自動車鋼板を対象としたスポット溶接シミュレーション

Finite Element Simulation of Resistance Spot Welding Process for Automotive Steel

田 秀 樹* 受 村一男 F 福 本 富士本博 紀 岡 Hideki UEDA Manabu FUKUMOTO Hiroki FUJIMOTO Kazuo OKAMURA 菊池庄 中 山英 介 岡田 山正則 太 徹 泰 Shota KIKUCHI Eisuke NAKAYAMA Tohru OKADA Masanori YASUYAMA

録

抄

相変化と相変態を考慮した電場ー温度場一応力場の増分連成解析手法に基づく高精度なスポット溶接 FEM 解析システムの構築に取り組んできた。本技術では任意の板組,溶接条件下でナゲット成長を精度 良く予測し,更にめっきの溶融と蒸発の考慮,内部より溶融金属が飛散するスパッタ発生も予測し,めっ き鋼板を含んだ実板組を対象としたウェルドローブの机上検討を可能にした。また,ドア開口部を模擬し た3次元モデルに適用し,分流,部材剛性及び板隙が溶接性に及ぼす影響を検討した。更に,ナゲット の溶融部混合率を計算し,異種異厚板組を対象とした破断予測 FEM 解析モデルの高精度化への取り組み について報告した。

Abstract

The purpose of this work is to develop the FEM analysis system for evaluating the overall phenomena during a resistance spot welding. Framework of this system is the finite element calculation based on the incrementally coupled electrical- thermal-mechanical simulation procedure. Using this analysis system, the weldability lobes of mild steel and high strength steel are predicted, and which shows the validity and capability of this model. In addition, this analysis system is applied to three-dimensional model simulation the door opening, and influences of the shunt, member rigidity and plate gap on welding are examined. Moreover, it is applied to estimation of mixing ratio of molten metal, and then flow curves and fracture limit in weld metal is calculated. Predicted fracture modes and joint strengths show good agreement with experimental results.

1. 緒 言

抵抗スポット溶接(以下,スポット溶接)は,自動車車体 や自動車部品の組み立てにおける接合方法として広く用い られている。本溶接手法の歴史は古く100年以上前に実用 化されており,生産性が高く低コストであるため,現在で も自動車の車体分野の主要な接合方法となっている。一方, 自動車の軽量化と衝突安全性の要求に応えるため,自動車 部材への高張力鋼板適用の割合が増加しており,また,焼 入れ後の引張強さが1470MPaに達するホットスタンプ鋼 板の実用化も進んでいる。

このような状況から,車体構造のスポット溶接箇所には 多数の板組が存在し,これら全てに対して適切な溶接条件 を決定する作業は煩雑化している。そこで,有限要素法解 析(以下,FEM解析)を用いた電場-温度場-応力場の増 分連成解析手法に基づくスポット溶接解析システムを開発 し、任意の板組、溶接条件下でナゲット成長を高精度に予 測する基礎技術の確立に取り組んできた^{1,2)}。また、この取 り組みを発展させ、めっきの溶融と蒸発を考慮しためっき 鋼板の解析モデル、内部より溶融金属が飛散するスパッタ 発生の予測モデルを開発し、めっき鋼板を含んだ実板組を 対象にしたウェルドローブの予測を可能にした³⁾。

一方,これまでの検討では最も基本的な溶接条件,すな わち短冊状試験片(クーポンTP)に単点の溶接を実験室(定 置式溶接機)で施工する場合を想定しており,解析におい ても上下の電極中心軸を対称軸とした軸対称モデルでの検 討が中心であった。すなわち,検討の対象は電極の軸ずれ や鋼板の変形が溶接性に及ぼす影響が小さいと判断できる 場合に限られていた。しかしながら,実際の車体組み立て での溶接を想定した場合,例えば,隣接する既溶接点や他





の部材との接触による分流,部品成形精度に起因する板隙 の有無,更には部品形状により決まる溶接部近傍の剛性な ど,様々な因子が溶接条件に影響すると考えられる。そこで, 実車構造の一部であるドア開口部を模擬した3次元モデル にスポット溶接シミュレーション技術を適用し,分流,部 材剛性及び板隙が溶接性に及ぼす影響について,短冊状試 験片の単点溶接と比較しながら検討した4。

更に、溶接部強度評価への応用についても検討した。自 動車部材はスポット溶接のナゲット径や溶接間隔が図面指 示値と異なる場合、衝突変形中に溶接部が破断する場合が ある。そのため、破断予測技術の開発が部材設計とともに 求められる。スポット溶接継手は溶接部への負荷モードに より継手強度と破断形態が大きく変化する。そこで、応力 三軸度の影響を考慮した破断ひずみ(以下,破断限界値) をスポット溶接部の破断基準として構築し, FEM 解析に適 用してスポット溶接継手の強度と破断形態を精度良く再現 できる破断予測 FEM 解析手法を開発した5。ところで、自 動車の構造部材は材質と板厚が異なる板組(以下, 異種異 厚板組)が多用されている。異種異厚板組における破断予 測精度の向上のため、スポット溶接シミュレーションで計 算したナゲット溶融部体積の混合割合(以下,溶融部混合 率)から変形抵抗と破断限界値を算出し解析モデルを構築 したの。本報では、これらの取り組み内容に関して報告する。

2. スポット溶接解析システムの構築

2.1 システムの概要

図1は本研究で用いる電場-温度場-応力場の増分連成 解析手法の基本概念を示す¹⁾。基本的なフローとしては, 適切な微小時間(たとえば1/2サイクル)ごとに電場-温 度場の連成解析と温度場-応力場の連成解析を交互に繰り 返すというもので,それぞれの連成解析では相変化や相変





態を考慮していることが特徴である。3つの場の連成解析 手法を採用する最大の理由は,界面での抵抗発熱量を規定 する接触抵抗値の見積もりに際し,時々刻々変化する接触 圧力や通電径の影響を加味するためである。この手法によ り,図2中の(a)が示すようにナゲットの生成,成長を精 度良く予測することができる。ところでこの接触抵抗は通 電後まもなくほぼ消失するとされ軽視されがちであるが, 実際には極めて重要である。すなわち,図2中の(b)が示 すように界面抵抗発熱を無視した解析では,特に通電初期 の抵抗値が低く発熱量が不足するため,ナゲット生成を正 確に予測することができない。

解析モデルは一対の電極と 2~4 枚の鋼板を含む軸対称

体とし、板厚や板間隙は任意に設定可能である。一方、解 析に必要な材料特性データは新日鐵住金(株)製造の軟鋼板 から1180MPa 級高張力鋼板まで用意されており、また表 面めっきについても本研究で新たに開発したモデルにより 考慮できる。めっき鋼板のモデル化については次節で詳述 する。なお、本解析システムは汎用 FEM 解析コード Abaqus をベースに、多くのユーザ・サブルーチン群と独自 開発の周辺プログラム群により構成されている。

2.2 めっき鋼板の解析モデル

2.2.1 めっきモデルの基本概念

めっき鋼板のスポット溶接では、一般に非めっき鋼板よ りもナゲット形成が遅れることが知られている。これは、 鋼板表面のめっきが通電による温度上昇により溶融し、接 触面外に排出されて通電径が拡大するためと解釈される。 また鋼板温度が更に上昇しめっきの沸点に到達すると、こ の排出された溶融めっきは蒸発し、通電径の拡大現象が解 消されると考えられる。以上のことを考慮し、めっき鋼板 の解析モデルを構築した。

図3はその基本概念を板-板界面について説明した図で ある。まず解析より得られる温度分布からめっき融点を超 える領域を判定し,めっき材の膜厚や密度より溶融めっき の体積を算出する(図3(a))。この溶融体積をシートセパ レーション部に仮想的に充填することを考え,溶融めっき が存在すると判定される領域までを通電径として導通条件 を付与する(図3(b))。更に温度が上昇し,シートセパレー ション部近傍の温度がめっき材の沸点に到達した瞬間, シートセパレーション部に排出されていた溶融めっきが蒸 発すると考え,仮想的に拡大していた通電径を実際の接触 径に回復させる(図3(c))。本モデルで必要となるめっき 特性は,融点,沸点及び膜厚(または付着量と密度)である。

電極-板界面についても,図示していないがまったく同様のモデルを適用することができる。なお,めっき層及び 仮想的な導通領域はいずれも FEM メッシュを定義せず, めっき鋼板モデルはすべて解析的に処理される。

2.2.2 モデルの妥当性検証

本モデルの妥当性を検証するため、板厚 1.2mm の 590 MPa 析出硬化鋼の片面に純亜鉛電気めっきを 90g/m² 付着させた試験片を実験室にて作成し、次に示す方法にて スポット溶接したときのナゲット形成挙動について調べた。 すなわち、板組は 2 枚溶接であるが、めっき面が重なる場 合(以下, C/C)と、めっき面が背反する場合(以下, N/N) の二通りについて検討した。加圧力は 2.45 kN,電流は 7.2 kA,通電時間は 233 ms (アップスロープ 50 ms を含む), 電極は先端が 6R40 径の DR 型クロム銅電極である。

図4はナゲットの成長履歴を実験と解析とで比較した結果を示す。板組が N/N の場合は、非めっき鋼板(non-coated)

と同様の成長挙動を示し, C/C の場合はナゲット成長が遅 れるという実験結果に対し, 解析結果は良好な対応を示し ている。図5に示した溶接途中の断面の比較においても, めっき面の組み合わせによる差異が, 解析により良好に再



図3 めっき鋼板の解析モデルの概略((a) 溶融めっき体積 の計算,(b) 通電経路の拡大,(c) 通電経路の回復) Modeling of coated sheet (a) Calculation of volume of melted metal, (b) Enlarging

current path, and (c) Restoring current path



図 4 めっき鋼板における実験と解析のナゲット成長履歴の比較

Comparison of nugget growth history between experiments and calculations for coated sheets 現されている。以上の結果より,本めっきモデルの妥当性 が確認された。

2.3 スパッタの予測モデル

ここでは板 – 板界面から発生するスパッタ(いわゆる中ちり)の予測モデルを導出する。まず図6に示したような 溶接中の1枚の鋼板について力の釣り合いを考える。電極 からの力を F_{E} ,溶融部(ナゲット)からの力を F_{N} ,向かい 合う鋼板から受ける力を F_{C} とすると、板厚方向の釣り合 い式として

$$F_N + F_C = F_E \tag{1}$$

が成り立つ。

仮に電極の軸ずれなどがない理想的な状態,すなわち軸 対称状態が常に成り立つ解析の世界では式 (1) の F_E は加 圧力 F_s に等しいので,式 (1) は

$$F_N + F_C = F_S \tag{2}$$

と書き直すことができる。一方,実際の溶接においても式(2) と同様の釣り合い関係が成り立つが,電極の軸ずれや倒れ が不可避であるため,電極からの力は加圧力より幾分小さ いものとして考えるのが妥当である。すなわち,

$$F_{N}^{*} + F_{C}^{*} = k \cdot F_{S}^{*}$$
(3)

が実機での釣り合い条件式である。ここに k は1 以下の係 数であり, 添え字*は先の理想状態(解析の世界)と区別 するために付与したものである。実際にスパッタが発生す る瞬間には板-板間の接触力はゼロとなるはずなので,ス パッタの発生条件式として次式を用いることができる。

 $F_c^*=0$ (4) ここで、溶接条件として規定する加圧力、及びナゲットの







図 6 理想的な状態での溶接中鋼板の力の釣り合い Force balance in a welded sheet in idealized conditions 大きさに支配され軸ずれ等に影響されないと考えられる溶 融部からの力については、ともに解析と実機で区別する必 要がないので、

$$F_s = F_s^* \tag{5}$$

 $F_N = F_N^{*} \tag{6}$

としてよい。結局,式(2)と式(3)の差をとり,これに式(4), 式(5)及び式(6)を適用することで、実際にスパッタが発 生する条件において解析上で成り立つべき関係式として次 式が得られる。

$$F_c = (1 - k) \cdot F_s \tag{7}$$

ところで式(7)の成立を判定してスパッタの発生を予測 するためには、解析結果として F_c の履歴が得られること、 及び係数kの値が既知であることの2点が必要である。ま ず F_c については、連成解析の各ステップにおいて図7に 示すコロナボンド部の接触圧力の総和を計算すればよく、 次式により評価することができる。

 $F_c = 2\pi \int_{r_s}^{r_c} r \cdot p_c(r) dr$ (8) ここで, r はナゲット中心からの距離で, r_N , r_c はそれぞれ ナゲット半径, 接触半径である。また接触圧力 $p_c(r)$ は解 析結果として直接得ることができる。一方係数 k は, いく つかの溶接条件について式 (8) の F_c と実験結果を比較す ることで決定できる。

図8はその決定手順を示す。まずある加圧力F_sに対して電流を変化させた実験を行い,溶接中の抵抗変化などからそれぞれのスパッタ発生時間を調べる。次に実験と同条



図7 解析モデルにおける接触圧力 F_c Contact force F_c in the simulation model



Measured time when spatter is observed

図8 式 (7)の係数 k の評価 (計算結果 F_cの履歴からスパッ タ発生時間を計測)

Evaluation of parameter k in eq.(7) by plotting measured spatter time on the history of calculated F_c

件で解析を行い、 F_c の履歴を得る。これらの結果からスパッタ発生時間における F_c 値を読み取り、スパッタ発生条件である式 (7) に適用すれば、加圧力 F_s に対するkが得られる。

係数 k はその性格上,溶接機の違いや実験ばらつきに影響されるはずであるが,筆者らが行った実験の範囲においては,いずれの加圧力に対してもおよそ 0.9 程度の値となった。したがって経験的には,式(7)のスパッタ判定条件式は更に単純化され,次式となる。

 $F_c = 0.1F_s$ (9) ここで導出したスパッタ発生予測モデルの妥当性検証は、 次節に委ねる。

2.4 ウェルドローブの予測

前節で導出したスパッタ発生予測モデルの妥当性を検証 するため、ウェルドローブの予測を行った。ウェルドロー ブとは横軸を電流、縦軸を加圧力または通電時間とした場 合のナゲット径の分布図で、適正溶接条件範囲を示す図で ある。検討に用いたのは軟鋼、590 MPa 級 DP 鋼及び980 MPa 級 DP 鋼の3 鋼種で、それぞれ板厚 1.2 mm の 2 枚溶 接について実験及び解析を行った。加圧力は1.47,2.45,3.43, 4.41 kN の4 水準、電流は 3.0~11.0 kA まで 0.5 kA 間隔で 条件を変化させ、通電時間は 233 ms 一定、電極は 2.2.2 項 と同じ DR 型である。

図9はそれぞれの鋼種のウェルドローブについて,実験 結果より作成されたものと解析より予測されたものとを比 較して示した図である。実線で示した予測ウェルドローブ は、ナゲット径 (DN) が $4\sqrt{t}$ (t:板厚) となる DN 値のコン ターラインと,式(9) を満たす F_c 値のコンターラインとで 囲まれる領域として作図した。いずれの鋼種においても、 予測ウェルドローブは網掛けを施した実測結果と良好に一 致しており、本研究のスパッタ予測モデルが妥当であるこ とが確認できた。

ドア開口部のスポット溶接性に及ぼす諸因子の影響検討

3.1 解析モデルと解析条件

本研究ではドア開口部のスポット溶接を想定し,サイド パネルアウター(以下 SPO),レインフォース(同 REINF) 及び A ピラーインナー(同 APLR-INN)の3 枚板組につい て考える。この板組では一般に板厚比が4 あるいはそれ以 上と大きく,また部材のプレス成形精度や他部品との組み 付け精度に起因する板隙や近接既打点による分流も懸念さ れるため,車体のスポット溶接でも難溶接部のひとつとさ れる。

図 10 に示すのはドア開口部を模擬した解析モデルで、 表1 にその板組を示す。簡単化のため部材はストレート形 状とし、また解析規模の制約から長手方向に 80 mm の範囲



図9 実験と解析結果のウェルドローブの比較 Comparison of weldability lobes between measurement and predicted

を解析領域として設定した(図 10 (a), (b))。ただし,溶接 性に及ぼす部材の剛性や既溶接点による分流の影響を考慮 するため,部材の断面形状は実車に則してモデル化すると ともに,フロントウィンドウ側に3点及び打点位置と同じ フランジ上に1点それぞれ5mm径の既溶接点を25mm間 隔で配置した(図 10 (b))。なお,既溶接点では5mm径の 範囲でメッシュ節点を共有化させ,3枚の板を力学的に拘 束するとともに通電(分流)を許容した。その他の電極-板界面及び板-板界面には力学的接触条件,及び接触熱, 電気抵抗を定義した。また,解析モデルのフロントウィン



(a) Analysis region and finite element mesh

(b) Model dimensions and position of existing welds

図 10 ドア開口部の FEM 解析モデル Finite element model of a door opening

表	1	板組	
Sheet	con	nbinati	ion

REINF 590 MPa-class steel / 1.0 mm	SPO	Mild steel / 0.8 mm
APLR-INN 590 MPa-class steel / 1.8 mm	REINF	590 MPa-class steel / 1.0 mm
	APLR-INN	590 MPa-class steel / 1.8 mm

表 2 溶接条件 Welding conditions

Electrode force	3.5 kN
Weld time	22 cycles (60 Hz)
Weld current	7.0 kA

ドウ側端面の全変位及び長手方向端面の面外変位を拘束した(図 10 (b))。

板隙の影響については後節で検討することとし、まずは 板隙なしとしたモデルのドア開口部側フランジ上に先端径 6mm,先端 R40mmのDR型電極を垂直に配置し、表2に 示した条件にて溶接解析を行った。溶接中心はフランジの 長手方向中央、フランジ端から6mmの位置とした。以下、 得られた解析結果をクーポンTPの解析結果と比較しなが ら、ドア開口部の溶接性に及ぼす各種因子の影響を検討す る。

3.2 既溶接点による分流の影響

ドア開口部モデルの各板界面におけるナゲット成長履歴 を、50mm×30mmのクーポンTP(図11)を同一条件で単 点溶接した場合と比較して図12に示す。この結果より、 ドア開口部モデルの方がナゲット形成は遅く、また最終的 なナゲット径もかなり小さくなることが分かる。この原因 は主に既溶接点による分流の影響と考えられ、具体的には 図13に示す溶接点での電流時刻歴から明らかなように、 ドア開口部モデルでは投入電流である7.0kAに対してその



図 11 クーポン TP の FEM 解析モデル Finite element model of a coupon test piece



図 12 ナゲット成長履歴 Nugget growth histories

6~8割しか溶接点に電流が流れていない。分流の様子については、電流密度のコンター図からよく理解することができる。

図 14 はドア開口部モデルの通電 5 サイクル目における 電流密度分布を示したもので、この結果よりモデル化した

- 113 -



図 13 溶接領域を通過する電流の履歴 Histories of current passing through the welding area



(a) View from door opening side

(b) View from roof panel side



全ての既溶接点において分流の存在が確認できる。ただし、 フロントウィンドウ側フランジ上の3点については分流量 としては非常に小さく、分流量のほとんどは最近接打点に 集中している。したがって、溶接性に及ぼす分流の影響を 検討する際には、最近接打点に対して最も注意が必要であ ると言える。

3.3 部材剛性の影響

次に、溶接性に及ぼす部材剛性の影響について検討する。 クーポン TP をスポット溶接すると、電極加圧力により鋼 板は面外変形し、鋼板の間にはギャップ(シートセパレー ション)が生じる。各界面の接触状態に影響するこのシー トセパレーションの大きさは、溶接条件、電極形状、鋼種 あるいは板厚などにより変化するが、被溶接材の形状、す なわち部材剛性にも影響されると考えられる。特に、ドア 開口部のように閉断面構造部材では溶接時の変形が抑制さ れ、クーポン TP とは異なる溶接性を示すと考えられる。 そこで本節では、ドア開口部モデルと同じ板組及び既溶接 点を有するクーポン TP モデル(図15)から得られる解析 結果をドア開口部モデルと比較し、溶接性に及ぼす部材剛 性の影響を調査した。

SPO-REINF 界面におけるナゲットの成長履歴について ドア開口部モデルとクーポン TP モデルとを比較して図16



図 15 既溶接点を考慮したクーポン TP の FEM 解析モデル Finite element model of a coupon test piece with an existing weld



に示す。ドア開口部モデルの方が僅かにナゲット形成は遅 れているが、全体的なナゲット成長を見れば両者の差は小 さい。REINF-APLR-INN 界面についても同様に両者の差 は殆どなかった。その理由を考察するため、SPO-REINF 界面における溶接部の平均電流密度を算出し、両モデルに ついてその違いを調べた。結果を図17に示す。この図か ら明らかなように、ナゲット形成に直接関与する溶接部の 平均電流密度は両者でほぼ同等であり、結果的に本検討の 板組及び部品形状ではナゲット形成に差異が生じなかった







図 19 隙間を付けた単溶接の FEM 解析モデル Finite element models of single spot joint with gap

と考えられる。

一方でシートセパレーションに注目すると、両者には明 確な差が認められる。例えば図 18 は通電後 5 サイクル目 の断面形状であるが、ドア開口部モデルの方が明らかに シートセパレーションは小さい。このことは、めっき鋼板 を扱う場合に重要となる。すなわち、鋼板表面のめっきは 通電中に一部が溶融し、シートセパレーションに充填され ることで見かけの通電径が拡大する。その結果、溶接部の 電流密度が低下してナゲット成長が遅延する³⁾。本検討で は裸鋼板のみを扱ったため、両解析モデルで溶接性に大き な差が認められなかったが、実車のように SPO がめっき鋼 板の場合には、部材剛性差に起因するシートセパレーショ ンの違いが、溶接性に少なからず影響を及ぼすものと予想 される。

3.4 部材剛性の影響

板隙の影響を実験で評価する場合,板間にスペーサを挿入して隙間を与えたクーポン TP が広く用いられるが,実際の車体構造で生じる板隙には様々な形態が考えられ,隙間付クーポン TP により評価できる範囲はかなり限定されると考えられる。

例えば、図19(a) に示すような、支持間隔 50mm で 1mmの隙間を付けたクーポンTP モデルと、同じく1mm の隙間を付けた図 19(b) のようなドア開口部モデルを、と



もに表2に示す条件で溶接した場合を考える。このとき, REINF-APLR-INN 界面のナゲット成長について比較する と、図20に示すようにクーポンTPとドア開口部でその履 歴が大きく異なり,隙間のないクーポンTPと比較しても一 方はナゲット成長が早くなり,他方は遅れるというように 溶接性変化の傾向も異なる。これは隙間の与え方が違うた め各界面の接触状態が異なり,図21のように発熱の形態 に差が生じるためと考えられる。更に,めっき鋼板が含ま れる場合には,前節で指摘したようにシートセパレーショ ンの影響も加わるため,溶接性の変化はより複雑になると 考えられる。このように,板隙が溶接性に及ぼす影響を検 討する際には,実構造での状況を正しく把握する必要があ ると言える。

4. 異種異厚板組を対象とした溶接部破断予測への応用

4.1 スポット溶接継手の引張試験

本章で検討したスポット溶接継手の引張試験では,一方 を 270 MPa 級 (以下,270 材) 板厚 2.0 mm の冷間圧延鋼板 とし,相手材の材質と板厚を変化させた 5 種類の板組を用

-115 -

いた。表3に引張試験の板組と試験結果を示す。継手形 状は図22に示す引張せん断継手とL字継手とし,溶接部





(b) Door opening with gap

図 21 通電 1 サイクル目における温度分布 Temperature distributions at 1 cycle

表3 スポット溶接継手の板組と実験結果 Combination of steel sheets for spot welded joints, and corresponding experimental joint strength

	Combination of steel sheets		TS joint		LT joint	
No.			Joint strength (MPa)	Fracture mode	Joint strength (MPa)	Fracture mode
A1	270-steel (2.0 t)	270-steel (1.2 t)	8.77	Shear	2.11	Pull out
A2	270-steel (2.0 t)	440-steel (1.2 t)	10.47	Shear	2.00	Pull out
A3	270-steel (2.0 t)	590-steel (1.2 t)	9.80	Shear	2.52	Pull out
A4	270-steel (2.0 t)	980-steel (1.2 t)	11.71	Shear	2.40	Pull out
A5	270-steel (2.0 t)	Boron-steel (1.2 t)	11.69	Shear	2.28	Pull out



図 22 スポット溶接継手の引張試験片 Tension test specimens of spot welded joint

のナゲット径は 4 \sqrt{t} (t は薄板側板厚)を狙い値とした。引 張試験は 10mm/min の静的条件で行い,表3に記載の最 大荷重は試験数3の平均値である。破断形態は,ナゲット 中央部でのせん断主体の破断(以下,ナゲット界面破断) とナゲット外周にき裂が進展し破断に至るナゲット栓抜け 破断(以下,栓抜け破断)に区別した。引張せん断継手は いずれもナゲット界面破断,L字継手はいずれも薄板側で の栓抜け破断となった。

4.2 破断予測 FEM 解析モデルの構築

4.2.1 解析モデルの概要

異種異厚板組に対応した破断予測 FEM 解析モデルの構 築に関して述べる。図23にスポット溶接部の解析メッシュ を示す。ナゲットと熱影響部(HAZ)の形状は板厚とナゲッ ト径をパラメータとした回帰式により導出した。母材と HAZの変形抵抗曲線と破断限界値は同種板組各部位での データを設定するが、2種類の材料が混合したナゲットで は同種板組のデータをそのまま適用できない。ナゲットの データは超小型試験片の引張試験"により求めてもよいが、 本章の検討では簡便性と拡張性を考慮して、線形混合近似 及び予測式により算出した。

4.2.2 変形抵抗曲線と破断限界値の算出方法

変形抵抗曲線は Ludwik の式で近似しており, 異種異厚 板組では式(10)に示すように,各材料の Ludwik 式に溶融 部混合率(R₍₂₇₀₎:270材(2.0t), R_(other):相手材(1.2t))を 乗じてナゲットの流動応力を算出した。破断限界値は累乗 関数の式(11)で表し,その定数 a, b は化学成分をパラメー タにした式(12)及び式(13)により求めた。式(12)及び式 (13)の al~a10及び b1~b10 は定数で超小型試験片の引張 試験技術⁷⁰を用いて構築した5鋼種の破断限界値を基礎 データとし最小2 乗法により導いた。異種異厚板組では溶 融部混合率よりナゲットの化学成分を推定した。式(14) は C 量の算出例である。このように,異種異厚板組では溶 融部混合率の算出方法が重要となり,本章では,板厚比ま たはスポット溶接シミュレーション(ナゲット形成解析)結 果により溶融混合率を求め,それぞれの方法で算出した変 形抵抗曲線と破断限界値を適用し,FEM 解析の予測精度



図23 スポット溶接継手のFEM解析メッシュ(異種異厚板組) Finite element mesh of spot welded joint (different materials and thickness)

を比較した。

n(270)

4.2.3 板厚比による算出

評価対象の継手は全て 270 材 (2.0t) と相手材 (1.2t) の 板組となるため、板厚比を用いる場合は、式 (15) 及び式 (16) より R₍₂₇₀₎ = 0.625, R_(other) = 0.375 とした。

$$R_{(270)} = \frac{2.0}{2.0 + 1.2} \tag{15}$$

$$R_{(other)} = \frac{1.2}{2.0 + 1.2}$$
(16)

4.2.4 スポット溶接シミュレーションの活用

本実験で用いた溶接条件を入力パラメータとし、本技術 より溶融部混合率を計算した。ナゲットの体積 $V_{(270)}$ 及び $V_{(other)}$ は加熱時の最大液相率を用い、ナゲット径は最大液 相率 0.8 以上の範囲とした。また、溶融部混合率 $R_{(270)}$ 及び $R_{(other)}$ は式 (17) 及び式 (18) より求めた。表4 にナゲット形 成解析によるナゲット径と溶融部混合率, 図 24 に板組 No.A4 の溶接継手の切断面とナゲット形成解析結果 (液相 率分布) をそれぞれ示す。解析結果のナゲット径は狙い値 (4 \sqrt{t} =4.38mm) に対応しており、溶融部混合率は妥当な値 と考えられる。相手材 (1.2t) が 270 材または 440 材となる 板組 No.A1 及び A2 の溶融部混合率は、板厚比を用いた場 合と概ね一致した。

一方, 板組 No.A3, A4 及び A5 では板厚比とは異なる値 を示した。軟鋼と比較して高強度材は室温~1000℃の電気 抵抗率が高いため, ナゲット成長が早く溶融部混合率が高 くなることが知られている¹⁾。解析結果はその傾向と一致し, 相手材がホットスタンプ材(板組 No.A5)ではほぼ同等の 溶融部混合率となった。

$$R_{(270)} = \frac{V_{(270)}}{V_{(270)} + V_{(other)}}$$
(17)

$$\mathbf{R}_{(\text{other})} = \frac{\mathbf{V}_{(\text{other})}}{\mathbf{V}_{(270)} + \mathbf{V}_{(\text{other})}} \tag{18}$$

表 4	スポッ	ト溶接シ	ミュレ	ーショ	ン結果の	り比較
Cor	npariso	n of spot	weld	simula	ted res	ults

				Nugget	mixing ratio	
	No. Combination of steel sheets		nation of sheets	diameter (mm)	R ₍₂₇₀₎	R _(other)
A1	270-steel	270-steel	1 17	0.602	0.308	
	(2.0 t)	(1.2t)	4.47	0.092		
A2	270-steel	440-steel	4.50	0.620	0.270	
	(2.0 t)	(1.2 t)	4.30	0.030	0.370	
A3	270-steel	590-steel	4.50	0.582	0.418	
	(2.0 t)	(1.2t)	4.30	0.382		
A4	270-steel	980-steel	1 28	0.552	0.448	
	(2.0t)	(1.2t)	4.20	0.332		
A5	۸5	270-steel	Boron-steel	4.07	0.528	0.472
	(2.0 t)	(1.2 t)	4.07	0.520	0.472	







(Distribution of liquid phase ratio)



4.2.5 ナゲットの変形抵抗曲線と破断限界値

板厚比とスポット溶接シミュレーション(ナゲット形成 解析)により溶融部混合率(R₍₂₇₀₎, R_{(other}))をそれぞれ算出し, 式(10)~(14)を用いてナゲットの変形抵抗曲線と破断限 界値を板組毎に求めた。表4に示すようにNo.A1及びA2 の溶融部混合率は、スポット溶接シミュレーション結果と 板厚比で殆ど差が生じないため、変形抵抗曲線と破断限界 線も概ね一致した。一方,No.A3,A4及びA5に関しては、 溶融部混合率の差の影響が現れた。図25に変形抵抗曲線、 図26に破断限界値をそれぞれ示す。グレーの実線と破線 は板厚比からの算出結果、黒の実線と破線はスポット溶接 シミュレーションからの算出結果である。No.A3,A4及び A5に関してはスポット溶接シミュレーションからの算出結 果の方が、変形抵抗が大きく破断限界は低延性を示し、相 手材(1.2t)が高強度になるに従いその傾向は顕著になった。

4.3 解析結果

試験結果とFEM 解析結果の継手強度の比較を図27 に 示す。FEM 解析では、ナゲットの変形抵抗曲線と破断限 界値を板厚比から算出した解析結果(以下,解析結果(1)) と、スポット溶接シミュレーションから算出した解析結果 (以下,解析結果(2))についても比較した。

解析結果(1)は、引張せん断継手においては試験結果と



図 26 FEM 解析モデルにおけるスポット溶接部の破断限界値 Spot weld fracture limit curves in FEM analysis model

良好に対応したが、L字継手では相手材(1.2t)が高強度に なるに従い試験結果との差が拡大し、板組 No.A4 及び A5 では試験結果との誤差が 10%以上となった。一方,解析結 果(2)は、L字継手においても試験結果との誤差が 10%未 満となり、解析結果(1)と比較した場合、板組 No.A4 及び A5 での予測精度向上の効果がより顕著になった。破断形 態に関しては解析結果(1)及び(2)ともに試験結果と一致 した。図 28 に一例として、板組 No.A4 の試験結果の断面 写真と解析結果(2)の比較を示す。引張せん断継手では、 ナゲット界面破断、L字継手では栓抜け破断となり、相手 材(1.2t)が高強度の場合、破断起点はナゲット内となり FEM 解析においてもその現象を再現した。以上の結果から、 高強度材を含む異種異厚板組では、溶融部の材料特性値 が予測精度に大きく影響し、その推定方法が重要であると 言える。

5. 結 言

本研究では,相変化や相変態を考慮した電場 – 温度場 – 応力場の増分連成解析手法に基づく高精度なスポット溶接





(b) Experimental results

図 28 破断形態の比較(板組 No.A4) Comparison of fracture mode (No.A4) FEM 解析システムの構築に取り組んできた。本技術では 任意の板組,溶接条件下でナゲット成長を精度良く予測す ることに留まらず,めっきの溶融と蒸発の考慮,内部より 溶融金属が飛散するスパッタ発生も予測し,めっき鋼板を 含んだ実板組を対象としたウェルドローブの机上検討を可 能にした。当初の評価対象はクーポン TP の単点溶接を想 定していたため,軸対称モデルでの検討が中心であったが, 分流,板隙,電極の軸ずれ等の検討にも対応するため3次 元モデルに拡張した。

その一例としてドア開口部を模擬した部材形状にスポット溶接シミュレーション技術を適用し,分流,部材剛性及び板隙が溶接性に及ぼす影響について,クーポン TP の単点溶接と比較した検討方法を提案した。更に,溶接部強度評価への応用として,スポット溶接シミュレーションで計算したナゲットの溶融部混合率から変形抵抗と破断限界値を算出し,異種異厚板組を対象とした破断予測 FEM 解析

モデルの高精度化に寄与した。

自動車用鋼板は高強度化が進み板組はより煩雑化するため,スポット溶接条件の決定は困難となる。また,板隙, 電極の軸ずれ等の外乱条件下での溶接メカニズムの検討も 重要となるため,本解析技術の活用にますます期待が持て る。

参照文献

- 1) Fukumoto, M. et al.: SAE paper. 2003-01-2806, 2003
- 2) 福本学 ほか:溶接学会全国大会講演概要. No.72, 2003, p.60
- 3) 福本学 ほか:自動車技術会春季学術講演会前刷集. No.74-06, 2006, p.9
- 4) 福本学:溶接構造シンポジウム 2011 講演論文集. 2011, p.267
- 5) 上田秀樹 ほか: 自動車技術会論文集. 44 (2), 727 (2013)
- 6) 上田秀樹 ほか: 自動車技術会論文集. 46(3), 687(2015)
- 7) 中山英介 ほか:自動車技術会論文集. 36(1), 205(2005)



上田秀樹 Hideki UEDA 鉄鋼研究所 材料信頼性研究部 主幹研究員 兵庫県尼崎市扶桑町1-8 〒660-0891



福本 学 Manabu FUKUMOTO 技術開発企画部 研究推進室 主幹



富士本博紀 Hiroki FUJIMOTO 鉄鋼研究所 研究企画室 主幹 博士(工学)



岡村一男 Kazuo OKAMURA 技術開発本部 フェロー 博士(エネルギー科学)



菊池庄太 Shota KIKUCHI 鉄鋼研究所 材料信頼性研究部 主任研究員



中山英介 Eisuke NAKAYAMA 鉄鋼研究所 研究企画室 主幹 博士(工学)



岡田 徹 Tohru OKADA 人事労政部 主幹



泰山正則 Masanori YASUYAMA 鉄鋼研究所 接合研究部 上席主幹研究員