ホットプレスによる長繊維強化金属基複合材料 (FRM) の作製条件決定アルゴリズム*

高橋 邦夫**, 坂井 重郎***, 金 鍾勲****, 鈴木 暁男**, 恩澤 忠男**

Algorithm for the determination of hot pressing parameters in fabrication of FRM*

by Kunio Takahashi**, Shigeo Sakai***, Jong-Hoon Kim****,
Akio Suzumura** and Tadao Onzawa**

When hot pressing is used to fabricate the fiber reinforced materials (FRM), hot pressing process parameters should be selected so as to satisfy the following two necessary conditions, i.e., (1) the deformation and the adhesion of the matrix foil must be completed, (2) the thickness of the reaction layer at the matrix/fiber interface must be smaller than the critical value which is derived from the Griffith's theory.

In order to predict the deformation of matrix foils, a model was proposed, where plastic and creep deformation were taken into account. The thickness of the reaction layer was predicted on the basis of the diffusion controlled mechanism. These calculations provide a consistent and unified interpretation of experimental data for Ti-matrix FRM.

An algorithm of the determination of hot pressing process parameters was proposed. According to the algorithm, Ti_3Al matrix FRM was formed to demonstrate the applicability of the algorithm. The tensile strength of the FRM was found to be about 1200 MPa at the temperature range from 300 K to 1000 K.

Key Words: simulation, creep deformation, interface reaction, algorithm, FRM, intermetallic compound, titanium alloy, hot pressing, fiber, parameter determination

1. 結 言

ホットプレスは、チタン合金やチタン-アルミ金属間化合物などをマトリックスとした複合材料 (FRM) の作製手法の一つである。ホットプレスによって FRM を作製する場合、少なくとも、次に挙げる 2 条件が必要と考えられる。すなわち、(1) 作製中に箔が十分変形し内部の空隙が完全に消失していること、および(2) マトリックスと繊維の界面に生じるもうい反応層が十分薄く、それが複合材料の強度に影響しないこと、である¹⁾。箔の密着変形を十分に行うためには高温で長時間保持することが望ましい。逆に、繊維-マトリックス界面における反応を抑制するためにはむしろ低温、短時間で作製することが望ましい。したがって、FRM 作製条件は、各現象の速度論を考慮して決定するべきである。しかし、この見地からホットプレスによる FRM 作製条件の決定手続きを論じた例はない。

そこで本研究では、マトリックス箔の変形密着過程に対する単純モデルを提案し、密着過程を予測計算する手法を検討する。そして、マトリックス界面における反応層成長速度についても予測計算し、ホットプレスによる FRM 作製条件決定のアルゴリズムを提案する。

2. FRM 作製プロセスで重要となる機構とその速度論

2.1 ホットプレスによる FRM 作製プロセス

近年、気相法、粉末焼結およびプラズマ溶射などによる FRM の作製が研究されているが、まだ多くの課題が残されている。ホットプレスによる作製法は、他の手法に比べ単純であり、一応の成果を挙げている²⁾。ホットプレスによる作製法を適用するには、マトリックスとする材料の箔が必要となる。金属間化合物の箔が商業ベースで生産されるようになって来たので、金属間化合物をマトリックスとした FRM もホットプレスによって作製できるはずである。

本研究ではホットプレスによる作製法を対象とする。これは、長繊維をマトリックスとなる箔の上に配列し、ニクロブレイズセメントで固定したプリフォームをホットプレスによって成形する手法である。

2.2 マトリックス箔の変形密着機構およびそのモデル

固相接合における密着は塑性変形、クリープ変形および拡散により達成される。各機構が支配的となる条件領域は文献³⁾に詳述されている。FRM 作製時の密着過程も固相接合や焼結の変形密着過程に類似している。ホットプレスによる FRM 作製においては、塑性変形機構およびクリープ変形機構が支配的になると考えられる。

マトリックス箔の変形密着過程のモデルを Fig. 1 に示す。昇温を終え加圧を開始する時間を $t=0$ とする。この時間 0 s の間に塑性変形機構による変形が生じる。その後クリープ変形機構により時間とともに密着が進行する。そして、 $t=t_{fin}$ で密着が完了するとしている。

クリープ変形途中のパラメーターを示したのが Fig. 2

*原稿受付 平成 5 年 4 月 9 日 平成 4 年 9 月界面接合研究委員会発表

**正 員 東京工業大学 Member, Tokyo Institute of Technology

***正 員 川崎製鉄 Member, Kawasaki Steel

****正 員 日発中研 Member, NHK Spring R&D Center Inc.

Fig. 1 Schematic illustrations of deformation process.

Fig. 2 A model of creep deformation.

である。無限遠方で P_b の圧力を加えた時、箔のバルクは無限遠方で du_r/dt の速度で変位する。その結果、繊維間の箔表面は du_s/dt の速度で変位する。このとき、体積保存則が成り立つとし、繊維の間隔は $2L$ で、繊維との接触部の距離は $2X$ としている。

マトリックス金属表面の幅 $2X$ の部分では、繊維との接触による応力によって変形が生じる。 $t=0$ における X を X_0 とする。 X_0 は塑性変形によって生じ、

$$X_0 = \frac{P_b L}{\sigma_y} \quad (1)$$

と近似した。ここで、 σ_y はマトリックス金属の降伏応力である。

その後のマトリックスの変形密着過程は Wilkinson, Ashby ら⁴⁾と同様に、以下のように近似する。マトリックス箔の繊維近傍部分を内径 X 、外径 L の肉厚半円筒とみなす。そして、平面ひずみ状態で、肉厚円筒に加わる内圧と外圧との差によって内径が大きくなり、その内径の増加速度が箔の剛体変位速度 $|du_r/dt|$ に相当するとしている。ただし、外圧を P_b 、内圧を $(L/X)P_b$ と見なしている。したがって、クリープ変形機構によるマトリックスの変位速度 du_r/dt は、

$$\frac{du_r}{dt} = \frac{A(\sqrt{3}/2^{n+1}X)}{\{1-(X/L)^{2/n}\}^n} \left\{ \frac{2P_b(L/X-1)}{n} \right\}^n \quad (2)$$

となる。ただし、 A と n は材料定数であり、クリープ変形による相当ひずみ速度 $d\epsilon/dt$ は、それらを用いて、

$$\frac{d\epsilon}{dt} = A\sigma^n \quad (3)$$

と表せるとした。

2.3 反応層の成長機構

反応層を形成する際には、界面における化学反応および界面に反応元素を供給する拡散が生じる。ホットプレスで FRM をつくる際、反応層厚さは時間の平方根に比例する例が多い⁵⁾。その場合には、拡散機構が律速されると考えられる。そのとき、反応層厚さ Z は、 $Z=k\sqrt{t}$ と表せる。ここで、係数 k は、二元系の場合の拡散律速モデル⁶⁾が成り立つとすると、

$$k = \frac{2\Delta C}{\rho} \left[\frac{D_0}{\pi} \right]^{1/2} \cdot \exp\left(\frac{Q_d/2}{R_g T}\right) \\ = k_0 \cdot \exp\left(-\frac{Q_d/2}{R_g T}\right) \quad (4)$$

という物理的意味を持つ。ここで、 ΔC は拡散元素のマトリックスと反応層における濃度差で、 ρ は反応層における拡散元素の濃度、 D_0 は律速する拡散過程の拡散係数の頻度因子、 Q_d は拡散の活性化エネルギー、 R_g はガス定数（もしくはボルツマン定数）である^{*1}。

Ochiai ら¹⁾によると、マトリックスと繊維の界面に生じるもろい反応層の厚さが、あるしきい値 Z_{cr} を越えると、そこに発生する微小クラックのために FRM は破壊にいたる。その Z_{cr} は、材料定数、および繊維径 R によって決まる。

FRM 作製において加圧終了時 ($t=t_{fin}$) に $Z \leq Z_{cr}$ であることが必要であるから、

$$t_{fin} < \frac{Z_{cr}^2}{k_0^2} \exp\left(\frac{Q_d}{R_g T}\right) \quad (5)$$

が必要となる。

これにより、反応層が FRM の機械的性質に影響を及ぼさないように、作製条件の範囲を絞ることができる。チタン合金や金属間化合物をマトリックスに用いた FRM は高温で使用されるが、(5)式は使用寿命を予測するためにも利用することができる。

2.4 数値計算手法

クリープ変形による変形密着過程は $X=X_0$ ($t=0$) に始まり、 $X=R$ ($t=t_{fin}$) で終了する。変形過程において変形密着の割合を示すパラメータを導入する。すなわち、Fig. 2 の中に暗部で示した断面積 S 、およびその密着終了時における値 S_f を用いて、

$$H = \frac{S}{S_f} \quad (6)$$

なる量を定義し、変形率と呼ぶことにする。

変形密着過程における H の計算には、(2)式を用い、Euler 法によって数値計算した。すべての物理量には倍精度実数を用いた。変位の増分が繊維半径 R の 0.01% 程度になるように、時間ステップを決定する事により、十分な精度の計算をする事ができた。

*1既報^{2,5,8)}では、材料の反応性を比較する事が目的であったので、 $Q_d/2$ を用い見かけの活性化エネルギーと呼んでいた。本報では物理的意味を明確にするため、拡散律速モデルが応用できるとした場合の拡散の活性化エネルギーと呼ぶことにする。

3. 供試材および実験方法

3.1 供試材および変形密着過程に関する実験方法

強化繊維としては、チタンマトリックス FRM 用に開発された AVCO 社製 SiC 繊維 (商品名 SCS-6, 直径 $140\text{ }\mu\text{m}$) を用いた。マトリックス箔としては、厚さ $100\text{ }\mu\text{m}$ の工業用純チタン (CP-Ti) 箔および厚さ $100\text{ }\mu\text{m}$ の Texas Instruments 製 Ti-Al 系金属間化合物 (商品名 Alpha 2) 箔を用いた。これは Ti, Al の他に Nb を含有させたもので、その組成は Ti-25Al-11Nb である。Nb の添加によって延性、加工性が向上している。

等間隔かつ平行に並べた SCS-6 繊維をニクロブレイズセメントを用いて 2 枚のマトリックス箔の間に固定し、一辺 8 mm の正方形プリフォームを作った。圧力 $1 \times 10^{-2}\text{ Pa}$ 以下の真空中でプリフォームの高周波誘導加熱および加圧を行った。荷重を伝達する治具として、 $15\text{ mm}\phi$ のタングステン丸棒を使用した。昇温にかかる時間は 360 s とし、温度を一定にしてから荷重を加えた。時間 t_{fin} 経過後、加圧および温度保持を同時に終え、チャンバー内で自然冷却した。

試験後のマトリックス箔の密着性の評価は、光学顕微鏡および SEM によって行った。マトリックス箔の変形が小さい場合には、箔と繊維をはがし、箔表面の SEM 観察から $2X$ の大きさを読みとり、 H に換算した。マトリックス箔の変形が大きく、マトリックスと繊維の分離が困難な場合には、繊維方向に垂直な面で試料を切断し、その断面を光学顕微鏡によって観察した。これらの観察結果から、変形率 H を求めた。

この様な一層のプリフォームを加圧する場合は、多層のプリフォームを加圧する場合よりも治具によるせん断方向の拘束が大きくなる。すなわち、重ねた層が多いほど、加圧したプリフォーム中心部の変形は、側部のそれよりも大きくなると予想できる。つまり、一層材による結果は多層材による結果の最も条件の悪い部分の変形を見積もると考えられる。本研究では、変形密着に対する必要条件を見積もることが目的であるので、モデルをこれ以上複雑にする必要はないと考えられる。

3.2 反応層形成過程に関する実験の手法

上述のように圧縮変形させたプリフォームは圧力 $1 \times 10^{-2}\text{ Pa}$ 以下の真空中で、高周波誘導加熱装置あるいは電気炉を用い、熱処理した。電気炉は加熱に約 1 時間、冷却に数時間かかるために短い時間の熱処理を行う場合には誤差が大きくなる。そのため、10 時間未満の熱処理は高周波誘導加熱装置を用い、10 時間以上の熱処理には電気炉を使用した。熱処理終了後、繊維/マトリックス界面およびその周辺について、高分解能 SEM, EDX および EPMA を用いて、組織観察および元素分析を行い、反応層厚さを評価した。

3.3 強度特性に関する実験の手法

引張試験には、 $40\text{ mm} \times 85\text{ mm}$ 以上の大きさで 8 層以上積層した試料を用意した。この試験片を加工する際、切断にはダイヤモンドカッターを用い、応力集中部は表面研削し、ピン穴開けに放電加工を用いた。加熱および引張試験には高周波誘導加熱を用い、大気中で試験を行った。

Fig. 3 Cross sections of SCS-6/CP-Ti FRM. $P_b = 5.5\text{ MPa}$, $T = 1173\text{ K}$, $L = 105\text{ }\mu\text{m}$ and $R = 70\text{ }\mu\text{m}$. (a) 10 s, (b) 30 s, (c) 60 s, (d) 96 s.

Fig. 4 Calculated and experimental results of deformation ratio for SCS-6/CP-Ti FRM.

4. 実験結果および考察

4.1 変形密着モデルに対する実験的検討

4.1.1 CP-Ti マトリックス FRM

純チタンのクリープ定数や降伏応力などの物性値は、Ti-Al 系金属間化合物などに比べよく知られている。マトリックス箔として工業用純チタン (CP-Ti) を用いた

Table 1 Effective yield stress of Ti-25Al-11Nb.

Temperature (K)	1173	1223	1273	1323	1373
σ_y (MPa)	312	260	221	120	105

Table 2 Effective creep parameters for Ti-25Al-11Nb.

Temp. (K)	1173	1223	1273	1323	1373
A	4.1×10^{-59}	2.8×10^{-59}	2.2×10^{-58}	1.9×10^{-54}	4.0×10^{-54}
n	6.5	6.6	6.6	6.7	6.7

Fig. 5 Calculated and experimental results of deformation ratio for SCS-6/Ti-25Al-11Nb FRM.

実験と計算結果との比較を行った。Fig. 3 は断面の光学顕微鏡写真である。実験条件は、 $P_0 = 5.5$ MPa, $T = 1173$ K, $L = 105$ μ m, $R = 70$ μ m である。図の(a)~(d)は、それぞれ保持時間 $t = 10, 30, 60, 96$ s のものである。図に見るように、繊維間の箔表面は平面的に圧下しない。本研究で提案したモデル (Fig. 2 参照) では、この部分を平面に近似している。この点において、本モデルは実験結果と若干異なるが、密着に要する時間のオーダーを見積もることはできると考えられる。

変形率 H を用いて実験結果と計算結果とを比較したのが Fig. 4 である。(a)~(c)はいくつかの条件における変形率 H と保持時間の関係を示したものである。図中の実

線は計算値であり、○印は実験値である。計算結果と実験結果はよく一致している。本研究で提案したモデルは非常に単純である。それに関わらず、計算結果が実験結果とよく合致するのは、変形密着の程度を変形率 H で評価しているためと考えられる。

H が約 95% を越えると、繊維間箔表面の中心部でマトリックス同士が接触し、繊維に近い部分では接触していない状況 (Fig. 3 (c) 参照) となる。本研究のモデルはこれより後の過程に対応していないので、条件設定にこのモデルを適用する際には、ある程度余裕を見ておく必要がある。しかし、実験結果は、このモデルが変形密着過程に対する必要条件を与え得るものであることを示している。

4.1.2 Ti-25Al-11Nb マトリックス FRM

(2) 式における初期条件を決めるためには、(1) 式の降伏応力 σ_y が必要である。この σ_y を求めるために、前節と同様の実験をいくつかの条件で行った。時間に依存する変形が無視できるよう、加圧時間はできるだけ短くした。また X_0 を計測し易いように塑性変形の大きい条件を選んだ。加圧後、箔表面の X_0 を測定し、その値を (1) 式に代入することによって見かけ上の降伏応力 σ_y を求め、それを計算に用いた。 σ_y を Table 1 に示す。

変形密着過程の実験結果および計算結果を Fig. 5 に示す。実験条件は図中に示している。実験値は○印、計算値は実線および破線で示している。我々の文献調査範囲では、1073 K 付近の物性値²⁾しか見つからなかった。複合材料の作製にはそれよりも高い温度が必要となる。文献値から 1373 K までの値を外挿し、その値を用いて計算を行った結果が図中の実線である。(a)~(c) 図より、各条件とも計算結果 (実線) よりも速く密着が進んでいるのがわかる。また、この傾向は温度が高くなるほど顕著となっている。FRM 作製時の条件選択において、物性値の外挿はその保証範囲の近傍で有効かもしれないが、外挿の程度が大きいほど、それは有効でなくなる。

そこで、これらの実験結果と計算結果が一致するように A と n の値を修正²⁾した。その結果³⁾を Table 2 に示す。この表からわかるように、温度 1273 K と 1323 K との間で、 A の値が大きく変化していることがわかる。この事実は、この温度付近でクリープ変形を支配するメカニズムが変化することを示唆している。この表の A と n を用いた計算結果を Fig. 5 (a)~(c) 上に破線で示す。マトリックスの変形密着過程は Table 2 の値でよく記述さ

²⁾ この手法に関しては全国大会にて発表済み、投稿予定。

³⁾ これらの値は本モデルに対する実効値であり、真の物性値ではないことはいうまでもない。

れている。

これらの結果から、物性値のよく知られていない材料に対しても、いくつかの実験を行えば、降伏応力やクリープ定数の実効値が推定できる。高温でも変形しにくい材料を用いる場合やホットプレス装置の荷重系、加熱系等に限界がある場合も、FRM作製条件の選択範囲を合理的に絞れることが示唆される。

4.2 界面反応層成長過程

4.2.1 CP-Ti マトリックス FRM

先にも述べたように、反応層厚さは時間の平方根に比例することが知られており、(4)式における k の値もよく調べられている⁵⁾。マトリックスと繊維の界面に生じる脆弱な反応層の厚さが、あるしきい値を越えると、そこに発生する微小クラックのためにFRMは破壊にいたる。そのしきい値は、マトリックスと繊維の材料定数、および繊維径 R と繊維間隔 $2L$ によって近似的に決まる¹⁾。金属基複合材料の場合、それはおよそ $1\mu\text{m}$ 程度であることが実験的に確かめられている²⁾。

脆弱な反応層の厚さのしきい値から、FRM作製条件の探索範囲を絞ることができる。すなわち、文献²⁾の k 値から求めた k_0 値および Q_d 値を(5)式に代入してFRM作製条件の範囲を図示すると、Fig. 6になる。横軸は温度、縦軸は加圧時間をとっている。いくつかの Z_{cr} の値に対して(5)式の右辺を計算した結果が実線である。実線より下の領域でFRM作製条件を選択すれば、反応層を Z_{cr}

Fig. 6 Relation between temperature and t_{fin} for SCS-6/CP-Ti FRM.

Fig. 7 Cross section of SCS-6/Ti-25Al-11Nb FRM fabricated at $P_b=150\text{ MPa}$, $T=1273\text{ K}$, $L=105\mu\text{m}$ and $t_{fin}\approx 1\text{ s}$.

より小さくできる。

厚さ $100\mu\text{m}$ のCP-Ti箔と直径 $140\mu\text{m}$ の強化繊維をホットプレスしてFRMを作製する場合、密着が達成されるまでに、脆弱な反応層の厚さはしきい値を越えてしまう事が実験的に知られている。そのため著者らは、マトリックスにAl等を添加し、反応層成長速度を抑える方針で研究を進めてきた経緯がある^{2,5,8)}。Fig. 6およびFig. 4の計算結果を用いれば実験条件を決定する事はさらに容易になる。

4.2.2 Ti-25Al-11Nb マトリックス FRM

Fig. 7に熱処理をほどこす前の試料断面の光学顕微鏡写真を示す。作製条件は $P_b=150\text{ MPa}$, $T=1273\text{ K}$, $L=105\mu\text{m}$, $t\approx 0\text{ s}$ である。塑性変形機構のみで密着を達成しているため、上下のマトリックスの間に境界面がみられる。

この試料を 1373 K で3時間熱処理した。その界面の反射電子像をFig. 8(a)に示す。この図における①層より左

Fig. 8 Results of EPMA analyses. (a) Back scattering electron image, (b), (c) atomic concentrations.

Table 3 Results of quantitative analysis for interface of SCS-6/Ti-25Al-11Nb (at%).

	Ti	Al	Nb	Si	C
⑥	27.5	0.0	2.0	21.5	49.0
①	82.0	4.5	7.5	6.0	0.0
②	73.0	21.0	4.0	2.0	0.0
③	57.0	16.5	11.5	15.0	0.0
④	66.0	24.0	9.0	1.0	0.0
⑤	64.0	25.0	11.0	0.0	0.0

Table 4 Reaction parameter k obtained from SCS-6/Ti-25Al-11Nb interface.

Temperature (K)	1173	1223	1273	1323	1373
k ($\times 10^{-8}$ m/ $\sqrt{s}$)	0.84	0.72	1.22	2.03	2.80

Fig. 9 Experimental results for the thickness of the reaction layer.

側の黒い層は、繊維表面のカーボンリッチ層である。繊維の外側は、明らかに組成が異なる5つの部分に分類できる。繊維に近い方から①～⑤の番号をつけた。Fig. 8(b)(c)にEPMAによる線分析結果を示す。図にはAl, C, Nb, TiおよびSiの濃度の相対変化が示されている。

Fig. 8(a)の写真からはわかりにくい、カーボンリッチ層と領域①との間に0.1～0.2 μm 程度の組成の異なる層があることが、FE-SEMによる詳細な分析で確認された(この層を領域⑥とする)。Table 3に領域①～④、および領域⑥における組成の分析結果を示す。

Table 3より、領域①では、Tiの濃度がマトリックス中の濃度よりも高いことがわかる。Siは領域②でほとんど検出されないが、領域③において濃度が15 at%程度となっている。Nbは各領域で検出されている。Alは、領域①で少ないが、隣接している領域②では多量に検出されている(20 at%)。

Fig. 8(a)の領域①ではクラックが多く存在している。このクラックは切断、研磨の際に生じた可能性があるが、①は脆弱な層であるといえる。①の層に比べ②の層にはクラックがほとんど見られなかった。

FRMの破壊に寄与する脆弱な反応層の厚さ((5)式における Z_{cr})としては、①層の厚さを採用するべきと考えられる。実験遂行の都合で、領域(①+②)の厚さをまず計測し、それから①層の厚さを換算することにした。温度および時間を変えて熱処理を行った実験から、この界面層(①+②)厚さと熱処理時間の関係を求めた。そ

Fig. 10 Arrhenius plots of k for SCS-6/Ti-25Al-11Nb FRM. **Fig. 11** Relation between temperature and t_m for SCS-6/Ti-25Al-11Nb FRM.

の結果を Fig. 9 に示す。この結果から界面層厚さは、実際に熱処理を行った時間の範囲では、ほぼ時間に対する放物線則が成り立っていることがわかる。

Table 4 に Fig. 9 から読み取った各温度での k 値 ((4)

式参照)を示す。Fig. 10に、これらの k 値のアレニウスプロットを示す。この図から、定数 k との温度の逆数とはほぼ直線関係にあることがわかる。この直線の傾きから、反応層成長の活性化エネルギー Q_d は約232 kJ/mol

Fig. 12 Tensile strength of SCS-6/Ti-25Al-11Nb FRM.

と読み取れる。反応層成長過程をマトリックス金属における拡散律速と見なすと、この値 Q_d は拡散の活性化エネルギーとして穏当な値と言える。またこの図より k_0 は約 7.27×10^{-4} と読み取れる。

Fig. 11に界面層厚さをパラメータとする温度と時間の関係を示す。FRMの破壊に寄与する脆弱な反応層①の厚さは、反応層①+②の厚さの33%とした。文献¹⁾から、反応層が機械的強度に影響するしきい値 Z_{cr} は、CP-Tiの場合とほぼ同じ(1 μm程度)であることが想像される。この図から、温度と保持時間を決定すれば、直ちに反応層厚さを推定することができる。

4.3 SCS-6/Ti-25Al-11NbマトリックスFRMの高温引張特性

変形密着過程 (Fig. 5 参照) および反応層成長過程 (Fig. 11 参照) の計算結果を考慮して、SCS-6 繊維強化 Ti-25Al-11Nb マトリックス FRM のホットプレス条件を1323 K, 50 MPa, 3600 sと決定した。これは、完全密着で脆弱な反応層の厚さが1 μm未満となる条件である。この条件で作製したFRMの高温引張特性をFig. 12に示す。試験片の本数が少なく、データのばらつきもあるが、常温から約900 Kまでの温度で1200 MPa程度の強度が得られている。この結果は、本研究で検討してきた手続きが有用である事を示唆している。

5. アルゴリズム

FRM 作製条件決定手続きをフローチャートにまとめたのがFig. 13である。この手続きでは、まず、材料定数が分かっているか確認し、不明であれば文献や実験で調

Fig. 13 Flow chart for determination of hot pressing process parameters.

べる。次に、計算機上で試行錯誤する事により、二つの必要条件を満たすホットプレス条件の範囲を決定する。反応層厚さの計算には、Fig. 6 や Fig. 11 などの図を利用する。

このフローチャートに従い、ホットプレス条件を設定することにより、FRM 作製時の試行錯誤を大幅に減らす事ができる。また、反応層厚さの予測ができるので、高温での余寿命に対して一つの限界を示すことも容易である。

6. 結 論

ホットプレスによる FRM 作製時におけるマトリックス材料の変形密着モデルを提案し、反応層の成長過程について検討した。FRM を作製する際の変形密着過程および反応層成長過程を予測し実験結果と比較した。その際、例として、工業用純チタンおよび Ti-25Al-11Nb をマトリックスとした FRM を対象とした。変形密着過程および反応層成長過程を考慮してホットプレス条件を設定することで、FRM 作製条件を合理的に設定できることを示した。

謝 辞

実験および分析を行うにあたり協力頂いた日発グループ

中央研究所の茅本隆司氏ほか関係者の方々に心から感謝します。また、材料定数に関して有益な示唆を頂いた大阪大学の高橋康夫博士、金属材料技術研究所の信木稔博士に心から感謝します。

参 考 文 献

- 1) S. Ochiai and Y. Murakami, Tensile strength of composites with brittle reaction zones at interfaces, J. of Mater. Science, Vol. 14 (1979), p. 831.
- 2) 恩澤, 鈴村, 金, SiC 繊維強化チタン金属基複合材料における反応層の厚さと引張強度との関係, 溶接学会論文集, Vol. 8 (1990), p. 510.
- 3) 西口, 高橋, 小口, 接合機構図による固相接合過程の検討, 溶接学会論文集, Vol. 4 (1986), p. 311.
- 4) D.S. Wilkinson and M.F. Ashby, Pressure sintering by power law creep, Acta Metallurgica, Vol. 23 (1975), p. 1277.
- 5) 恩澤, 鈴村, 金, SiC 繊維強化チタン金属基複合材料の界面反応, 溶接学会論文集, Vol. 8 (1990), p. 122.
- 6) Z.A. Munir, J. of Mater. Sci, Vol. 14 (1979), p. 2733.
- 7) M.G. Mendiratta and H.A. Lipsitt, Steady-state creep behaviour of Ti₃Al-base intermetallics, J. of Mater. Sci., Vol. 15 (1980), p. 2985.
- 8) 恩澤, 鈴村, 金, 坂井, SiC (CVD) 繊維強化チタン金属基複合材料の疲労特性, 溶接学会論文集, vol. 10 (1992), p. 515.