

円筒フライス切削における切削抵抗

Cutting Force in Peripheral Milling

岡部 礼三* 宮村 慎司*
Reizō Okabe Shinji Miyamura

要 旨

成形フライス加工の面で円筒フライスによる上向き削りが従来から広く用いられてきたが、ここ数十年に開発されたフライス盤にテーブルスクリーとナットの間の背隙除去装置が採用されるにおよび、下向き削りが円筒フライス切削向上の手段として普及され始めている。本文は上向きと下向き削りおのおのの切削力を測定して、重切削には下向き削りが有利であること、仕上削りには上向き削りが有利であることを明らかにすると同時に、切削力の作用についても述べて上向き削りの切削限界を一応明らかにしたものである。

1. 緒 言

平面削りには正面フライス切削が高効率であるために広く利用されているが、いっぽう成形加工については円筒フライス切削が重要な手段であることは論をまたない。円筒フライス切削には上向き削りと下向き削りの2方法があり、この利害得失はすでに文献にも紹介されている。しかし多くの文献は切削機構よりみた理論的比較であり、実際の切削力を測定解析証明したものはきわめて少ない。

本文では種々の被切削材の円筒フライス切削について、三次元切削力計を使って切削力を測定、現場での立場から上向き削りと下向き削りの利害と応用面を明確にすることを試みたので紹介する。

2. 三次元切削力計

2.1 原 理

この方式はマサチューセッツ工科大学 M. C. Shaw 氏により開発されたもので本切削力計のもととなるストレインリングを図1に示す。

いま、その半径を r 、厚さを B 、幅を t とする。このストレインリングに法線方向の力 F_r と接線方向の力 F_t がそれぞれ働いたとすると、それぞれの力によるリングの変形は図1 (b), (c) に示すようになり、(b) においては A 点に最大ひずみが発生しその大きさは

$$\epsilon_A = \pm \frac{1.09 \times F_r \times r}{E \times B \times t^2} \dots\dots\dots (1)$$

(c) においては B 点に最大ひずみが発生しその大きさは

$$\epsilon_B = \pm \frac{2.18 \times F_t \times r}{E \times B \times t^2} \dots\dots\dots (2)$$

となる。 E はヤング率である。そして (b) の場合は B 点、(c) の場合は A 点が無ひずみとなる。(1)(2) 式より明らかなように、 A 、 B 点のひずみはそれぞれの力 F_r 、 F_t に比例し、しかも完全に相関関係のない状態にある。反対に ϵ_A 、 ϵ_B を測れば二次元の切削力 F_r 、 F_t を

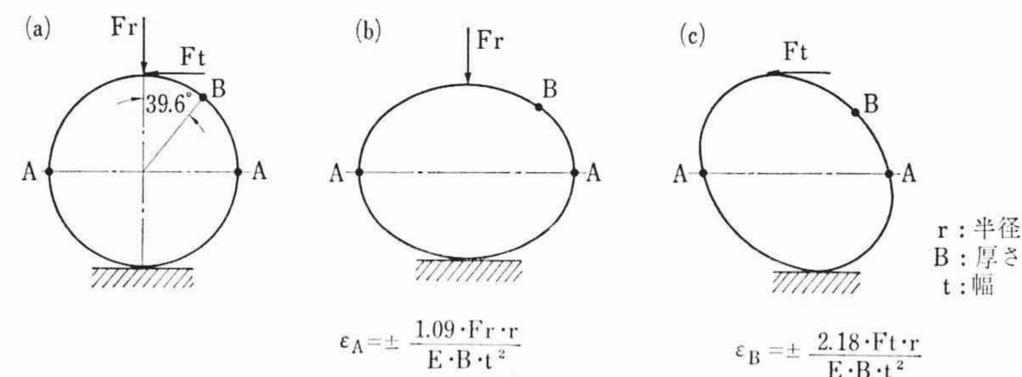


図1 ストレインリング

知ることができる。三次元切削力計はこのストレインリングを図2に示すように組み合わせたもので、これにより X 方向の力を1と3、 Y 方向の力を2と4、 Z 方向の力を1~4の各リングで測知できる。

なお切削力計の設計製作に当たっては特に次の点が十分考慮された。

- (1) ストレインリングのひずみおよび固有振動を切削に影響しないよう、できるだけストレインリングを含む切削力計の剛性を大とする。
- (2) ヒステリシス防止のため、できるだけ摩擦部分を少なくする。
- (3) X 、 Y 、 Z 3分力の干渉を除去する。

2.2 性 能

日立2M形横フライス盤テーブル上に本切削力計をボルト締めし、標準リングゲージで垂直方向、送り方向、送りと直角方向それぞれに所定の荷重を加え、出力をビジオグラフに記録することによってキャリブレーションカーブ(図3)を求めた。図3にみるように

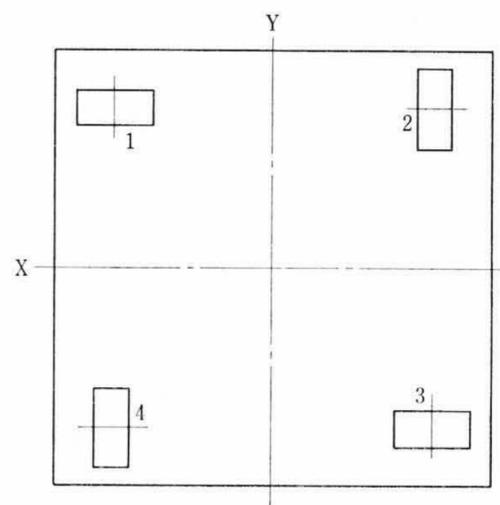


図2 三次元切削力計説明図

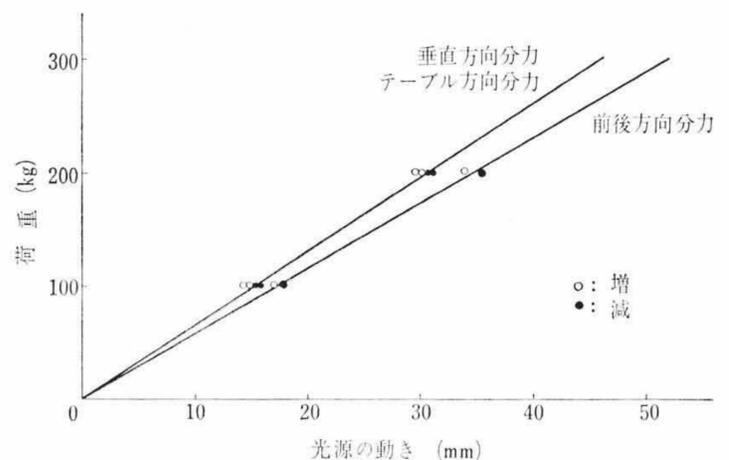


図3 キャリブレーション

* 日立製作所川崎工場

本切削力計のヒステリシスは2%以下である。また3分力の干渉の度合は検測の結果5%以内であった。

3. 実験

3.1 測定法

切削力計の出力をビシオグラフにとり、前にとったキャリブレーションカーブを用いて切削力に換算し、各方向の平均切削力を求めた。ビシオグラフによって得られるデータから平均切削力 \bar{X} は

$$\bar{X} = \frac{1}{T} \int_T x dt \dots\dots\dots (3)$$

である。 $\int_T x dt$ を求めるにはプラニメータを用いた。全切削力 T は次の式で求められる。

$$T = \sqrt{P_V^2 + P_L^2 + P_C^2} \dots\dots\dots (4)$$

ここに、 P_V : 垂直方向分力
 P_L : 送り方向分力
 P_C : 送りと直角方向分力

3.2 実験条件

(1) 被削材

鉄鋼材料の中身近くにあるもの3種を選定した。表1は材料硬度である。なお切削力の関係上、切削幅はFC20のみ40mm、他は20mmとした。

被削材の取付は直接切削力計にボルト締めした。

(2) 工具

表2はカッタの寸法表である。

(3) 切削条件

切削は上向き、下向きの2種類とし、順次切込を0.5~10mmまで9段階に変化させた。表3は切削条件を示したものである。

なお切削中の工具摩耗については定常的な範囲にあることを確認しながら行なった。

(4) 使用フライス盤

フライス盤としては表4に示すような日立2M形横フライス盤を使用した。

3.3 測定結果

3.1に記したようにして求められた全切削力、平均の各分力を切削幅10mmに換算した測定結果を図4(a)~(c)に示す。

4. 考察

4.1 垂直方向分力 P_V

(1) 上向き削り

上向き削りにおける P_V は他の分力と異なって独特の変化を示している。すなわち P_V は切込み深さ t を大きくすると、ある点で極大となり、それより増すと減少し、ついには力の向きが逆になる。換言すれば t がある値以下なら被削材はテーブル面に押しつけられるが、これが大きくなると逆に被削材は引張り上げられるようになる。この P_V が正から負となる臨界点においては被削材およびカッタは不安定となり振動を起し、切削が困難となる。

この臨界点は表5にみるように、1刃当たりの送り S_z 0.04mmのとき、ハイスカッタでは6~7mm、超硬カッタでは10~12mm付近に存在しており、被削材質による切削性の良否との関係は認められなかった。

また S_z と P_V の関係は図4(c)にみるように S_z が小さいほうが曲線がゆるく、臨界点はさらに切込みの深いほうに移っている。

以上の t と S_z が P_V に及ぼす影響は益子氏の切削力の式からも推察されるところである。

表1 材料硬度

名称	分類	記号	硬度(ブリネル)	備考
ネズミ鋳鉄	硬鋳鉄	FC20	175	
機械構造用炭素鋼	軟鋼	S28C	126	
	中硬鋼	S43C	167	

表2 カッタ寸法詳細

仕様	ハイス	超硬
径×幅	75φ×100	75φ×100
ねじれ角	12°	30°
すくい角	10°	0
逃げ角	6°	6°
刃数	14	8
アール径	31.75φ	31.75φ

表3 切削諸元

項目	単位	ハイス	超硬
切削速度	m/min	25.4	124.2
1刃当たりの送り	mm	0.016 0.04	0.02 0.04
切削幅	mm	20	20
切込み	mm	0.5~10	0.5~10

表4 日立2MLPフライス盤

項目	単位	仕様
左右最大移動距離	mm	710
前後最大移動距離	mm	270
上下最大移動距離	mm	450
作業面の寸法(長さ×幅)	mm	1,350×270
送り変換数		16
送り速度(左右)	mm/min	16~2,000
送り速度(前後)	mm/min	16~2,000
送り速度(上下)	mm/min	8~1,000
早送り速度(左右)	mm/min	4,000
早送り速度(前後)	mm/min	4,000
早送り速度(上下)	mm/min	2,000
主軸	ナショナルターバ rpm	No. 50 25~1,500 16
電動機	kW/P kW/P W	5.5/4 1.9/0.75/4 125
所要床面積(幅×奥行×高さ)	mm	2,470×2,170×1,660
製品重量	kg	3,000

表5 各材質における3分力(1刃当たりの送り0.04) 単位 kg

材質	カッタ	臨界切込(mm)	垂直分力最大上向き	テーブル方向(切込10mm)		前後方向(切込10mm)		備考
				上向き	下向き	上向き	下向き	
FC20	H	7.2	7.5	71	22.5	0	0	
	W	11.0	8.3	35	14.0	7.5	6.7	
S28C	H	6.7	11.6	145	48.5	0	6.3	
	W	10.5	27.0	114	26.2	0	0	
S43C	H	6.3	20.0	165	64.0	32.0	0	
	W	10.3	42.4	160	41.0	38.2	25.5	

(注) H: ハイス, W: 超硬

$$\begin{aligned}
 P_V &= P_N \cos \varphi - (P_T + \mu P_N) \sin \varphi \\
 &= P_N (\cos \varphi - \mu \sin \varphi) - P_T \sin \varphi \\
 &= \frac{Z}{5\mu} \cdot f(\alpha \cdot \beta)^{1.5} \cdot \left(\frac{H_B}{100}\right)^2 \cdot \sqrt{\frac{W}{m \cdot D}} \\
 &\quad \times \left\{ \left(1 - \frac{2t}{D}\right) - 2\mu \sqrt{\frac{t}{D} \left(1 - \frac{t}{D}\right)} \right\} \\
 &\quad - \frac{2^{2-\varepsilon}}{2-\varepsilon} \cdot \frac{W \cdot S_z \cdot Z}{\pi} \cdot P_s(S_z) \cdot \left(\frac{t}{D}\right)^{\frac{3-\varepsilon}{2}} \cdot \sqrt{1 - \frac{t}{D}} \dots (5)
 \end{aligned}$$

ここに、 P_N : フライスの半径方向の力(刃先が被削材に食込む力)

P_T : 切削抵抗によって生ずるフライスの接線方向の力

μ : フライス刃先が被削材に食込む際のすべり摩擦係数

Z : フライスの刃数

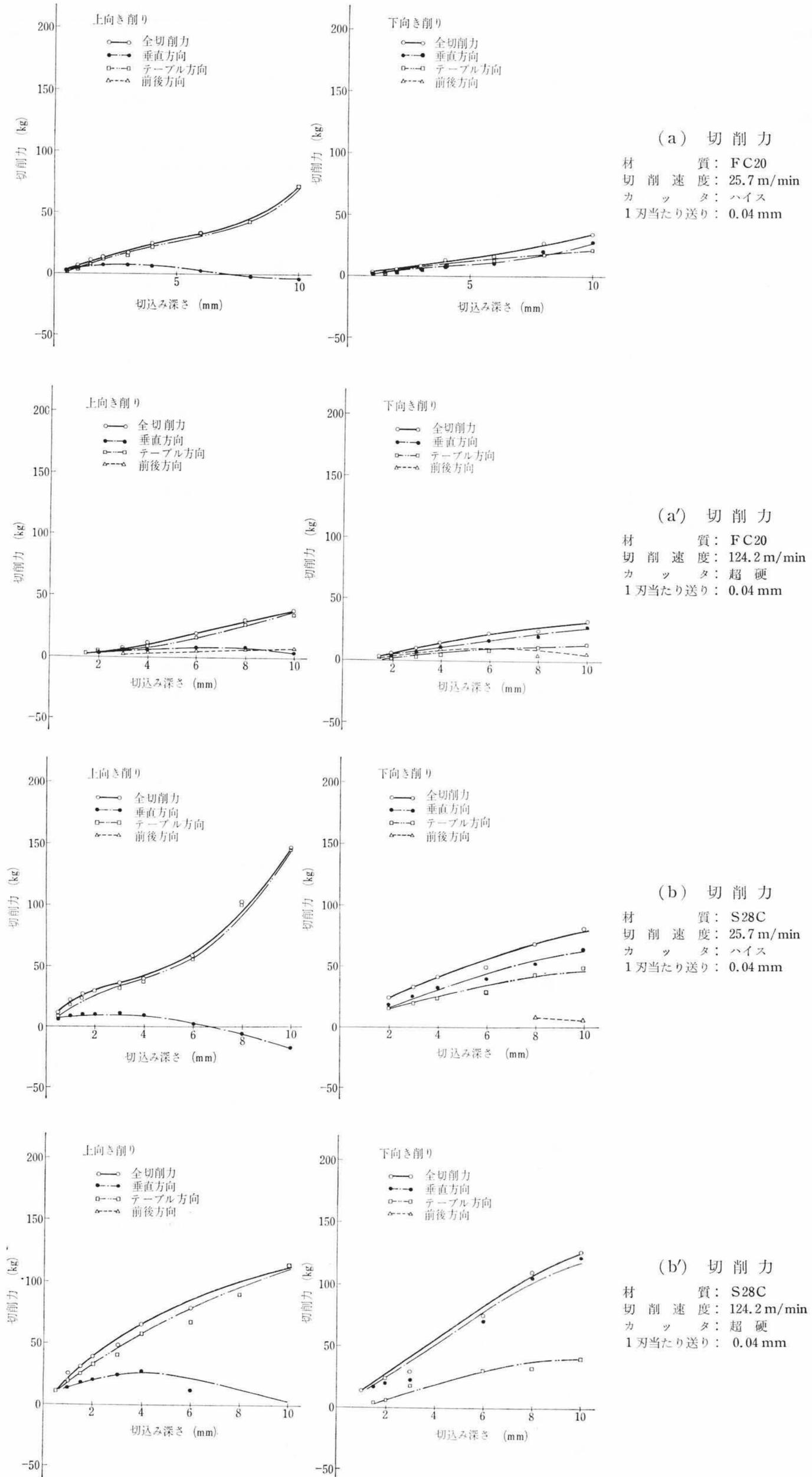


図 4

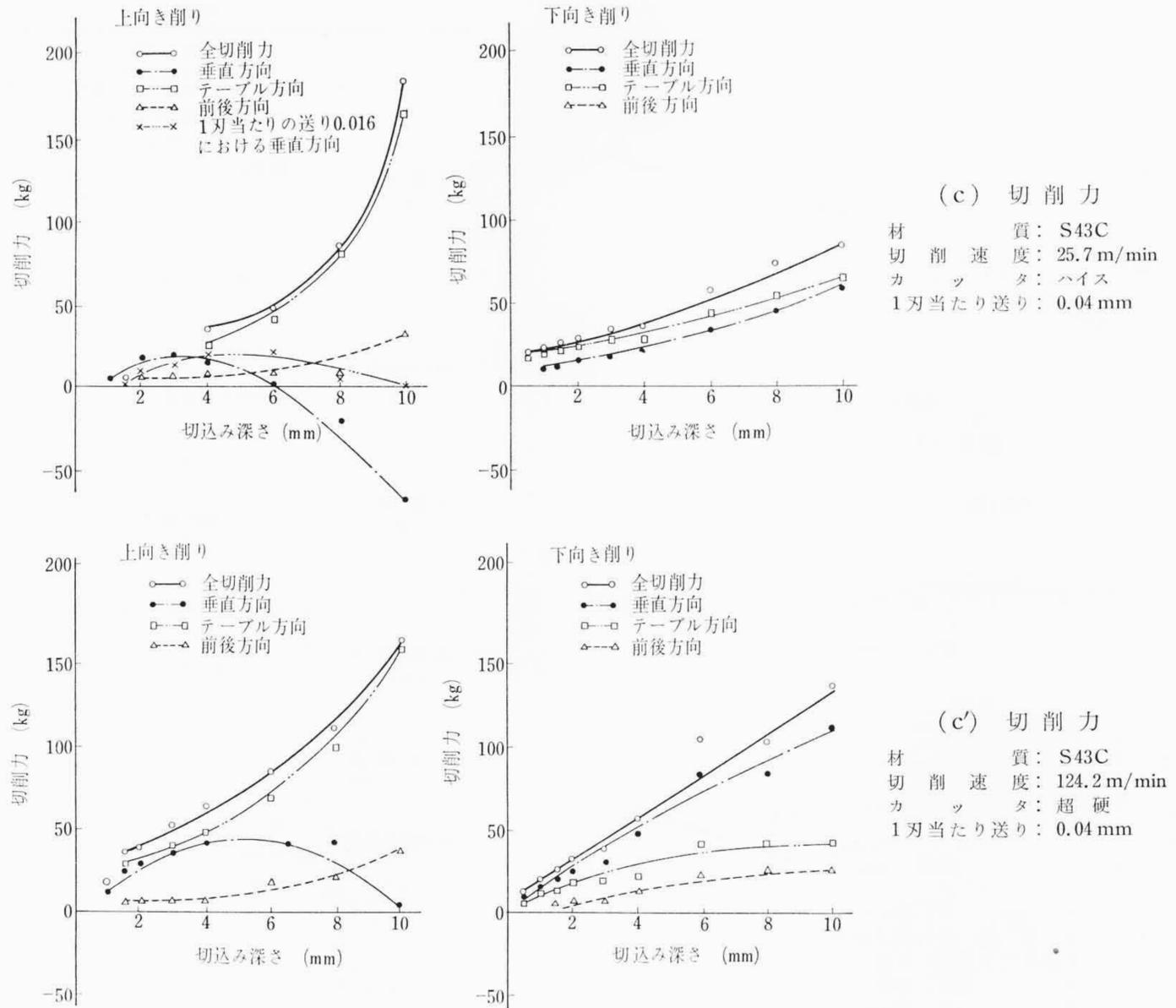


図 4

- α, β : フライスのすくい角および逃げ角
- H_B : 被削材の硬度(ブリネル)
- W : 切削幅
- m : フライスアーバの剛性
- D : フライスの径
- ε : 被削材質によってきまる係数
- $P_s(S_z)$: 被削材質, α , および S_z によってきまる係数で, $\alpha=90^\circ$ のときの比切削力

すなわち, 工具(フライス), 被削材質, 切削幅が一定であれば上向き削りの臨界点は t および S_z で左右される。また測定値から(5)式によって上向き削りの臨界点における P_T/P_N の比を計算するとハイスでは 0.83~1.03, 超硬では 0.5 となる。この値から刃先が被削材に食込む際の抵抗がきわめて大きいことが推察される。

また表 5 で臨界切込みがハイスと超硬で異なっているが, これは(5)式からみてフライスのすくい角 α , 逃げ角 β が異なるためであると思われる。

(2) 下向き削り

t, S_z のいずれも大きくなるに従い P_V も増大し, 常に被削材をテーブル面に押しつけるように下向きに働いている。

4.2 送り方向分力 P_L

P_L は t の増加に伴い増加しており, 特に上向き削りにおいて, その増加の割合は大きくなっている。また上向き削りは下向き削りに比べ P_L が 1.5~4 倍大きくなっている。

図 5 に示す切削力の作用から, 上向き削りと下向き削りの P_L は,

$$P_{L(上向き)} = (P_{T(上向き)} + \mu P_{N(上向き)}) \cos \phi + P_N \sin \phi \dots (6)$$

$$P_{L(下向き)} = (P_{T(下向き)} + \mu P_{N(下向き)}) \cos \phi - P_N \sin \phi \dots (7)$$

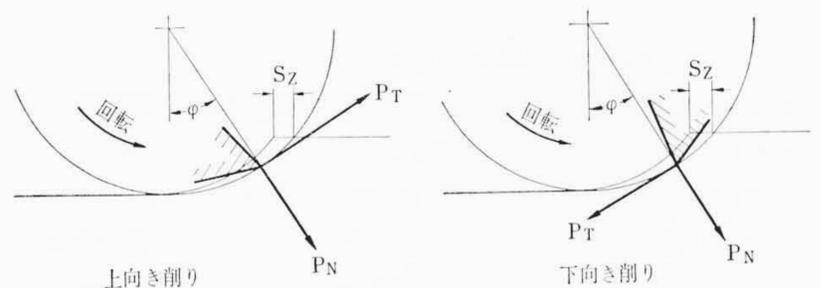


図 5 切削力の方向

となる。 P_T は同一フライスでは切くずの厚みによって決まり, 切削条件が同一であれば, 上向き削りと下向き削りの差は益子氏によれば約 3% であり, $P_{T(上向き)} \approx P_{T(下向き)}$ とみなせる。したがって P_L の差は P_T, P_N の働く方向(向き)および $P_{N(上向き)}$ と $P_{N(下向き)}$ の差によるものと言わねばならない。 $P_{N(上向き)} > P_{N(下向き)}$ は切くず生成の差, すなわち上向き削りでは切くずの厚みが 0 の所から切り始めるのに対し, 下向き削りではある厚みの所から切り始めるという差によって生ずると思われる。

4.3 送りと直角方向分力 P_C

P_C は P_V, P_L に比べ, その値は小さく, 本実験に使用した三次元動力計では大半が検出測定ができなかった。 P_C は P_V と P_L の合力 $\times \cos$ (ねじれ角) として求められることは多くの文献にみられる。

4.4 全切削力 P

P_V, P_L, P_C より算出した P は t が大きくなるにしたがい増大している。その割合を上向き削りと下向き削りで比べると, t が大きくなるほど $P_{(上向き)}/P_{(下向き)}$ が大きくなる傾向にあり, $t=10\text{mm}$ ではハイスでは 1.8~2.5, 超硬では 1.2~1.8 となっている。この傾向は従来から文献で明らかにされている「下向き削りの動力は上向き

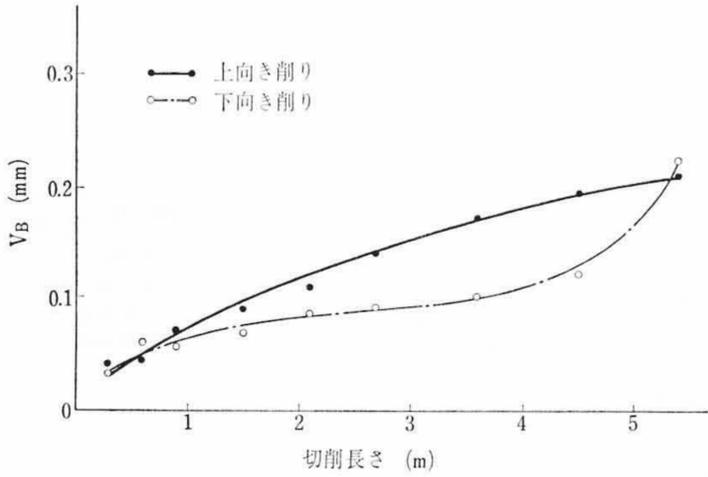


図6 工具寿命

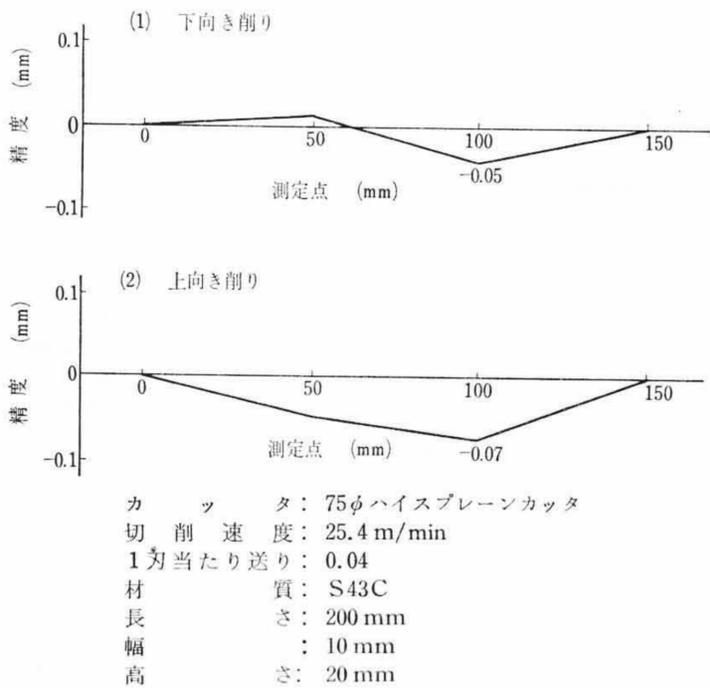


図7 加工精度

カッタ：75φハイスプレーンカッタ
 切削速度：25.4 m/min
 1刃当たり送り：0.04
 材質：S43C
 長さ：200 mm
 幅：10 mm
 高さ：20 mm

削りのそれより小さい」に一致している。

4.5 上向き削りと下向き削りに関する切削力以外の比較

4.5.1 工具寿命

被削材としてS43Cを用い上向き、下向き削りのチップングおよび逃げ面摩耗幅 V_B を測定した。使用工具は前記実験の超硬フライスとし、切削条件は切削速度 88.4 m/min, $S_z=0.04$ mm/刃, $t=3$ mm, 切削幅 40 mm である。結果を図6に示す。

上向き、下向き削りともに $V_B \approx 0.2$ mm でむしろ、面のヤケが生じて切削不能となった。この値は正面フライスの寿命 $V_B=0.6$ よりかなり低いが、これは上向き削りに関しては円筒フライス切削では刃先が被削材をすりすごすためと思われる。また下向き削りでは $V_B \approx 0.1$ の点から摩耗が急激に促進し約 0.2 で切削不能となっており、刃先がある程度摩耗するとフライスの逃げ面が切削面をすりすごすためと思われる。しかし V_B が 0.1 mm までの切削長さは下向き削りがほぼ4倍にもなっている。

4.5.2 加工精度

上向き削りにおいては、臨界切込み深さ以上の切込みで切削した場合 P_V が被削材を引張り上げるように作用するため、加工面が中低くの傾向になることが想像されるので、これを確認するため、S43C材(長さ200mm×高さ20mm×幅10mm)を前記の実験で使用したハイスで実験した。切削条件としては、切削速度 25.7 m/min, $S_z=0.04$ mm, $t=8$ mm である。

結果は図7に示すとおりで、中低くとなった。

P_V の影響による被削材のたわみ δ_{max} は次の式で計算される。

$$\delta_{max} = \frac{P_V l^3}{192 E \cdot I} \dots\dots\dots (8)$$

表6 上向き削りと下向き削りの比較

	上向き削り	下向き削り
垂直分力 P_V	(1) P_V の向きが逆転する臨界点が存在し、臨界点付近での切削は不安定である。 (2) 臨界切込みは $S_z=0.04$ mm で、ハイス切削 6~7 mm 超硬切削 10~12 mm (3) t =一定として S_z を大きくした場合にも臨界点が存在する。	(1) P_V の向きは t および S_z の大きさにかかわらず一定した下向きで、 P_V の大きさは t および S_z の大きさに比例する。
送り方向分力 P_L	(1) t が大になると P_L は急増する。 (2) 下向き削りに比し 1.5~4 倍大きい。	(1) t が大になると P_L は増加するが上向き削りほど急増しない。
全切削力 P	(1) t が大になると P は増加する。 (2) t が 10 mm 程度の大きい範囲では下向き削りに比し大きくなる。	(1) t が大になると P は増加する。増加の割合は上向き削りよりゆるい。
工具寿命 V_B	(1) $V_B \approx 0.2$ で切削不能。 (2) V_B の進行は切削長さとはほぼ比例関係にある。	(1) $V_B \approx 0.2$ で切削不能。 (2) V_B の進行は $V_B \approx 0.1$ までは上向き削りの 1/4 程度であるが、 $V_B > 0.1$ の範囲は急激に摩耗する。
加工精度	(1) 大差はなく切削熱の影響がより大きいようである。	(1) レボリューションマークの影響を受ける。 (2) 実験結果では 3μ で下向き削りより良好である。
仕上面あらさ	(1) レボリューションマークの影響を受ける。 (2) 実験結果では 3μ で下向き削りより良好である。	(1) レボリューションマークの影響を受ける。 (2) 実験結果では 7.5μ で上向き削りより劣る。

ここに、 l : 被削材の長さ
 E : 縦弾性係数
 I : 断面係数

$t=8$ mm のときの実測値 $P_V=20.5$ kg を (8) 式に代入すると $\delta_{max}=0.006$ となる。このことから実験で得られた $\delta=0.07$ mm は P_V の影響というより、むしろ切削熱による被削材の変形と推定される。

4.5.3 仕上面あらさ H

円筒フライス切削における仕上面あらさ H の理論式は次の (9) 式で与えられる。

$$H = \frac{3.18 \times S_z^2}{\left(\frac{D}{2} \pm \frac{S_z \cdot Z}{\pi}\right)} \dots\dots\dots (9)$$

()内の \pm は $+$ が上向き削り、 $-$ が下向き削りである。この理論式から仕上面あらさは上向き削りがよいとされている。しかし (9) 式はフライスの各刃が回転中心に対して振れがなく理想的な切削を行なうときのもので、 S_z の小さい仕上削りでは一般にはフライスの刃先の振れから1回転中1枚の刃のみで切削を行なうことが多く、このときの H は次の (10) 式で計算される。

$$H = \frac{(S_z \cdot Z)^2}{4 \cdot D} \dots\dots\dots (10)$$

S43C材を前記実験のハイスカッタを用い仕上面あらさを測定した。切削条件としては切削速度 25.7 m/min, $S_z=0.04$ mm, $t=0.5$ mm である。

結果として、上向き削りは 3μ で波状の仕上面、下向き削りは 7.5μ で波状の仕上面にむしろが発生した面を得た。なお (10) 式で求めた計算値は 1.8μ である。上向き、下向きとも仕上面の波のピッチはフライス1回転の送り量 $S_z \cdot Z$ に等しく、レボリューションマークの影響は明らかである。 H の計算値と測定値の違いは、上向き削りに関しては刃先が被削材を切り始める際の擦過現象によるもの、下向き削りに関してはむしろの状況から判断して構成

刃先の影響によるものと考えられる。

4.6 上向き削りと下向き削りの比較

以上の実験結果から上向き削りと下向き削りを比較するためにまとめると表6のようになる。これを現場での実用面から表現すると

- (1) 上向き削りは (a) t および S_z の比較的小さい所で P_v の臨界点が存在する, (b) 仕上面あらさが下向き切削より良好であることから, 仕上削りに適している。
- (2) 下向き削りは荒および中削りに有利である。また P_v の方向が常に一定しており, 薄い被削材を加工する場合に振動の少ない安定した切削が得られる。

となる。

5. 結 言

以上の実験より次の事実が明らかになった。

- (1) 上向き削りにおける垂直分力の臨界切込みは, $S_z=0.04$ mm, $D=75$ mm の場合, ハイス切削で 6~7 mm, 超硬切削で 10~12 mm 付近に存在する。
- (2) 送り方向分力は $t>3\sim 5$ mm では上向き削りは下向き削りの 1.5~4 倍となる。
- (3) S43C 材の切削では工具寿命は $V_B=0.2$ で再研削を必要とする。 $V_B=0.1$ までの切削長さは下向き削りが上向き削り

の約4倍の結果を得た。

- (4) 加工精度は肉の薄い材料で切込みを深くして切削する場合以外上向き削りの垂直分力の影響は小さい。
- (5) 仕上面あらさはレボリューションマークの影響はあるが上向き削りが有利である。

以上を総合して, 切込みの大きい荒削りは下向き削りにより能率的に行ない, 仕上削りは上向き削りでこなすのが有利と考える。

上向き削りと下向き削りの差については, 工具の材質, 形状などにも問題があるが, これらについては今後さらに検討していきたいと考えている。

終わりに本実験にご協力いただいた白井, IAEST スイス実習生ロバート, スッスバウム両氏に謝意を表す次第である。

参 考 文 献

- (1) 岡部, ポール: 研報 370号 (昭33-4)
- (2) 益子ほか: フライス削りとフライス切削, ラジオ技術社(昭39-11)
- (3) 岡部, 白井: 研報 07679 (昭41-1)
- (4) 阿武, 宇佐美: 円筒フライスの問題点, マンナリー(1960-5)
- (5) 工作機研究会編: 機械工作ハンドブック, 養賢堂(昭33-12)
- (6) M. C. Shaw (MIT): Metal Cutting Principles (1954)
- (7) Chincinnati Milling Machine Co.: A Treatise on Milling and Milling Machine (1955)



特 許 の 紹 介

特許第490828号 (特公昭41-16494号)

奥村貞雄・富安富士男・井上正美

爆発圧接におけるライニング金属板のひずみ防止方法

線状爆薬を使用してライニング金属板と母材とを圧接する場合, 圧接前に母材とライニング金属板とを密着せしめておいても, 線状爆薬の起爆により接合部は凹状に変形し, 同時に板厚が若干減少することによりライニング金属板は接合線と直角方向に伸びを生じ, かつ爆風で浮き上がることで接合線間でライニング金属板は凸状に変形する。このひずみ量を小さくするには接合ピッチを小さくすることが考えられるが, そのようにしても完全にひずみを除去することはできず, 爆薬の使用量は増加して不経済となる。

この発明は, 上記の欠点を除去することを目的としたもので, 線状爆薬の水平爆風力を効率よく垂直方向の力に変える斜面を有し, かつ線状爆薬側の端部をライニング金属板に爆風衝突痕が生じない

ように薄くした断面山形の押圧治具を線状爆薬間に設け, 線状爆薬を爆発させ前記垂直方向の力によってライニング金属板を加圧するようにしたものである。

図はこの発明の一実施例を示し, 線状爆薬を起爆すると接合部が得られるとともに, 水平方向の爆風力 a は斜面に衝突して押圧治具に垂直分力 b を与える。この垂直分力 b により押圧治具はライニング金属板を強大な力で加圧するので, 接合部における凹状の変形はなくなり, 接合部の板厚減少による伸びは接合ピッチ間でほぼ一様に圧縮されて, ライニング金属板のひずみを防止することができる。(武居)

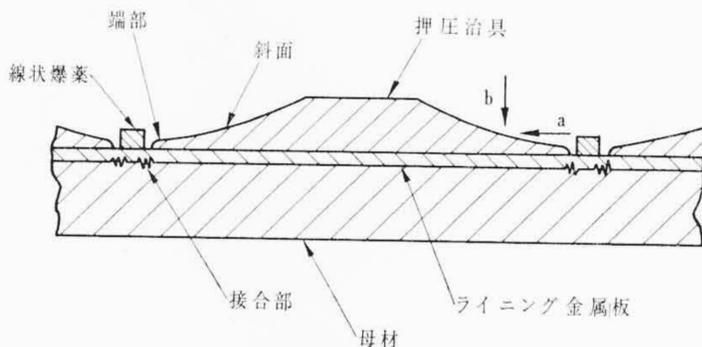


図1 爆発圧接におけるライニング金属板のひずみ防止方法



新案の紹介



登録実用新案 第812230号

平塚幸哉・吉永正二

攪拌 (か く は ん) 装 置

攪拌槽内の液を、攪拌羽根を用いて混合し均一にすることは、槽壁からの伝熱をよくするうえから必要なことである。しかるに、従来の垂直邪魔板のみを用いた攪拌装置では、槽内の液は攪拌羽根の中心位置で上下2層の循環を形成し、液が上層から下層へまた下層から上層へ流れ込む割合は非常に少なく、液の混合を十分に行なうことができなかった。

この考案は、槽本体に液の流れを上方または下方に変える傾斜邪魔板を設け、攪拌羽根により半径方向に押し出された液を強制的に上向きおよび下向きに循環させるようにしたものである。

図1はこの考案の縦断面図、図2は平面図で、攪拌羽根を軸により回転すれば、攪拌羽根付近の液は半径方向に押し出され、攪拌槽内面に設けた一方の傾斜邪魔板aによって上方に、また他方の傾斜邪魔板bによって下方にそれぞれ流れ、図示矢印のような循環をする。したがって作用の異なる傾斜邪魔板a,bを交互に設置すれば、攪拌羽根によって半径方向に押し出された液は、それぞれ上下方向に強制的に循環され、上下層に流れ込む液の割合は従来に比べてきわめて大となり、槽内の液を十分に混合することができる。(武居)

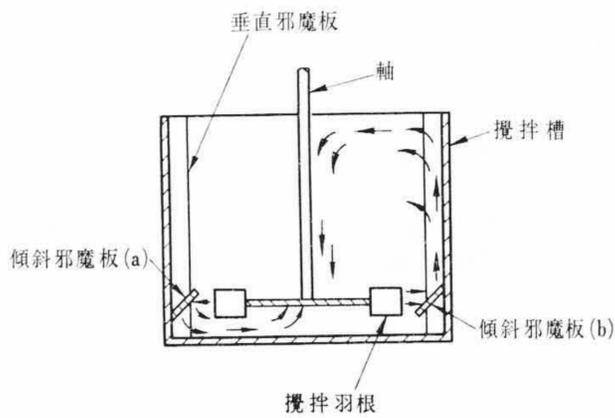


図 1

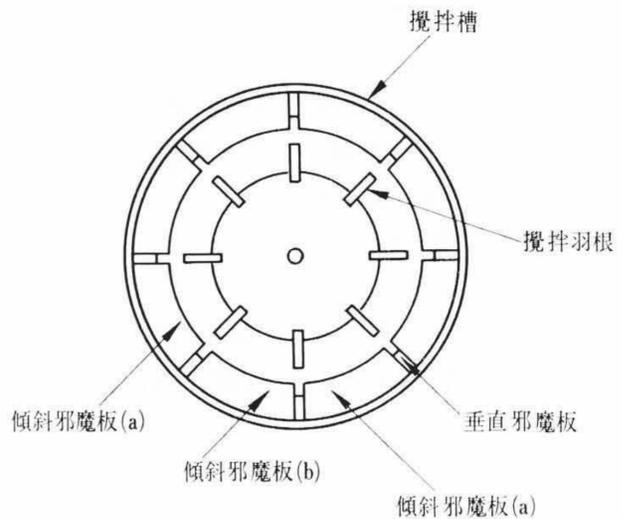


図 2

登録実用新案 第812266号

蜂谷昌彦

培養容器の雑菌侵入防止装置

雑菌の侵入をきらう培養容器においては、空気中の雑菌が容器内に侵入するのを防止するため、従来よりのぞき窓および開口部のフランジなどにはパッキンを用いて密閉したり、あるいはフランジ外周にスチームジャケットを設けて加熱殺菌する方法が採られているが、パッキンによるシールでは完全に雑菌の侵入を防止することができず、また加熱殺菌においては熱が容器内の培養液に伝達される

と培養不能になるため、容器本体より比較的離れた開口部にしか使用できないなど、多くの問題点がある。

この考案は、図に示すように滅菌した密閉培養容器ののぞき窓のフランジ継手において、フランジ部の外周に伸縮自在の外殻を固着して密封室を形成し、この密封室内に殺菌流体あるいは滅菌流体を封入または流通するようにしたものである。これにより、密封室内は常時滅菌状態に保たれるため、大気中の雑菌が直接取付座、のぞき窓ガラスおよびふたのシート面に接することはなく、本体内部への雑菌の侵入は完全に防止される。(武居)

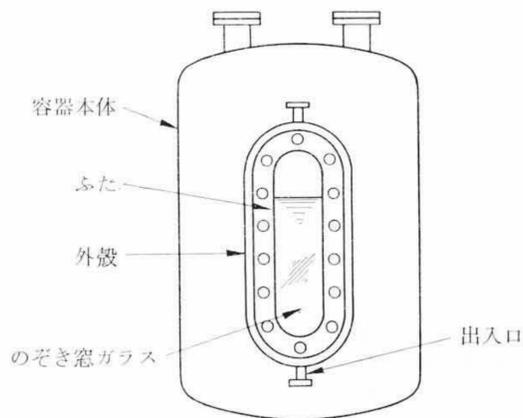


図 1

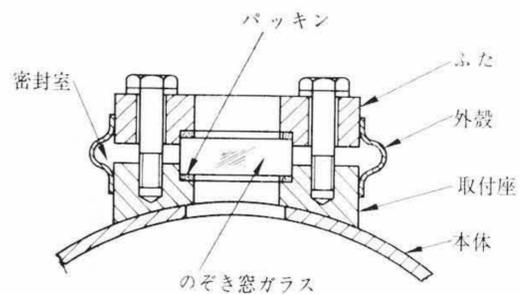


図 2