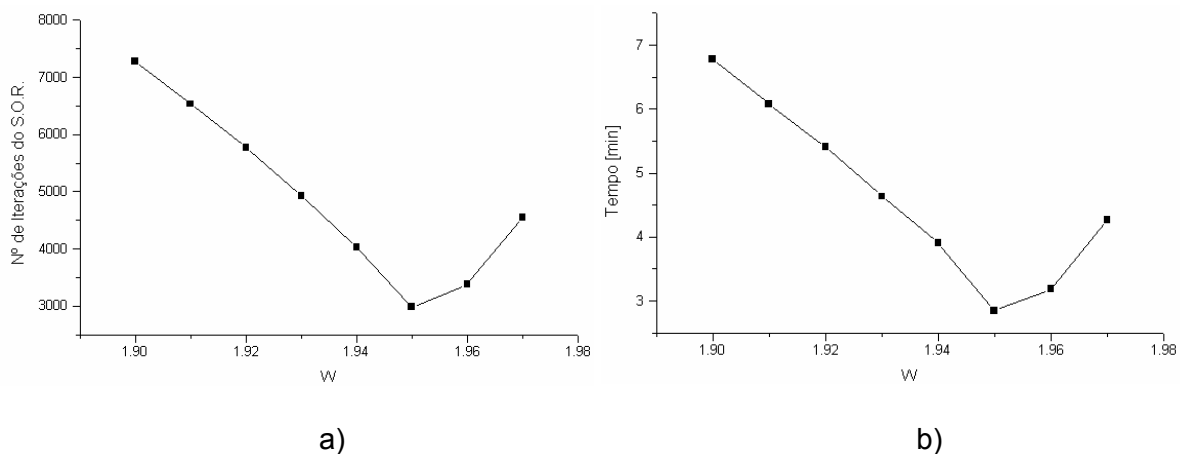


Figura A1.7 - a) Análise do número de interações do S.O.R em função do coeficiente de relaxação (W); b) Análise do tempo gasto na solução do sistema linear em função de W .

Verifica-se nesta figura que para $W=1.95$ obtém-se uma diminuição considerável do número de interações necessárias para a solução do sistema linear, passando de 7281

($W=1.90$) para 2986 iterações ($W=1.95$), o que proporciona um menor tempo na solução do problema térmico.

A1.5 - Problema inverso de transferência de calor

A1.5.1 - Seção áurea

Assim como no processo de usinagem, a fonte móvel de calor fornecida à chapa metálica durante a soldagem será estimada usando-se a técnica de otimização da Seção Áurea. Entretanto, a função objetivo a ser minimizada se difere daquela adotada na solução do problema térmico de usinagem (Eq. 5.1). No processo de soldagem, o objetivo é determinar uma fonte de calor constante, durante todo o comprimento do cordão de solda, a partir do monitoramento da temperatura experimental após o desligamento do arco voltaico. Nesse sentido, optou-se por uma função objetivo que avaliasse as temperaturas medidas na chapa, Y , e as calculadas pelo modelo teórico, T (Eq. A1.1), durante todo o período de aquecimento e resfriamento da chapa metálica. Assim, a função objetivo a ser minimizada pode ser escrita como

$$Func = \sum_{t=1}^{nt} \sum_{i=1}^{nterm} (Y(x, y, z, t)_i - T(x, y, z, t)_i)^2 \quad (A1.3)$$

onde nt representa o período de aquecimento e resfriamento da chapa de alumínio e $nterm$ o número de termopares usados.

Ressalta-se que a solução inversa do problema térmico de soldagem gera um único valor que corresponde à taxa de transferência de calor entregue à chapa metálica, e a razão entre este valor e a potência máxima fornecida à tocha de soldagem, nos fornece o rendimento térmico do processo.

A próxima etapa deste trabalho é a aplicação do código computacional ao processo real de soldagem. A similaridade entre os parâmetros experimentais e calculados será o parâmetro de validação do algoritmo proposto.

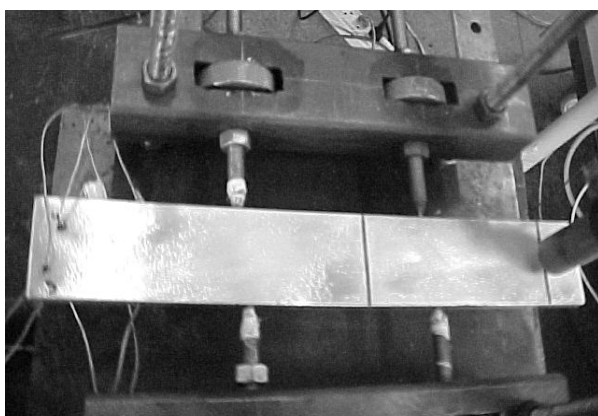
A1.6 – Aplicação do software Inv3D e montagem experimental em processo real de soldagem

Neste item, propõem-se a aplicação do Inv3D na solução do problema térmico de soldagem por meio de duas etapas. Ambas serão realizadas a partir de um experimento em

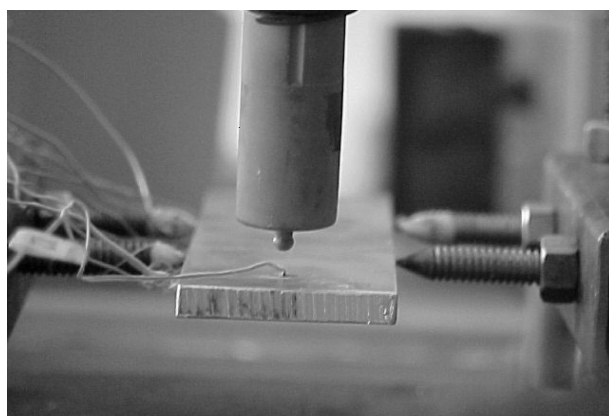
processo real de soldagem com quatro termopares fixados à chapa de alumínio assim como apresentado na Fig. (A.3). Na primeira etapa, dois termopares serão usados na solução inversa do problema térmico (T1 e T2 – Fig. A.3), ou seja, determinação do fluxo térmico fornecido à chapa. A partir do conhecimento do fluxo, este será então fornecido ao problema direto para o cálculo das temperaturas teóricas nas posições dos dois termopares remanescentes (T3 e T4 – Fig. A.3). Caso a solução coincida com as temperaturas experimentais, tem-se a validação do problema térmico. A segunda etapa, usada também como validação do código computacional, consiste em cortar transversalmente a chapa de alumínio em uma determinada posição ao longo do cordão de solda e comparar, naquela posição, a largura e a profundidade de penetração da solda obtida experimentalmente com os calculados pelo software. A similaridade entre estes parâmetros também nos fornece a validação do algoritmo proposto.

Para a realização do experimento, propõe-se o uso dos seguintes equipamentos: um sistema de aquisição de dados HP 75000 Series B com voltímetro E1326B comandado por PC, 4 termopares do tipo K para a medição das temperaturas experimentais, 1 chapa de alumínio (6060T5) de dimensões 0.25 x 0.038 x 0.0065 (m), uma mesa de coordenadas, uma bancada para fixar a chapa de alumínio à mesa de coordenadas, um sistema automatizado para mover a tocha de soldagem, uma fonte de energia de corrente alternada e um sistema de aquisição para medir a tensão e corrente elétrica fornecida à solda.

A Fig. (A1.8) apresenta a chapa de alumínio, os termopares, a bancada experimental e a tocha de soldagem TIG.



a)



b)

Figura A1.8 – Montagem experimental: a) Posicionamento dos termopares na chapa de alumínio e marcas indicando o local de início e fim do processo de soldagem; b) Vista em detalhes da tocha de soldagem e do eletrodo de tungstênio situado a 5 mm da chapa metálica.

É importante destacar que a chapa de alumínio deve ser fixada à mesa de coordenadas por meio da menor área possível, de forma que as condições de contorno possam ser consideradas como convecção livre em todas as faces. Na Fig. (A1.8a), apresenta-se a bancada experimental. Esta por sua vez, é composta por quatro parafusos de ponta cônica, cobertos por uma camada de isolante térmico, o que minimiza a área de contato parafuso/chapa de alumínio e reduz o efeito aleta durante o processo de transferência de calor. Entretanto, nota-se, na Fig. (A1.8a) que a camada de isolante térmica é aplicada em apenas 3 parafusos sendo o quarto responsável pelo aterramento da chapa submetida ao processo de soldagem. Na Fig. (A1.8a), notam-se ainda marcas (linhas) na chapa que têm como objetivo delimitar o local de início e fim do processo de soldagem.

No processo TIG, a fim de se obter os dados de temperatura, $Y(x,y,z,t)$, necessários para a solução do problema inverso (Eq. A1.13), 4 termopares tipo K - Chromel-Alumel - são fixados na chapa metálica, por meio de descarga capacitiva (Fig. 6.7), assim como apresentado na Fig. (A1.8a). Estes por sua vez, devem ser posicionados em regiões específicas da amostra de forma que o arco voltaico, enquanto ligado, não interfira na medição experimental da temperatura (Fig. A1.9).

A Fig. (A1.9) apresenta a simulação no Inv3D do processo de soldagem da chapa metálica em três instantes de tempo (26.52, 42.12 e 52.26 segundos), onde os números nos planos xz representam as temperaturas, em graus Celsius, em regiões específicas da chapa. Verifica-se nesta figura que para um cordão de solda de comprimento $x = 90$ mm, os termopares devem estar posicionados a no mínimo 200 mm da origem dos eixos de coordenadas (Fig. A1.1), para que estes não apresentem gradiente térmico enquanto o arco voltaico estiver ligado. Com base nestes resultados, apresenta-se na Tab. (A1.1) as posições experimentais dos termopares segundo os eixos de coordenadas definidos na Fig. (A1.1).

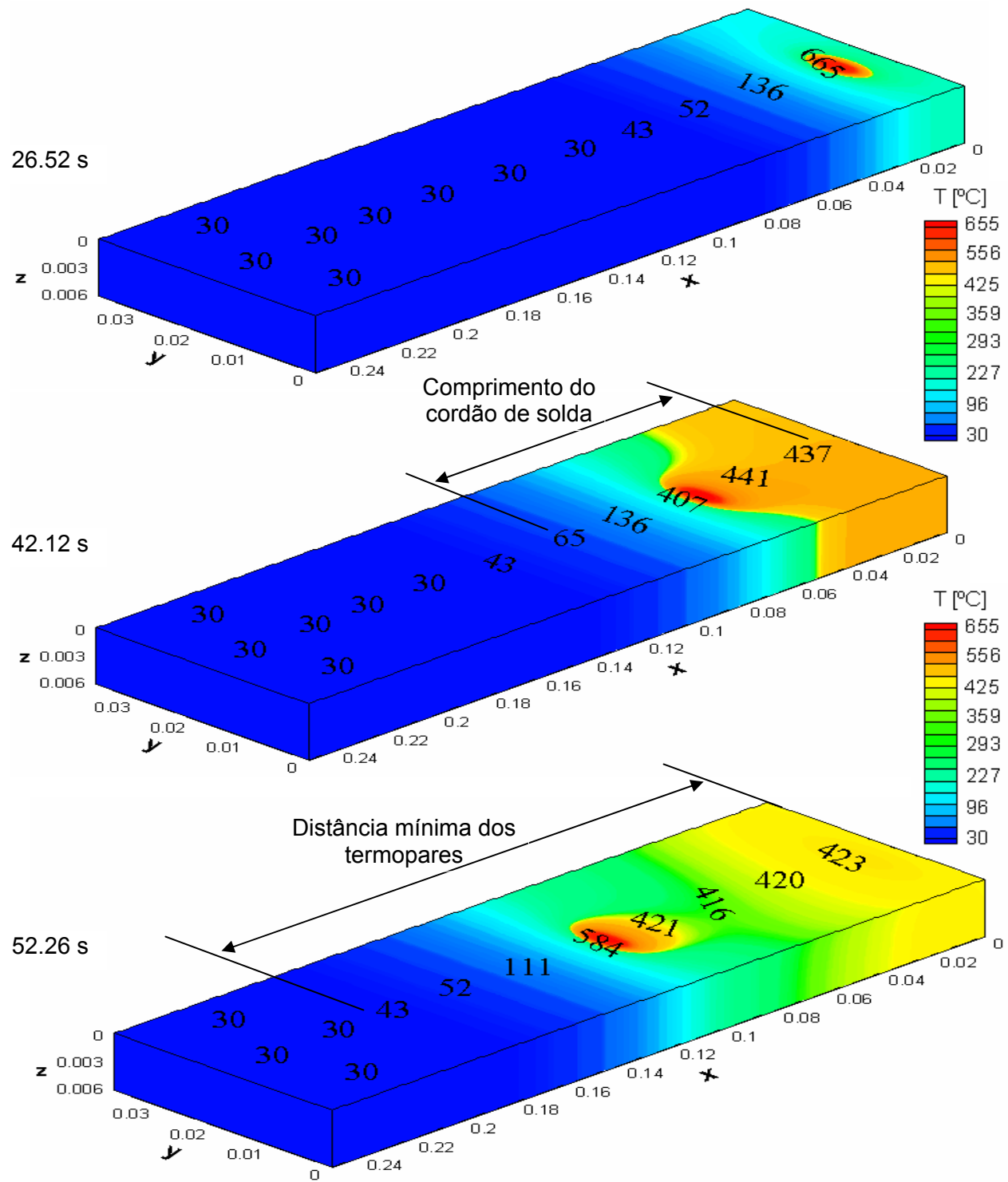


Figura A1.9 – Distância mínima para o posicionamento dos termopares na chapa de alumínio.

Tabela A1.1 - Posição dos termopares na chapa de alumínio segundo os eixos de coordenadas definidos na Fig. (A1.1).

Posição/Termopar	1	2	3	4
X [mm]	238.0	245.0	237.0	244.0
Y [mm]	33.00	11.00	25.00	11.00
Z [mm]	6.500	6.500	0.000	0.000

Para a aquisição dos sinais experimentais dos termopares durante o processo de soldagem, usou-se um microcomputador ligado a um sistema de aquisição de dados HP 75000 Série B que, por sua vez, foi inserido no interior de uma gaiola de Faraday (Fig. A1.10b), com o objetivo de se minimizar os efeitos dos ruídos elétricos.



a)



b)

Figura A1.10 – Montagem experimental: a) Microcomputador; b) Sistema de aquisição inserido em uma gaiola de Faraday.

A Fig. (A1.11) apresenta o processo de soldagem TIG da liga de alumínio.

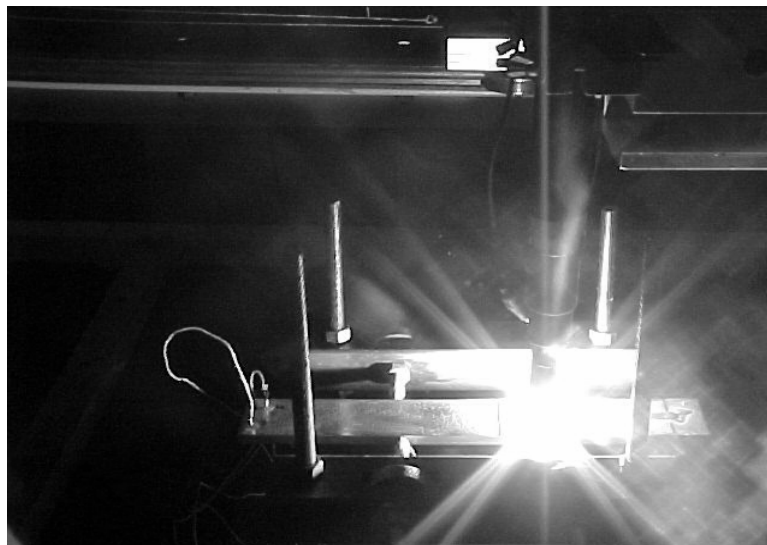


Figura A1.11 – Processo de soldagem TIG da liga de alumínio 6060T5.

Na Tab. (A1.2), apresenta-se os parâmetros experimentais do processo de soldagem.

Tabela A1.2 – Parâmetros de soldagem obtidos.

t+ ajustado (ms)	t- ajustado (ms)	Velocidade de soldagem (u) (m/min)	Corrente (A)	Tensão (V)	Potência Gerada(W)
2	20	0.250	194	10.5	2037

Na soldagem TIG de alumínio, com corrente alternada (CA), o tempo de permanência do eletrodo na polaridade positiva (t+, Tab. A1.2) é responsável pela limpeza catódica do cordão de solda, por ocasião da emissão de campo elétrico que ocorre da chapa para o eletrodo de tungstênio. A remoção de óxido é muito importante porque a camada de óxido, sendo isolante e refratária, dificulta a soldagem com o eletrodo na polaridade negativa (t-). Por outro lado, durante t+ a maior parte da taxa de transferência de calor gerada no arco fica no eletrodo, o que não é desejável nem do ponto de vista de eficiência do processo, nem da vida útil do eletrodo (Júnior et al, 1999). Estes fatos tornam a soldagem TIG de ligas de alumínio um dos principais campos de pesquisa da engenharia mecânica. Como o objetivo deste trabalho é mostrar a aplicação do Inv3D a este processo, caso os resultados sejam satisfatórios, propõem-se em trabalhos futuros determinar a relação entre o rendimento térmico, calculado pelo Inv3D, e o tempo de permanência do eletrodo na polaridade positiva (t+) ajustado experimentalmente.

Na seqüência são apresentados na Fig. (A1.12) os perfis experimentais das temperaturas medidas pelos termopares T1, T2, T3 e T4. Observam-se nesta figura as altas temperaturas medidas pelos termopares após o desligamento do arco voltaico.

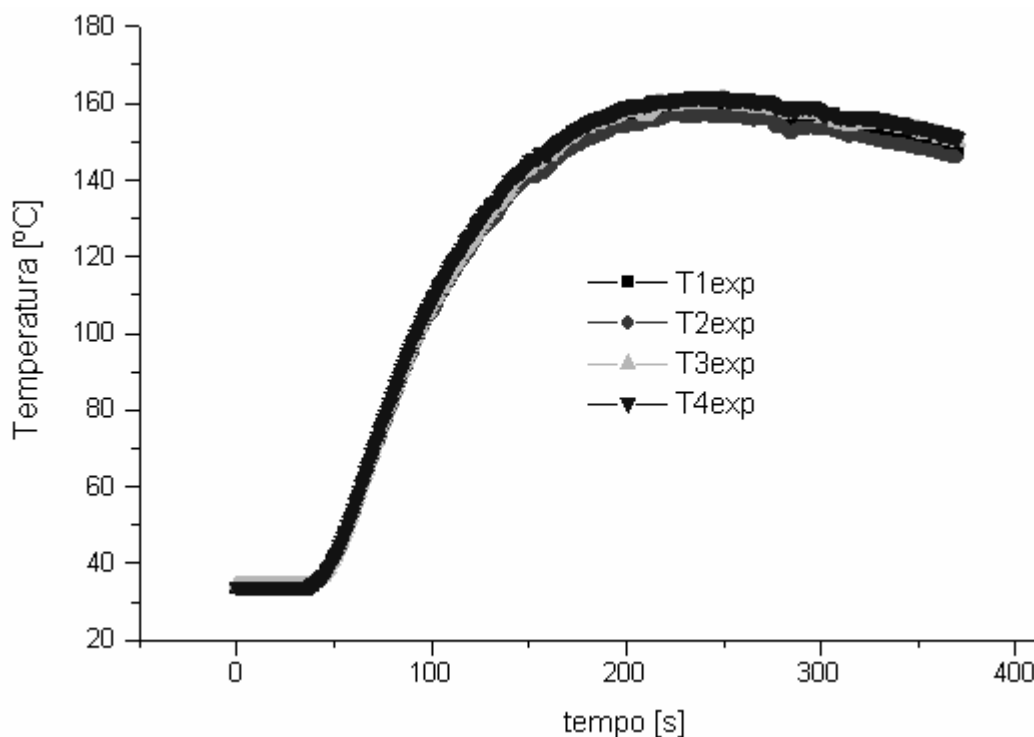


Figura A1.12 – Temperaturas experimentais de acordo com os parâmetros de soldagem apresentados na Tab. (A1.2).

Na primeira etapa de aplicação do Inv3D, dois termopares (T1 e T2 – Fig. A1.3) serão usados para a determinação da taxa de transferência de calor útil ao processo de soldagem, ou seja, solução inversa do problema térmico. Deste modo, o usuário deve iniciar o Inv3D e optar pela solução do problema inverso. Na seqüência, devem-se fornecer ao software as informações sobre o experimento, assim como apresentando na Fig. (A1.13). Verifica-se nesta figura que a entrada de dados do Inv3D deve conter todas as informações sobre o experimento realizado como, por exemplo, as dimensões da chapa de alumínio (0.25 x 0.038 x 0.0065 m) e suas propriedades térmicas: condutividade térmica e difusividade térmica ($\lambda = 209 \text{ W/mK}$ e $\alpha = 86.2 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ – aluminium.matter, 2005).

Por se tratar de um problema transiente, utilizou-se um intervalo de aquisição da temperatura de 0.78 segundos. Como condição inicial, a temperatura da chapa e a temperatura ambiente se encontravam em 33.5 (°C) e como condições de contorno, adotou-se que todas as faces estavam submetidas a uma troca convectiva de calor constante ($h = 20 \text{ W/m}^2\text{K}$). Para a solução inversa, o usuário deve fornecer as coordenadas e as temperaturas experimentais

medidas pelos termopares T1 e T2, para que o software possa aplicar a seção áurea e minimizar a função objetivo apresentada na Eq. (A1.3).

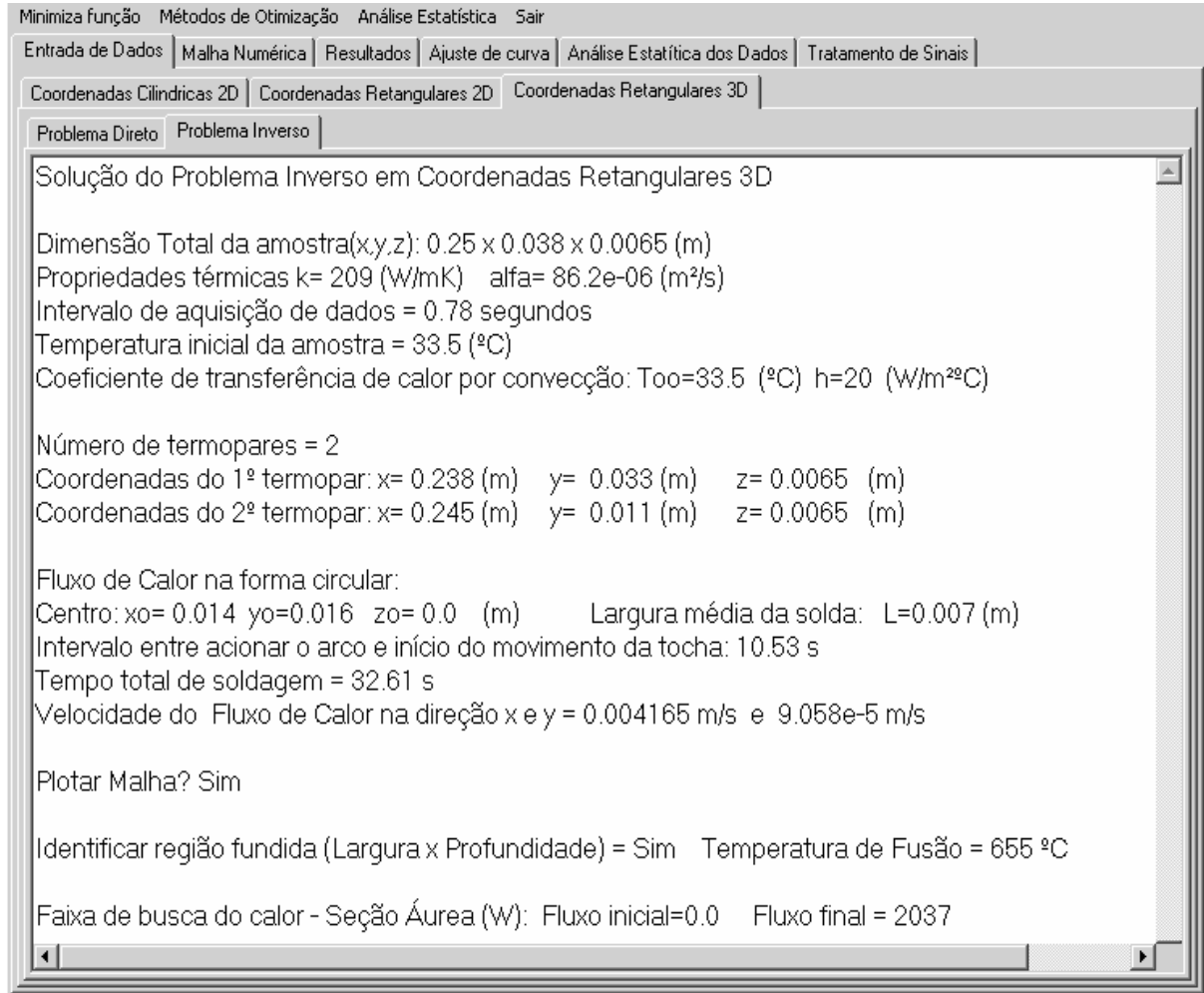


Figura A1.13 – Janela de entrada de dados do software Inv3D – Processo de soldagem.

Verifica-se ainda na Fig. (A1.13) que devem ser fornecidas as coordenadas iniciais da tocha, com base no eixo de referência apresentado na Fig. (A1.1). Outro parâmetro importante se refere à largura média do cordão de solda (Fig. A1.14) que deve compreender a região fundida (SOLDA) e a zona termicamente afetada (ZTA). Neste caso, o valor médio obtido experimentalmente foi 7.0 (mm). Para a simulação do processo real de soldagem, deve-se considerar ainda o intervalo de tempo entre o acionamento do arco e o início do movimento da tocha, pois durante este período (10.53 s) a tocha (ligada) permanece estática. Outro fator importante no processo de simulação é o tempo total de soldagem que compreende o início (fonte estática e arco ligado), o meio (fonte móvel e arco ligado) e o fim (fonte estática e arco desligado) do processo de soldagem da chapa de alumínio. Deve-se fornecer ainda ao Inv3D a velocidade da tocha em relação aos eixos de coordenadas da chapa, assim como apresentado

na Fig. (A1.2). Neste experimento os valores obtidos foram $u_x = 4.165$ mm/s e $u_y = 0.09058$ mm/s.

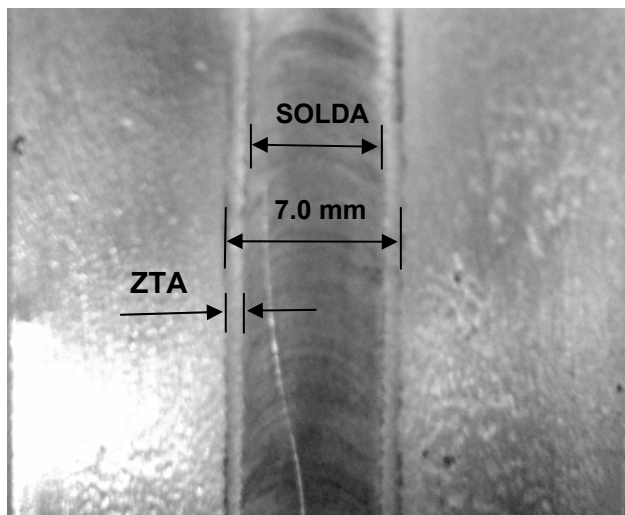


Figura A1.14 – Largura média do cordão de solda.

Para finalizar, o usuário pode optar em visualizar a malha tridimensional (Fig. A1.6) e em identificar a largura e profundidade do cordão de solda a partir da temperatura de fusão do material analisado.

Como o objetivo inicial é a solução do problema inverso, ou seja, identificar a taxa de transferência de calor útil ao processo de soldagem, deve-se fornecer o intervalo de busca desta taxa para que a técnica de otimização da seção áurea minimize a função objetivo apresenta na Eq. (A1.3). Nota-se na Fig. (A1.13), que este intervalo compreende a ausência de energia na chapa (0.0 W) e a energia máxima fornecida (2037.0 W), calculada, por sua vez, a partir da tensão e corrente medida na fonte de alimentação (Tab. A1.2).

Uma vez resolvido o problema inverso, apresenta-se na Fig. (A1.15) a comparação entre as temperaturas experimentais e calculadas pelo Inv3D.

Na Fig. (A1.15), verifica-se que o Inv3D conseguiu um perfeito ajuste entre a temperatura experimental e a calculada, este fato é ainda mais evidente analisando-se o resíduo entre estes valores (Fig. A1.16).

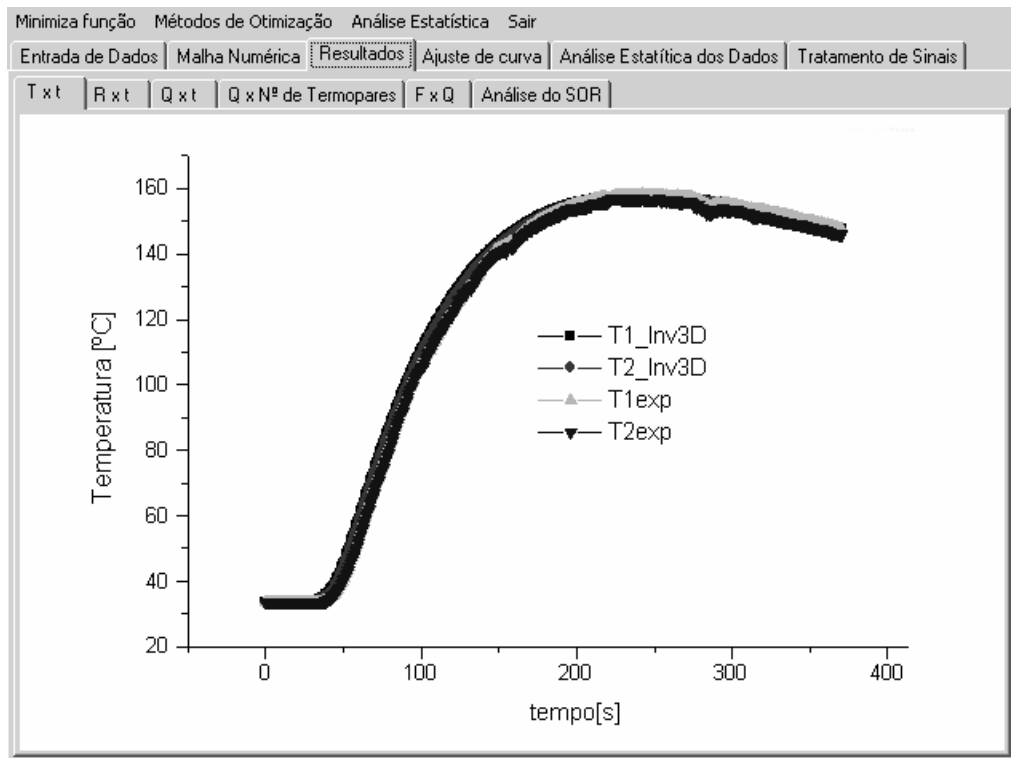


Figura A1.15 – Comparação entre a temperatura experimental e a calculada pelo Inv3D a partir da solução do problema inverso.

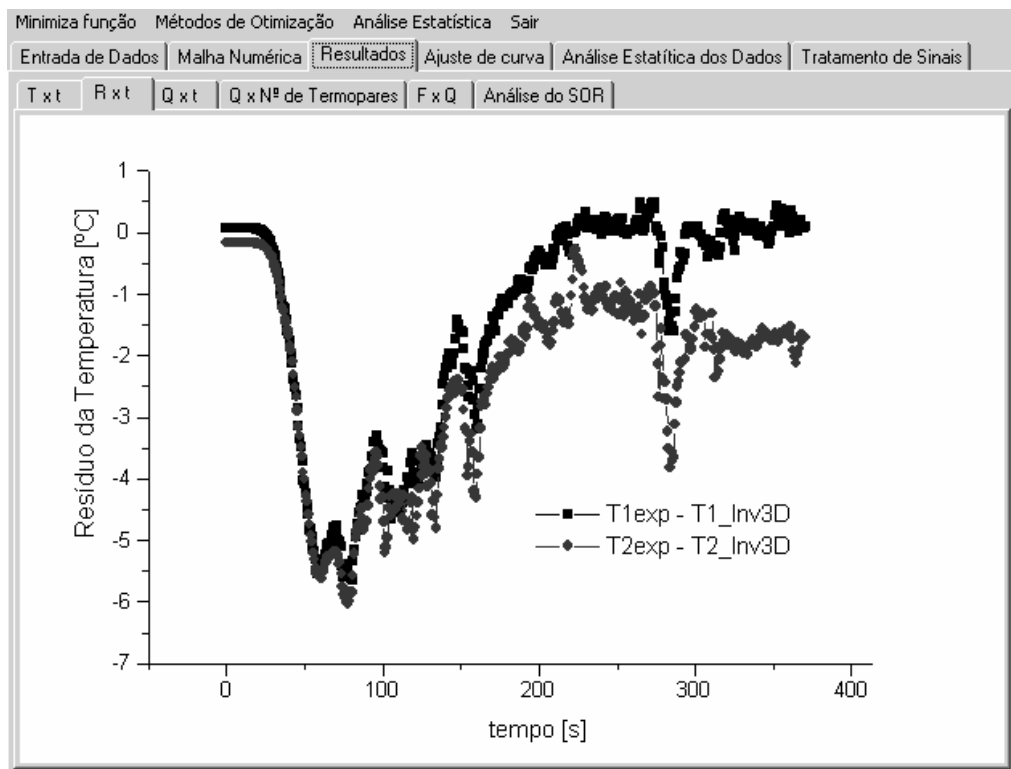


Figura A1.16 – Resíduo entre a temperatura experimental e a calculada pelo Inv3D a partir da solução do problema inverso.

Neste caso, o resíduo máximo calculado foi de 6.0 (°C) o que representa um erro máximo inferior a 5.0 (%). A Tab. (A1.3) apresenta a potência máxima fornecida ao processo, a potência útil e o rendimento térmico calculado pelo Inv3D.

Tabela A1.3 – Parâmetros de soldagem obtidos.

t+ obtido (ms)	Potência gerada (W)	Potência útil (W)	Rendimento térmico (%)
2.2	2037	949.1	46.6

A partir do conhecimento da taxa de transferência de calor útil (potência útil) ao processo de soldagem, esta será então fornecida ao problema direto (Inv3D) para o cálculo das temperaturas nas posições dos termopares remanescentes (T3 e T4 – Fig. A1.3). Caso a solução coincida com as temperaturas experimentais, tem-se a validação do problema térmico. A Fig. (A1.17) apresenta os resultados obtidos.

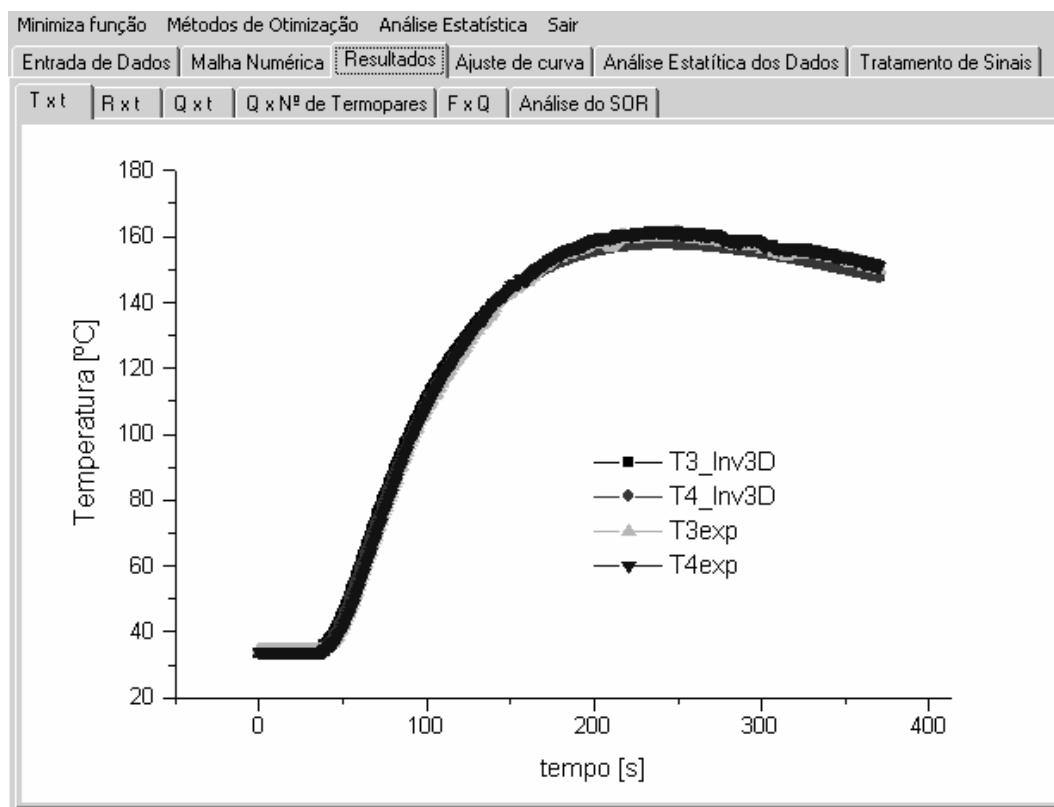


Figura A1.17 – Comparação entre a temperatura experimental e a calculada pelo Inv3D a partir da solução do problema direto.

Verifica-se nesta figura que a partir da taxa de transferência de calor estimada pelo Inv3D, conseguiu-se um perfeito ajuste entre a temperatura experimental e a calculada, este fato é ainda mais evidente analisando-se o resíduo entre estas temperaturas (Fig. A1.18). Neste caso, o resíduo máximo foi ainda menor que o obtido na solução inversa, ou seja, 5.0 (°C), o que representa um erro máximo inferior a 4.1 (%). Como as temperaturas calculadas para os termopares T3 e T4 coincidiram com as temperaturas experimentais, tem-se a validação do software Inv3D.

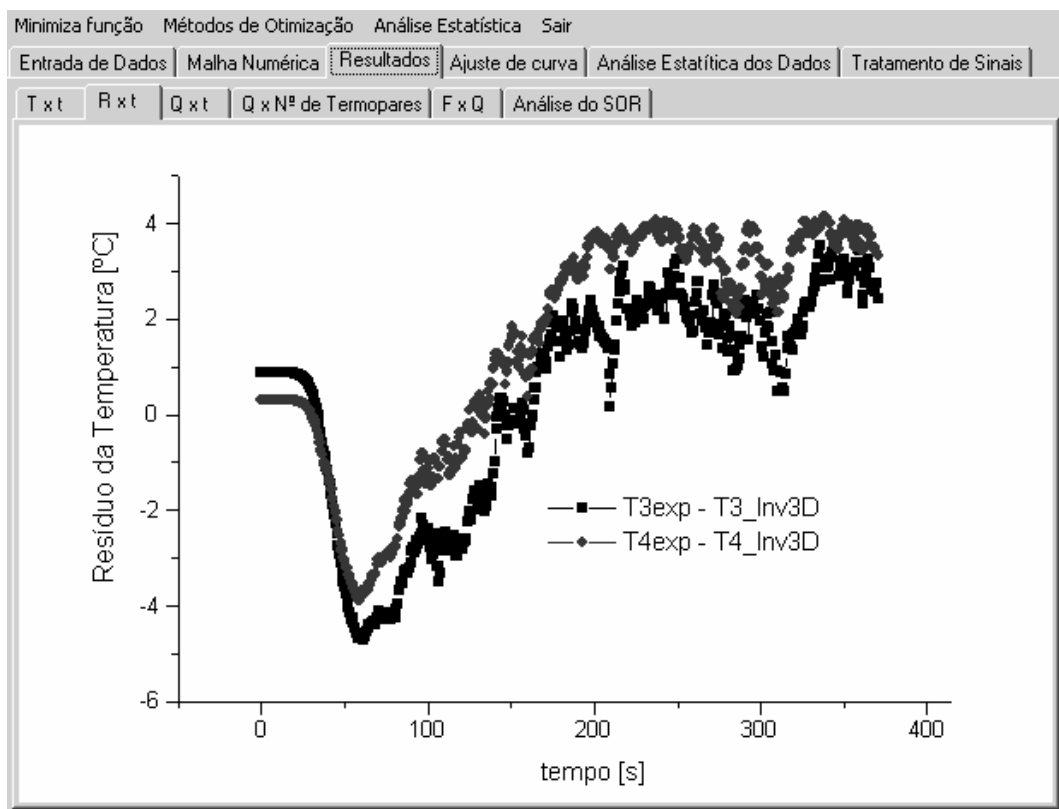


Figura A1.18 – Resíduo entre a temperatura experimental e a calculada pelo Inv3D a partir da solução do problema direto.

A segunda etapa de aplicação do Inv3D, usada também para a validação do código computacional proposto, consiste em cortar transversalmente a chapa de alumínio no plano yz, a 50 mm da origem do eixo x (Fig. A1.1) e comparar, nesta posição, a largura e a profundidade de penetração da solda experimental com os valores calculados pelo software. Para a medição experimental dessas grandezas, usou-se um sistema de tratamento de imagens composto por uma câmera de vídeo Hitachi CCD, modelo KP-110, um computador AMD K6 450 MHz e um software de tratamento das imagens, o GLOBAL LAB Image. Apresenta-se na Fig. (A1.19) a fotografia da região fundida.

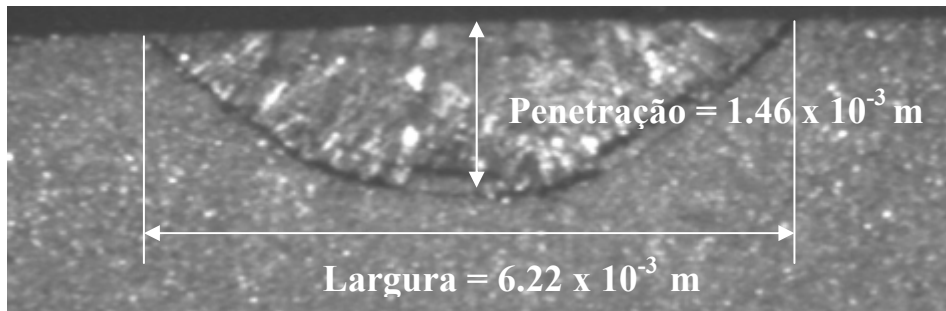


Figura A1.19 - Visualização da largura e penetração do cordão de solda.

No Inv3D (Fig. A1.13), a largura e profundidade de penetração do cordão de solda são calculadas a partir da informação da temperatura de fusão da liga de alumínio (655°C - aluminium.matter, 2005). As Figs. (A1.20) e (A1.21) apresentam os resultados obtidos.

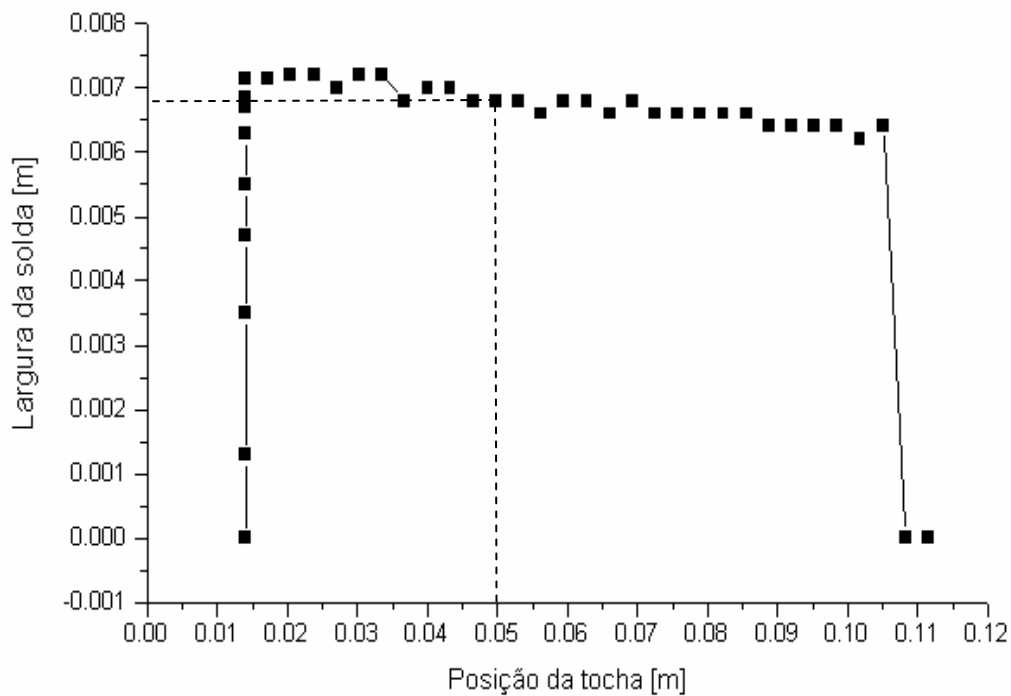


Figura A1.20 – Largura do cordão de solda ao longo da posição da tocha no eixo x de coordenadas (Fig. A1.1).

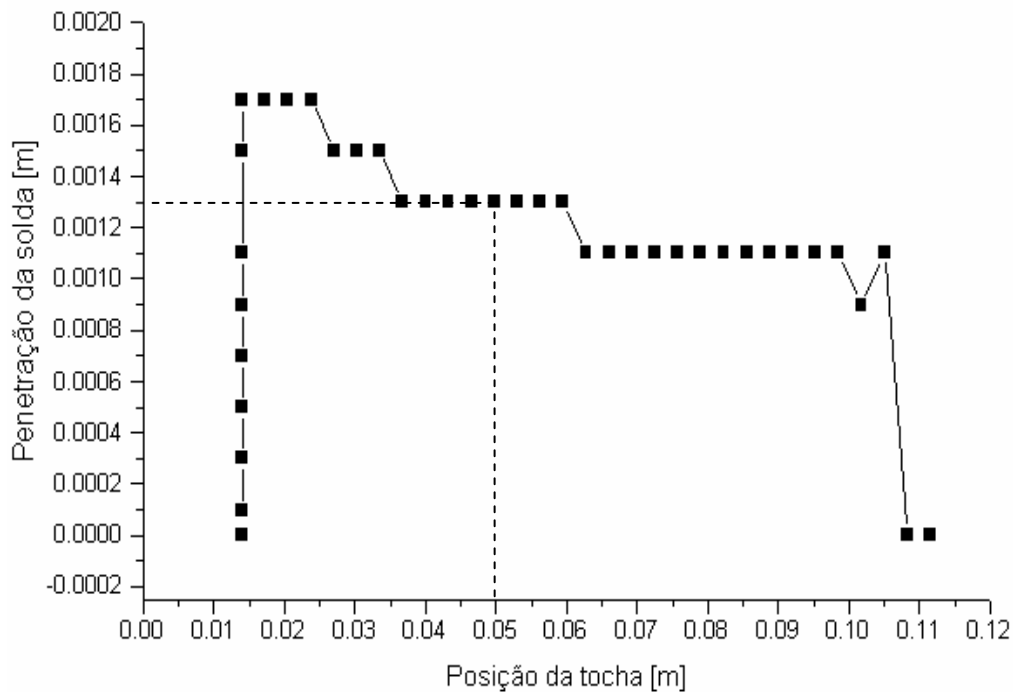


Figura A1.21 – Penetração do cordão de solda ao longo da posição da tocha no eixo x de coordenadas (Fig. A1.1).

Nota-se nessas figuras que tanto a largura quanto a penetração da solda diminuem à medida que a tocha se movimenta ao longo do eixo x (Fig. A1.1). A Tab. (A1.4) apresenta a comparação entre os resultados experimentais e a calculados pelo Inv3D na posição $x = 50$ mm.

Tabela A1.4 – Comparação dos resultados experimentais e calculados.

	Experimental (m)	Inv3D (m)	Erro (%)
Largura (m)	6.22×10^{-3}	6.8×10^{-3}	9.3
Penetração (m)	1.46×10^{-3}	1.3×10^{-3}	11.0

Verifica-se nesta tabela que os valores calculados se aproximaram dos valores experimentais, apresentando erros inferiores a 11.0 (%). Atribui-se esses erros à não modelagem da mudança de fase, à radiação térmica gerada durante o processo de soldagem e às incertezas nas variáveis fornecidas ao software, como: largura média do cordão de solda, tempo e velocidade de soldagem. Devido aos pequenos erros encontrados, tem-se novamente a validação do algoritmo proposto.

A partir dos resultados apresentados neste capítulo, tem-se a validação e confirmação da eficiência do software Inv3D quando aplicado ao processo de soldagem TIG de ligas de alumínio.

ANEXO II

SEÇÃO ÁUREA (GOLDEN SECTION)

A seção áurea é uma das técnicas mais populares para a estimação de máximos, mínimos ou zero de funções de apenas uma variável. Algumas características particulares tornam-na muito interessante: i) não necessita de derivadas contínuas; ii) ao contrário da aproximação polinomial possui taxa de convergência conhecida e iii) é de fácil implementação (Vandreplaats, 1984).

Seja uma função F de uma variável X a ser minimizada assumindo-se que os limites inferiores e superiores em X sejam conhecidos por X_l e X_u respectivamente. Assumindo-se também que a função F seja avaliada para cada uma desses limites e obtendo-se, respectivamente, F_l e F_u , a (Fig. A2.1) apresenta o processo de minimização.

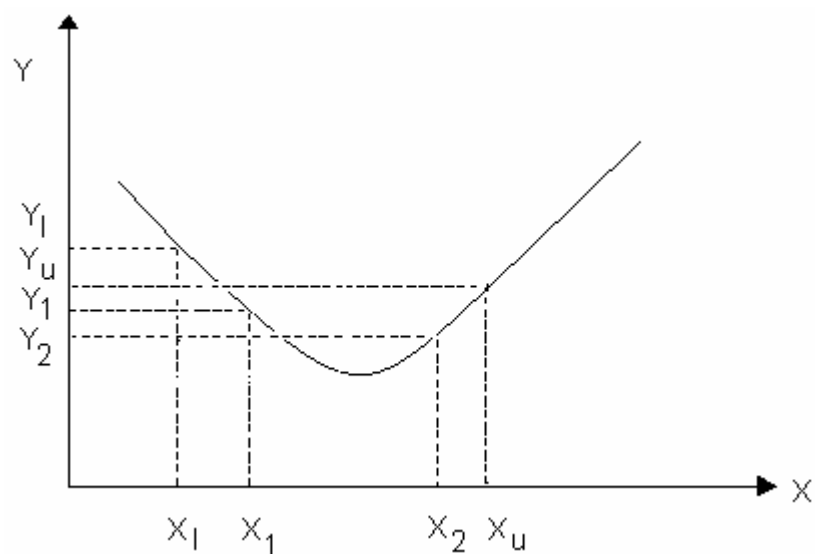


Figura A2.1 - Método da seção áurea

Escolhendo dois pontos intermediários X_1 e X_2 , sendo $X_1 < X_2$ e avaliando estes pontos obtém-se F_1 e F_2 . Uma vez que a função F é unimodal, X_1 ou X_2 irá formar um novo limite no mínimo. Neste caso, se F_1 for maior que F_2 então X_1 será o novo limite inferior, obtendo-se assim um novo conjunto de limites, X_1 e X_u . Sendo F_2 maior que F_1 é evidente que X_2 será o novo limite superior e X_l e X_2 será o novo conjunto de limites.

Nesse exemplo, X_1 forma o novo limite inferior e a função F_3 é avaliada para um novo ponto X_3 . Comparando-se F_3 com F_2 o processo é repetido até que se obtenha o valor mínimo desejado. Resta ainda apresentar o método para a escolha dos pontos internos X_1 , X_2 , X_3 , para que os limites sejam reduzidos o mais rápido possível.

Uma forma de se obter uma função para a avaliação de X , é considerar uma mesma redução de limite para cada iteração. Ou seja, considerando simetria em relação ao centro do intervalo

$X_u - X_2 = X_1 - X_l$ ou ainda pode-se obter X_1 e X_2 de modo a garantir a relação:

$$\frac{X_1 - X_l}{X_u - X_l} = \frac{X_2 - X_l}{X_u - X_l}$$

A principal mensagem é que pode-se usar qualquer informação disponível para que se obtenha a solução ótima. Assim, pelo exemplo, se X_l tornar-se o novo limite inferior X_l , então X_2 será o novo X_l de forma que a razão

$$\frac{X_2 - X_l}{X_u - X_l}$$

seja sempre a mesma. Por conveniência, faz-se $X_l = 0$ e $X_u = 1$ de modo que os valores de X_1 e X_2 agora sejam frações do intervalo $X_u - X_l$. Reconhecendo que $X_2 = 1 - X_1$ obtém-se

$$X_1 = \frac{1 - 2X_1}{1 - X_1} \text{ ou simplificando } X_1^2 - 3X_1 + 1 = 0$$

obtém-se (desprezando a raiz sem significado físico)

$$X_1 = 0.38187 \text{ e } X_2 = 0.61803$$

Assim, a razão da seção áurea e resultados adicionais podem ser dados por

$$\frac{X_1}{X_2} = 0.61803 = X_2 = \frac{X_2}{X_1} - 1 \quad e \quad X_1 = X_2^2$$

Para que o processo seja simplificado pode-se definir $X_1 = 0.38197$ e obter

$$\begin{aligned} X_1 &= (1 - \tau) X_l + \tau X_u \\ X_2 &= \tau X_l + (1 - \tau) X_u \end{aligned}$$

Critério de tolerância: assume-se que o intervalo inicial $X_u - X_l$ deva ser reduzido a uma fração ε do valor inicial, ou seja:

$$\varepsilon = \frac{\Delta X}{X_u - X_l}$$

onde ΔX é a tolerância absoluta que por sua vez é independente do valor inicial do intervalo. Se a especificação da tolerância for desejada pode-se obter (Vanderplaats, 1984)

$$\varepsilon = (1 - \tau)^{N-3}$$

onde N é o número total de avaliações, incluindo as três iniciais.