- (6) 明石正恒：防食技術，**29**(1980)，142.
- (7) M. Takano and H. Takaku：Corrosion，**37**(1981)，142.
- (8) 小若正倫，長野博夫，工藤越夫：防食技術，**28**(1979)，631.
- (9) 国谷次郎，正岡 功，佐々木良一，中川雄策，成瀬明輔：防食技術，**27**(1978)，393.
- (10) 松島志延，石原只夫，伊藤伍郎：防食技術，**26**(1977)，367.
- (11) D.A. Vermilyea：Corrosion，**29**(1973)，442.
- (12) H. Suss：Corrosion，**18**(1962)，17t.
- (13) M.J. Povich：Corrosion，**34**(1978)，162.
- (14) 飯田喜介，当舎勝次：精密機械，**41**(1975)，796.
- (15) 近崎充夫，添野 浩：鉄と鋼，**64**(1978)，1363.
- (16) 上出英彦，菅原英夫：日本金属学会誌，**40**(1976)，1243.
- (17) C.S. Tedmon, D.A. Vermilyea and D.E. Brocker：Corrosion，**27**(1971)，104.
- (18) 大山純一，丸山孝道，木村士郎，竹村 等，宮崎宏：日本金属学会講演概要，(1975・4月)，p.145.
- (19) 西田正孝：応力集中，森北出版，(1969)，p.46，p.76.
- (20) 河合末男，鯉淵興一：溶接学会誌，**44**(1975)，588.
- (21) F.R. Larson and J. Miller：Trans. ASME，**74**(1952)，765.
- (22) 村上善一：溶接協会化学機械溶接研究委員会，爆接小委資料，No.B-16-70(1970).

日本金属学会誌 第45巻 第10号(1981)1086~1093

分散強化合金の降伏に伴うアコースティック・エミッション 挙動のシミュレーション評価

増 田 順 一*

J. Japan Inst. Metals, Vol. 45, No. 10(1981), pp. 1086~1093

Computer Simulation of Acoustic Emission during the Yield Process of a Dispersion Hardened Alloy

Jun-ichi Masuda*

Acoustic emission during the yield process of a dispersion hardened alloy was estimated on the basis of dislocation movement through a random array of obstacles, using a computer.

The estimated acoustic emission event counts took a maximum at the yield point during the yield process. This result coincided with experimental results reported before. The yield stress was roughly a half of the stress which was calculated by Foreman and Makin, over the full range of the obstacle strength. With increasing obstacle strength, the estimated acoustic event count during the yield process increased, and then decreased.

The yield stress was proportional to the reciprocal of an average distance between the obstacles. The acoustic peak event count near the yield was proportional to the yield stress. This estimated result coincided with experimental results for dispersion hardened alloys reported before. When the obstacles with two differing strengths coexisted, the acoustic event count during the yield process took a maximum at a stress lower than the yield stress.

The acoustic event count, estimated in this study, was compared with the event count obtained by the experiment.

(Received May 21, 1981)

I. 緒 言

従来から金属等の塑性変形に伴うアコースティック・エミッション(以下 AE と略す)に関する研究が行なわれてきた^{(1)~(10)}。最近，岸らは AE の発生要因解明の研究手法を整理・分類した⁽¹¹⁾。その中で，AE の理解には原波形の

検討および AE と他の実験方法を対応させた多くのデータの蓄積が必要であると述べている。

金属の塑性変形に伴う AE をマクロにとらえたものとして，Eisenblätter らは従来から蓄積されたデータをもとに分類し大半の場合は AE は降伏点で最大になることを報告した⁽¹²⁾。Fisher らは材料内部の局所的不均一性に着目

* 日本電信電話公社武蔵野電気通信研究所，現在：同公社研究開発本部(Musashino Electrical Communication Laboratory(now, Research and Development Bureau), Nippon Telegraph and Telephone Public Corporation, Musashino)

し、一見なめらかに見える応力～歪曲線が鋸歯状の微視的な不連続性を持つことおよび微少応力降下と同時に AE パルスが生じることを見出した⁽¹³⁾。また、James らは AE 測定とエッチピット法による転位観察の結果から、AE は転位密度に正比例し、その 1 イベントは $10^5 \sim 10^6$ コのピン止め転位の break away によって生じると考察した⁽¹⁴⁾。Dunegan らは Al 合金において AE が Gilman の提唱する可動転位密度に比例することを報告した⁽¹⁵⁾。

一方、AE が 1 イベント生じる AE 素過程の理論的な検討として、Malén と Bolin は測定される AE の大きさが AE 源の変形の大きさと時間の関数として与えられると述べた⁽¹⁶⁾。岸らは、Al-Si 分散強化合金において Orowan の機構で転位が分散粒子を break away する時の AE 量を理論的に検討するとともに実験結果と半定量的に一致することを明らかにした⁽⁴⁾。栗林らは AE 周波数の結晶粒度依存性について転位による応力集中をもとに理論的に検討し、実験結果とはほぼ一致することを報告した⁽¹⁷⁾。

以上のごとく AE 素過程とマクロな塑性変形に伴う AE についてはそれぞれ幾つかの検討があるが、AE が応力～歪曲線上の降伏点で最大となるという基本的な実験結果を転位の動きを考慮して検討したものはほとんどない。

ところで Foreman と Makin は分散強化合金をモデル化し、無秩序に分布する点状障害物の存在するすべり面上での転位の動きを電子計算機を用いて検討した⁽¹⁸⁾⁽¹⁹⁾。彼らは外部せん断応力の増加により障害物の両側に円弧状に張出した転位の線張力の合成力と点状障害物の強さの相対的な比較を行い、前者が後者よりも大きければ転位はその点状障害物を通過できるというモデルを降伏の素過程として考えた。この時マクロな降伏は、外部せん断応力が一定値になるまでこの素過程を繰返すことにより完了するとした。その特徴は、材料内部の不均一性が障害物分布の無秩序化によって実現されていること、応力～歪曲線に関しては、応力は転位の曲率半径と逆比例する外部せん断応力によって、歪は転位の進んだ距離によって表わされていることである。従って、AE と応力～歪曲線の関係を求める上で有効なモデルと考えられる。

AE のモデルとしては、点状障害物の両側に円弧状に張り出した転位の線張力の合成力が外部せん断応力の増加によって点状障害物の強さよりも大きくなった時転位は点状障害物を越えるので、この瞬間に AE 1 イベントが生じると考えるのが妥当である。この AE 発生モデルでは、変形に要した時間よりも変形の大きさの方が AE に大きな影響を与えており、突発型 AE を想定している。

本研究は、Foreman と Makin の手法をもとに分散強化合金の塑性変形に伴う AE を検討し、AE と応力～歪曲線の関係、降伏応力と AE 量および 2 種類の強度の異なる障害物が存在する場合の AE を明らかにし、AE イベント数について考察することを目的とする。

II. 計 算

1. モデル

Foreman と Makin は以下の手法により、分散強化合金の塑性変形を計算した。本検討においても塑性変形については同様な手法を用いた。

Fig.1 にその例を示す。計算にあたっての基本的な考え方は以下のとおりである。(1)障害物は点状であり、平面上に無秩序に分布する。(2)転位が edge か screw かということは無視し、線張力 T が $T=1/2\mu b^2$ で与えられるひもとみなす。ここで μ は剛性率、 b はバーガース・ベクトルの大きさである。(3)障害物の両側に半径 R の円弧として張出す転位は線張力のため障害物に $F=2T \cos(\phi/2)$ の力を及ぼす。ここで ϕ は障害物の両側に張出した転位のなす角である。力 F と障害物の強さ F_0 を比較し、 F の方が大きければ転位はその障害物を通りすぎることができ、次の障害物まで容易に進むことができる。実際には $F_0=2T \cos(\phi_0/2)$ で与えられる降伏角 (breaking angle) ϕ_0 とシミュレーションの過程で求める角度の計算値 ϕ の大小関係を比較する。(4)降伏の過程を繰返し、転位が進行方向に一定の距離を進めばマクロな降伏は完了したとする。その過程で、転位は無秩序に存在する障害物を越すためには $R=\mu b/2\tau$ で与えられる転位の半径 R を小さくし、 $\phi \leq \phi_0$ なる関係を次々と満足していく必要がある。具体的には Fig.1 の下辺に大きな半径すなわち小さなせん断応力下で存在していた転位は上辺に向かって進んでいくにつれ、半径は減少し転位の一部が上辺に達した時点で降伏が完了したとする。なお、Fig.1 は後に詳述する。

Foreman と Makin が着目した応力 σ_e は転位の一部が Fig.1 の上辺にたどりついた時のせん断応力であり、彼らは降伏過程でのせん断応力の挙動にはほとんど注目しな

Fig.1 Dislocation movement through an array of 100 obstacles with a 130° (2.269 rad) breaking angle. Broken lines show some intermediate positions. Open circles show the obstacle points where acoustic emission generated.

った。本検討では塑性変形過程での AE を検討するため、降伏が進行する過程に注目し、生じる AE については以下の基本的な考え方を採用した。

一般に材料内部の不均一性のためミクロな領域での降伏応力にはバラツキが生じる。分散強化合金の場合、降伏の素過程は 1 本の転位が 1 つの分散粒子を通りすぎることである。そこで転位が 1 つの分散粒子を通りすぎる時に AE が 1 イベント生じると仮定した。ただし、実際の変形では unzipping の過程すなわち、転位が新たな粒子に接触した時にせん断応力がすでにかなり大きな場合には半径 R が小さいため転位の張出した弧のなす角 ϕ が $\phi \leq \phi_0$ を満足し、新たなせん断応力の増加を必要とせずに転位が点状障害物を通りすぎる過程がある。この過程では転位はほぼ等速度で運動し、通過に新たなせん断応力の増加を必要とする障害物に接触して始めてその動きが止まる。そこで、unzipping 過程では AE は生じないとみなした。また、せん断応力は直前の応力よりも 2% ずつ増加させたので、転位線上の 2ヶ所以上の点状障害物の位置で同時に $\phi \leq \phi_0$ を満足する場合が生じるが、AE イベント数の数え落しのないように配慮した。

2. 結 果

(1) 降伏過程の AE

Fig.1 にすべり面上に点状障害物 100 コを無秩序に分散させた時の転位の動きを示す。初期状態では図中 I の位置に転位は存在し、極めて大きな半径すなわち極めて小さなせん断応力がかかっていた。せん断応力を増すと転位は前述した降伏の素過程を繰返して図の上方へ進んでいく。平衡状態は Foreman と Makin の方法同様、すべり面を正方形とみなした場合にその上辺を転位の一部が越えた、図中 F の場合とした。この時転位の半径はかなり小さくなっている。Fig.1 で白丸は AE が生じた障害物の位置を示す。100 コの点状障害物のうち 8 コの位置で AE が生じた。FSI で示した実線の転位位置は、ここですでに平衡応力 σ_e に達したことを示す。これよりも上側では転位は unzipping 過程で障害物を通りすぎたため AE は全く生じなかった。

Fig.2 に点状障害物 2500 コが無秩序に分散した場合のせん断応力および AE と最大進行距離の関係を示す。 L は点状障害物を格子状に規則正しく配列した時の障害物の間隔である。最大進行距離は転位上の点状障害物のうち最も進行方向に存在する点状障害物の進行方向の座標であり、Fig.1 ではその点状障害物の下辺からの距離に相当する。計算を開始する前の I の位置でのせん断応力は σ_e の少なくとも $1/8$ 以下とした。この応力以下では AE はほとんど生じないのでイベントの数え落しはないと考えた。

せん断応力～最大進行距離線図は応力～歪曲線の傾向と類似している。せん断応力はまず急激に増加したのち平衡値に達している。AE イベントカウント率は白丸の位置で

Fig.2 Typical variation in stress and acoustic event count rate with maximum penetration distance for a random array of 2500 obstacles with 130° breaking angle strength.

最大となった。ここで AE イベントカウント率が最大になる応力を σ_{AE} と定義する。 σ_{AE} は降伏の平均応力とみなすことができる。さらに、白丸の前後 $0.5L$ の最大進行距離の範囲で生じた AE イベント数をピークイベント数とここでは定義する。本検討では精度向上のため、同一降伏角ごとに分散状態の異なる 5 回のシミュレーションを行なった。

Fig.3 に点状障害物 2500 コ、降伏角 $\phi_0 = 130^\circ$ (2.269 rad) の場合のせん断応力および AE イベントカウント率と最大進行距離の関係について、点状障害物の配列状態が異なる 5 回の結果の平均を示す。図中 I は、その最大進行距離における応力の 5 回の範囲を示す。せん断応力～最大進行距離線図は一般に得られる応力～歪曲線に類似している。一方、AE イベントカウント率は初期に急増して、せん断応力～最大進行距離線図の白丸の位置で最大となり、その後漸減した。

Fig.4(a) に Cu-1.85 mass%Be 合金の G.P. zone I が存在する場合の引張変形に伴う AE 平均値電圧の測定結果を示す^{(8)(10)†}。AE 平均値電圧は降伏点で最大となり、今回

Fig.3 Average stress and average event count rate with maximum penetration distance for five different arrays of 2500 obstacles with 130° breaking angle strength.

Fig.4 Stress and acoustic mean voltage with crosshead displacement of Cu-1.85 mass%Be alloy. (a) G.P. zone I for the solution-treated alloy aged for 300 s (5 min) at 623 K (350°C). (b) G.P. zone I and G.P. zone II coexistence for the solution-treated alloy aged for 900 s (15 min) at 623 K.

の結果と一致した。結局、白丸の応力 σ_{AE} は降伏応力と考えられる。一方、Foreman と Makin の求めた応力 σ_e はたとえば 0.2% 耐力のように降伏がかなり終了した時点の応力と言える。 σ_{AE} は σ_e の約 1/2 であった。また、図から AE イベント数が分散粒子数に比較してかなり少ないことが明らかである。この点については後に考察する。

Fig.5 に σ_{AE} およびピークイベント数の降伏角依存性を他の応力と合わせて示す。 σ_s は格子状に規則正しく点状障害物を配列した場合の降伏応力、 σ_f は Friedel の求めた降伏応力である。 σ_f は $\sigma_f = (\mu b/L) \cdot \{\cos(\phi/2)\}^{3/2}$ で与えられる。 σ_{AE} は他の降伏応力同様、降伏角が減少するにつれて増加している。図中“**I**”は σ_{AE} の 5 回のシミュレーションのパラッキを示す。 σ_{AE} は σ_e のほぼ半分であり、 σ_e が

Fig.5 Variation in critical shear stress σ and acoustic peak event count with breaking angle ϕ for arrays of 2500 obstacles with 2% stress increment. σ_{AE} , empirical stress σ_e by Foreman and Makin, square lattice stress σ_s and Friedel stress σ_f are shown.

$$\sigma_e = \sigma_f \{1 - (\pi - \phi)/5\pi\}$$

で与えられるので、 σ_{AE} は

$$\sigma_{AE} = \frac{1}{2} \sigma_f \{1 - (\pi - \phi)/5\pi\}$$

となる。 σ_{AE} と σ_f, σ_s を比較すると、平均的降伏応力とみなせる σ_{AE} は、従来の σ_f, σ_s よりもかなり小さく、かつ Foreman と Makin の応力 σ_e よりもさらに小さい。

白丸はピークイベント数を示す。ピークイベント数は、降伏角が減少するにつれて一度増加した後、減少した。ピークイベント数を σ_{AE} の前後 0.5L の最大進行距離内のイベント数と定義したが、その最大進行距離の幅を変化させて検討するとピークイベント数の最大値は降伏角 90° (1.571 rad) と 130° (2.269 rad) の間であった。降伏に伴うイベント総数も同様な傾向があった。この理由は以下のように考えられる。降伏角が小さい場合、降伏が終了するまでに降伏角 ϕ_0 と実際の計算角 ϕ を比較して、せん断応力の増加をより多く試みる必要がある。このため降伏角が減少するにつれ AE は増加する。一方、同じく降伏角が小さい場合には、Foreman と Makin も述べているごとく unzipping の過程が増加する。このため降伏角が減少するにつれ AE は減少する。結局、降伏角の減少に伴う AE が増加する機構と減少する機構の組合せでピークイベント数が決定され、降伏角 90° (1.571 rad) と 130° (2.269 rad) の間で AE は最大になる。たとえば、Fig.5 に示したごとく降伏角が 30° (0.524 rad) と 0° の場合、両者の σ_{AE} はほぼ同一であるがピークイベント数は 0° の方が少ない。これは降伏角 0° の方が unzipping 過程が多いため AE イベント数が少ないと考えられる。

(2) AE の点状障害物密度依存性

降伏応力は分散粒子密度の影響を受ける。ここでは降伏角が 130° (2.269 rad) の場合について、降伏過程の AE の点状障害物密度依存性を検討する。

Fig.6 に一定面積に 400, 1000, 2500 コの点状障害物を分散させた時のせん断応力～最大進行距離線図を示す。こ

Fig.6 Variation in stress with maximum penetration distance of a dislocation for array of 400, 1000 and 2500 obstacles with 130° breaking angle strength.

ここで L_{2500} は 2500 コの点状障害物を格子状に規則正しく配列した時の障害物間隔である。 σ_e は図の右端での応力にあたる。点状障害物の数が少ないと、 σ_{AE} および σ_e が小さいことが明らかである。

Fig.7 に点状障害物の間隔と σ_e , σ_{AE} の関係を示す。 σ_e , σ_{AE} ともに点状障害物の間隔の逆数に比例している。

Fig.8 に σ_e と降伏が完了するまでの AE イベント総数の関係を示す。両者の間には正比例の関係がある。Fig.7 と Fig.8 の結果を合わせると、イベント総数は点状障害物数の平方根に比例することが明らかである。

Fig.9 に σ_{AE} とピークイベント数の関係を示す。両者の間には正比例関係がある。岸らは Al-Si 分散強化合金において降伏応力と降伏応力で最大となる平均値電圧のピーク値が正比例することを報告した⁽⁴⁾。また、増田は Cu-Be 合金の G.P. zone I が存在する場合に同様な結果を見出した⁽⁸⁾⁽¹⁰⁾。平均値電圧はほぼイベントカウント率に正比例

Fig.7 σ_{AE} and σ_e with the distance between obstacles for square lattice array.

Fig.8 Total event counts with σ_e for different number of obstacles with 130° breaking angle strength.

Fig.9 Peak event counts with σ_{AE} for different numbers of obstacles with 130° breaking angle strength.

するので、Fig.9 の結果はこれらの実験結果と一致する。Fig.7 と Fig.9 の結果からピークイベント数も点状障害物数の平方根に正比例することが明らかである。

(3) 2種類の点状障害物が共存する場合の AE

強度の異なる2種類の点状障害物が共存する場合には、同一強度の点状障害物のみの場合とは AE 挙動に違いが生じると予測される。そこで降伏角が 30° (0.524 rad) と 130° (2.269 rad) の2種類の点状障害物が分散した時の AE について検討した。両者の σ_{AE} は約 2.5 倍の違いがある。検討は両者の点状障害物数の和を 2500 コとして行なった。

Fig.10 に降伏角が 30° の点状障害物の個数 N_{30} と同じく 130° の個数 N_{130} がそれぞれ 1250 コと相等しい場合のせん断応力および AE イベント数と最大進行距離の関係を示す。図中、降伏角 30° の点状障害物の位置で生じた AE イベントには斜線を施した。降伏角 130° の障害物位置での AE は相対的に降伏過程の前半で、一方降伏角 30° の障害物位置での AE は逆に後半で生じている。

Fig.11 に降伏角 30° と 130° の点状障害物が種々の比率

Fig.10 Stress and acoustic event count rate with maximum penetration distance for coexistence of two differing strength obstacles with 130° and 30° (0.524 rad) breaking angles. Number of the two differing strength obstacles are equal.

Fig.11 Average stress and average event count rate with maximum penetration distance for various relative concentrations with two differing strength obstacles. N_{130} and N_{30} indicate the number of obstacles with 130° and 30° as breaking angles.

で存在する場合のそれぞれ5回のシミュレーションの結果の平均を示す。5つの結果を比較すると当然のことながら降伏角 30° の点状障害物が増加するにつれ、降伏角 30° の障害物位置での AE が増加している。しかし、 $N_{130}:N_{30}=1:1$ の場合でも降伏角 130° の位置で生じた AE の方がかなり多い。これには2つの理由が考えられる。1つは、Fig.5でも述べたごとく点状障害物の数が同一でも降伏角 30° の場合は 130° の場合よりもかなり AE イベント数が少ないためである。他の1つは、降伏角が 130° のみの場合の σ_{AE} には降伏過程のかなり前半で達するが、降伏角 30° の場合の σ_{AE} に達するのが降伏過程のかなり後半であるので、降伏角 30° の障害物位置での転位通過が相対的に生じにくいためである。

$N_{130}:N_{30}=1:1$ の場合、白丸で示した AE が最大になる応力はみかけ上の弾性領域であると思われる。ところで Foreman と Makin は 2 相が共存する場合の σ_0 について

$$\sigma_0^2 = \sigma_{e1}^2 + \sigma_{e2}^2$$

が成立つことを確認した。ここで、 σ_{e1} 、 σ_{e2} は異なる 2 相の σ_0 である。一方、単相の場合には $\sigma_{AE} \approx 0.5\sigma_0$ であるから、これが 2 相が共存する場合にも適用できるならば

$$\sigma_{AE}^2 = \sigma_{AE1}^2 + \sigma_{AE2}^2$$

が成立つと予想される。ここで σ_{AE1} 、 σ_{AE2} は異なる 2 相の σ_{AE} である。

Fig.12 に実際に AE が最大になる応力 σ_{AE} および σ_{AE} に $\sigma^2 = \sigma_1^2 + \sigma_2^2$ が成立つとした曲線を示す。曲線と σ_{AE} はかなり開きがあり、AE が降伏応力よりも小さな応力で最大になることが理解できる。

Fig.4(b) に Cu-1.85 mass% Be 合金の G.P. zone I と

Fig.12 σ_{AE} with relative concentration of two differing strength obstacles.

G.P. zone II が共存する場合の引張変形に伴う AE 平均値電圧の測定結果を示す⁽¹⁰⁾。AE 平均値電圧は降伏点よりも低応力で最大となっている。佐野らは低温時効した低合金鋼の場合に同様な結果を見出し、焼戻し脆性と関係があると考察した⁽²⁰⁾。今回の結果はこれらの実験結果と一致し、強度の異なる 2 種類の点状障害物が共存する場合は見かけ上の降伏点よりも低応力で AE が最大になることを明らかにしている。

III. 考 察

これまでは 1 つのすべり面上での 1 本の転位の動きが実際の降伏過程および AE にそのまま適用できるとみなしてきた。しかし、1 つのすべり面上の多数の転位および多数のすべり面の存在を無視できない。一般に塑性変形の初期

にはフランク・リード源等による転位の増殖が生じ、後期には加工硬化のため可動転位密度が減少する。従来は、塑性変形過程の AE 挙動を検討するにはこの現象論が基本となっていた⁽¹⁵⁾。また、塑性変形過程での AE イベント数が予測値よりも少ないという考察を加えた報告が多い⁽¹³⁾⁽¹⁴⁾。

そこで今回の結果等をもとに降伏過程での AE イベント数について考察する。まず、すべり面の数と 1 つのすべり面上の転位数を算出し、一方多数の障害物が存在する 1 つのすべり面上で 1 本の転位の動きによる AE イベント数を今回の結果から求めた後、すべり面上の多数の転位の挙動および複数のすべり面の存在について述べる。

試験片平行部寸法を断面 $3\text{ mm} \times 3\text{ mm}$ 長さ 5 cm とする。断面は板厚 1 mm 板幅 9 mm を置きかえたものともみなさせる。無秩序に分散した障害物の平均間隔を $1 \times 10^{-7}\text{ m}$ とする。この時 1 すべり面上に存在する粒子数は 9×10^8 コであり、Orowan の機構の降伏応力 σ は $\sigma = \mu b / L$ から銅合金とすれば $\mu = 4.6 \times 10^{10}\text{ N/m}^2$, $b = 2.5 \times 10^{-10}\text{ m}$ として $\sigma \approx 120\text{ MPa}$ となる。

試料全体の塑性変形に伴う歪 ε は

$$\varepsilon = \frac{n \cdot b \cdot a}{l \cdot A}$$

で与えられる。ここで n は転位数、 a は転位が実際に移動したすべり面上での面積、 l は試料の長さ、 A はすべり面の面積である。今回の計算モデルでは $A \approx a$ とみなせる。一般に降伏に伴う AE は 0.2% 塑性歪よりかなり小さな歪時に最大になるので、ここでは 1% 塑性歪までに降伏に伴う AE 発生が完了したと仮定する。試料全体が 1% 塑性歪を生じるのに必要な転位数は上記の式から 2×10^6 本となる。これらの転位は一定間隔の多数のすべり面上に存在している。いま簡略化のため障害物の存在を無視すれば、すべり面の間隔 h は、平行な間隔 h のすべり面上にそれぞれ存在する 2 本のらせん転位を動かすのに必要な応力 σ と

$$\sigma = \frac{\mu b}{4\pi h}$$

の関係がある⁽²¹⁾。間隔 h は $\sigma = 0.1\text{ MPa}$ として $h = 1 \times 10^{-5}\text{ m}$ となり試験片長さ 5 cm には 5×10^3 コ程度のすべり面が存在する。この時、すべり面と引張軸の傾きは大きな問題ではない。従って、1 すべり面上の転位数は 400 本である。結局 1% の塑性歪を生じるには約 5×10^3 コのすべり面上をそれぞれ約 400 本の転位が総計約 2×10^6 本動くと見積られる。しかし、一般には Fisher ら⁽²²⁾が述べたごとく Orowan の機構で転位が障害物を通りすぎる際障害物の周囲には転位の環が残され、これが加工硬化機構として考えられるので 400 本の転位が 1 すべり面上を通過するとは考えにくく、2 次すべり系が働くなど変形過程が次第に単純な降伏過程からずれてくると予想される。

一方、点状障害物が 2500 コで降伏角 $\phi_0 = 0^\circ$ の場合、1

すべり面上の AE イベント総数は約 10 カウントであることおよび AE イベント総数は 1 すべり面上の点状障害物数の平方根に比例することから、点状障害物の平均間隔が $0.1\text{ }\mu\text{m}$ すなわち 1 すべり面上の点状障害物が 9×10^8 コの場合の 1 すべり面当りの 1 本の転位による AE イベント総数は約 6000 カウントとなる。もしも総計約 2×10^6 本の転位がすべて AE 発生に寄与したと単純に仮定すると、総計 1.2×10^{10} コの AE イベントが 1 回の塑性変形過程で測定されるはずである。ところで、一般に塑性変形に伴う AE イベント総数はたかだか $10^6 \sim 10^7$ であることが実験的に確認されているので⁽¹³⁾⁽¹⁴⁾、前述した Fisher らの考え方と合せて考察すれば一部の転位のみしか AE に寄与しないと考えるのが妥当である。おそらく 1 つの障害物では数回の転位通過までしか AE は生じないと推測される。従って AE イベント総数はすべり面の数と 1 すべり面での AE イベント数の積の数倍すなわちたかだか 3×10^7 コの数倍程度と見積られる。実際の測定にあたっては一定のしきい値以上の波高値を有する AE のみを測定するので、AE イベント総数の実測値は 3×10^7 コの数倍をかなり下回ると予測される。このしきい値は個々の測定条件に依存するため見積りは難しいが、今回見積った AE イベント総数は実測値に近いと考察される。

IV. 総 括

分散強化合金の降伏過程の AE を計算機シミュレーションによって検討し、以下の結果を得た。

(1) 塑性変形過程での AE は降伏点で最大となり、従来の実験結果とはほぼ一致した。点状障害物の強さが増加するにつれ降伏応力は増加傾向にあり、Foreman と Makin の提唱した応力の約 1/2 であった。降伏点付近の AE イベント数および AE イベント総数は点状障害物の強さが増加するにつれ一度増加したのち減少した。これは点状障害物の強さが増加するにつれて、降伏応力の増加に伴う AE イベント数の増加と unzipping 過程が増加することによるイベント数の減少という 2 つの機構が組合わさったためと考えられる。

(2) 点状障害物の分散密度が異なる場合、AE が最大になる応力すなわち降伏応力と点状障害物の平均間隔の逆数は正比例し、また降伏点付近の AE イベント数は降伏応力と正比例した。これらの結果は従来の分散強化合金の実験結果と一致している。

(3) 異なる強さの 2 種類の点状障害物が共存する場合、AE イベント数は見かけ上の降伏点よりも低応力で最大となった。これは従来の実験結果と一致している。

(4) 分散強化合金の塑性変形時のすべり面の数、1 すべり面上の転位数をもとに見積った AE イベント総数と従来から実験的に求められている AE イベント数がかなり近いことを考察した。

文 献

- (1) N.N.Hsu, J.A.Simmons and S.C.Hardy : Mat. Eval., **35**(11) (1977), 100.
- (2) C. H. Palmer and R. E. Green : Mat. Eval., **35** (1977), 107.
- (3) 岸 輝雄, 加藤 明, 栗林一彦, 堀内 良 : 日本金属学会誌, **41** (1977), 897.
- (4) 榑原安英, 岸 輝雄, 堀内 良 : 日本金属学会講演概要, (1977・4 月), 159.
- (5) H.Hatano : J. Appl. Phys., **48** (1977), 4397.
- (6) F.P.Higgins and S.H.Carpenter : Acta Met., **26** (1978), 133.
- (7) 増田順一 : 日本金属学会誌, **43** (1979), 419.
- (8) 増田順一 : 日本金属学会講演概要, (1979・4 月), 25.
- (9) H.N.G.Wadley and C.B.Scruby : Acta Met., **27** (1979), 613.
- (10) J.Masuda : Proc. 5th AE Symp., Tokyo, (1980), 304.
- (11) 岸 輝雄, 栗林一彦 : 日本金属学会会報, **20** (1981), 167.
- (12) J.Eisenblätter, P.Jax and H-J.Schwalbe : Proc. 2nd AE Symp., Tokyo, (1974).
- (13) R. M. Fisher and J. S. Lally : Can. J. Phys., **45** (1967), 1147.
- (14) D.R.James and S.H.Carpenter : J. Appl. Phys., **42** (1971), 4685.
- (15) H.Dunegan and D.Harris : Ultrasonics, **7** (1969), 160.
- (16) K.Malén and L.Bolin : Phys. Status Solidi (b), **61** (1974), 637.
- (17) 栗林一彦, 大野一生, 岸 輝雄, 堀内 良 : 日本金属学会講演概要, (1980・4 月), 236.
- (18) A.J.E.Foreman and M.J.Makin : Phil. Mag., **14** (1966), 911.
- (19) A.J.E.Foreman and M.J.Makin : Can. J. Phys., **45** (1967), 511.
- (20) K. Sano, T. Imanaka, T. Funakoshi and K. Fujimoto : Proc. 2nd AE Symp., Tokyo, (1974), 23.
- (21) 例えば, 鈴木秀次 : 金属の強さ, (1972), 72.
- (22) J.C.Fisher, E.Q.Hart and R.H.Pry : Acta Met., **1** (1953), 336.

本金属学会誌 第 45 巻 第 10 号 (1981) 1093~1101

リンの粒界偏析量分析法としての粒界腐食法の検討

小倉次夫* 牧野彰宏** 増本 健*

J. Japan Inst. Metals, Vol. 45, No. 10 (1981), pp. 1093~1101

Study on the Grain Boundary Etching Method (GEM) as a Technique Analyzing the Amount of P Segregation at Grain Boundaries

Tsugio Ogura*, Akihiro Makino** and Tsuyoshi Masumoto*

In order to examine usefulness of the grain boundary etching method (GEM) as a technique analyzing grain boundary impurity concentration, a saturated aqueous solution of picric acid containing a wetting agent was applied to 3.5%Ni-1.7%Cr-0.3%C steels doped with a small amount of P, S, Sb, Si or Sn.

Among all the samples examined, only one containing P suffered selective etching attack against grain boundaries. A promotive effect of C for the progress of etching was also confirmed. By applying both AES and GEM to the P-doped NiCr steel, it was found that the degree of etching attack against grain boundaries correlates well with the P concentration at grain boundaries. From these experimental evidences it was concluded that the selective etching attack of the present etching solution against grain boundaries in the NiCr steels is due to the existence of P at grain boundaries, and that GEM is useful as a technique analyzing grain boundary P concentration.

Application of the GEM using the same etchant was successfully made to a C-free NiCr steel which was hard to be broken intergranularly and was, therefore, impossible to be analyzed by AES. The heat of grain boundary segregation of P in the γ -range of the 0.3%C-NiCr steel and that of the C-free NiCr steel were obtained as 47 kJ/mol and 43 kJ/mol, respectively.

(Received June 2, 1981)

* 東北大学金属材料研究所 (The Research Institute for Iron, Steel and Other Metals, Tohoku University, Sendai)

** 東北大学大学院, 現在: アルプス電気株式会社新潟事業部 (Graduate School, Tohoku University, Sendai. Present address: Niigata Works, Alps Electric Co. Ltd., Koide, Niigata Prefecture)