研究論文

雷管のエネルギ効率

笠松　勇*，古川　浩*

満水の密閉容器の中で6号瞬発電気雷管を爆発させ，距離を隔てて雷管と対向する位置に設けた周辺固定の円形黄銅素板を自由成形させた。素板のたわみから，変形のひずみエネルギを計算することによって，雷管の爆発熱がどれくらいの割り合いでひずみエネルギに変換されるかを求めてみた。

その結果，雷管と素板との距離が至近のときのひずみエネルギは0.79kJ，雷管の爆発熱を3.0kJとした場合のエネルギ効率は26%であった。また，距離が1200㎜のときのひずみエネルギは0.16kJ，エネルギ効率は5.5%であった，即ち，小規模な爆発成形では，雷管の爆発熱の5～20%が素板の変形に消費されるようである。

また，ひずみエネルギUとエネルギ効率ηとは，それぞれ距離hに関して指数関数的に変化し，

$U=0.789\ \exp(-1.31\times10^{-3}h)$，$\eta=0.263\ \exp(-1.31\times10^{-3}h)$

の関係があることが分かった。

この計算方法は，ブラストメータの解析にも有用であろう。

1. はじめに

雷管だけを爆源に使用する爆発成形法では，薬量を変更することができないので，爆源と素板との距離を変えることによって，素板の変形量を制御している。この方法では，雷管の爆発熱が素板にどれくらい入射するかを予測しておくことは，変形量を推定するうえに重要なことである。

入射エネルギを予測するための計算式には，エネルギが薬量の1/3乗に比例し，距離のほぼ二乗に反比例するとしたKirkwood－Betheの式があり，これに基づいたR. H. Cole[1]やA. A. Ezra[2]などの式が紹介されている。しかし，1/3乗則は雷管のように薬量が微小な場合や，距離が近い場合には適用しにくい。

そのため，素板に入射するエネルギを素板のたわみのひずみエネルギから計算し，雷管の爆発熱がどれくらいひずみエネルギに変換されるか求めることによって，エネルギ効率を求めてみた。

2. ひずみエネルギ

2.1 計算上の仮定

計算を進めるにあたって，次の仮定をおく。

1992年12月2日受理

*中央大学理工学部
〒112　東京都文京区春日1―13―21
TEL 03-3817-1733

(1) 素板は非圧縮性であって，変形の前後で体積は変わらない。

(2) 素板は指数硬化形剛塑性体材料である。

(3) 降伏条件式としてLèvy－Misesの式が適用できる。

(4) 変形後の素板の厚さは，半径方向に一様に分布するか，または半径方向の平均厚さで代表できる。

(5) ドーム部分は欠球形である。

(6) ダイスの肩，及びフランジ部分に作用する摩擦力や曲げモーメントは考慮しない。

2.2 ドーム部分のひずみエネルギ

ひずみエネルギを，ドーム部分，ダイス肩の部分，フランジ部分の三部分に分けて計算し，その合計をもって素板に入射するエネルギとする。

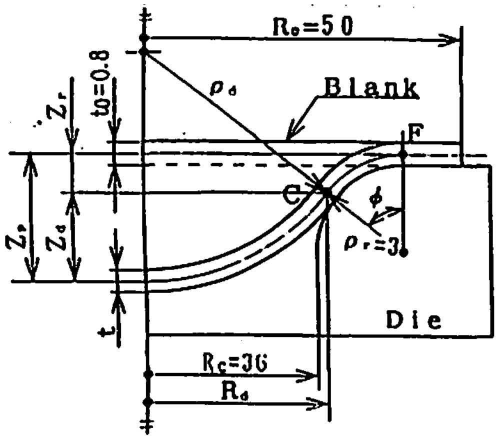
素板の材料は，指数硬化形剛塑性体であると仮定したから，その相当応力$\bar{\sigma}$と相当ひずみ$\bar{\varepsilon}$との関係は，変形中の加工硬化を考慮して，次のようにおく。

$$\bar{\sigma}=F\bar{\varepsilon}^{n} \tag{1}$$

ここに，Fは塑性係数，nはひずみ硬化指数であって，いずれも素板の引張り試験から求められる。

したがって，ドーム部分のひずみエネルギU_Dは，ドーム部分の相当ひずみを$\bar{\varepsilon}_D$，要素の体積をdV_Dとして，式(1)を使えば式(2)になる。

$$U_D=\iint \bar{\sigma}d\bar{\varepsilon}_D dV_D=\frac{F}{n+1}\bar{\varepsilon}_D{}^{n+1}\int dV_D \tag{2}$$



R_O : Radius of blank.
R_C : Radius of die cavity.
R_d : Radius of base on dome.
ρ_d : Spherical radius on dome.
ρ_r : Radius of die shoulder of torus.
ϕ : Contact angle on die shoulder.
Z_p : Polar deflection on dome.
Z_r : Deflection on die shoulder.
Z_d : Deflection on dome.
t_o : Thickness of initial blank.
t : Thickness of deformed blank.

Fig. 1 Explanation of notation

即ち，相当ひずみと体積が分かれば，ひずみエネルギが求められる。

ドームの部分の相当ひずみは，次のようになる。素板の材料は非圧縮性であるという仮定から

$$\varepsilon_r+\varepsilon_\theta+\varepsilon_t=0,\ \varepsilon_r=\varepsilon_\theta,\ \therefore\varepsilon_r=\varepsilon_\theta=-\frac{1}{2}\varepsilon_t \tag{3}$$

を得る。ここに，ε_r，ε_θ，ε_tはそれぞれ半径方向，円周方向，厚さ方向の対数ひずみである。

したがって，相当ひずみはLèvy－Misesの降伏条件式から式(4)になる。

$$\varepsilon_D=\sqrt{\frac{2}{3}}\sqrt{(\varepsilon_r-\varepsilon_\theta)^2+(\varepsilon_\theta-\varepsilon_t)^2+(\varepsilon_t-\varepsilon_r)^2}=\varepsilon_t \tag{4}$$

一方，材料の体積は変形前後で変わらないと仮定したから，素板が図1のように欠球状に変形した場合，式(5)が成立する。

$$\pi R_d{}^2 t_0=\pi(R_d{}^2+Z_d{}^2)\ t \tag{5}$$

ここに，R_dはドーム底部の半径，Z_dはフランジからドーム頂点までの高さ，t_0，tは変形前後の素板の厚さである。また，R_d，Z_dは式(6)で表される。

$$R_d=R_C+\rho_r(1-\sin\phi),\ Z_d=R_d\frac{1-\cos\phi}{\sin\phi} \tag{6}$$

ここに，R_Cはダイキャビティの半径，ρ_rはダイス肩の丸み，ϕは素板とダイス肩の接触角である。

式(5)から，素板の厚さの対数ひずみε_tは，

$$\varepsilon_t=-\ln\frac{t_0}{t}=-\ln\left(1+\frac{Z_d{}^2}{R_d{}^2}\right) \tag{7}$$

になる。したがって，式(4)からドーム部分の相当ひずみが求められる。

よって，ドーム部分の変形に要するひずみエネルギU_Dは，式(8)で表される。

$$U_D=\pi\frac{F}{n+1}(R_d{}^2+Z_d{}^2)\ t\ln\left(1+\frac{Z_d{}^2}{R_d{}^2}\right) \tag{8}$$

2.3 ダイス肩の部分のひずみエネルギ

ダイス肩の部分の相当ひずみε_Rは，変形後の素板の厚さひずみε_tが，半径方向に一様に分布するものと仮定したから，ドーム部分の相当ひずみに等しくなる。したがって式(7)から求められる。

また体積は，図1に示すように，接触角ϕが包む円弧の長さがCFで，幅がtの帯を対称軸のまわりに回転したときの体積になる。したがって，式(2)から，ダイス肩の部分のひずみエネルギが求められる。

2.4 フランジ部分のひずみエネルギ

図2にフランジ部分の要素を示す。

ダイスとしわ押さえによって挟まれている素板のフランジ部分は，素板がダイキャビティの中に張り出すことによって収縮する。このときのひずみは，ドーム部分に比較して小さいから，微小平面ひずみと考える。また，仮定により素板としわ押さえ，及び素板とダイスとの間の摩擦力，並びに曲げモーメントは考慮しなくてもよい。

したがって，図2のように半径rにある要素がSだけ収縮してRの位置に変位すれば，半径方向，円周方向，及び厚さ方向のひずみε_r，ε_θ，及びε_tは，それぞれ式(9)で表される。

$$\varepsilon_r=\frac{ds}{dR}\fallingdotseq\frac{ds}{dr},\ \varepsilon_\theta=\frac{S}{R}\fallingdotseq\frac{S}{r},\ \varepsilon_t=0 \tag{9}$$

ここに，Sはフランジの中心に向かう半径方向の変位であって，外向きを正とする。

フランジ部分は非圧縮性であると仮定したから，式(10)が得られる。

$$\varepsilon_r+\varepsilon_\theta+\varepsilon_t=\frac{ds}{dr}+\frac{S}{r}=0 \tag{10}$$

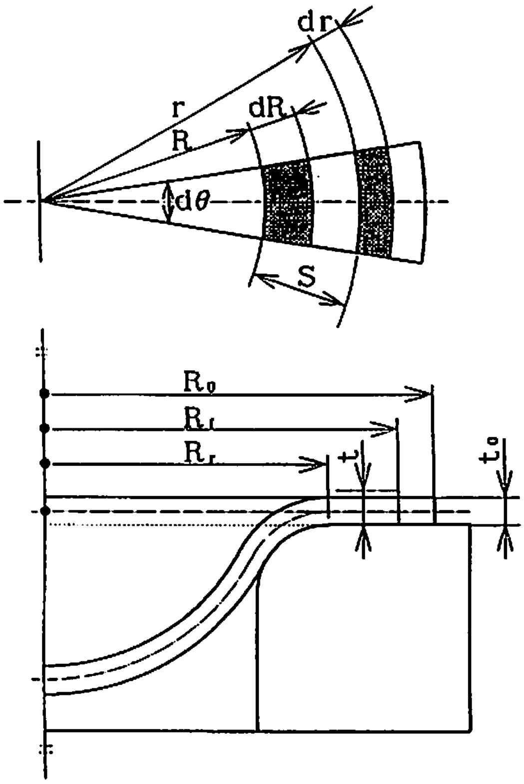


Fig. 2 Strain of flange due to edge pull－in for die cavity.

式⑽を解くと，C を積分定数として，

$$\log S=-\log r+\log C,\quad \therefore S=-\frac{C}{r} \tag{11}$$

したがって，式⑿が得られる。

$$\varepsilon_r=-\varepsilon_\theta=\frac{C}{r^2} \tag{12}$$

積分定数Cを決定するために，任意の半径$r=R_0$で$S=S_0$，$r=R_f$で，$S=S_f$とする。R_0，R_fは変形前後のフランジの外半径である。

境界条件は，$S_0=-(R_0-R_f)$であるから，積分定数Cは式⒀になる。

$$C=-S_0R_0=R_0(R_0-R_f) \tag{13}$$

フランジ収縮率を$\zeta=1-(R_f/R_0)$で定義すれば

$$C=\zeta R_0{}^2 \tag{14}$$

よって，S_fは式⑾から得られて式⒂になる。

$$S_f=-\zeta\frac{R_0{}^2}{R_f}=-\frac{\zeta}{1-\zeta}R_0 \tag{15}$$

以上から，フランジ部分のひずみε_r，ε_θ，ε_tは式⒃で表される。

$$\varepsilon_r=\zeta\frac{R_0{}^2}{R_f{}^2}=\frac{\zeta}{(1-\zeta)^2},\quad \varepsilon_\theta=-\varepsilon_r,\quad \varepsilon_t=0 \tag{16}$$

よって，フランジ部分の相当ひずみ$\bar{\varepsilon}_F$は，降伏条件式を使って式⒄から求められる。

$$\bar{\varepsilon}_F=-\frac{\sqrt{2}}{3}\sqrt{(\varepsilon_r-\varepsilon_\theta)^2+(\varepsilon_\theta-\varepsilon_t)^2+(\varepsilon_t-\varepsilon_r)^2}$$

$$=-\frac{2}{\sqrt{3}}\frac{\zeta}{(1-\zeta)^2} \tag{17}$$

したがって，フランジ部分のひずみエネルギU_Fは，V_Fをフランジ部分の体積，$R_r=R_C+\rho_r$をフランジの内半径として，式⒅で表される。

$$U_F=\iint\bar{\sigma}d\bar{\varepsilon}_F dV_F$$

$$=\pi t_0\frac{F}{n+1}\left\{\frac{2}{\sqrt{3}}\frac{\zeta}{(1-\zeta)^2}\right\}^{n+1}(R_0{}^2-R_r{}^2) \tag{18}$$

3. 実験

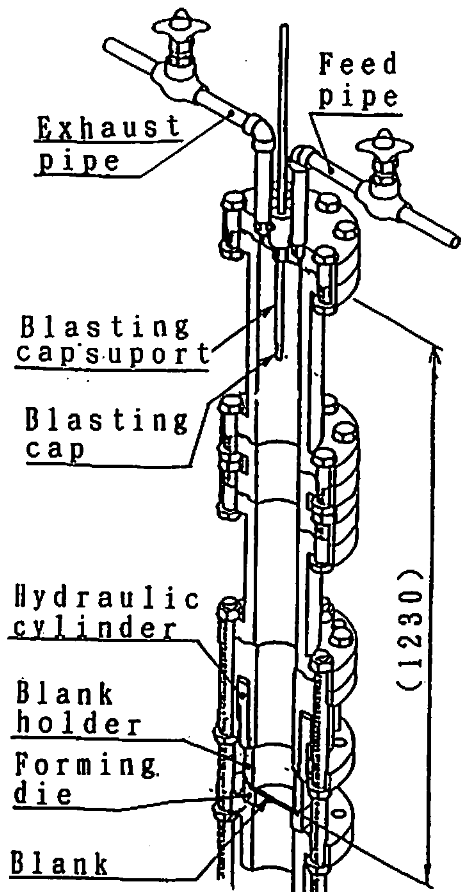


Fig. 3 Schematic illustration of explosive forming.

3.1 材料定数

素板材料の塑性係数F，及びひずみ硬化指数 n を決定するために，引張り試験を行った。

素板の材料はC2801P$-\frac{1}{2}$Hの黄銅円板で，寸法は直径が2 R_0= 100mm，厚さがt_0= 0.8mmである。引張り試験は素板から採取した幅20mm，長さ50mmの長方形である。

引張り試験の結果，F= 805MP，n= 0.40を得た。

3.2 成形ダイス

図1に示すように，キャビティ内径2 R_C= 72mm，肩の丸みρ_r= 3mmの環状自由成形ダイスである。

3.3 成形装置

図3に示す。満水の密閉円筒容器の下部に，しわ押さえと成形ダイスとで周縁が挟まれた素板がある。しわ押さえは油圧シリンダでしわ押さえ力が加えられて，素板周縁に発生するしわを抑制し，あわせて漏水を防いでいる。

素板と距離を隔てて，上方に電気雷管が対向して設置されている。素板との距離は，雷管支持棒を上下することによって自在に変更できるので，これによって素板の変形量を制御している。

4. 入射エネルギ・エネルギ効率

4.1 素板のひずみエネルギ

ドーム部分のひずみエネルギU_Dは，式(8)から求められ，ダイス肩の部分のひずみエネルギU_RもU_Dと同様に求められる。また，フランジ部分のひずみエネルギU_Fは式(18)から得られるから，結局，素板に入射するエネルギUは，$U=U_D+U_R+U_F$である。

このUと，フランジからドーム頂点までのたわみZ_Pとの関係を表すと図4のようになる。

接触角が90°のとき，たわみZ_Pは最大になり，その値は，キャビティ半径R_C，ダイ肩の丸みρ_r，及び素板の変形前後の厚さt_0，tで決まり，

$$Z_P=R_C+\rho_r+\frac{t_0+t}{2} \qquad (19)$$

で表され，このたわみが加工限界になる。この装置の寸法のときの加工限界は，式(19)から計算されて，39.2mmになる。したがって図4から，加工限界のときの入射エネルギは，1.2kJになる。

4.2 雷管の爆発熱

エネルギ効率を，雷管の爆発熱に対する素板のひずみエネルギで表すことにしたので，雷管の爆発熱を知らなければならない。

表1は，筆者ら[3]，及び他の研究者[4,5]が計算し，又は熱量計で実測した爆発熱の値を示したものである。表中，村門らの試料は電気雷管であり，この研究に使用している6号瞬発電気雷管に薬量が近似し，かつ，3本の値が示されているので，この値を参考にして，雷管の爆発熱を3.0kJとする。

Table 1 Comparison of explosion heat of authors and other reseachers.

Item	Researchers	authers	R. MURAKADO et al	T. KUDOH et al.	
Shell		copper	steel	copper	copper
Fuse head	kind	$Pb(SCN)_2/KClO_4$	DDNP	—	—
	weight (mg)	4/4	4	—	—
Initiator	kind	DDNP	DDNP	DDNP	DDNP
	weight (g)	0.17	0.20	0.20	0.20
	density ($g \cdot cm^{-3}$)	1.00	0.85	—	—
Base charge	kind*	Tetryl	pento/$KClO_4$ 100/10	tet/$KClO_4$ 93/7	pento/$KClO_4$ 100/10
	weight (g)	0.41	0.40	0.40	0.40
	density ($g \cdot cm^{-3}$)	1.40	1.44	—	—
Total weight (g)		0.58	0.60	0.60	0.60
Explosion heat	calcd. ($kJ \cdot g^{-1}$)	2.67	2.97	2.51	2.49
	obsvd. ($kJ \cdot g^{-1}$)	—	2.95. 3.10. 3.20	3.41	3.20

*pento : pentolite (PETN50/TNT50). tet : tetryl.

4.3 エネルギ効率

図4に，たわみとエネルギ効率の関係を示す。図から，加工限界のときのたわみ，即ちZ_P= 39.2㎜のときのエネルギ効率は40%になる。

4.4 距離とたわみの関係の実験値

実務上，素板から雷管までの距離と，ひずみエネルギ，若しくはエネルギ効率との関係が明らかであると非常に都合がよい。しかし，これらの関係を直接，計算や実験から求めることは困難である。

そこで，距離とたわみの関係を実験から求めておき，この関係と，図4のたわみとひずみエネルギ，若しくはたわみとエネルギ効率の関係とから，たわみを消去すれば，距離とひずみエネルギ，若しくは距離とエネルギ効率との関係が得られる。

図5は，距離を変えたときの素板のたわみを測定した実験結果である。距離 h の増大とともにたわみZ_Pは減少し，

$$Z_P = 33.1\exp(-0.581\times10^{-3}h) \qquad (20)$$

になる。したがって，至近距離でもたわみは33.1㎜にしかならないから，加工限界のたわみ39.2㎜には達しないことになる。

4.5 距離とエネルギ，エネルギ効率の関係

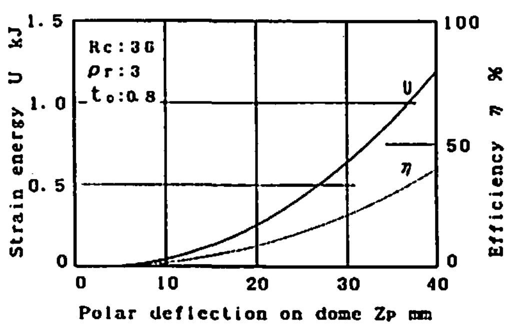


Fig. 4 Effect of polar deflection on strain energy and energy efficiency.

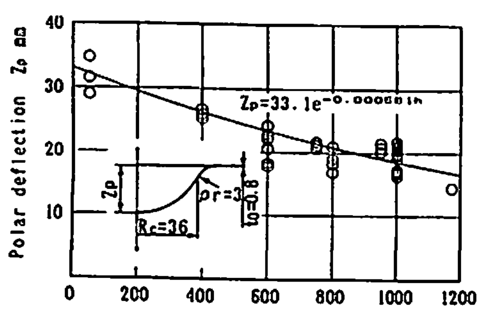


Fig. 5 Relationship of stand off distance versus polar deflection.

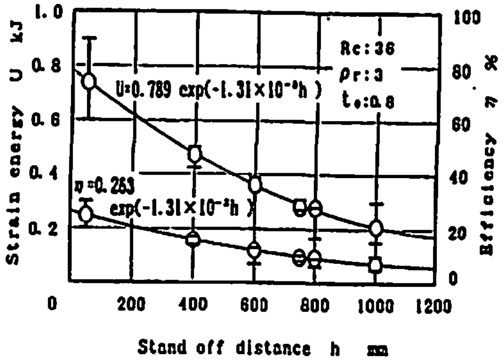


Fig. 6 Relationship of stand off distance versus strain energy and efficiency.

計算から，たわみとエネルギ，並びにたわみとエネルギ効率の関係が，図4のように得られた。一方，実験から，距離とたわみの関係が，図5のように得られたので，両者からたわみを消去すれば，距離hとひずみエネルギU，並びに距離hとエネルギ効率ηとの関係が，式(21)及び図6のように得られる。

$$U = 0.789\exp(-1.31\times10^{-3}h)$$
$$\eta = 0.263\exp(-1.31\times10^{-3}h) \qquad (21)$$

したがって，至近距離のときのひずみエネルギ，即ち素板への入射エネルギは0.789kJ，エネルギ効率は26.3%であり，距離が装置の全内長にほぼ等しい1200㎜のときの入射エネルギは0.163kJ，エネルギ効率は5.5%である。また，至近距離であってもエネルギ効率は，加工限界のエネルギ効率40%を下まわるから，たわみは加工限界に達しないことになる。

5. むすび

6号瞬発電気雷管1本を，満水の密閉円筒内で爆発させて，キャビティ半径R_C= 36㎜，肩の丸みρ_r= 3㎜のダイスで，直径100㎜，厚さ0.8㎜の黄銅板を自由成形したとき，次の結果が得られた。

(1) 加工限界が見出された。その限界値は，接触角が90°，フランジからドーム頂点までのたわみZ_Pが，ダイス寸法と変形前後の素板の厚さt_0，tで決まり，

$$Z_P = R_C + \rho_r + \frac{t_0 - t}{2} = 39.2㎜$$

になる。また，このときのドーム部分は，半径がR_Cに等しい半球になる。

(2) 雷管の爆発熱を3.0kJとすると，加工限界で素板への入射エネルギは1.2kJ，エネルギ効率は40%になる。

(3) 素板と雷管との距離が，至近のときの入射エネルギは0.789kJ，エネルギ効率は26.3%であり，

1200mm離したときの入射エネルギは0.16kJ，エネルギ効率は5.5%に減少する。また，入射エネルギU，並びにエネルギ効率ηは，距離hに関して次式で結ばれることが分かった。

$$U=0.789\exp(-1.31\times10^{-3}h)$$

$$\eta=0.263\exp(-1.31\times10^{-3}h)$$

(4) 至近距離であっても，エネルギ効率は26.3%であり，加工限界のときのエネルギ効率40%には及ばない。したがって，加工限界に達することはない。

(5) 素板から雷管までの距離と，素板への入射エネルギの関係は，Kirkwood-Betheの式があてはまらない。その理由は，本実験で扱う薬量が微小なこと，及び距離が近いことに起因するものと思われる。

(6) この計算方法は，ブラストメータの解析に有用であると考えられる。

末尾ながら，この実験に携った中央大学理工学研究科大学院生の関野武志，松崎広和，衣笠邦彦，山元幸弘らの諸君に厚く感謝の意を表する。

文　献

1)R. H. Cole, "Underwater Explosions", 239, 282 (1948) Princeton Univ. Press.

2)A. A. Ezra, "Principles and Practice of Explosive Metalworking", 38 (1973) Industrial Newspapers Limited.

3)笠松　勇，古川　浩，「爆発成形のための爆ごう値の簡易計算法－KHT状態方程式の統計化による方法－」，中央大学理工学部紀要，34，89(1991)。

4)村門　律，木内文一，横山勝太郎，「雷管の爆発温度に関する研究」，工業火薬，37－5，243 (1976)。

5)工藤隆義，空地公二，吉田熱夫，「雷管威力に関する研究(第1報)－雷管の爆発熱量について－」，工業火薬協会春季年会講演要旨集，(1967)。

On the energy efficiency of blasting cap

by Isamu KASAMATSU*, Hiroshi FURUKAWA*

In the explosive forming method using only a blasting cap as the explosion source, by changing the distance between the blasting cap and a blank, the amount of deformation of the blank is controlled. Therefore, it is important for controlling the amount of deformation to forecast how much proportion of the explosion heat of a blasting cap is converted to the deformation energy.

In this report, the strain energy required for the deformation of a blank is calculated, and with its ratio to the explosion heat of a blasting cap, the energy efficiency of the blasting cap is to be determined.

In the case of using a die with the cavity radius of 36mm and the shoulder radius of 3mm, and carrying out the free forming of a brass sheet of 0.8mm thickness, the following results were obtained. Namely when the distance between a blank and a blasting cap was close, and it was assumed that the strain energy of the blank is 0.79 kJ, and the explosion heat of the blasting cap is 3.0 kJ, the energy efficiency was 26%. When the distance was 1200mm, the strain energy was 0.16 kJ, the strain energy efficiency was 5.5%.

Moreover, the strain energy U and the energy efficiency η changed exponentially in relation to the distance h, respectively, and the relations

$$U=0.789\exp(-1.31\times10^{-3}h),\ \eta=0.263\exp(-1.31\times10^{-3}h)$$

were obtained.

(*Faculty of Science and Engineering, Chuo University. 1—13—27 Kasuga, Bunkyo-ku, Japan 〒112)