- 4) G. Garmong, N.E. Paton and A.S. Argon; Attainment of Full Interfacial Contact during Diffusion Bonding, *Met. Trans.*, 6A (1975), 1269-1279.
- 5) B. Derby and E.R. Wallach; Theoretical Model for Diffusion Bonding, *Metal Science*, 16 (1982), 49-56.
- 6) F.F. Ling; *Surface Mechanics*, A Wiley Interscience Publication, New York, (1973), 164.
- 7) T. Langdon and F. Mohamed; A New Type of Deformation Mechanism Map for High-temperature Creep, *Mater. Sci. and Eng.*, 32 (1978), 103-112.
- 8) M. Pahutová, J. Čadek and Pyš; High Temperature Creep in Copper, *Phil. Mag.*, 23 (1971), 509-517.
- 9) Y. Takahashi and T. Yamane; Application of Deformation Mechanism Maps to The Study of High-temperature Creep of a Precipitate-free 25Cr-20Ni Austenitic Stainless Steel, *J. Mater. Sci.*, 16 (1981), 3171-3182.
- 10) D.S. Wilkinson and M.F. Ashby; Pressure Sintering by Power Law Creep, *Acta Met.*, 23 (1975), 1277-1235.
- 11) O.D. Sherby and P.M. Burke; Mechanical Behavior of Crystalline Solids at Elevated Temperature, *Prog. in Mater. Sci.*, 13, Pergamon Press, New York (1966) Editors: Bruce Chalmers and W. Hume-Rothery, 339.
- 12) R.C. Gifkins; Transitions in Creep Behaviour, *J. Mater. Sci.*, 5 (1970), 156-165.
- 13) R. Raj and M.F. Ashby; On Grain Boundary Sliding and Diffusional Creep, *Met. Trans.*, 2 (1971), 1113-1127.
- 14) W. Köster; Betrachtungen über den Elastizitätsmodul der Metalle und Legierungen, *Z. Metallkde.*, 39 (1948), 1-9.
- 15) P.B. Hirsch and D.H. Warrington; The Flow stress of Al and Cu at High Temperatures, *Phil. Mag.*, 6 (1961), 735-768.
- 16) R.A. Petkovic, M.J. Luton and J.J. Jonas; Recovery and Recrystallization of Polycrystalline Copper after Hot Working, *Acta Met.*, 27 (1979), 1633-1648.
- 17) M.F. Ashby; A First Report on Deformation-mechanism Maps, *Acta Met.*, 20 (1972), 887-897.
- 18) M.F. Ashby; A First Report on Sintering Diagrams, *Acta Met.*, 22 (1974), 275-289.

基本的な接合機構に基づく固相接合過程の定量的検討(第2報)*

—接合モデルの妥当性に関する実験的検討—

西口 公之**, 高橋 康夫**

A Quantitative Analysis of Solid State Bonding Process Based on Fundamental Bonding Mechanisms (Part 2)*

—Verification of the bonding model by experiment—

by Kimiyuki Nishiguchi** and Yasuo Takahashi**

The two-dimensional model of bonding process proposed in our previous report (Part 1) was experimentally verified, using an oxygen-free copper as material for bonding tests. The boundary conditions in the bonding tests were settled in accordance with the two-dimensional model. The ranges of test conditions (bonding time, pressure and temperature) were determined by the numerical calculations. The experimental results are in good agreement with the calculated results. It is also found that the bonded interface (bond-line) does not migrate during bonding even if the percent bonded area roughly attains to 100%. It is, therefore, considered that the two-dimensional model proposed in Part 1 can be appropriate to actual solid state bonding process.

1. 緒 言

固相接合過程の予測を目的として、本研究の第1報では、接合過程のモデル化と、これに基づいた数値解析に

*原稿受付 昭和59年3月9日 (昭和58年度秋季全国大会及び第3回マイクロ接合研究委員会にて発表)

**正 員 大阪大学工学部 Member, Faculty of Engineering Osaka University

よる検討を行い、基本となる代表的接合機構(塑性変形, クリープ変形, 界面拡散, 体積拡散)の接合過程への寄与を明らかにした¹⁾。その結果として、接合条件(温度, 圧力, 表面あらし, 接合時間)の効果を具体的かつ定量的に把握できる見通しを得た。しかし、二次元モデルを提案した際(第1報)、幾つかの仮定及び近似をしたので、その解析結果の妥当性を検証する必要がある

る. そこで, 本報では, これを実験によって確認し, 予測計算の妥当性を検討する.

2. 実験方法

2.1 接合試料

第1報で提案した接合表面は理想洗浄表面¹⁾又は, 接合過程の津速段階が表面同士の局部的(ミクロ的)接触過程にあり, 酸化皮膜の分解や除去過程が無視できる表面を前提としているので, 酸化皮膜の接合過程への影響の少ない無酸素銅棒を供試材として採用した^{2,3)}.

熱間及び冷間引き抜きを施した直径 5 mm, 及び 10 mm の無酸素銅棒(純度: 99.998 wt%, その酸素含有量: 5 ppm)から, 長さ約 10~13 mm に切断したものを接合試片として用いた. これらのうち, 直径 10 mm の試片は, 接合荷重の低い実験条件(接合圧力 $P \leq 3$ MPa)のための試片として使用した.

実験的検証に適した表面あらさの代表寸法, h_{00} と L (Fig. 1 の右上図に定義)の値を決定するため, 第1報に提示した数値計算を行い, Fig. 1 のような結果を得た. すなわち, Fig. 1 は, 3 種の h_{00} と L の組(試料 A~C)に対して, 接合条件 $P=11$ MPa, $T=973$ K, $t=600$ 秒で達成される接合率 S と, 各接合率 S への寄与を示した計算結果である*. 図にみるように, 試料 A では, 主として, 塑性変形とクリープ変形によって接合が行われる(拡散機構の寄与は 5%未満). そのうち, クリープ変形機構の寄与は約 85%にも適し, かつ, この温度条件では, 高温クリープ変形の寄与が大きな割合を占めていることがわかる. 一方, 試料 C では, 拡散機構, 特に, この温度条件では界面拡散機構が優勢となり, 接合率 S は約 84%にも達する. また, 試料 B では, クリープ変形機構と拡散機構とによって接合が進行し, 試料 A と C

Fig. 1 Change of bonded area with surface-asperities, together with the contribution of each bonding mechanism to bonding process (calculated results)

*) 第1報で定義したように, 接合率 S は $S=S_r/S_a$ と表わす. ここで, S_r は真実接合面積, S_a は見かけの接合面積(接合された部分, すなわち真実接合部が存在する領域の面積)である.

の中間的な接合過程を生ずることがわかる. しかし, その h_{00} と L の値は, 試料 A と C の中間的な値ではなく, 試料 C の値にかなり近いことが, 数値計算から予測される. したがって, 表面あらさの効果に対する実験的検証を合理的に行うには, 少なくとも Fig. 1 に示したような h_{00} , L の 3 種の組合せ試料 (A, B, C) が必要と考えられる. そこで, 以下の手順で, 接合試料を作成した.

まず, せん盤加工により試料端面を整え, エメリー紙によって, その端面(接合面)に二次元的おうとつを形成させた. 母材の変形を防止するため(変形によるパラメータ L の増大を防ぐ目的), その接合面の縁をせん盤で切削し, 円すい台状^{*)}の端面にした. その後, 1173 K, 1 時間の真空焼鈍(真空度 1.0×10^{-3} Pa)を施した. この焼鈍は, エメリー研磨による表面加工層の除去と母材の結晶粒粗大化を行わすためのものである. この焼鈍後の各試料の表面形状を Fig. 2 に示す**. これらの表面形状は, Fig. 1 の試料 A~C に相当するものであるが, h_{00} と L の値にばらつきがあるので, Table 1 のように, これらの値は範囲として示した. その範囲は次のような手順で決定した.

予備的な接合実験を行い, 接合面の破面写真 (Fig. 6 参照)によって, まず L の平均値を求め, この平均値を中心として, 全測定値(約 100~200 点)の約 7 割が包含される範囲***を L の範囲と定めた. また, h_{00} の値は, この L の範囲に対応するように, おうとつの断面形状

Fig. 2 Actual surface-asperities after vacuum annealing

*) 円すい台の側面(又は, 母線)と端面(接合面)とのなす角を($\pi/4$)ラジアンとした.

**) 接合面の表面形状は, 触針型表面あらさ計により測定したもので, 二次元的おうとつの横断面に相当する.

***) 正規分布の標準偏差 σ を基準として, 2σ の範囲 (68.3% が包含される) とみなしている.

Table 1 Parameters of surface-asperities (L : half of asperity width, h_{ao} : asperity-height, R_{max} : maximum roughness)

Asperities Specimens	h_{ao} (μm)	L (μm)	R_{max} (μm)
A	2 ~ 8	20 ~ 40	8 ~ 10
B	0.4 ~ 0.8	6 ~ 7	1.0 ~ 1.5
C	0.2 ~ 0.3	2.5 ~ 3.5	0.3 ~ 0.5

Fig. 3 Effect of bonding pressure on bonding process (calculated results)

から求めた。すなわち、おうとつの任意の二つの山を結ぶ線分 l を引き、その長さが L の範囲内にある場合、線分 l から、その二つの山の間にある最深の谷までの深さを個々の h_{ao} の値と定め、 L の範囲外のときは、無視することにした。 h_{ao} の平均値と範囲は、 L の場合と同様に決定した。

さらに、接合試片ごとに、最大あらさ R_{max} (JIS 規格による) を求め、 L の場合と同様に、そのばらつきの範囲を定めた。Table 1 に示すように、 R_{max} のばらつきを考慮すると、 L と h_{ao} のばらつきの範囲は妥当な量であり、試片間 (A, B 各60個, C 20個の試片を使用) での

ばらつきを包含しうると考えられる。また、 h_{ao} は、 R_{max} よりやや小さい値となるので、接合過程における実質的な表面あらさの高さ (有効高さ) は R_{max} で代表されないこともわかる。

2.2 接合条件の決定方法 (予備的検討)

接合圧力 P の条件範囲を決定するため、数値計算により、Fig. 3 に示す図を作成した。図 (a) は試料 A、図 (b) は試料 B に対するものである。図にみるように、試料 A よりも試料 B の方が、接合率 S の値が高くなり、 $P=2\sim6$ MPa の低圧力域では、その差が25~30%と著しくなる。この理由は、拡散機構、特に、界面拡散機構の寄与が試料 A に比べて、試料 B の方が著しく大きくなるからであると考えられる。しかし、高圧力域 ($P=14\sim18$ MPa) では、クリープ変形機構が接合進行過程に大きく寄与するようになるので、接合率 S の差は小さくなり、 $P=16$ MPa では、その差は約8%程度と小さくなる。このように、接合温度 $T=973$ K、接合時間 $t=1200$ 秒の条件で、接合圧力 P の範囲を $1\sim16$ MPa (接合中は接合圧力一定) として実験すれば、接合機構の変遷 (圧力増加に伴って拡散からクリープ変形へと機構が移ること) に起因する接合圧力の効果を合理的に検証しうるものと考えられる。

接合温度の効果についても、同様にして、温度範囲を決定した。すなわち、Fig. 4 は接合温度の上昇に伴う接合率 S の変化と、 S に対する各機構の寄与の程度を予測計算したものである。図にみるように、試料 A (図 (a)) では、 $T\geq 1000$ K の高温域で、高温型クリープ変形機構が接合過程 (接合率 S の増加) に大きく貢献するようになり、 $T=1100$ K では、これが全体の約75%の寄与を占めるようになる。しかし、低温域、例えば、 $T=900$ K では、クリープ変形機構と拡散機構とがほぼ6:5の割合で接合過程に寄与する。このうち、クリープ変形機構では、低温型クリープ変形がおよそ35%の割合、全体では、約20%の割合を占めている。また、拡散機構では、界面拡散機構が約90%、全体では約40%を占める。このように、 $T<900$ K の低温域では、 S の値は低くなるものの、界面拡散機構と低温型クリープ変形機構は、合わせて60%以上の貢献度を占め、無視できない重要な機構であると考えられる。一方、試料 B (図 (b)) では、低温域 ($T\leq 900$ K) で、界面拡散機構が100%に近い比率で接合過程を遂行するが、接合温度を上げると体積拡散機構の勢力が増し、 $T=1123$ K では、これが約40%の寄与を占めるようになり、また、高温クリープ変形も約8%寄与するようになる。このように、試料 A と B を用い、Fig. 4 の条件で接合実験を行えば、温度上昇に伴う接合率 S の増加の傾向 (高温ほど、温度に対する S の増加

Fig. 4 Effect of bonding temperature on bonding process (calculated results)

割合 $\Delta S/\Delta T$ が大きい) を合理的に検証できると考えられる。

なお、試料 C については、Fig. 1 でも予測できるように、短時間で高い接合率を達成し、圧力及び温度の広範囲にわたる接合実験が困難であると考えられ、さらに、Table 1 に示した範囲の L と h_{00} を有する試片を作製することが難しかったこともあり、本研究では、試料 C に対する圧力及び温度の効果に関する実験は行わなかった。

2.3 接合法

接合法は、高真空下 (1.0×10^{-3} Pa) での突き合せ圧接法であり、荷重は第1報のモデルに適するように、静的にかかるように配慮した。特に、接合時間 t 、接合温度 T 、接合圧力 P の精度を上げるため、以下の(1)~(6)の工夫を行った。

(1) 接合治具の移動を垂直押し上げ方式とし、大気圧成分及び治具荷重が接合荷重に加算されないように配慮した。

(2) 接合開始前に接合が進行しないように、昇温中は上下の接合面同士に間隙 (2~3 mm) を与えた。

(3) 二次元的接合過程が進行するように、接合表面上

のおうとつ方向を上下の接合面で一致させ、試料を設置した。

(4) 接合面が所定の接合温度に達してから、接合面を静的に密着させ、所定の接合圧力 ($P = W_B/S_a$, ここで W_B は接合荷重, S_a は見かけの接合面積である。[p. 74の脚注参照]) にした。また、この時点を接合開始 ($t = +0$) と定めた。所定の荷重に達するまでの時間は約1.0~4.0秒であった。なお、接合中の圧力変動は $\pm 0.1 \sim 0.2$ MPa 程度であった。

(5) 加熱炉 (モリブデン製) は上下に昇降できるようにし、接合終了後、炉を降下させ、試料を急速に冷却できるように配慮した。

(6) 接合終了と同時に接合荷重を除去させた。

このような配慮の結果、実験の設定条件は、第1報に示した二次元モデルにほぼ適合するようになったものと判断した。

なお、接合率 S は接合後の破面写真 (走査型電子顕微鏡 (SEM) 写真) から求めた。すなわち、破面写真の画像処理法 (Fig. 6 中、白く見える真実接合部と黒く見える未接合部との面積比率から求める方法) と、写真上での直線交差法 (Fig. 6 の縞状接合部に直角に直線を描き、この直線上での線分比率で求める方法) により接合率 S を決定した。どちらの手法を用いても、 $S < 95\%$ では、ほぼ等しい平均値を与えた。 $S \geq 95\%$ 、すなわち、接合率が非常に高い場合は、未接合部にだ円状及び円形 (長軸に対する短軸の比率 $\leq 1/3$) のものが多く (約4割) 含まれるようになったので、破断前の未接合部 (ボイド) の形状が二次元的なものでないと判断し、画像処理法のみを採用して S を求めた。また、 S に対する実験結果のばらつきの範囲は測定結果の最大、最小値により示すことにした。

3. 実験結果と考察

3.1 接合面の観察と境界条件の確認

二次元モデルに適した接合過程の確認のため、光学顕微鏡及び SEM 観察を行った。その結果の代表例を Fig. 5 と Fig. 6 に示す。

Fig. 5 は、接合前の接合表面と接合後の接合面近傍の断面写真である。写真に見るように、接合面近傍の結晶粒径は、母相の粒径と大差がなく、300~1000 μm 程度であり、Table 1 に示した L の値に比べると一桁以上大きいので、粒界拡散機構の接合過程への寄与は無視できると考えられる。また、接合中接合界面は安定に存在

*) 接合面の温度制御は、試料側面を熱電対で測定し、接合面との温度差を補正する手法で行った。接合中の温度変動は $\pm 1\text{K}$ であった。

Fig. 5 Optical micrographs of vertical sections of faying surface and bonded zone

Fig. 6 Fractographs of bonded surfaces

し、試料 C のように接合がかなり進んだ状態でも (接合率 $S > 95\%$)、界面移動は生じていないことがわかる²⁾。これは、第 1 報の接合モデルの接合界面に関する

Fig. 7 Percent bonded area increasing with bonding time

前提条件を満足するものである。

Fig. 6 は、接合後の破面写真 (SEM 写真) である。しま状の黒い部分が未接合部、ディンプル状の白い部分が接合部と考えられる^{3,4)}。(a)~(b) のいずれも、未接合部が認められるので、接合界面に沿って破断していると考えられる。

これらの写真から、接合は二次元的であると推定できる。

なお、接合率 S が約 90% を超えると、円柱状のボイドが球状化する傾向を示し、 $S > 95\%$ では、だ円及び球状ボイドの割合がボイド全体の約 4 割を超えるようになる。これは、 $S > 95\%$ において二次元的接合過程の近似が合わなくなること示唆するが、本報では、これに関する検討は行っていない。

3.2 実験結果と計算結果との比較

Fig. 7 は、表面あらさの効果を検証した実験結果である。実験の際、 h_{00} と L を単独に変化させることができなかったもので、図では、時間経過に伴う接合率 S の変化として表現している。○、△、□印をした点が実験の平均値であり、実験値のばらつき範囲を 1 印によって示している。また、帯状領域で示した斜線つき実線及び一点鎖線は Table 1 及び Fig. 1 に示した L , h_{00} の値を用いて計算した結果である¹¹⁾。このうち、一点鎖線は、実験における L 及び h_{00} の最頻度値に対応する計算結果である。ただし、高温型クリープ変形機構の無次元定数 A_0 (第 1 報¹⁾参照) を 2.0×10^{10} として計算したものである (Fig. 1~3 と Fig. 8 と 9 の計算結果もこの値を使用した)。この値は、第 1 報で採用した値 $A_0 = 5.0 \times 10^{10}$ に比べると、わずかに小さい値である。この定数 A_0 値の修正理由は、元の値を使用すると、試料 A の実験値が計算値に比べて接合率で約 2~6% 低くなり、Fig. 7

11) 斜線つき実線で囲まれた帯状領域は、Table 1 に示す h_{00} と L の範囲に起因する実験結果のばらつきの許容範囲である。

Fig. 8 Variations of percent bonded area with bonding pressure

の試料 A の実験点がすべて計算の許容範囲外に出たからである*)。この修正量は、文献調査⁵⁻⁹⁾から、 A_0 の誤差範囲と考えられる。

Fig. 7 にみるように、実験結果も、計算結果と同様に、表面あらさが細くなるにしたがって、接合率 S が増大する傾向を示し、試料 C では、 $t=600$ 秒で、 $S=94\%$ にも達している。この実験平均値は、一点鎖線で示した値 $S=84\%$ より、約 1 割程度高い値ではあるが、予測計算による帯状領域 73~100% の中に含まれ、さらに、試料 C の $t=1200$ 及び 2400 秒の実験値は、計算でも予測できるように、 $S=100\%$ を示す。試料 B でも、同様に、実験平均値△印は帯状領域に含まれるので、実験と計算との合致はほぼ成立していると判断できる。試料 A については、実験平均値○印の一部 ($t=600$ 、及び 1200 秒に対する実験値 (下側の○印)) は、帯状領域外に存在するが、計算から予測される接合部 S の時間経過に伴う増加の傾向を十分満足するものであり、実験値のばらつきを考慮すると、実験平均値と計算値との差は問題にするほどのことではないと考えられる。

Fig. 8 は、2.2 節の予備的検討 (Fig. 3 参照) に基づいて行った接合圧力の効果に関する実験結果である。試料 B において、 $P=15$ MPa に対する実験平均値は、 $S=73\%$ を示し、計算による帯状領域の限界付近に存在するものの、一点鎖線からの差は約 5% であり、実験値のばらつき範囲 I 印を考慮すると、これもほぼ計算結果と一致するものとみなせる。このような見解で、ほかの実験値を計算値と比較すると、I 印及び平均値が帯状領域外に突出していても、かなりよい合致が成立していると判断することができる。試料 A に対しても、実験結果は、 $P=3$ 及び 15 MPa でその平均値○印が、帯状領域から

Fig. 9 Variations of percent bonded area with bonding temperature

少々ずれるけれども、全体的には、計算結果に重なる位置にある。したがって、試料 A についても、計算値と実験値は合致しているとみなせる。

さらに、このような合致性は、接合率に対する接合温度の効果に関する結果 (Fig. 9) においてもみられる。すなわち、実験平均値は、試料 A 及び B に対して、ほぼ、帯状領域内に存在し、全体的な傾向も計算と実験で合致していると判断できる。

以上の事実、第 1 報で提案した固相接合過程の二次元モデルの妥当性を、接合率 S のかなりの広範囲で支持するものであり、また、接合機構に基づく固相接合の数値解析的検討が現実の接合過程を予測する上で有力な手段であることを実証するものである。

4. 結 言

第 1 報で提案した二次元固相接合モデルの妥当性を検証する目的で、境界条件 (実験条件) を極力このモデルに合わせて接合実験を行い、予測計算と実験との合致性の評価及び確認を行った。その結果、提案した二次元モデルは、適当な境界条件、すなわち、接合面上の汚染物や酸化皮膜は接合前処理の段階で除去され、雰囲気中の酸素分圧が十分小さい、あるいは高真空度であるなどの条件を与えれば、少なくとも、同種純金属材料の接合過程を予測するモデルであることがわかった。

謝 辞

本報告における接合実験は、米谷裕次、小口 力両氏 (大阪大学工学部学生) に援助していただいた。両氏に厚く感謝する。

参 考 文 献

- 1) 西口, 高橋: 基本的な接合機構に基づく固相接合過程の定量的検討 (第 1 報) — 接合過程のモデル化とその数値計算による検討 —, 溶接学会論文集, 3, No. 2 (1985) 67-73

*) Fig. 1 の予測計算からわかるように、試料 A の Fig. 7 の条件では、高温型クリープ変形機構が優勢となり、実験値と計算値とのずれの差は、この機構の定数値の変更で、十分補正ができると考えた。定数 Q_0 や n の変更では補正できなかったが、定数 A_0 を修正すると Fig. 8 と 9 に対するずれも補正できた。

- 2) 橋本, 田沼; 固相圧接部の結晶粒界移動に関する研究, 溶接学会誌, 33, No. 11 (1969) 51-59.
- 3) 大橋, 橋本; 拡散接合に関する研究(第3報) —接合過程への表面あらさの影響—, 溶接学会誌, 45, No. 6 (1976) 71-77.
- 4) 大橋, 橋本; 拡散接合に関する研究(第6報) —材料の高温変形特性と接合特性との関係—, 溶接学会誌, 46, No. 1 (1977) 19-25.
- 5) M. Pahutová, J. Čadek and P. Ryš; High Temperature Creep of Copper, Phil. Mag., 23 (1971) 509-517.
- 6) C. R. Barrett and O. D. Sherby; Steady-State Creep Characteristics of Polycrystalline Copper in The Temperature Range 400° to 950°C, Trans. Met. Soc. AIME, 230 (1964) 1322-1327.
- 7) C. R. Barrett, J. L. Lytton, and O. D. Sherby; Effect of Grain Size and Annealing Treatment on Steady-state Creep of Copper, Trans. Met. Soc. AIME, 239 (1967) 170-181.
- 8) D. J. Lloyd and J. D. Embury; The Role of Internal Stress in The High-temperature Deformation of Copper, Met. Sci. J., 4 (1970) 6-9.
- 9) E. R. Gilbert and D. E. Munson; Multistep Reaction in The Creep of Copper, Trans. Met. Soc. AIME, 233 (1965) 429-434.

拡散接合材の衝撃特性*

—鋼の拡散接合に関する研究(第2報)—

河野 顯臣**, 中江 秀雄***, 才川 至孝****, 小出 一征*****

Impact Properties of Diffusion Bonded Joints*

—Study on Diffusion Bonding in Steels (Report 2)—

by Akiomi Kouno**, Hideo Nakae***, Shiko Saikawa**** and Kazuyuki Koide*****

Charpy impact tests have been carried out on diffusion bonded joints in 2.25Cr-1Mo steel and 13Cr steel, and the effects of surface roughness and annealing treatment (postheat treatment) on charpy impact properties of the joints have been investigated. Impact properties of the joints confined the bonding deformation have been also assessed. The results obtained here are summarized as follows;

- 1) Decreasing the surface roughness resulted in improvement of the impact properties. Surface roughness appears to be an important factor in diffusion bonding since smooth surfaces brought together will have a larger bonding area than rougher surfaces.
- 2) Subsequent to diffusion bonding, the annealing treatment could improve the impact properties of the joints in both 2.25Cr-1Mo steel and 13Cr steel.
- 3) The joints that were bonded after the faying surfaces were subjected to high temperature oxidation showed very low impact properties. Oxide films on the faying surfaces prevent diffusion bonding although the oxide films are broken up by the plastic flow at the points of contact along the interface and metal to metal occurs partially.
- 4) As the degree of the bonding deformation was increased, the impact properties improved because of promoting the diffusion of atoms across the interface followed by increasing the metal to metal contact area.
- 5) In the diffusion bonding with confining the bonding deformation, the impact properties increased with the product of pressure and pressing time. The result suggests that to achieve high impact property, it is necessary to choose an optimum bonding pressure in the diffusion bonding with a given deformation.

*原稿受付 昭和59年8月17日

**正 員 (株)日立製作所機械研究所 Member, Mechanical Engineering Research Lab. Hitachi LTD.

***正 員 (株)日立製作所機械研究所 (現在早稲田大学理工学部) Member, Mechanical Engineering Research Lab. Hitachi LTD. (Present Address: School of Science and Engineering, Waseda University)

****正 員 (株)日立製作所土浦工場 Member, Tsuchiura Works, Hitachi LTD. (現在 新明和工業)

***** (株)日立製作所土浦工場 Tsuchiura Works, Hitachi LTD. (現在 日立日進エレクトロニクス)

1. 緒 言

著者らは先に 2.25Cr-1Mo 鋼及び 13Cr 鋼を供試材とした拡散接合実験を行い、接合強度に及ぼす接合条件の影響について検討した¹⁾。その結果、引張、曲げ及び疲労試験では接合材は母材破断し母材と同等の機械的性質が得られる接合条件を見出した。しかし、その接合材に切欠きをつけたシャルピ衝撃試験を行った結果、前