

富山大学工学部紀要

第26卷

昭和50年3月

目 次

1. 回収砂添加による自硬性鋳型の特性について……………養田 実・中田登志夫 …… 1
2. 鋳型の高温性質の鋳造応力におよぼす影響について……………養田 実・武部 克嗣・斎藤 修一 …… 8
3. 鉄鋼の硫化腐食に関する基礎的研究（続報）……………田中 照夫・池田 正夫・寺山 清志 ……14
4. 多結晶金属材料の応力繰返しに伴う塑性変形挙動に及ぼす静水圧力の影響
……………塩沢 和章・大南 正瑛・山蔭 哲郎 ……19
5. ホログラフィ干渉法の変形問題への利用……………加藤 正・吉川 和男・格内 敏・野村 俊 ……29
（オブチカルストレングージ法）
6. 金属の圧縮加工における表面状態と潤滑について……………時沢 貢・室谷 和雄 ……39
7. 液膜における固一液間輸送現象……………宮下 尚・佐伯 和男・菅田 益司 ……47
8. ダービュレンスプロモーターによる対流熱伝達……………宮下 尚・佐伯 和男・室川 清至 ……54
（第2報、主として局所移動係数および作動係数）
9. カセットMTのインターフェーズ回路について
……………麻生 俊一・岡崎 秀二・日山 泰之・井上 浩 ……59
10. レーザー共振器の微小な変形について……………堀内 義行・井上 浩 ……64
11. ねじれネマチック液晶ディスプレイ駆動回路の試作……………桑原 道夫・女川 博義・宮下 和雄 ……68

回収砂添加による自硬性鋳型の特性について

養田 実・中田登志夫

Characteristics of Self-Hardening Mold by the Addition of Reclaimed Sand.

Minoru YOHDA · Toshio NAKADA

Generally the reclaimed sand had been casted off except only in case of the usage for the back sand at foundries.

In these days, it is not easy to cast it off for want of the open space and the up of sand price.

Especially, in case of self-hardening mold bonded with sodium silicate, the reclamation of the sand is very difficult, and the up of sand price makes influence on production cost.

Therefore in this experiment, using the reclaimed sand heated on each temperatures given by us after casting, in order to know the properties of the reclaimed sand on the mold.

We studied the relation between the properties of the self-hardening mold and the changes of the temperature, with regard to the rate of combination on several kinds of the reclaimed sand. We made the molds using several kinds of the reclaimed sand repeatedly and studied also on the change of the properties of the self-hardening mold.

The results obtained are as follows:

- 1) The higher the heat influence on the reclaimed sand rises, the lower become properties of self-hardening mold.
- 2) About the effects of the various temperature on the mold sand, we could recognize that when the temperature become lower, decrease the mold properties on the each reclaimed sand.
- 3) We used several kinds of reclaimed sand repeatedly and recognized when the reclaimed sand influenced a little by the heat was used, the mold properties decrease only a little, on the other hand, when the sand influenced much by the heat, the mold properties remarkably decrease.

1. 緒言

鋳物工場では、古砂は従来、裏砂として使用される以外はほとんど捨てられていたが、今日では投棄場所の制約、砂コストの上昇等のため、容易に廃棄されなくなった。

特に、けい酸ソーダを粘結剤とする鋳型では砂回収は非常に困難とされ、生産費における砂コストの上昇が大きい。

けい酸ソーダ・けい酸カルシウム塩自硬性鋳型の場合においても同様である。

それは、砂の中にアルカリ分であるけい酸ソーダを添加することであるから、砂の反復使用によるアルカリ分の増加、粘土分及び微粉の増加に伴い、混練後の砂の可使時間の短縮、強度の低下、表面安定度の悪化、耐火度の低下、高温域での軟化、等の鑄型特性の劣化が認められる。

これを改善するためには、回収砂の砂粒子表面に付着したけい酸ソーダの水洗、加熱によるシリカゲルの熔融ガラス化、衝撃、スクラッピングによる機械的はく離、等があるがその効果は小さい。

そこで今回は、本鑄型の回収砂の性質をはあくするため、鑄型に注湯される際に鑄物砂が熱影響を受けるが、砂の場所によってその温度が相違することに着目して、鑄物砂を各種の温度に加熱した回収砂を用い、各種古砂の配合割合による常温圧縮強さ、表面安定度、残留強度、粒度、粘土分及び気温変化との関係を検討し、また 各種古砂を繰返し使用したときの 常温圧縮強さ、表面安定度、等の鑄型特性の変化についても検討した。

2. 供試材および実験方法

2.1 供試材

本実験に使用したけい酸ソーダの性状およびけい砂（三河5号けい砂）、フェロクロムスラグ（日本重化学製造）の化学成分、粒度分布を表-1～表-5に示す。

表-1 けい酸ソーダの性状

No.	モル比	Be'	Na ₂ O	SiO ₂	比重
1	2.5	52	13.05	32.09	1.57

表-2 けい砂の粒度分布

粒度 (mesh)	14	20	28	35	48	70	100	150	200	270	pan
%	0.6	0.8	2.4	19.2	34.8	26.8	10.0	4.4	0.4	0.2	0.2

表-3 けい砂の化学分析値

成分	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MnO	MgO	Ig.Loss
%	98.00	0.98	0.32	0.09	0.09	0.09	0.2

表-4 フェロクロムスラグの粒度分布

粒度 (μ)	> 149	149~74	74~53	< 53
%	0.8	6.5	7.0	85.1

表-5 フェロクロムスラグの化学分析値

成分	CaO	SiO ₂	Al ₂ O ₃	MgO	その他
%	50.8	27.0	8.3	9.8	0.1

2.2 実験方法

三河5号けい砂に対し各古砂を、20、40、60、80、100%配合し、小型シンプソン・ミル（容量10kg、36rpm）で次のように配合混練した。

（新砂+古砂）（10sec混合）→フェロクロムスラグ3%^(wt)添加（30sec混合）→モル比2.5けい酸ソーダ6%^(wt)添加、（気温5℃の場合は150sec、30℃の場合120sec混練）、した。

混練後、すばやく50mm^φ×50mm^h試験片を作り、恒温恒湿器に設定した実験条件（気温5℃、30℃に対し湿度70%）中で、24時間放置し、圧縮強さは3tonアムスラー試験機で測定し、残留強度は低温域200℃、高温域1000℃を測定した。表面安定度は、JISにもとづきロータップ型自動ふるい器でサンプルを6 meshふるい上で60sec揺動後の重量変化で示し、粘土分は回転水洗器を用い、粒度分布はロータップ型自動ふるい器で15min揺動後、各粒度の重量百分率で示した。

3. 古砂の作成法

三河5号けい砂3kgとモル比2.5けい酸ソーダ6%^(wt)、フェロクロムスラグ3%^(wt)、添加混練後、すばやく50mm^φ×50mm^hの試料を作成して、各条件に設定した恒温恒湿器中（気温5℃、30℃に対し湿度70%）で24時間放置後、200℃、600℃、1000℃に保持された炉の中で一定時間、加熱して大気中で冷却して破碎したものを古砂として使用した。

4 実験結果及び考察

4.1 各種古砂の添加による 圧縮強さ及び表面安定度

まず、鑄込み後の熱影響の度合によって、古砂添加量が鑄型特性にどの程度、影響を与えるかについて検討した。

気温30℃、湿度70%一定にして、けい酸ソーダモル比2.5のものについて、200℃、600℃、1000℃に加熱された古砂の添加量を、20、40、60、80、100%と変化させたときの、放置圧縮強さ、表面安定度との関係を図-1に示す。

回収砂添加による自硬性鑄型の特性について

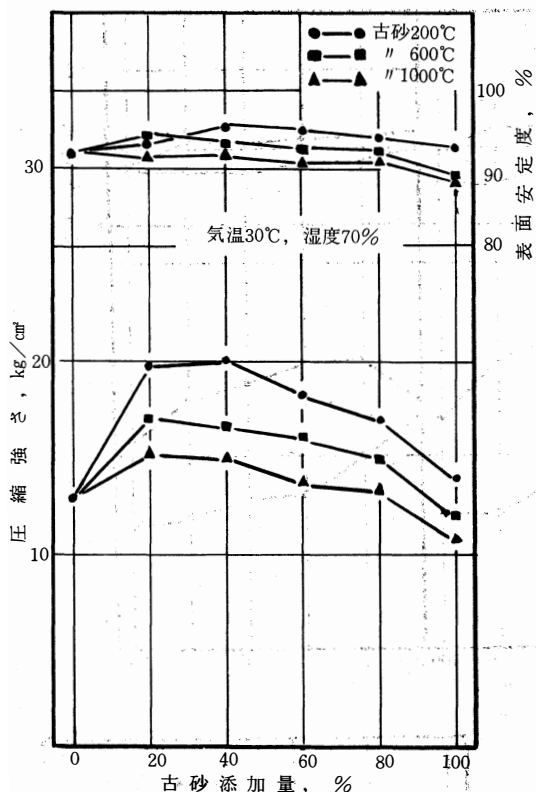


図-1 各温度に加熱された古砂の添加量による圧縮強さ、表面安定度

まず 200°C 古砂 の場合を見ると、古砂添加量が 20~40% において、24 時間放置圧縮強さは最高値を示し、また、これ以上添加量を増加させると漸次低下する傾向を示す。

前者は、けい酸ソーダとスラグとの反応生成物の蓄積により、これが、鑄型中に残存する未反応けい酸ソーダの脱水を促進するためと考えられ、古砂添加量が多くなると放置圧縮強さの低下が認められるのは、古砂添加量の増加に伴う微粉の増加が一定体積中の砂の表面積を増すため、新砂と共に 加えられるけい酸ソーダが砂粒子にうすく被膜され易く、従って、大気あるいはスラグとの反応が速くなるためであり、また、古砂表面のシリカゲル・凹凸によって古砂表面または粒子間に対し、新しく添加したけい酸ソーダの被覆が不十分であるためと考えられる¹⁾。

表面安定度も同じように、古砂添加量 20~40% で最高を示し、古砂 100% 添加した場合においても 92

% の高い表面安定度が認められる。600°C、1000°C 各古砂の場合においても同様に、圧縮強さ、表面安定度、共に古砂添加量 20~40% で最高値を示す。

圧縮強さ、表面安定度は、200°C 古砂、600°C 古砂、1000°C 古砂と順に低下が認められる。このことは、けい砂が高温に急激に加熱されると、砂自身が変態を起こし、容積が増大し密度が小さくなるため²⁾、すなわち鑄型内での砂のつまりが悪くなるためであると考えられる。

また、未反応けい酸ソーダ、硬化生成物がなんらかの影響を与えるものと思われる。

4.2 各種古砂の気温変化による圧縮強さ及び表面安定度

気温の変化が、各種古砂の添加量によって鑄型特性に影響を及ぼすかについて、図-2 に示す。

まず 200°C 古砂について、一般的にいて気温 5°C では 気温 30°C よりも古砂添加量が増加すると、圧縮強さ、表面安定度の低下が認められる。

これは 気温 30°C においては、けい酸ソーダとスラグとの硬化反応が活発となり、硬化生成物が多いため、これが鑄型中に残存する未反応けい酸ソーダの脱水を早めるために、圧縮強さ 表面安定度を高めるためと考えられ、気温 5°C では 硬化反応が緩慢であり、未反応けい酸ソーダの脱水が不十分であるため圧縮強さ、表面安定度の低下が認められるものと考えられる³⁾。

600°C 古砂、1000°C 古砂の場合においても、気温 5°C においては 30°C よりも、圧縮強さ、表面安定度の低下が認められる。

気温が低い場合、古砂添加量が多くなると、圧縮強さ、表面安定度の劣化が著しい。

4.3 各種古砂添加量による残留強度

気温 30°C、湿度 70% 中で、各種古砂の添加量による 200°C、1000°C、加熱後の残留強度の変化を図-3 に示す。

まず 200°C 古砂について見ると、200°C 残留強度の場合においては、古砂添加量の増加と共に 残留強度の低下を示し、1000°C 残留強度の場合においては逆に高くなっている。

このことは、200°C 残留強度の場合、古砂添加量が多くなると、古砂中に残存する未反応スラグも多くなり、新砂と共に添加する けい酸ソーダと硬化反

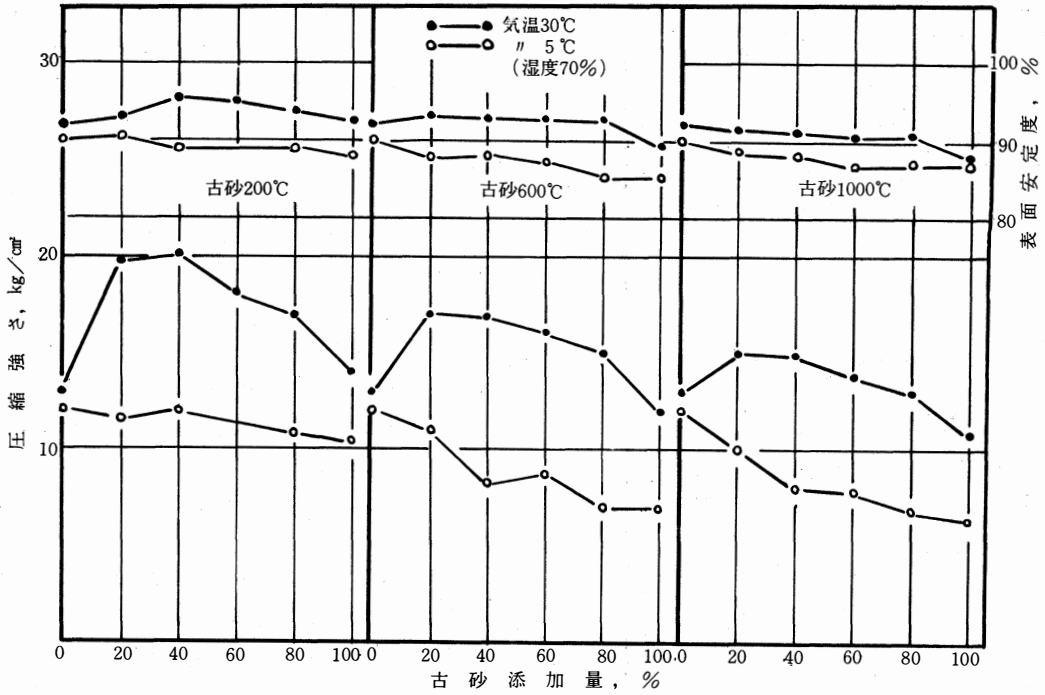


図-2 気温の変化による圧縮強さ、表面安定度

応を起こすため鑄型中に残存する 未反応けい酸ソーダが少なくなることにより⁴⁾、加熱乾燥脱水による200°C残留強度の低下が認められたものと考えられる。

1000°C残留強度が古砂添加量と共に高くなることは、古砂に残留する酸化ナトリウム(Na₂O)が添加量と共に 多くなり、高温に加熱されたとき、これが鑄型の焼結を促進することにより、1000°C残留強度が高く現われたものと考えられる。

600°C、1000°C各古砂においても同様に古砂添加量が多くなるに伴って、200°C残留強度は低くなり、1000°C残留強度は逆に高くなっている。

4・4 各種古砂の気温5°C、30°Cにおける粒度指数及び粘土分

気温5°C、30°Cにおける各種古砂の粒度指数及び粘土分の変化を表-6、表-7に示す。

表-6 各種古砂の気温5°C、30°Cに於ける粒度指数

気温	古砂の種類			
	200°C	600°C	1000°C	5号珪砂
5°C	70.2	67.4	57.1	78.9
30°C	71.5	69.8	58.1	78.9

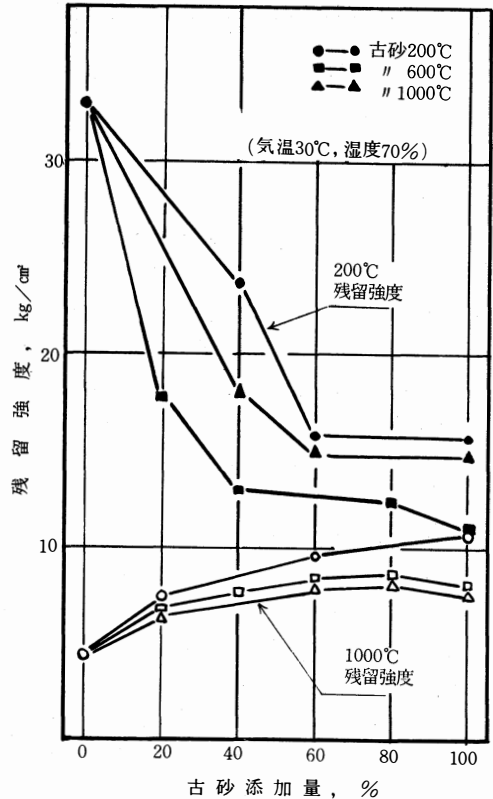


図-3 各温度に加熱された古砂添加量による200°C、1000°Cにおける残留強度

回収砂添加による自硬性鋳型の特性について

表-7 各種古砂の気温5℃、30℃に於る粘土分

気温	古砂の種類			
	200℃	600℃	1000℃	5号珪砂
5℃	0.7%	0.64%	1.0%	0
30℃	2.05%	1.3%	2.7%	0

砂の粗さを求めるため粒度指数を次のように求めた。

$$F \cdot N = \frac{\sum(W_n \times S_n)}{\sum W_n}$$

ここに F・N：粒度指数

W_n：各フルイ面上の重量(g)

S_n：表-8に与えられる粒度係数

表-8 各メッシュの粒度係数

メッシュ	4	8	10	14	20	28	35
S _n	5	8	11	16	22	32	45
メッシュ	48	70	100	150	200	270	pan
S _n	63	89	126	178	253	357	620

気温5℃、30℃共に粒度は、200℃古砂、600℃古砂、1000℃古砂と順に粗くなっている。

このことは、砂の表面に被覆した未反応けい酸ソーダが加熱焼結して、砂粒子自身が粗くなるためであると考えられる。

気温5℃が30℃よりも粗く認められることはこの未反応けい酸ソーダが多くなったためと考えられる。

粘土分は、各種古砂の差はあまり認められないが、気温30℃では、気温5℃よりも各種古砂共に粘土分は多く現われている。

このことも、けい酸ソーダとスラグとの硬化反応の多少によって、影響を受けるものと考えられる。

4・5 各種古砂を繰返し使用したときの、圧縮強さ及び表面安定度

気温5℃、湿度70%中で、各種古砂を繰返し使用したときの圧縮強さ、表面安定度の変化を図-4に示す。

これを見ると、200℃古砂及び600℃古砂においては、繰返し使用による圧縮強さ及び表面安定度の低下は小さいが、1000℃古砂では繰返し使用による圧縮強さ及び表面安定度の劣化が著しい。

このことは、けい砂が繰返し加熱冷却によるけい砂自身の変態によって、砂粒に亀裂が入ることと、密度が小さくなるために砂のつまりが悪くなるため、

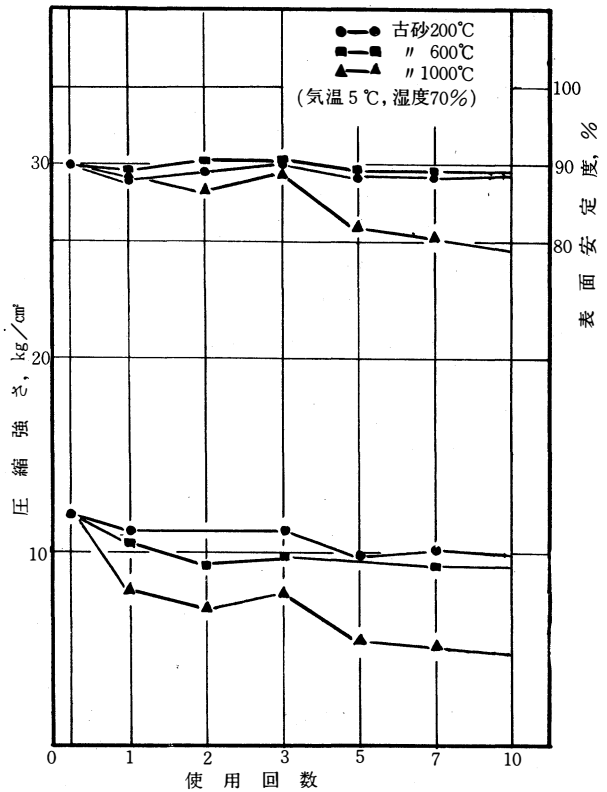


図-4 各種古砂を反復使用したときの圧縮強さ、表面安定度

熱影響を大きく受ける1000℃古砂を繰返し使用することによる圧縮強さ、表面安定度の劣化が認められたものと考えられる。

気温30℃の場合においても同様に200℃古砂、600℃古砂を繰返し使用しても、圧縮強さ、表面安定度の低下は小さいが、1000℃古砂の場合では逆に低下は著しい。

4・6 各種古砂を繰返し使用による密度

気温5℃、湿度70%中で、各種古砂を繰返し使用したときの密度変化を表-9に示す。

表-9 各種古砂の繰返し使用による密度変化 (気温5℃、湿度70%)

古砂 200℃

使用回数	1	2	3	5	7
密度(g/cm³)	1.31	1.29	1.28	1.33	1.32

古砂 600℃

使用回数	1	2	3	5	7
密度(g/cm³)	1.31	1.28	1.26	1.29	1.27

古砂 1000°C

使用回数	1	2	3	5	7
密度(g/cm ³)	1.30	1.28	1.27	1.26	1.20

これを見ると、200°C古砂、600°C古砂、1000°C古砂と順に密度が小さくなっている。これは、けい砂の $\alpha \rightarrow \beta$ 変態が573°Cに起こすことにより膨脹するために小さくなるものと考えられる。

また、200°C、600°C古砂においては繰返し使用と共に密度の変化は小さいが、1000°C古砂では使用回数と共に密度は順次小さくなっている、このことも、各種古砂を繰返し使用によって、圧縮強さ、表面安定度に何らかの影響を与えるものと思われる。

4.7 各種古砂を繰返し使用による粒度指数及び粘土分

気温5°C、湿度70%における各種古砂を繰返し使用した時の粒度指数及び粘土分の変化を表-10に示す。

表-10 各種古砂の繰返し使用による粘土分、粒度指数 (気温5°C、湿度70%)

古砂 200°C

使用回数	1	2	3	5	7
粘土分(%)	0.7	1.2	2.2	2.6	2.7
粒度指数	68.7	62.2	63.6	58.6	57.6

古砂 600°C

使用回数	1	2	3	5	7
粘土分(%)	0.64	0.8	0.7	0.9	1.14
粒度指数	68.7	62.5	59.5	58.6	55.0

古砂 1000°C

使用回数	1	2	3	5	7
粘土分(%)	1.0	0.2	0.4	2.0	0.93
粒度指数	57.3	63.9	60.8	68.8	70.2

粒度は繰返し使用することにより、200°C古砂、600°C古砂では粗くなっているが、1000°C古砂では他の古砂とは逆に粒度は細くなっている。

これは、砂粒を1000°Cに加熱冷却を繰返すことにより、砂粒に亀裂が入り、破碎すると割れるために細くなると考えられる。

気温5°C、湿度70%中で、200°C古砂を繰返し使用したときの、粒度分布の移行を図-5に示す。

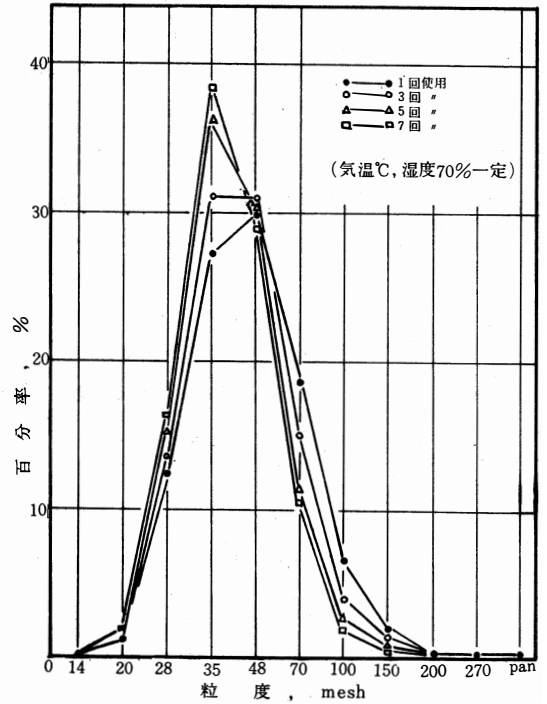


図-5 古砂を繰返し使用したときの粒度分布図 (200°C古砂)

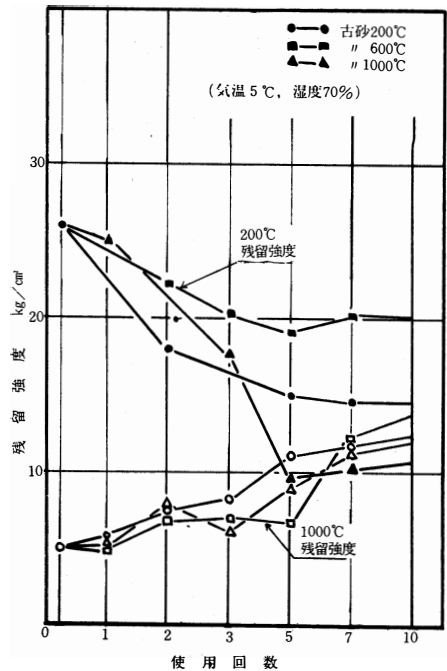


図-6 各種古砂を繰返し使用したときの残留強度

回収砂添加による自硬性鑄型の特性について

これを見ると、使用回数が1、3、5、7回と順に粒度が粗くなっていることが認められる。

粘土分は、各種古砂を繰返し使用することによって多くなっている。

4・8 各種古砂を繰返し使用による残留強度

気温5℃、湿度70%中で、各種古砂を繰返し使用したときの、200℃、1000℃に加熱後の残留強度の変化を図-6に示す。

一般的に、各種古砂は、繰返し使用によって低温域200℃残留強度は使用回数と共に低下し、高温域1000℃残留強度では逆に使用回数に伴って高くなっている。

200℃残留強度が使用回数と共に低下するのは、鑄型中に残存する未反応けい酸ソーダが少なくなることによるものと考えられ、また、1000℃残留強度においては、高温域で鑄型の焼結を促進する酸化ナトリウム(Na₂O)分が繰返し使用回数と共に増加するため、高温域における残留強度を高めるものと考えられる。

5. 結 論

(1) 気温30℃においては各種古砂添加量を増加すると、圧縮強さは20~40%添加した場合に最高を示し、あまり熱影響の少ない、200℃古砂では100%添加しても、圧縮強さは低下はしない。しかし、600℃、1000℃古砂では、添加量を80%以上にするると圧縮強さは低下する。

気温5℃においては、各古砂共、漸次 添加量を増加すると共に 圧縮強さは低下する。

古砂の熱影響が大きい程、圧縮強さの低下が認められる。

(2) 表面安定度は、気温30℃においては 各古砂の添加量が20~40%で最高を示し、200℃古砂では低下は認められない。

気温5℃に於いては各古砂共、漸次 添加量を増加するに伴って 表面安定度は低下する。

熱影響を大きく受ける古砂程、表面安定度が低下する。

(3) 気温の変化に対しては、各古砂共 気温の影響を受けやすく、気温が低下すると圧縮強さ、表面安定度の低下が認められ、気温の変化に対しては古砂配合を十分に注意すべきである。

(4) 残留強度は、低温域で 添加量と共に低下し、高温域では逆に高くなる。

(5) 各古砂を 繰返し使用すると、比較的熱影響の少ない 200℃、600℃古砂では、鑄型特性の低下は小さいが、熱影響を受ける1000℃古砂においては圧縮強さ、表面安定度の劣化が著しい。

(6) 古砂を繰返し使用することにより、低温域での残留強度は低下し、高温域での残留強度は高くなる。

(7) 古砂を繰返し使用することにより、粘土分は多くなり、粒度は200℃、600℃古砂においては粗くなるが、1000℃古砂では逆に細くなる。

(8) 本自硬性鑄型の、鑄込み後の熱影響による古砂の影響について、比較的熱影響を受けない古砂においては、鑄型特性の劣化は小さく 繰返し使用しても 十分使用できるが、高温にさらされた古砂を繰返し使用すると、鑄型特性の劣化が著しい。ゆえに、高温にさらされた古砂を 廃棄することが、本自硬性鑄型の古砂を回収し、鑄型特性を悪化せずに 繰返し使用出来るものと考えられる。また、高温における鑄型の焼結による崩壊性の悪化も十分に考慮すべきである。

文 献

- 4) 森、ダイカル鑄型に関する研究〔3〕1968. 24
- 2) 日刊工業 普通鑄型 4
- 3) 養田、吉本・富山大学工学部紀要・21(1973)2・20
- 4) 養田、吉本、中田・富山大学工学部紀要25(1974)3・28

鑄型の高温性質の鑄造応力におよぼす影響について

養田 実・武部克嗣・斎藤修一

Effects of the Mold Properties at High Temperature on the Casting Stress

Minoru YOHDA · Katsushi TAKEBE · Shuichi SAITŌ

Synopsis

The resistance of the mold is an important factor of the casting stress. On the other hand, several additives (i.e. wood powder, pitch, coal powder and so on) are added for the purpose of the prevention against the sand burning or scab and the improvement of the properties at high temperature. In this experiment, we added several additives to the mold, and studied the effects of these mold on the casting stress.

The results obtained are as follows:

- (1) The resistance of the mold is decreased by adding wood powder, pitch and coal powder to the CO₂ mold.
- (2) As the strength of green sand mold is weak, the effect of the resistance of the mold on the casting stress is little.
- (3) In the case of adding wood powder to the CO₂ mold, the residual stress of the casting can decrease.

1. 緒言

鑄物が鑄型内において凝固冷却する場合には、各部分が同一の冷却速度をもったり、自由な変形をすることはなく、一般に部材間で冷却速度が異なり、一部分の変形を無理に他の部分が阻止するような状態で常温に達するために、鑄造応力が生じる。この応力は、凝固冷却する際現われる部材間の亀裂や、ひずみの発生の原因となり、また鑄造後において、ひずみの発生、寸法変化などの欠陥の原因となる。このように鑄造応力は鑄物のひずみと密接な関係があり、その発生原因によって、鑄型抵抗により発生するひずみと不均一な冷却によって発生するひずみとに分けられる。そこでわれわれは先に、鑄型が鑄物

の凝固およびその後の冷却の際の収縮に、大きな影響をおよぼすことに着目し、圧縮強さの異なる鑄型を用いて、その強度の差が、鑄造応力におよぼす影響¹⁾について報告した。また従来一般に、木粉、ピッチ、石炭粉等の添加剤が焼着き、すくわれなどの防止、製品鑄肌の改善、鑄型の崩壊性の改善、高温性質の向上等の目的のために添加されている。そこで、本実験では、鑄型に木粉、ピッチ等を添加して、収縮ひずみ発生過程を調べ、それらの鑄型が鑄物の応力におよぼす影響を検討してみた。

2. 実験方法および供試材

本実験の試料及び装置は図-1に示すように内径150mm、外径180mm、高さ22mmの円形リングを鑄込み、

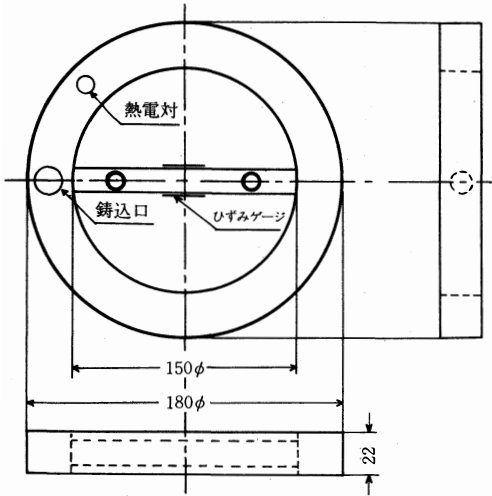
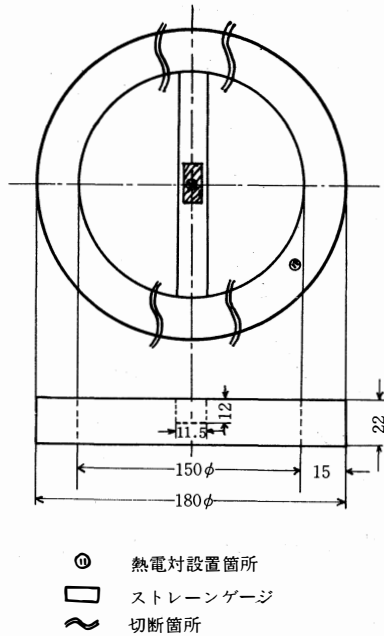


図-1 実験装置



① 熱電対設置箇所
 □ ストレインゲージ
 ~ 切断箇所

図-2 残留応力測定試験片

その中心部に、図のようなストレインゲージを貼りつけた弾性棒を、鑄ぐるむようにして挿入し、そのひずみ変化を動ひずみ計で読み、記録計で記録した。ストレインゲージは4ゲージ法を使用し、中心弾性棒およびストレインゲージへの熱影響をさけるために、その中に測定中、水を流して冷却した。温度測定にはCA熱電対を使用した。供試材はAl-Cu系合金で銅パーセント夫々6、12、17、22、27、33の6種類を用いた。鑄型には三河5号珪砂に、3号珪酸ソーダを6%加えたCO₂型を基本として、砂の重量に対して、木粉、ピッチをそれぞれ1、2、3、4パーセント、石炭粉を1、2、4、6パーセント添加したものと、三河5号珪砂に豊順ベントナイト6%、水4%を加え、木粉、ピッチをそれぞれ添加した合成砂生型を使用した。溶解はすべて6番黒鉛のつばを用い、シリコニット炉で行った。鑄込温度は750℃とした。鑄型の高温圧縮強さは、高さ2inch、直径1 $\frac{1}{8}$ inchの円柱試験片を作製方法に従って作り、高温鑄物砂試験機を用いて測定した。測定方法としては炉内を一定の温度にしたのち、ディタートの爆熱時間のもとに、その時間炉内に試料を保持したのち圧縮値を測定した。圧縮強さの値は試験片3個の平均値をとった。残留応力の測定は、図-2のような試

験片を鑄込み、中心部分にストレインゲージを貼り、図中の~の部分切断して、その変化の値を静ひずみ計で読みとった。鑄込温度は750℃とした。

3. 実験結果および考察

3.1 CO₂型への添加剤の収縮ひずみ曲線におよぼす影響

CO₂型に木粉を添加した場合の添加量の増加ともなう収縮ひずみ-温度曲線を各組成ごとに図-3から図-8に示す。図-3はAl-6%Cu、図-4はAl-12%Cu、図-5はAl-17%Cu、図-6はAl-22%Cu、図-7はAl-27%Cu、図-8はAl-33%Cuの場合である。以上の図から次のことがわかる。木粉を添加しない場合においては、ひずみは共晶温度付近から発生し始め、曲線は最初急激な上昇を示し、約470℃から勾配が緩やかになり、約370℃からまた急激な上昇を示している。約470℃から370℃までの間の上昇率減少の原因²⁾については、CO₂型は600℃近辺において、圧縮強さの低下、約500℃からの変形量の急激な増加、鑄型内での水分凝縮層の形成等によって、鑄型の高温強度が極端に低下する。そのために約470℃から370℃の温度間では、

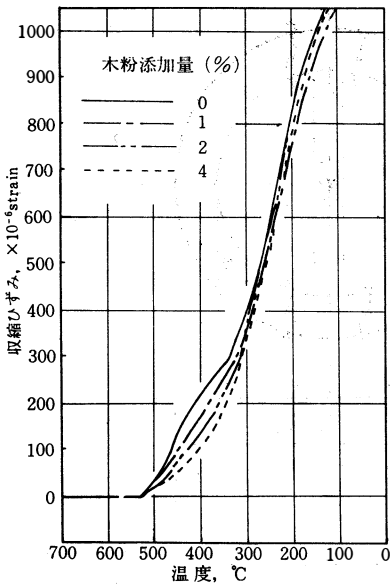


図-3 Al-6%Cuの収縮ひずみ曲線

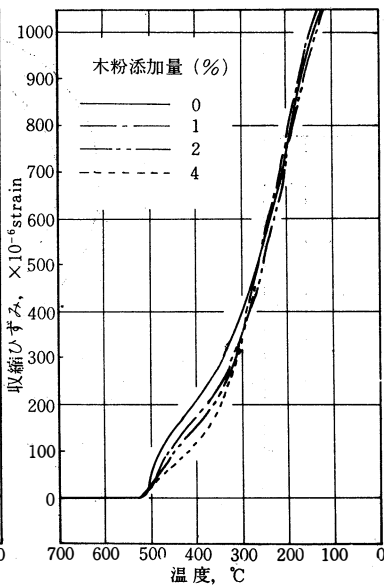


図-4 Al-12%Cuの収縮ひずみ曲線

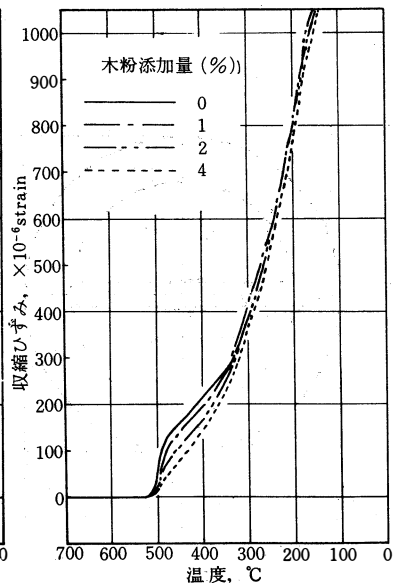


図-5 Al-17%Cuの収縮ひずみ曲線

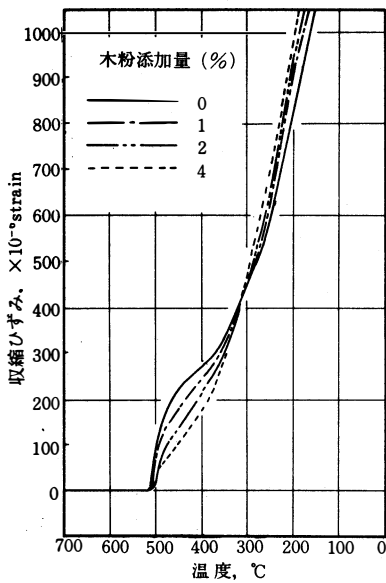


図-6 Al-22%Cuの収縮ひずみ曲線

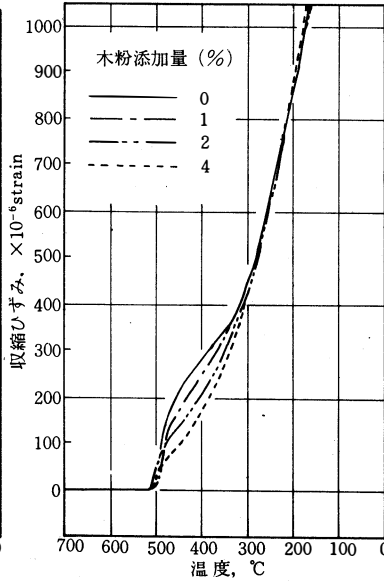


図-7 Al-27%Cuの収縮ひずみ曲線

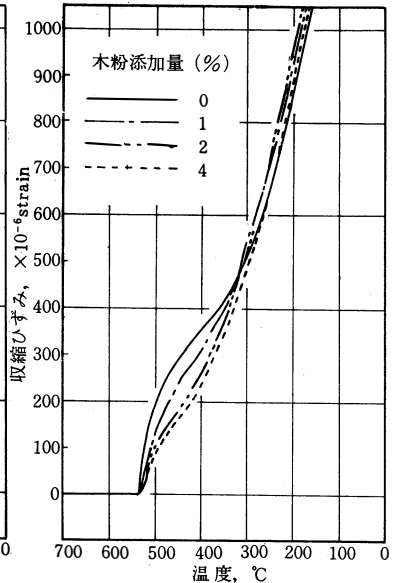


図-8 Al-33%Cuの収縮ひずみ曲線

中心弾性棒、鋳物、鋳型の中子の3者の相互関係において、中子の強度は、鋳物の強度よりもはるかに小さく、変形量も大きいために、鋳物の自由な収縮を阻害するひずみ測定用中心棒と直角方向の中子を押しつぶし鋳物が楕円形となり、そのために中心弾性棒にかかる収縮ひずみが少なくなるものと考えられる。

木粉の添加量が増加するに従って、収縮ひずみ曲

線は下ってくる傾向にある。すなわち、初期の上昇は緩やかになり、約470°Cの変曲点におけるひずみ量も減少し、木粉4%添加した場合においては、生型と同じような上昇過程をとるようになってくる。これは、溶湯が鋳型内に注入されると、鋳型壁付近の木粉が燃焼し、その結果、鋳型の可縮間隙が増加して鋳型の中子がクッション性に富んだものとなる。

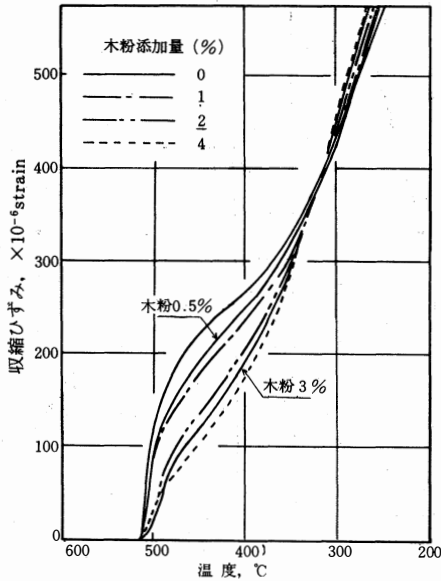


図-9 Al-22%Cu の収縮ひずみ曲線

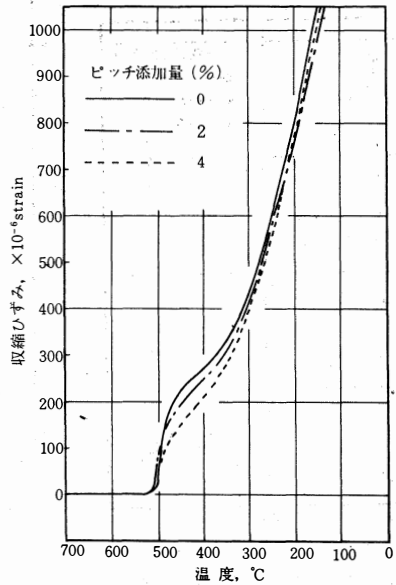


図-11 Al-22%Cu の収縮ひずみ曲線

従って、木粉添加量が増加するにつれて鑄型の可縮間隙が増加し、鑄物の収縮によってさらに鑄型壁移動が大きくなるために、収縮ひずみの増加が減少すると考えられる。また木粉を添加することによって、鑄型の中子全体の硬さおよび密度が低下していることも、多少影響していると思われる。図-9は Al-22% Cu の収縮ひずみ曲線(図-6)を2倍に拡大し、低温度域ではひずみ量は、ほぼ同じになるため、高温温度域を添加量0.5%、3%も含めて示した。この図から木粉添加量がある程度増加すると、ひずみ曲線にそれほど大きな差が現われないことがわかる。そこ

で、木粉を添加した場合の高温圧縮強さを図-10に示す。全体的にみて高温度になるほど圧縮強さは減少する傾向にある。500℃での強度はほとんど同じ値であるが、圧縮試験時に試験片は、1%添加を除いて崩壊しないで変形していくことから考えると、変形量はかなり増大しているものと思われる。

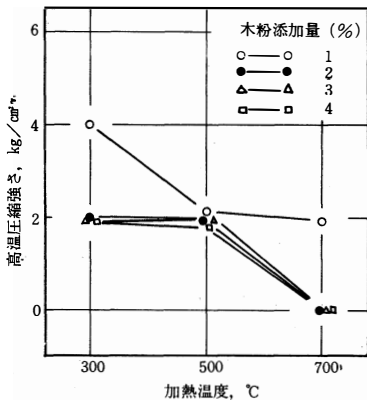


図-10 木粉添加量と高温圧縮強さの関係

図-11は CO₂型にピッチを添加した場合の収縮ひずみ曲線を Al-22% Cu について示したものである。ピッチを添加した場合にも、木粉添加と同様に、添加量の増加にともなって、収縮ひずみ曲線は低下している。しかし、その低下の割合は木粉ほど大きな差はみられない。ピッチを添加した場合の収縮ひずみ減少は、ピッチが200℃から300℃の比較的低温温度域で分解し、コークス化するものと思われる。CO₂型は、丁度この分解温度付近では、未反応の珪酸ソーダ中の水分が脱水反応を起こし、砂粒間の結合が強くなることが考えられる。この時期に、急激なガス圧の発生により砂粒間の結合を弱めるために鑄型の強度が低下し、収縮ひずみが減少するものと考えられる。ピッチを添加した場合の高温圧縮強さを図-12に示す。ピッチの添加量が増加するにつれて、圧縮強さは低下する傾向にあることがわかる。

次に CO₂型に石炭粉を添加した場合の収縮ひずみ曲線を Al-22% Cu について図-13に示す。石炭粉

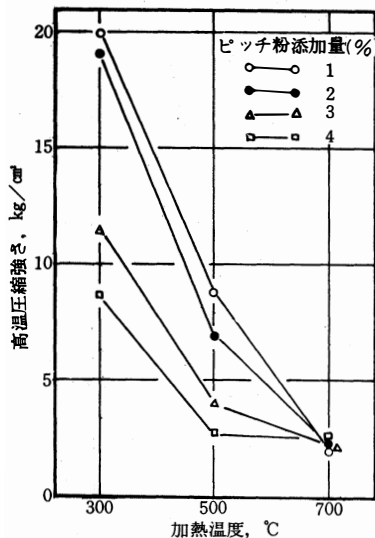


図-12 ピッチ添加量と高温圧縮強さの関係

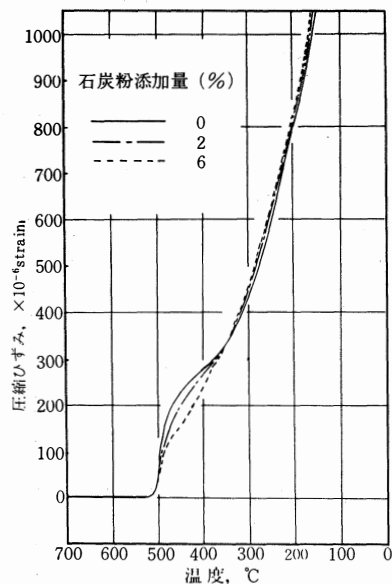


図-13 Al-22% Cu の収縮ひずみ曲線

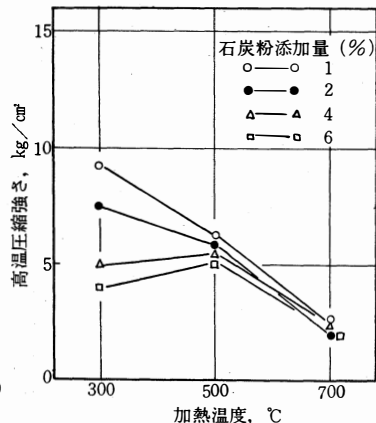


図-14 石炭粉添加量と高温圧縮強さの関係

添加の場合においても、木粉、ピッチと同様の傾向にあるが、石炭粉の添加量が増加しているにもかかわらず、収縮ひずみ曲線はそれほど低下していない。それについては、図-14において石炭粉添加量が増加するにつれて、500°Cでの圧縮強さはいくぶん減少しているが、余り顕著な差がみられない。従って、高温での鑄型強度が余り減少しないために、収縮ひずみ曲線にも大きな影響を与えないものと考えられる。

次に CO₂ 型に木粉、ピッチ、石炭粉をそれぞれ添加した場合、収縮ひずみ曲線におよぼす影響を比較してみると、図-6において、木粉2%添加したひずみ曲線に対して、ピッチでは図-11の4%添加した曲線、石炭粉では図-13の6%添加した曲線と同様な傾向にある。従って、収縮ひずみ発生過程におよぼす添加剤の影響は、木粉、ピッチ、石炭粉の順に小さくなると考えられる。

一方、CO₂ 型の最大の欠点の一つは、鑄型が溶湯の熱影響をうけてその砂粒間が焼結し崩壊性を悪くすることが問題となっており、この崩壊性を改善するために、炭素系物質のピッチ、石炭粉、有機性物質の木粉等が多く用いられている。しかし、これらの崩壊材を用いることによって、放置したとき鑄型の表面強度を低下し、ポロツキやすくなるものと思われる。これは作業性を著しくそこなうだけでなく、砂かみ、

すくわれ等の欠陥の原因となるので、鑄型の種類によってその配合割合を決定する必要があると思われる。

3・2 生型への添加剤の収縮ひずみ曲線におよぼす影響

生型に木粉を添加した場合の収縮ひずみ曲線を図-15に示す。この図から CO₂ 型と同様に、木粉の添加量が増加するに従って初期の収縮ひずみ発生量がいくぶん低下していることがわかる。これは木粉を添加した場合、鑄型の熱間強さの低下および変形量

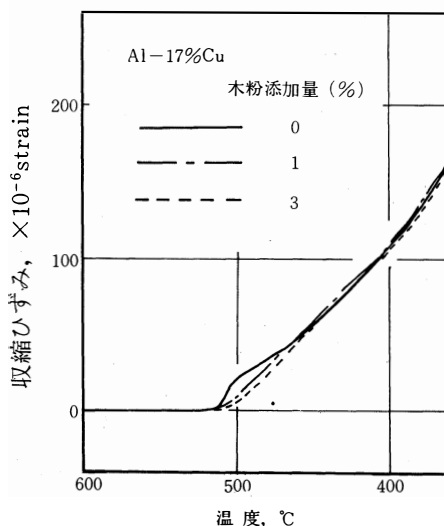


図-15 生型に木粉を添加した場合の収縮ひずみ曲線

5) の増加のためであると思われる。しかし、生型はCO₂型と比較して、鑄型強度がかなり小さいために、CO₂型ほど明確な差が現われないものと考えられる。またピッチを添加した場合には、高温強度がいくぶん増加するといわれているが、本実験では全く差がみられなかった。

3.3 CO₂型への木粉添加量と残留応力の関係

図-16は、CO₂型に木粉を添加した場合のその添加量と残留応力の関係を示したものである。この図において、木粉添加量が増加するにつれて残留応力は減少している。残留応力は、一般に鑄造過程中に起こる部材間の冷却速度の差、鑄型の抵抗等に影響され、部材間の温度差による影響が最も大きいとされているが、鑄型による抵抗も無視できないと思われる。そこで、残留応力測定試験片の各部の温度差をとってみると、図-17からリム部と中心部分の温度差は、木粉添加量が増加するにつれて減少してい

る。従って、この試験片において、残留応力の減少は、リム部と中心部分との温度差が、木粉の添加によって減少したための影響が強いのか、あるいは、鑄型抵抗の減少によって主に減少したものか、二つの因子が重複しているために、鑄型抵抗それ自体の影響を明確にすることはできない。しかし、木粉添加により収縮ひずみ発生過程に大きな影響をおよぼすことから考えて、鑄型抵抗が残留応力にも何らかの影響をおよぼしていると推定される。

4. 結 言

木粉、ピッチ、石炭粉を添加したCO₂型および生型を用いて、収縮ひずみ発生過程を調べ検討した結果、次の結論を得た。

- (1) 一般に、CO₂型に崩壊材として添加されている木粉、ピッチ、石炭粉を加えることによって、鑄型の抵抗を小さくすることができる。その影響は、クッション性に富んだ木粉が最も大きく、ピッチ、石炭粉の順になる。
- (2) 生型については、木粉添加の場合はいくぶん収縮ひずみ発生過程に影響を与えるが、生型の強度が小さいために添加剤による鑄型抵抗の影響はほとんどないと思われる。
- (3) 木粉をCO₂型に添加することによって、鑄物各部の温度差を少なくし、また、鑄型抵抗も小さくなる結果、鑄物の残留応力を少なくすることができる。

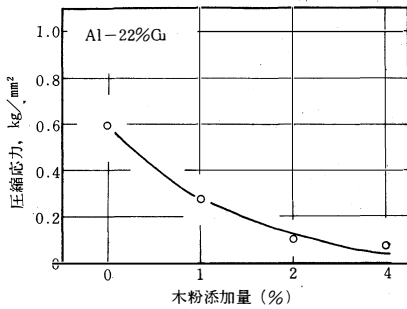


図-16 木粉添加量と残留応力の関係

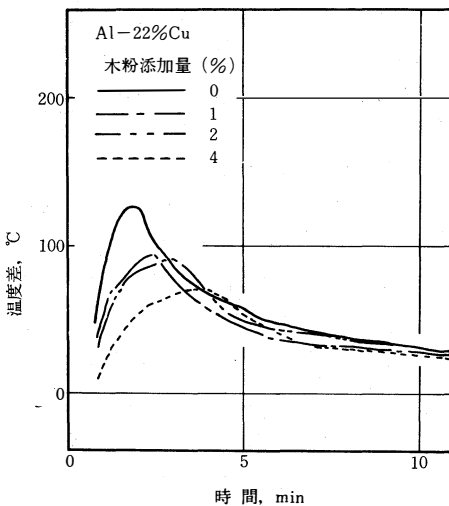


図-17 ガス型の木粉添加量と温度差の関係

参考文献

- 1) 養田、武部：鑄物45 (1973)、9、833
- 2) 養田、武部：富山大学工学部紀要、第25巻、23
- 3) 岡見：鑄物 (1964)、3、83
- 4) 日刊工業、特殊鑄型75
- 5) 名古屋工業技術試験所報告、第7巻第8号、574

鉄鋼の硫化腐食に関する基礎的研究(続報)

田中照夫・池田正夫・寺山清志

Fundermental Study on Sulphurization of Iron and Steel (Continued)

Teruo TANAKA · Masao IKEDA · Kiyoshi TERAYAMA

Having studied on the sulphurization of iron and steel, we obtained the following results.

- (1) The corrosion products were composed of two layers, outer and inner. The former was seemed to be porous.
- (2) On the surface, extremely developed sulphids were much observed, especially in the outer layer.
- (3) Si, Al suppressed the sulphurization, though the pitting corrosions were observed in the matrix.

1. 緒言

鉄鋼に対する硫黄系ガスの腐食作用は強力であり、化学工業ばかりではなく、S 蒸気、 H_2S 、 SO_2 などの硫黄化合物を扱う諸工業においては無視できない問題である。

これら硫黄系ガスおよびこれらを含む雰囲気と金属材料との反応については古くから研究されている。たとえば Backensto⁽¹⁾らは各種のAl含有鋼を H_2S-H_2 雰囲気下で試験して、石油精製装置に使用しうほどの合金を報告している。また Sardisco⁽²⁾らは腐食皮膜の保護性の点から、Barton⁽³⁾らは湿った硫黄系ガスを含む空気下における大気腐食の状況からそれぞれ腐食反応の機構を解明しようと試みている。

しかしながら、高温あるいは SO_2 による腐食に関する研究は Lefrancois⁽⁴⁾、Hughson⁽⁵⁾により一部行われてはいるものの比較的少ないように思われる。

前報に引きつづき耐硫化鋼の研究の基礎として SO_2 系ガスによる腐食過程と添加元素による腐食性との関係などに関して、主としてEPMA を使用して検討を加えた結果を報告する。

なお、実験装置および方法は前報と同様であるが、系外への SO_2 の放出は浅野⁽⁷⁾、Konrad⁽⁸⁾の方法で完全に

防止した。

2. 実験結果ならびに考察

1. 腐食層の観察

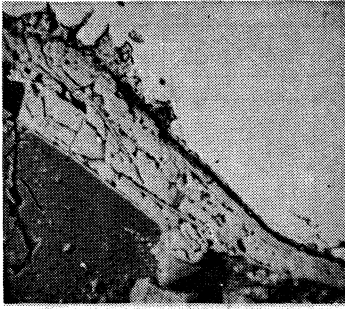
鉄鋼材料の SO_2 による腐食層は中井⁽⁹⁾、Brückman⁽¹⁰⁾の研究からも内外2層の皮膜に分類され、これら金属表面に生成した皮膜が腐食に対して大きな影響を与える。したがって硫化皮膜を十分解明することは耐化鋼の研究上きわめて重要な問題である。

これまでのところ村上⁽¹¹⁾らは内層に $FeS_{0.98-1.09}$ 、外層には $FeS_{1.02-1.11}$ を化学分析により検出確認し、その他 Gerlach⁽¹²⁾、大平⁽¹³⁾らの多くの研究者によって FeS 、 FeS_2 、 Fe_3S_4 あるいは Cr_2S_3 、 Cr_3S_4 など種々の硫化腐食層が報告されている。

写真-1はCr 18.0%、C 0.2%、Si 0.5%、Mn 0.5%、Fe Bal.の試料を $800^{\circ}C$ で10hr湿ガスによって腐食した際の断面のEPMAによる観察像である。写真の中央にはいくつにも分断されたような外部腐食層がみうけられ、右上部の金属部との間に内部層が識別される。

またこの断面に関してFe、Cr、S、OのX線分析像をそれぞれ写真-2、写真-3、写真-4、写真-5に示す。

* 現在、日新製鋼株式会社



X 600

写真-1 断面の反射電子像



写真-2 Fe-K_α線像



写真-3 Cr-K_α線像

Feは内層部よりも外層に多く存在している。CrとOは外層の外側などにも多少分布しているけれども内層部に多く集中し、帯状に分布していることがはっきりとわかる。Sはほとんど外層にあり、内層にむかって濃度勾配をもっている。すなわち前報⁽⁶⁾でも報告したように、試料は優先的に酸化し、その後硫化物が生成して外層は硫化物に酸化物が分散し、内層は酸化物に硫化物が混合することを示している。外層が粒状になっていて通気性が良いように思われることから、生成酸化物の脱炭反応によるCOあるいはCO₂ガスが皮膜部を通過する際に生じた空隙部からSO₂ガスが拡散した結果、内層中にはFeSなどの硫化物が酸化物中に混在する層を形成するとしている大平ら⁽¹³⁾の報告と一致する。



写真-4 S-K_α線像

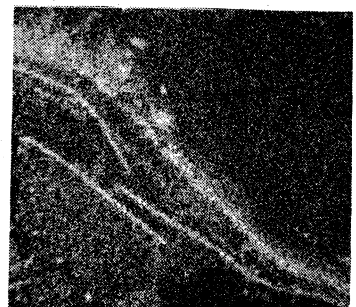


写真-5 O-K_α線像

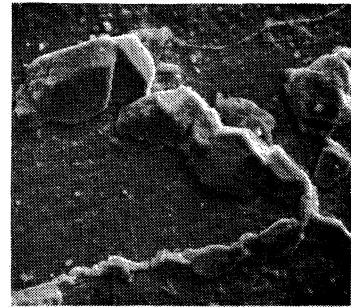


写真-6
側面の反射
電子像

X 1000

同様に、試料の側面の観察像を写真-6、さらにFe、Cr、O、SについてのX線像をそれぞれ写真-7、写真-8、写真-9、写真-10に示す。外部腐

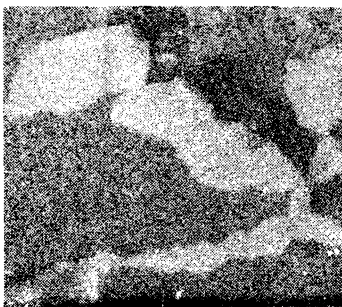


写真-7 Fe-K_α線像



写真-8 Cr-K_α線像

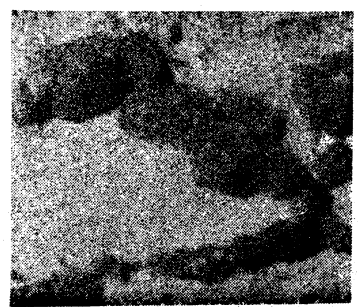


写真-9 O-K_α線像

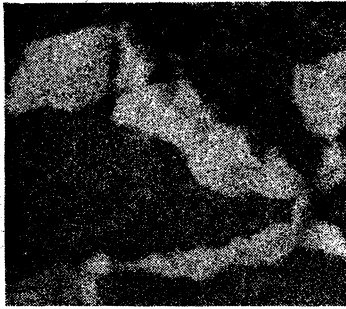


写真-10
S-K α 線像

食層は酸化物と硫化物で構成されているけれども、ところどころに鉄の硫化物の異常発達部が見うけられる。このような金属材料の硫化腐食の形態が写真から明瞭に観察される。

なお、これら腐食生成物としてはFeS、Cr₂S₃の存在がX線強度の分析から明らかとなった。

2. 各種試料の腐食例

写真-11にCr 18.0%、Si 1.5%、Mn 0.5%、Fe Bal.の800℃、10 hr湿ガスによって腐食した試料の金属部の断面観察像を、図-1にはその写真中の矢印に沿ってSi、O、Sを線分析した結果を示す。Si添加によって耐食性が向上することは前報で明らかにしたけれども、さらに金属地中には写真に見うけられるように表面近傍に多数の孔があり、主としてX線分析像から硫化物の存在が確認される。このように局所的な孔食が金属地中にも硫化腐食に際して見うけられることは注目すべきことである。

写真-12にCr 18.0%、Si 0.5%、Mn 3.0%、Fe Bal.の800℃、10 hr湿ガスによって腐食した試料の腐食面の断面観察像を、図-2にはCr、O、Mn、Sについて線分析した結果をそれぞれ示す。

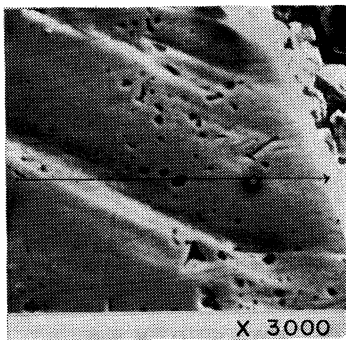


写真-11
Si添加における腐食面

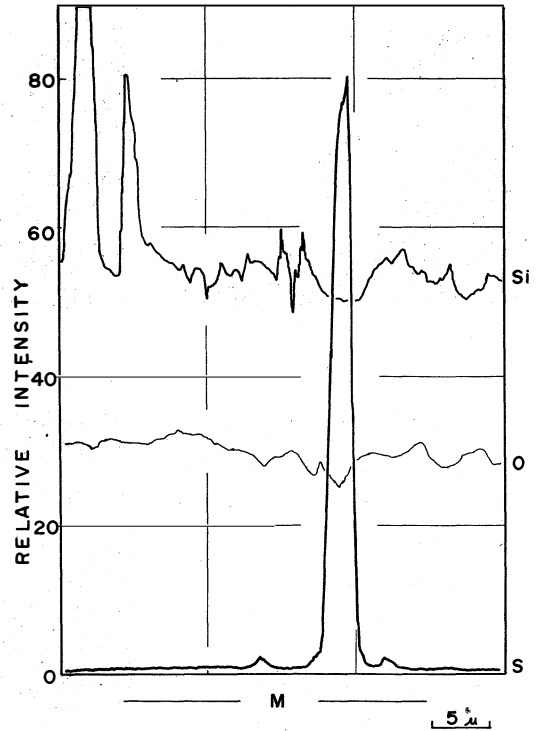


図-1 写真-11のX線分析

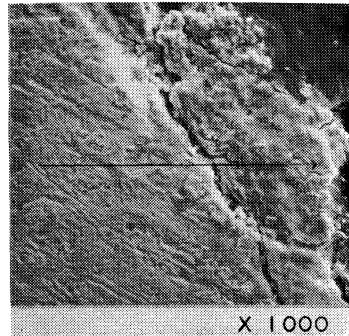


写真-12
Mn添加における腐食面

写真から、かなり厚い外層部が形成され、Sは外層の内側から内層の中央部まで拡散し、両層ともに硫化物が存在していることがわかる。Mnは外層部まで拡散し、Mnの添加が耐食性の向上に関してはあまり期待できない。

つぎに、写真-13にはCr 18.0%、Si 0.5%、Mn 0.5%、Al 1.0%、Fe Bal.の800℃、10 hr湿ガスによって腐食した試料の金属部の観察像を、図-3にはそのAl、O、Sについて線分析した結果を示す。Al添加による耐食性の向上は、Al₂O₃あるいはAl₂S₃⁰⁴の保護皮膜によると考えられているけれども、写真および

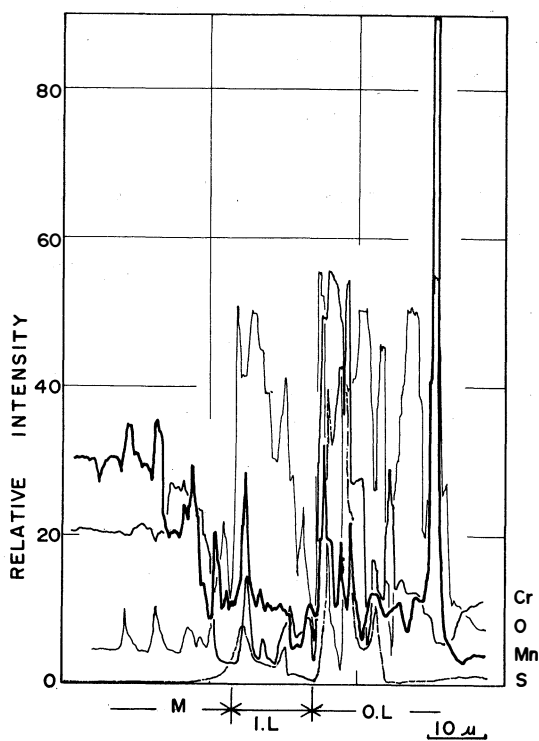


図-2 写真-12のX線分析

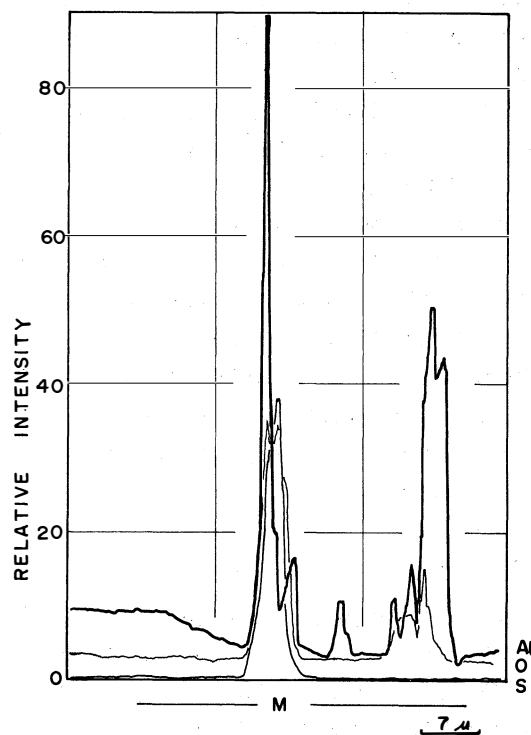


図-3 写真-13のX線分析

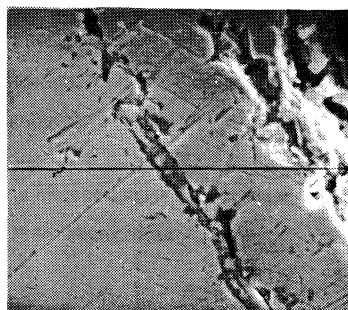


写真-13
Al添加における
腐食面

X 2000

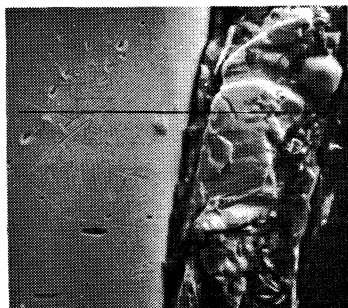


写真-14
Mo添加におけ
る腐食面

X 1500

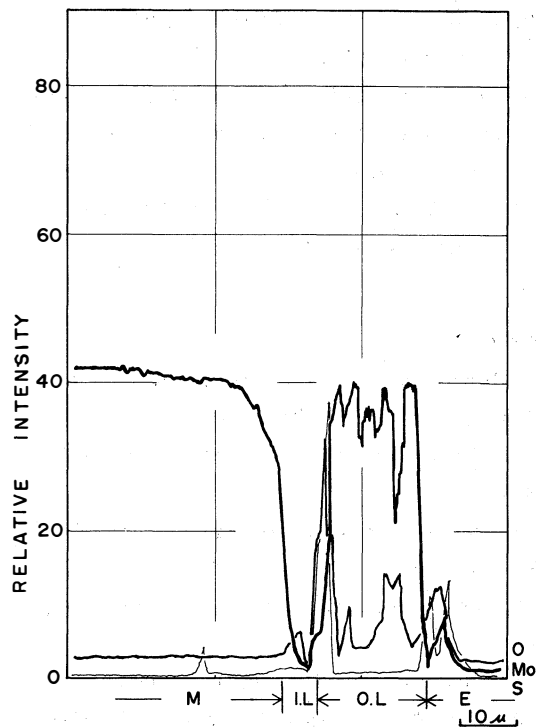


図-4 写真-14のX線分析

X線分析像からわかるように表面に沿って金属地中に大きな亀裂が入り、Alの酸化物と硫化物の両者の存在がうかがえる。

したがって、金属表面から順次腐食が進行するだけでなく、このような局所的な腐食の進行も見のがせない問題である。

写真-14はCr 18.0%、Si 0.4%、Mn 0.5%、Mo 2.12%、Fe Bal.の800°C、20 hr 湿ガスによる試料表面の腐食部の観察像を、同様に図-4にそのMo、O、Sについての線分析の結果を示す。

金属部はかなりきれいで、局所的孔食の起っていないことがわかる。Moは外層の外側まで拡散し、Oは外層部全般にわたって分布し、Sとともに外層の外側と内層部に多い。

3. 結 言

耐硫化鋼製造の基礎実験として、高温におけるSO₂系ガスによる硫化腐食に関する研究を主としてE P M Aを使っておこない、次の結論を得た。

- (1)、腐食層は内、外の2層からなり、外層はかなり多孔質である。
- (2)、表面には硫化物の異常発達部が見うけられ、外層は硫化物に富んでいる。
- (3)、Si、Al添加の場合、金属地中に異常腐食部が認められるけれども、腐食層はうすく耐食性が期待される。
- (4)、Mnの添加はかえって耐食性を低下し、Moの添加はそれほど耐食性を向上させない。

参考文献

- (1). E.B.Backensto, J.E.Prior, J.W.Sjoberg, and R.W.Manuel ; Corrosion, **18** (1962)、253
- (2). J.B.Sardisco and R.E.Pitts ; Corrosion, **21** (1965)、245
- (3). K.Barton u. E.Beranck ; Werkstoffe und Korrosion, **6** (1959)、377
- (4). P.A.Lefrancois and W.B.Hoyt ; Corrosion, **19**(1963)、360
- (5). R.V. Hughson ; Chem.Eng, **70** (1963)、138
- (6). 田中照夫、池田正夫、寺山清志 ; 富山大学工学部紀要、**25** (1974)、35

- (7). 浅野豊司 ; 工業化学雑誌、**73** (1970)、1731
- (8). Konrad T. Semrau ; E/MJ, April (1971)、115
- (9). 中井 弘 ; 鋳物、**35** (1963)、1
- (10). A.Brückman and J.Romanski ; Corrosion Sci, **5** (1965)、185
- (11). 村上武次郎、長崎久弥 ; 日本金属学会誌、**4** (1940) 7、201
- (12). J.Gerlach u. F.Pawlek ; Werkstoffe und Korrosion, **16** (1965)、963
- (13). 大平五郎、渡辺 融 ; 鋳物、**42** (1970)、462
- (14). 村上、柴田 ; 日本金属学会誌、**4** (1940)、221

多結晶金属材料の応力繰返しに伴う塑性変形挙動に及ぼす静水圧力の影響

塩沢和章・大南正瑛^{*}・山蔭哲郎^{**}

INFLUENCE OF HYDROSTATIC STRESS ON THE PLASTIC DEFORMATION OF POLYCRYSTALLINE METAL SUBJECTED TO CYCLIC STRESSING

by Kazuaki SHIOZAWA, Masateru OHNAMI^{*} and Tetsuro YAMAKAGE^{**}

In a series of studies on the influence of hydrostatic stress on the plastic deformation of polycrystalline metals subjected to cyclic stressing, in the present paper, the experimental studies on low-cycle-torsional pulsating of 0.15 per cent carbon steel under hydrostatic pressure at room temperature were presented. It was concluded that cycle-dependent plastic deformation of the metal under combined stress cycling and hydrostatic pressure was remarkably larger than that in atmosphere. In order to elucidate the difference of the behavior of plastic deformation of the metal subjected to cyclic stressing under hydrostatic pressure and that under atmospheric pressure, the unified correlation between Bauschinger effect of the material and the influence of hydrostatic stress was discussed. It was obviously observed that Bauschinger strain under combined stress cycling and hydrostatic pressure was larger than that under atmospheric pressure. Therefore, it was considered that the Bauschinger effect of the material subjected to low-cycle-torsional stressing was more remarkably occurred under combined hydrostatic pressure than that under atmospheric pressure. From these facts, it was suggested that the barriers against the movement of dislocations was decreased by combined subjection of hydrostatic stress when the direction of applied stress was changed during one cycle of stressing.

1. 緒言

多結晶金属材料の塑性変形挙動におよぼすひずみ履歴の影響に関する研究の一環として、これまでに

応力繰返しに伴う塑性変形の機構をひずみ履歴との関連のもとに主として降伏問題として研究を進めてきた。^{1) 2)} その中で応力の繰返し負荷を含む一般負荷の

* 立命館大学理工学部
Faculty of Science and Engineering, Ritsumeikan University, Kyoto.

** 豊田機械株式会社
Toyoda Machine Works, Ltd., Kariya.

もとにおける多結晶金属材料の非弾性挙動の取扱い^{2) 3)}のためには、一般負荷のもとでの同材料の構造変化および材料空間における微視的応力およびひずみ分布の不均一性を考慮に入れる必要のあることを指摘した。他方、材料の降伏条件におよぼす静水圧応力の影響に対する検証の必要性が、微視的立場での塑性変形 (microplasticity)⁴⁾ や格子欠陥を含む材料空間を対象とする塑性変形に関する一般連続体力学 (mechanics of generalized continua)⁵⁾ の研究とかかわって指摘されてきた。したがって、応力繰返しに伴う塑性変形挙動については静水圧応力の影響との関連においても考察する必要があるものと考えられる。

静水圧応力が金属材料の力学的挙動に種々の影響をもたらすことについては、金属材料のより正確な塑性法則あるいは破壊法則を確立すること、および高压下の塑性加工の基礎資料を得ることを目的として、近年広範囲な研究および報告がなされている。⁶⁾ すなわち、静水圧力下での金属材料の静的塑性変形において著しく延性を増すこと、さらには常温、高温を問わず金属材料のクリープ現象にも静水圧力の影響が明らかに存在することが認められている。⁷⁾ また、材料の塑性変形挙動におよぼす静水圧応力の微視的立場からの研究として、筆者らは塑性変形を受けた多結晶アルミニウムの静水圧力処理 (pressure soaking)⁸⁾ に伴う材料の構造変化および静水圧力下における同材料の塑性変形に伴う構造変化⁹⁾ を X 線的に観察した結果、液圧処理によって材料内の転位密度はほとんど変化しないが、転位の配列の変化すなわち再配列の可能性が観察され、静水圧力下の塑性変形においても同様の傾向が観察された。また、静水圧力処理後の引張再負荷時に加工軟化現象 (後述の図10に示すように降伏応力の過渡的低下) の生ずることが観察された。すなわち、これらの実験結果から静水圧応力は転位の易動度に影響を与えることが明らかになった。¹⁰⁾

本研究では、多結晶金属材料の応力繰返しに伴う塑性変形挙動におよぼす静水圧応力の影響を考察するために、静水圧力下における低炭素鋼のねじり応力繰返し実験を行った。金属材料の疲れ寿命におよぼす静水圧力の影響については、今までに Crossland,¹¹⁾ Burns と Parry および Tuler と Ruoff らによるねじ

り疲れ、White, Crossland および Morrison¹⁴⁾ による引張一圧縮疲れ、中沢らによる低サイクル疲れ強さ¹⁵⁾ などの実験結果が報告されているが、繰返し負荷に伴う塑性変形挙動に関する報告はきわめて少ないように思われる。先に述べたように、静水圧応力が転位の易動度に影響を与えるとすれば、静水圧力下において負荷応力の方向の変化する条件のもとでは、静水圧力下の静的一方向変形とは異なった変形挙動を呈することが考えられる。本論文では、静水圧応力の転位の易動度に及ぼす影響に関する考察をふまえて、静水圧力下における片振りねじり応力繰返しに伴う金属材料の塑性変形挙動を考察した。なお、片振り応力繰返し負荷としてねじりを採用したことは、後述するように、応力繰返し中静水圧力成分の変動しない条件下で材料のパウシガー効果におよぼす重畳静水圧力の影響を検証することを意図した理由によるものである。

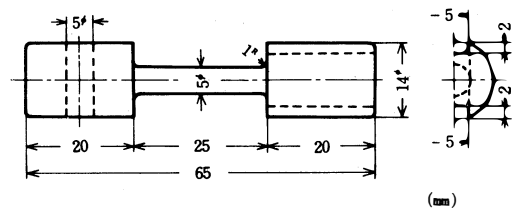
2. 実験装置および実験方法

2.1 試験片

本実験に使用した試験片は、図1に示すように直径5mm、標点間距離25mmの0.15% C低炭素鋼 (S15CK) の中実丸棒試験片である。表1にその化学成分を示す。試験片は試験片形状に機械加工の後、900℃、1時間の真空完全焼なましを行い実験に供した。

2.2 実験装置

本実験に使用した静水圧力下の材料強度試験機はこれまで筆者らによって報告されている静水圧力



図一 試験片の形状および寸法

表1 試験片材料の化学組成 (%)

C	Si	Mn	P	S
0.15	0.22	0.56	0.011	0.026

S15CK (JIS G3102)

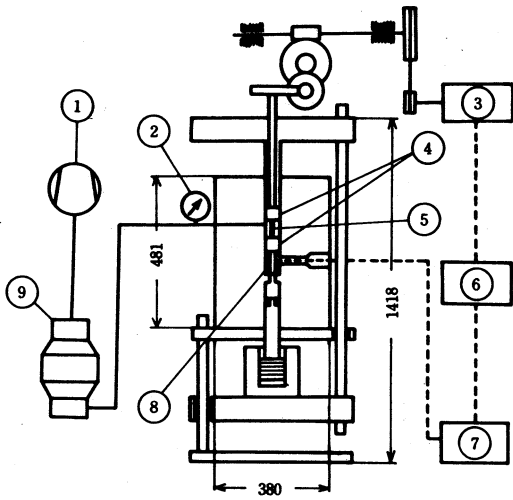


図-2 高静水圧力下におけるねじり応力繰返し実験装置概略図

- ①コンプレッサー②圧力計③モーター④試験片ホルダー⑤試験片⑥制御回路⑦ひずみ計⑧ロードセル⑨ポンプ

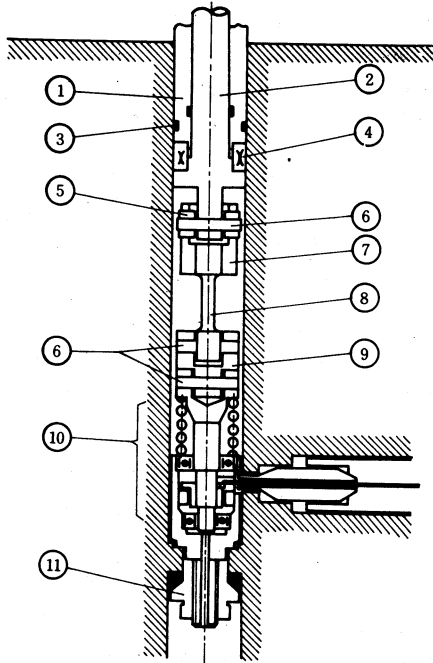


図-3 高静水圧力下におけるねじり応力繰返し実験装置の圧力容器内部の詳細図

- ①トルク伝達軸支持部②トルク伝達軸③Oリング④スラスト・ベアリング⑤ニードル・ベアリング⑥ピン⑦試験片上部つかみ部⑧試験片⑨試験片下部つかみ部⑩ロード・セル⑪ロード・セル固定板

下のねじり試験装置と同一のものであるが、応力繰返し負荷のできるように一部改良して使用した。実験装置の概略を図2に、また、圧力容器内の詳細図を図3に示す。なお、ねじり応力繰返し実験において試験片に変形異方性による軸方向変位を生ずるので、これをニードル・ベアリング⑤により拘束しないように考慮されている。また、トルク伝達軸部のシーリングは摩擦抵抗の少ないOリング③を使用し、圧力によるトルク軸の軸力支持部の摩擦抵抗も少なくするためスラスト・ベアリング④を使用している。荷重検出部のロードセルとしてコイルばねを使用し、コイルばねの微小ねじれ角を圧力容器外に取付けた差動変圧器を通じて計測し、同時に制御装置に入れ応力繰返し実験を行った。また、試験片のねじれ角はモーターに直結した変速ギヤ部にカウンターを取付けて測定した。なお、圧力媒体にはモービルオイル#90を用いた。

3. 実験結果およびその考察

3.1 静水圧力下の単純ねじり実験結果

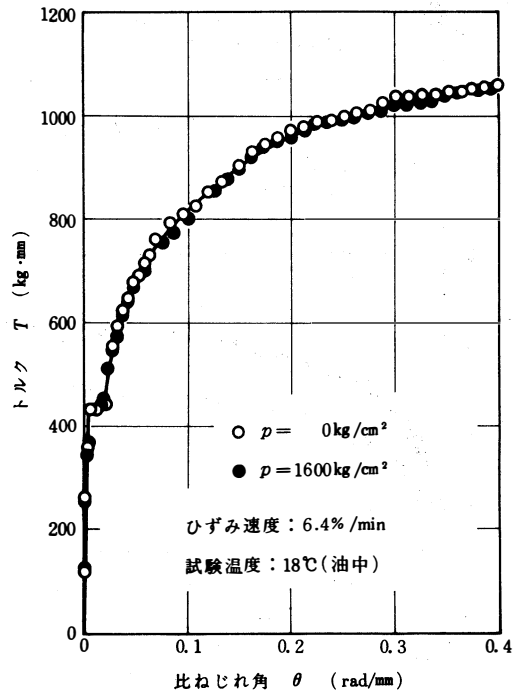


図-4 大気圧下および静水圧力 ($p = 1600 \text{ kg/cm}^2$) 下における単純ねじり実験結果

応力繰返し実験に先立ち、大気圧下および1600 kg/cm²の静水圧力下における単純ねじり試験を行った。図4は一定せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma} = 6.4\%/min$ で変形させた実験結果を示す。試験温度は18℃（油中）一定である。図はトルク T- 比ねじれ角 θ 線図で示したものである。図から明らかなように、本実験の範囲内では静水圧力の影響はほとんど見受けられない。なお、塑性流動応力におよぼす静水圧力の影響は変形量の増加に伴って幾分大きくなり、破壊附近でその効果が大きくなること多くの金属において認められているが、本実験のひずみ範囲内においては顕著な静水圧応力の効果は見受けられなかった。

3・2 静水圧力下の片振りねじり応力繰返し実験結果

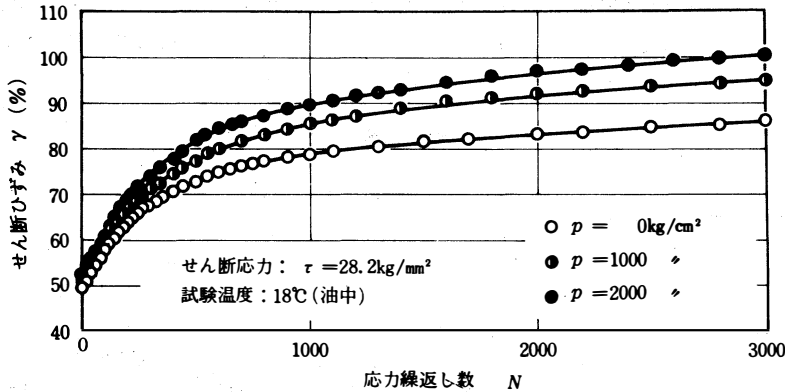


図-5 最高負荷時の外皮せん断応力 $\tau = 28.2\text{kg/mm}^2$ を一定とした場合の各静水圧力下における片振りねじり応力繰返し実験結果

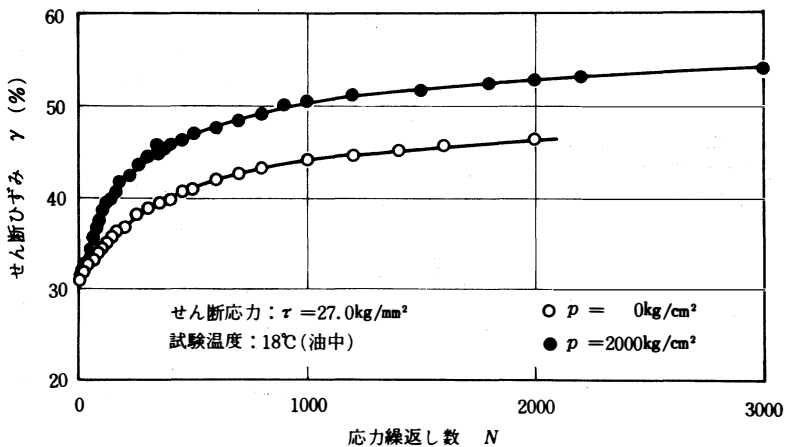


図-6 最高負荷時の外皮せん断応力 $\tau = 27.0\text{kg/mm}^2$ を一定とした場合の各静水圧力下における片振りねじり応力繰返し実験結果

図5および図6は最高負荷時の外皮せん断応力 $\tau = 28.2\text{kg/mm}^2$ および $\tau = 27.0\text{kg/mm}^2$ を一定とし、各静水圧力下における片振りねじり実験結果を示したものである。なお、一サイクル所要時間はそれぞれ約40秒、35秒であった。図からわかるように、応力繰返しに伴って静水圧力下における変形量が大气圧下におけるそれに比較して大きくなっており、応力繰返しに伴う塑性変形に対して静水圧力の影響のあることがわかる。そこで以下において $\tau = 28.2\text{kg/mm}^2$ の場合の実験結果をもとに考察を進める。

図5の実験結果をもとに、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ と応力繰返し数 N との関係を整理したものを図7に、また、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ とせん断ひずみ γ との関係を図8に示す。これらの図より、せん断ひずみ速度は大气圧下に比較して静水圧力下の方が大きく、静水圧力を重畳することにより材料は変形しやすくなること

がわかる。

今までに、高静水圧力下における金属材料の静的塑性変形挙動に関する実験において、静水圧力の重畳により一般に静的降伏応力が増加すること、さらには、静的クリープ実験においてクリープひずみ速度が低下することが報告されているが、ここに示した応力繰返しの場合には明らかに静的塑性変形時とは異なった傾向を示している。これらの違いとして繰返し負荷による応力方向の変化から生ずるひずみ履歴の影響、とりわけバウシंगाー効果におよぼす静水圧応力の影響が考えられる。金属材料の塑性変形挙動におよぼすひずみ履歴の影響のなかで重要な因子である材料の変形異方性の影響やバウシंगाー効果が静水圧応力の影響と如何なる関連をもつかについて

ては一義的に論ずることは困難であるが、少くともバウシinger効果と静水圧応力の影響との関係を議論するには負荷中静水圧応力の変動しない条件下でのねじり反転負荷によって検証する必要がある。したがって、本研究では、大気圧下と静水圧力下における片振りねじり応力繰返し負荷に伴う塑性変形挙動の相違について、バウシinger効果と静水圧応力との関連性のもとに考察を行うことにする。

3.3 転位の易動度におよぼす静水圧応力の影響

応力繰返しに伴う塑性変形挙動におよぼすバウシinger効果と静水圧応力の影響を考察する

に先立って、転位の易動度におよぼす静水圧応力の影響について考えてみる。金属材料の塑性変形の主機構は転位の移動によるものであるとして、Gilman-Johnston¹⁸⁾は巨視的機構と微視的なそれとの間の関係を次式のように定式化した。

$$\dot{\epsilon} = \frac{1}{2} b N v \quad (1)$$

ここで、 $\dot{\epsilon}$ は巨視的ひずみ速度、 N は可動転位の平均密度、 v は転位の平均速度、 b はバーガス・ベクトルである。個々の転位の有効質量(effective mass)にもとづく慣性力は通常それらの転位に作用する弾性力に比較すれば小さいものであるから、個々の転位の加速効果(acceleration effects)は重要ではない。しかし、転位を集合体として取扱う際にはこれらを考えに入れる必要があると考えられる。いま、(1)式を時間 t で微分すると

$$\frac{d\dot{\epsilon}}{dt} = \frac{1}{2} b \left(N \frac{dv}{dt} + v \frac{dN}{dt} \right) \quad (2)$$

となり、ここで $d\dot{\epsilon}/dt = \ddot{\epsilon}$, $dv/dt = a$, $dN/dt = \dot{N}$ とおくと(2)式は

$$\ddot{\epsilon} = \frac{1}{2} b (N a + v \dot{N}) \quad (3)$$

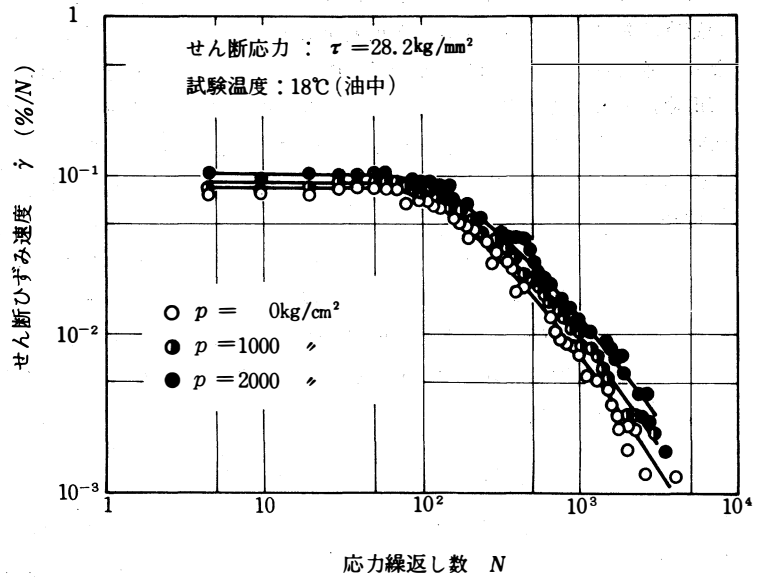


図-7 せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ とねじり応力繰返し数 N との関係

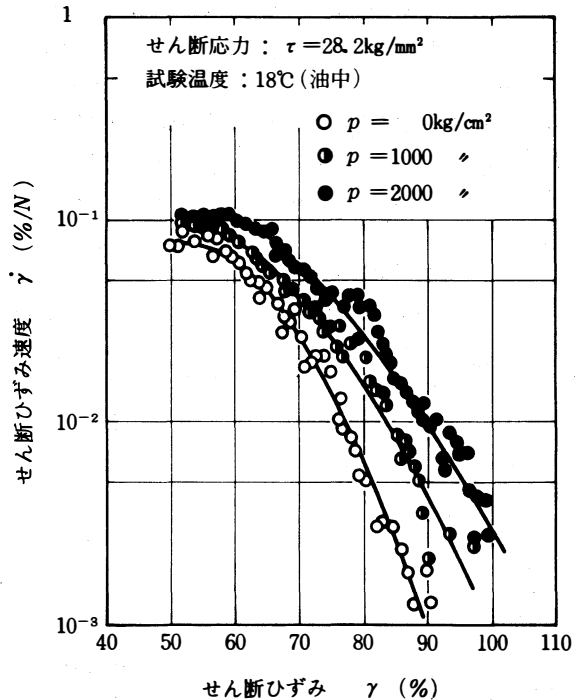


図-8 せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ とせん断ひずみ γ との関係

と書くことができる。¹⁹⁾この加速度方程式は塑性流動が定常状態にあるときはそれほど重要な意味をもたないと考えられるが、種々の非定常状態、たとえば荷重除荷後再負荷する場合などによって生ずる遷移状態において意味をなすと思われる。一般に、結晶を变形させるに必要な応力、すなわち変形応力 τ_f と転位密度 N との間には

$$\tau_f = \beta b G N^{1/2} \quad (4)$$

の関係のあることが種々の実験によって確かめられている。^{20) 21)}そこで、材料の変形応力は転位密度 N の増大に伴って単調に増加するものとする(3)式は次式のように書き換えられる。

$$\ddot{\epsilon} = \frac{\tau_f}{2b\beta^2 G^2} \left(\alpha + 2 \frac{v}{\tau_f} \dot{\tau}_f \right) \quad (5)$$

ただし、 $\dot{\tau}_f = d\tau_f/dt$ 、 G は剛性率、 β は1/3~1/5程度²¹⁾の定数である。

ここで、(3)または(5)式のもつ意味について考えてみる。右辺第一項は転位の加速度 α によってひずみ速度に変化を与えるものであり、また、第二項は転位密度の時間的変化、すなわち変形応力の時間的変化に起因してひずみ速度の変化を与えるものである。これら各々の変化による応力-ひずみ曲線の変化を模式的に示したのが図9である。すなわち、荷重除荷後、再負荷した場合の応力-ひずみ曲線は

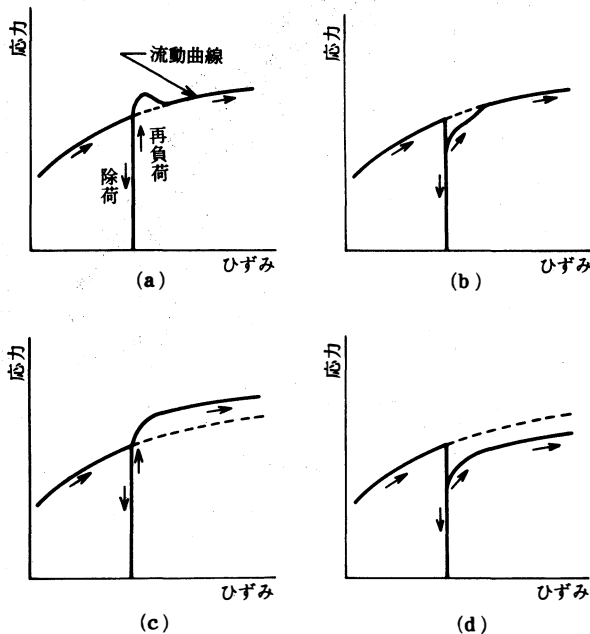


図-9 荷重再負荷時における応力-ひずみ曲線の模式的表示

以下の諸条件によって種々の形式をとる。

(a)結晶の内部変形応力は負荷時のそれに等しく、転位の加速度 α のみが変化する場合であり、予荷重負荷時の加速度 α_0 が再負荷時のそれ α_p よりも大きい場合、

(b)(a)の場合と同様であり $\alpha_0 < \alpha_p$ の場合。

(c)転位の加速度 α は無視し得る程小さく、転位密度の時間的変化 \dot{N} 、すなわち変形応力 τ_f が変化する場合であり、予荷重負荷時の転位密度 N_0 にくらべ再負荷時のそれ N_p が大きい場合、すなわち再負荷によって変形応力が増加した場合 ($\dot{N} > 0$)

(d)(c)の場合と同様であり $N_0 > N_p$ ($\dot{N} < 0$) の場合。

ここで、(a)および(b)は再負荷時において変形応力の変化はないので、再負荷後もとの応力-ひずみ曲線上にもどるが、(c)と(d)は変形応力に変化を生ずるためとの曲線にもどらない。したがって、前者は遷移状態において転位の易動度に変化を生ずるものであり、変形応力の変化は二次的な影響しか与えないと考えられよう。

図10は市販純アルミニウム (99.5%Al) の板状試験片において、予ひずみを与え除荷後、2000kg/cm²、1時間の静水圧力処理を行い、さらに引張再負荷試験を行った実験結果の一例を示したものである。図

からわかるように、静水圧力処理を行った後の応力-ひずみ曲線は先の分類図9(b)に属するものである。この事実より、静水圧力処理により転位密度にほとんど変化はないが、その配列の仕方が変化し、再負荷時において一時的に急激な転位の移動を生ずることが推察される。このことは緒言でも述べたようにX線観察によっても推察されている。⁸⁾この静水圧力処理による転位の易動度の変化は矢島ら²²⁾によって鉄の降伏現象の変化と関連して報告されており、静水圧力処理により転位の摩擦力および固着力を減少させ、自由な転位が増加することを指摘している。

3.4 バウシinger効果におよぼす静水圧応力の影響

金属材料のバウシinger効果の機構に関する研究は古くから多くの研究者によって研究され、各種金属材料に対する現象の整理とその理論的取扱いがなされているが、現在のところ、降伏

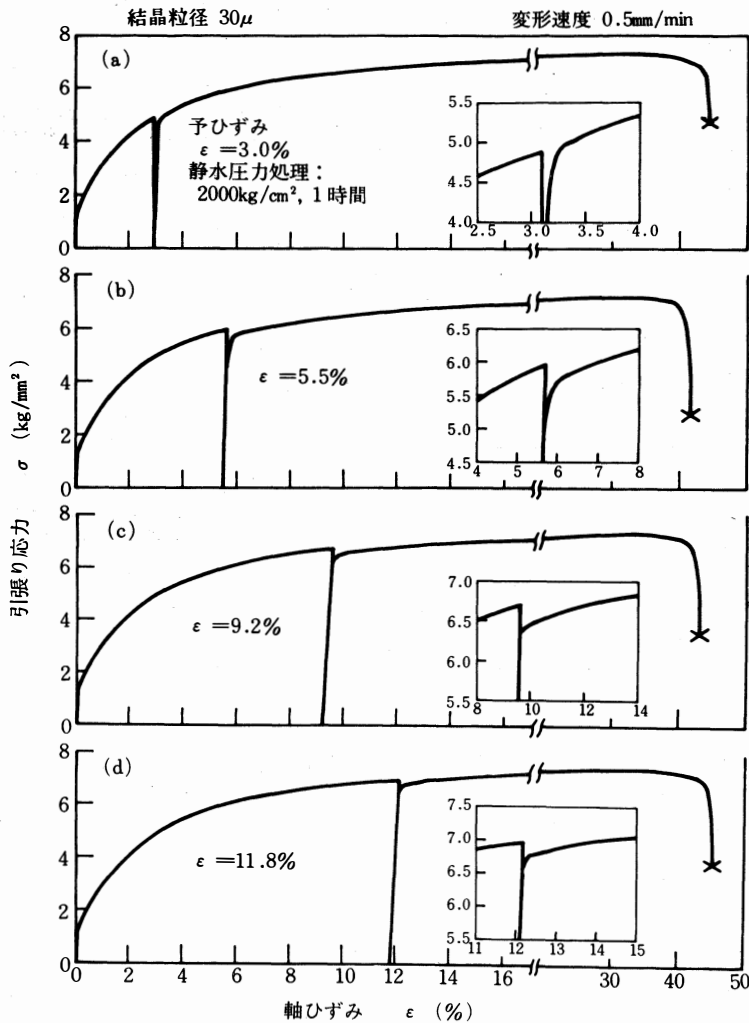


図-10 市販純アルミニウムの静水圧力処理後の引張応力-ひずみ線図

条件式および加工硬化理論と対比させた微視的機構等について確立された考え方はもちろんのこと、各種金属学的因子、変形条件がバウシinger効果にどのように影響するかも統一的に整理されていないのが現状である。本節では、バウシinger効果におよぼす静水圧応力の影響について考えてみる。

一般に、バウシinger効果は予ひずみと逆方向に負荷した場合、その材料の降伏応力は予ひずみ方向における降伏応力と比較して大きく低下する現象であるが、さらに広い意味において逆方向のみならず応力方向の変化がある場合の降伏応力の低下と考えることができる。バウシinger効果の大きさを表示

する方法として種々のものがあるが、ここでは次のように考える。図11に示すように、除荷した際弾性的なひずみ回復 γ_E と、バウシinger効果によって生ずるひずみ回復 γ_B が生ずるが、ここではこれらのひずみの和 $\gamma_B = \gamma_E + \gamma_B$ をバウシingerひずみと呼ぶことにする。

図12は応力繰返しに伴うバウシingerひずみ γ_B の変化を各静水圧力重量の場合について示したものである。また、図13はバウシingerひずみ γ_B と応力繰返しに伴うせん断ひずみ量 γ との関係を示したものである。図からわかるように、バウシingerひずみ量は大気圧下に比較して静水圧力下の場合の方

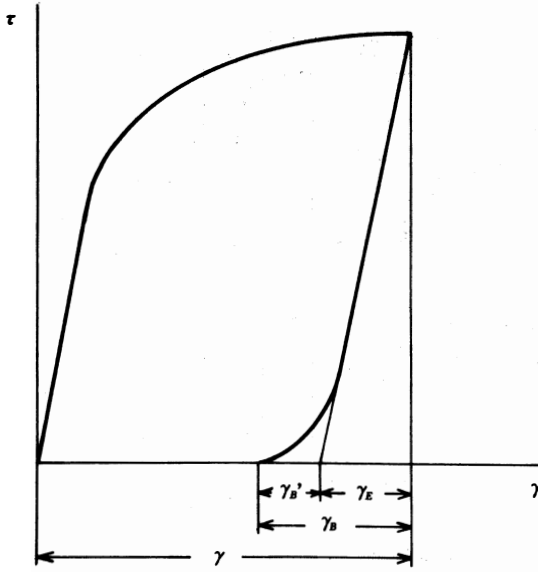


図-1 バウシingerひずみの定義

が大きくなっており、静水圧応力はバウシinger効果を増大させる効果をもつことが考えられる。

バウシinger効果の機構として種々の考え方が提案されているが、除荷過程において、その主機構は以前の変形に働いたと同じ転位の可逆運動によるものであるとされている。筆者らによる市販純アルミニウムの粗大結晶粒試験片の繰返し曲げに伴うバウシinger効果に関するX線の研究において、除荷過程では若干の転位密度の減少がミスオリエンテーションの計測を通じて観察され、また転位の再配列の生じていることが推察された。さらに、前節でも述べたように静水圧応力は転位の再配列を生じさせることから考えて、応力方向の変化する場合、静水圧力下において応力繰返しに伴って、可逆運動する転位の数が増加すると考えられる。すなわち、このことは以下のように説明できるものと考えられる。転位が可逆運動をする際、その移動に対する抵抗力の働く場を通過する必要がある。鶴戸口、岡村によれば、転位の動きに対する抵抗力場を形づくる原因として、抵抗力が転位の位置の関数として定まっているポテンシャルの場と、さらには位置だけでなく転位の移動方向にも依存する非保存力の場とに大別している。本実験の範囲内における片振り応力繰返しでは後者の影響は小さいものと考えられる。すなわち、前述した繰返し曲げ実験より、逆方向負荷し

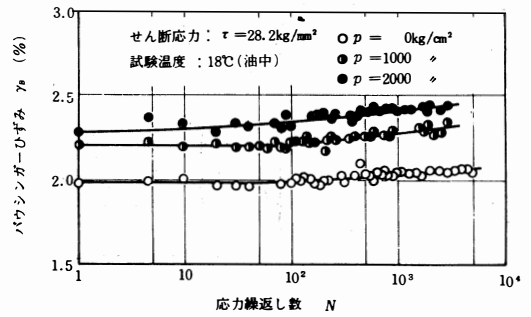


図-12 各種静水圧力を重畳したときのねじり応力繰返しに伴うバウシingerひずみ γ_B の変化

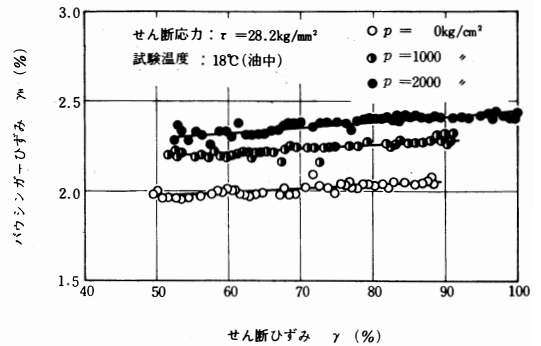


図-13 各種静水圧力を重畳したときのねじり応力繰返しに伴うせん断ひずみ γ とバウシingerひずみ γ_B との関係

た際、ラクエはん点ののび方向が変化し材料の構造変化の方向性を考える必要のあることを指摘し、除荷過程では材料の構造変化の方向性を考える必要のないことが考察された。したがって、静水圧応力はポテンシャルの場として与えられる抵抗力場、たとえば転位の固着力、摩擦力などを減少させる効果をもち、転位の往復運動を容易にするものと考えられる。なお、バウシinger効果によらず雰囲気の影響については温度の効果に対する研究がある程度であり、静水圧応力重畳下において応力繰返しを受ける金属材料の変形挙動を明らかにすることは、バウシinger効果の機構や応力繰返しに伴う塑性変形挙動および低サイクル疲れの機構を解明する上できわめて有効な手段と考えられる。

最後に、静水圧力下における繰返し負荷にともなう塑性変形量と疲れ寿命との関係について触れておく。これまでの定応力低繰返し数疲れにおいて、静水圧力下におけるその疲れ寿命は大気圧下におけるそれよりも増加する傾向にあることが報告されて

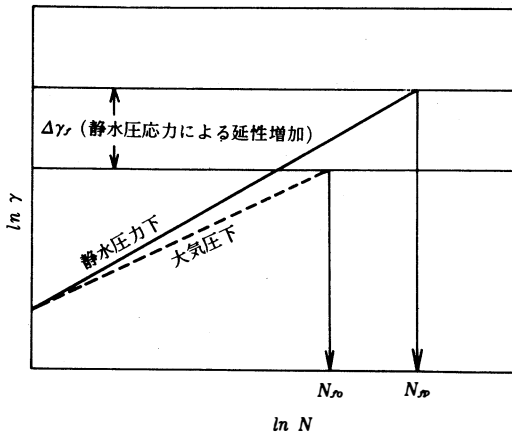


図-14 応力繰返しに伴う塑性変形量と疲れ寿命との関係の模式的表示 (N_{f0} : 大気圧下における破断繰返し数、 N_{fD} : 静水圧力下における破断繰返し数)

いる。これらの結果にしたがえば、本研究における静水圧力下および大気圧下の塑性変形量の差から比較して、一見矛盾するように思える。しかしながら、静水圧力下における破断までののびは大気圧下のそれに比較して顕著に増加することより、静水圧力下における応力繰返しに伴う塑性変形量が大きいからと言って必ずしも静水圧力下における疲れ寿命が低下するとは言えない。図14に示すように、静水圧力下における破断までののびの増加と、繰返しにともなう塑性変形量の両者によって破断繰返し数が決定されると考えることができる。したがって、疲れ寿命におよぼす静水圧力の影響については、クラックの発生、伝播の問題はもちろんのこと、塑性変形挙動との関連において議論する必要があると考えられ、今後の課題であろう。

4. 結言

多結晶金属材料の応力繰返しに伴う塑性変形挙動におよぼす静水圧力の影響を考察するために、大気圧下および静水圧力下における0.15% C炭素鋼の中実丸棒試験片の片振りねじり応力繰返し実験を行った結果、以下の結論を得た。

(1)大気圧下および静水圧力重畳下における片振りねじり応力繰返し実験において、応力繰返しに伴うせん断ひずみは前者に比較して後者の方が大きく、

また、せん断ひずみ速度も後者の方が大きいことが明らかとなった。

(2)応力繰返しの各サイクルにおけるバウシingerひずみは静水圧力重畳の場合の方が大気圧下の場合に比較して大きいことが明らかとなった。

(3)応力繰返しのような応力の方向が変化する場合、静水圧力場においては金属材料の非弾性挙動、とりわけバウシinger効果が顕著となる。すなわち、静水圧力場は転位の可逆運動に対する抵抗力場を減少させる効果をもつことが考えられる。

終りに、本実験を行うに当たり実験装置の一部の加工をいただいた舞鶴工専、阿波屋義照教授に対して、また、試験片加工の便宜を載いた山下鉄工(株)、技術部長 河内 博氏に対して感謝の意を表する。

参考文献

- 1) 大南、塩沢、材料、**19**-197 (1970)、103.
- 2) 同 上、材料、**20**-217 (1971)、1107.
- 3) 同 上、材料、**21**-220 (1972)、16 :
同材料、**21**-223 (1972)、295.
- 4) たとえば、McMahon, C. J., Microplasticity, (1968)
Interscience Pub., New York.
- 5) たとえば、IUTAM - Symp., Mechanics of Generalized
Continua, (1968)、Springer-Verlag, Berlin.
- 6) たとえば、総説的なものとして、Mechanical Behavior
of Materials under Pressure, (Ed, by H, L, D, Pugh)
(1970)、Elsevier Pub.
- 7) たとえば、高温における塑性法則に沿う総説として、
大南、元家、材料、**20**-210 (1971)、236.
- 8) 大南、塩沢、神谷、材料、**21**-221 (1972)、109.
- 9) 同 上、機論、**39**-322 (1973)、1795.
- 10) 大南、大村、塩沢、神谷、材料、**22**-233 (1973)、122.
- 11) Crossland, B., Proc, International Conference on
Fatigue of Metals, (1956)、138. Inst, Mech. Engr.
- 12) Burns, D. J. and Parry, J. S. C., J. Mech. Eng. Sci., **6**
(1964)、293.
- 13) Tuler, F. R. and Ruoff, A. L., Cornell Univ. Report,
No. 448 (1966).
- 14) White, D. J., Crossland, B. and Morrison, J. L. M., J.
Mech. Eng. Sci., **1** (1962)、39.
- 15) 中沢、小泉、小林、丸山、機講論、**M6724-2** (1971)、
68.

ホログラフィ干渉法の変形問題への利用 (オプチカルストレンゲージ法)

加藤 正・吉川和男・格内 敏・野村 俊

Application of Holographic Interferometry for Deformation Problems (Optical Strain Gauge Method)

Tadashi KATO ・ Kazuo YOSHIKAWA
Satoshi KAKUNAI ・ Takashi NOMURA

The check base gauge method was applied to the measurement of three-directional components of displacement by holographic interferometry.

As the result, a simplified three-dimensional analysis of small static displacements and an optical strain gauge method were devised.

1. まえがき

ホログラフィ干渉法を用いて物体の変形を測定するには、物体表面に干渉縞が現われ、しかもそれが変位量に対応しなければならない。干渉縞は物体表面上の各微小部分の剛体的な変位による干渉縞から構成される。そして干渉縞には大別して、物体の傾斜によってできる等厚干渉と呼ばれる Fizeau Fringes、視線方向を軸とした微小回転による干渉縞と、平行移動によってできる等傾角干渉と呼ばれる Brewster Fringes、Haidinger Fringes がある。等傾角干渉縞の局在置は無遠慮であり、縞と物体との対応関係も困難で、感度も低く測定には不向きとされている。しかし実際の変形にはこれらが合成された形の干渉縞が得られ、縞の局在置は無遠慮でもなく物体面上でもない中間的な場所になる。このことは縞次数を表面の各点に対応づけて定量できないことになるが、これは再生像を写真撮影する時にレンズを絞り焦点深度を大にすることにより、物体と干渉縞が共に撮影することができる。現在は Fizeau Fringes の測定に基礎をおくものがほとんどで、他の Fringes を分離している。これは視点を十分に遠くに置き、物体

全体が Brewster Fringes 又は Haidinger Fringes の一縞の間に含まれるようにして実現している。視点を遠ざける効果は telecentric 系によって与えることができる。

筆者等は検基計なるものを考案し、等傾角干渉への変位を等厚干渉縞として取り出すことにより縞次数の判定を行い、今までの物体上の Fizeau Fringes のみにたよる変形測定範囲の拡大と、物体上の定点の変位量を定量的に3方向成分に分解して1枚の乾板に記録することにより、3次元解析の簡素化を行い、また複数検基計の使用による光学的ストレンゲージ法を考えるものである。

2. Haidinger Fringes の Fizeau Fringes への変換

先に説明した検基計を図-1の状態を使い、Fizeau と Haidinger Fringes が共存するようなモデル実験を行い、物体上の縞と検基計上の縞とで、変位量を区別する定量解析を試みた。図-2(a)は使用する2本の検基計の精度が等しいことを示したもので、同じXYステージ上にある物体ABに一定量の Haidinger 量を与えたものである。ホログラム上には Haidinger

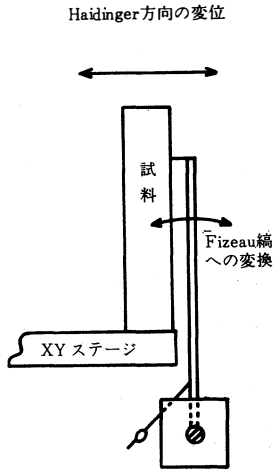
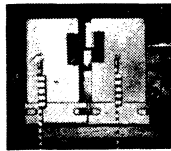
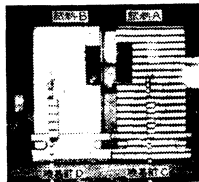


図-1 試料と検基計との配置図



H変位 約 7μ
両検基計とも縞数5本
2本の検基計の特性



変位方向
A: FとH, 縞はFのみ 4μ
B: Hのみ, 縞は見えない
C: FとH, Fに変換 10.8μ
D: HをFに変換 6.7μ
A+D = Cで誤差 0.1μ

図-2 FとH方向の変位が共存する場合

Fringes とそれが Fizeau Fringes に変換されたものが写っているが、その局在置が異なるため、撮影には Fizeau Fringes のみが写っている。縞数はともに同じである。さらに物体Aのみに一定の Fizeau 量を与えたものが図-2(b)である。前報の式(4-5)などにより縞を読みとると、誤差は約 $0.1\mu\text{m}$ になった。

3. Brewster Fringes の視線方向を軸とした微小回転による干渉縞への変換

3-1 検基計と物体面変位の関係式

ホログラフィ干渉縞の形成理論によると、物体に視線(z軸)を軸とした微小回転 $\Delta\phi$ が加わると、物

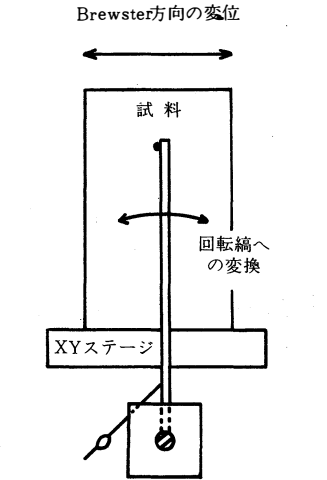


図-3 試料と検基計との配置図

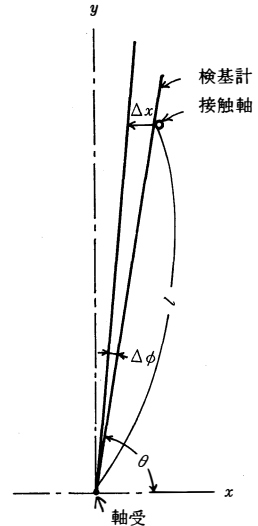


図-4 検基計と面変位との関係

体上に一定方向(ϕ)に等間隔干渉縞(照明光が平行光束の場合)ができる。

λ : 波長

$\text{pitch} = \lambda / \Delta\phi \sin \gamma \dots (1)$ γ : 物体への照明光が視線となす角

ϕ : 物体への照明光の射影がx軸となす角

そこで測定物体面に視線方向に微小径の検基計接触軸を立て、視線軸に回転可能な検基計を接触させ、物体の視線に垂直方向の変位を検基計の微小回転角 $\Delta\phi$ に変換することにより、物体の Brewster 量 Δx を検基計上の縞として物体と対応つけて現わすことができる。図-4に物体の変位と検基計との関係を示

ホログラフィ干渉法の変形問題への利用

した。

$$\Delta x = l \tan \Delta \phi / (\sin \theta + \tan \Delta \phi \cdot \cos \theta) \dots\dots(2)$$

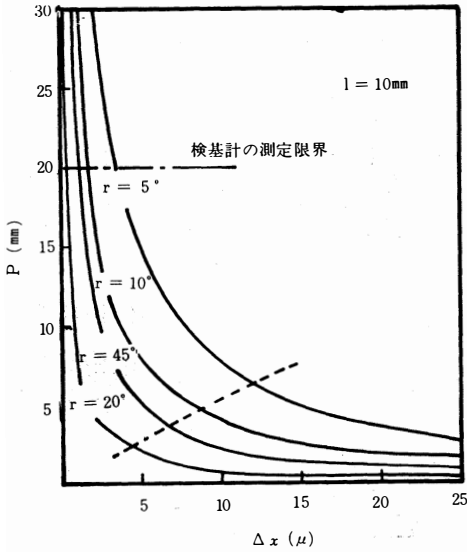
よって検基計上の pitch を読むことにより(1)式で $\Delta \phi$ を求め、(2)式に代入することにより Brewster 量 Δx が求まる。今、 θ を 90 度にセットすると、 $\Delta x = l \tan \Delta \phi$

$\approx l \Delta \phi$ とおけるので、(1)式は次のようになる。

$$\text{pitch} = \lambda l / \Delta x \sin r \dots\dots(3)$$

3・2 検基計の測定範囲

Brewster 方向の変位 Δx と検基計上の pitch との関係、検基計の接触軸までの長さ、入射角につい



$$P = \frac{\lambda l}{\Delta x \sin r} \quad (3)$$

P : 検基計上の干渉縞の pitch

l : 検基計の接触軸までの長さ

Δx : Brewster 方向の変位量

r : 光の入射角

----- : Δx の増加点での測定限界

(1 μ の変位量の差に対する検基計上の干渉縞の pitch 差が 0.5 mm として定めた)

(3)式より l, r の測定誤差による P の誤差は、

$$\frac{\delta P}{P} = \left| \frac{\delta l}{l} \right| + \left| \frac{\delta r}{\sin r} \right|$$

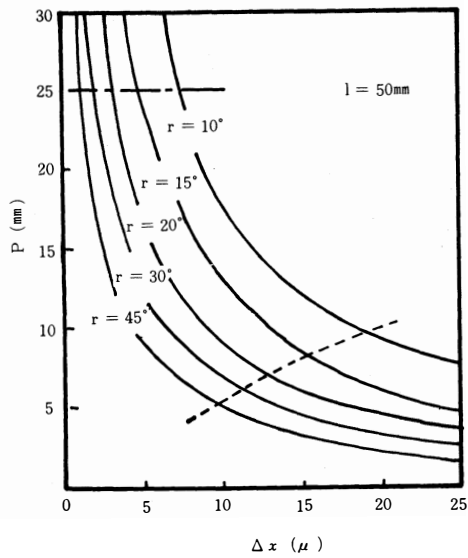
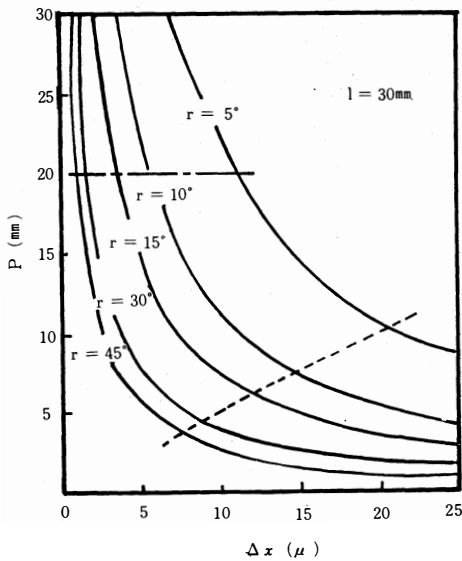


図-5 検基計の測定範囲

て(3)式より求めてみた。グラフ上の上限は、検基計上に最低1縞が入る場合として定まる。なお下限の点線は、 $1\mu\text{m}$ の Brewster 方向の変位量の差に対する干渉縞のピッチ差が 0.5mm として定めた。一般に小変位 Δx に対しては、入射角 γ を小さくするか、検基計の接触軸までの長さ l を小さくするほどよく、大変位量に対してはその逆がよい。しかしグラフからも明らかのように、pitch と変位量との関係は非常に敏感であるから、変位量にあわせ l と γ の最適条件を選ぶのと、縞の読み取りは十分注意を要する。

3.3 検基計の精度実験

検基計に使用した部品は先に報告したものと同じである。ただし視線を軸とする微小回転による干渉縞に変換したので回転方向に相違がある。そのため、セットには試料上に微小径(モデル実験には $1.5\phi\text{mm}$ 長さ数mmのドリルの軸を使用)の検基計接触軸を立て、その軸の側面に検基計を接触させた。なお支点軸の軸受の外側にネジを切り、軸の締めつけができるようにし、他の方向への動きをなくした。また接触軸との接点の摩擦を削減するため、検基計は円柱のものを使用し点接触とした。検基計の回転量に影響する誤差は、そのセットの際に生じやすく、検基計本体のセット、および接触軸の取り付けに大別される。前者は式(2)より説明されるが、取り付け角 θ に $\Delta\theta$ の誤差が入る場合であり、後者は接触軸が視線軸に対して傾く場合である。なお誤差への影響は後者の場合の方が大きいので、接触軸の取り付けには角度の正確さが必要である。

図-7の写真は実験装置で、右にある物体をXYステージで Brewster 方向に変位を与え、その読みを検基計Bで測定したものを、先に報告した Fizeau Fringes への変換検基計をここでは Brewster 方向の変位に対する変換器として使用し、基準変位量とした。○印が今回の検基計より求めた値で約3%の誤差となった。なおホログラムは平行光束による二重露光法で求めた。

図-8は測定物体上に接触軸を立て、それに Haidinger 方向の変位を Fizeau Fringes に変換する検基計Aと、Brewster 方向の変位を視線方向を軸とした微小回転に変換する検基計Bを取りつけ、それぞれの検基計が摩擦や軸受のガタなどによる回転方向以外の運動がないことを示したものである。

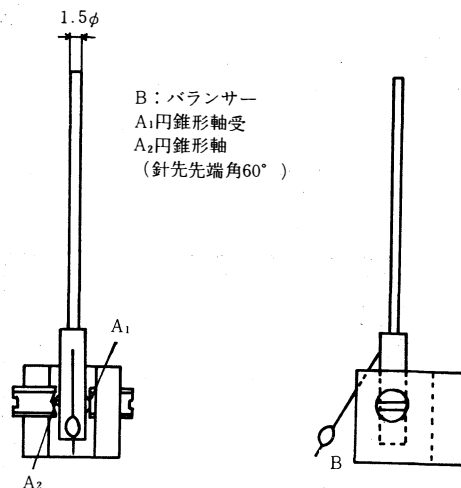


図-6 検基計IIの構造

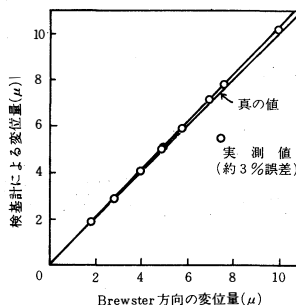
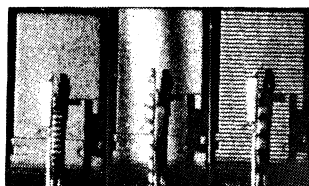


図-7 検基計の精度



H 18 μ B 20 μ F 30 μ

A: 検基計I (HaidingerをFizeauに変換)

B: 検基計II (Brewsterを回転に変換)

図-8 試料変位の検基計I、IIへの影響

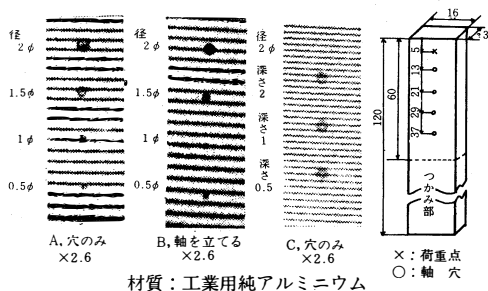


図-9 接触軸穴の測定物体の変形に対する影響

また今回の接触軸取り付けの為の軸穴が、測定物体の変形に対する影響を示したものが図-9で、物体の表面の変位に対しては影響していないと思われる。

4. 物体傾斜における検基計の読みと真の変位量との関係

物体の変位により、最も検基計に誤差が入りやすい場合を設定し、その時の検基計の読みとそれによる真の変位量との関係をもとめてみる。物体上に立てた接触軸方向を視線方向 (y 軸) とし、任意に座標を設定する。図において H 、 B は検基計が読み取る変位量であり、 H_0 、 B_0 は傾きによりもとの座標に対して変位した真の量である。 b 、 c 、 $\Delta\phi$ はそれぞれ、接触軸の長さ (この先に検基計 I が接触)、検基計 II が接触している所までの長さ、物体の回転角である。なお計算に際し、縞間隔の読み取り限界を回転角にして $1 \sim 2$ 分とし、 $\sin^2 \Delta\phi = 0$ 、 $\cos^2 \Delta\phi = 1$ とし計算した。計算結果は次のようになった。

$$\begin{aligned}
 \text{I} \quad & \begin{cases} H_0 = a \cos \theta \sin \Delta\phi & (1) \\ H = H_0 & (2) \end{cases} \\
 \text{II} \quad & \begin{cases} B_0 = a \cos \theta (1 - \cos \Delta\phi) & (3) \\ B = c \tan \Delta\phi - a \sin \theta \cdot \tan \Delta\phi + a \sin \theta \cdot \sin \Delta\phi - B_0 & (4) \end{cases}
 \end{aligned}$$

今 $\theta = 0^\circ$ とすると次のようになる。

$$\begin{aligned}
 \text{I} \quad & \begin{cases} H_0 = a \sin \Delta\phi & (1)' \\ H = H_0 & (2)' \end{cases} \\
 \text{II} \quad & \begin{cases} B_0 = a (1 - \cos \Delta\phi) & (3)' \\ B = c \tan \Delta\phi - B_0 & (4)' \end{cases}
 \end{aligned}$$

そこで I, II について検討すると、I については検基計の読みはそのまま、その点の真の変位量である。しかし II については少しやっかいである。すなわち、検基計の近辺の回転角 $\Delta\phi$ がわからなくては真の値 B_0 が求まらない。これは物体上の pitch を読み取ることにより、 $\text{pitch} = \frac{\lambda}{(1 + \cos \gamma) \Delta\phi}$ (γ : 照明光が視線方向となす角) から求めることができるが、変位量が多くて pitch が読み取れない場合には、I の検基計 2 本と II の検基計 1 本を一組にすることによりその点の変位量を求めることができる。すなわち、I の 2 本の検基計の幅をきめておくことにより、 $\Delta\phi$ が求まるわけである。

5. 応用実験 I、複数ゲージによるオプティカルストレンゲージ法

この検基計を使いデモンストレーション的に行った実験について説明する。図-11(a)(b)はエポキシ樹脂からなる円板と中空円板に圧縮荷重を加え、同精度の検基計 II (Brewster 方向の変位を測定) をセットしたものである。円板の上下は物体自体の回転を防ぐため接着剤で固定し、また初期荷重をある程度

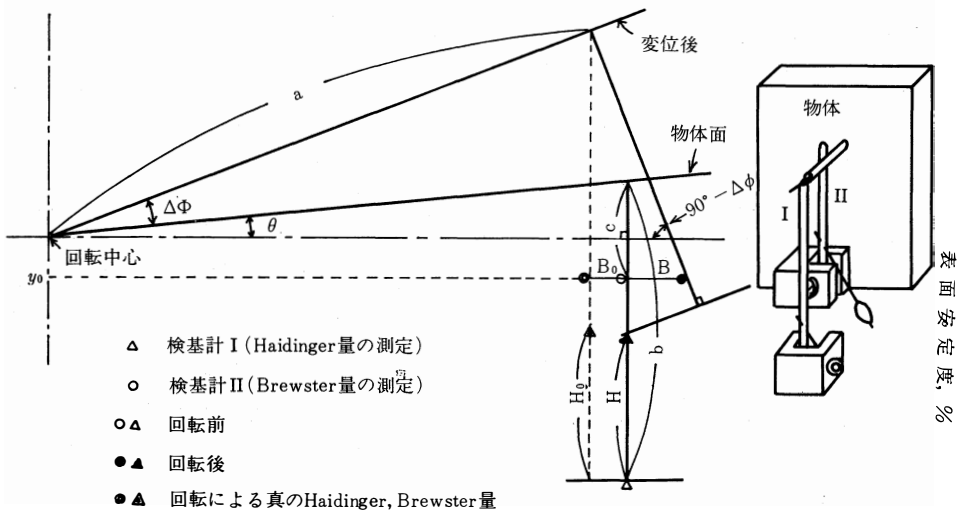


図-10 物体傾斜と検基計との関係

加えてから行った。物体上の Fizeau Fringes の等高線がみだれているのは荷重の不均一性によるものと思われる。なお検基計の pitch が物体の端にセットしたものに比べていくに従い小さくなるのは、試料の伸びに対して追従していることがわかる。

実際の使用に当たっては、例えば物体面に数本の検基計をセットし、その変位後の伸びと、それについての内挿法などにより伸び曲線を求め、これを微分することによりその点の変位曲線が求まることになる。一般に、横変位に対してはモアレ法が用いられているが、これは測定の実尺の大きさが用いる格子の線間隔で決まり、現在は $25\mu\text{m}$ 程度が限度であるのに対し、これは波長のオーダー ($0.63\mu\text{m}$) で測定できる特徴をもっている。

図-11(c)は、中心に集中荷重を受ける、周辺固定工業用純アルミ円板に、検基計 I[~] (Haidinger 方向の変位を測定) をセットしたものである。検基計にはその点の絶対変位量が現われていて、明らかに荷重点に近づくにしたがい pitch が小さくなっていることがわかる。

6. 応用実験Ⅱ、中央集中荷重を受ける周辺固定円板の変位解析

はじめに、物体変位と Fizeau Fringes との関係を述べる。今物体上の点 p が d だけ変位し p' に移動したとする。光源および観察点が変位量に対して無限遠にあると仮定し、変位による光路差 Δ を計算すると次のようになる。

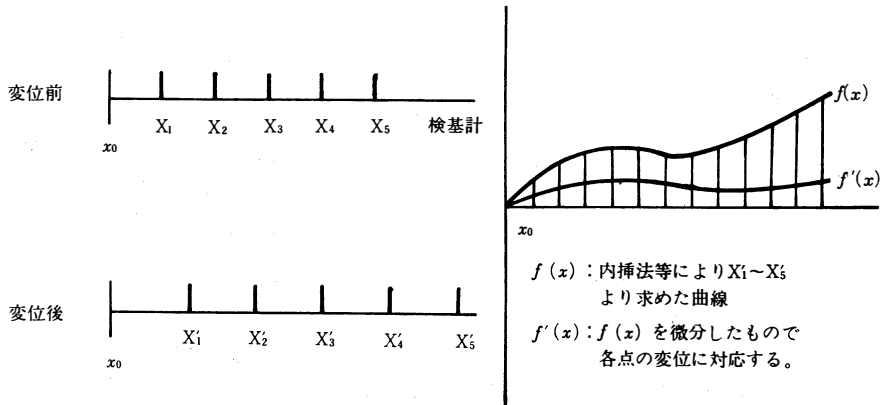
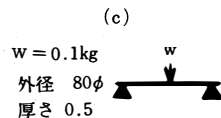
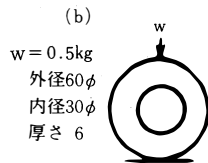
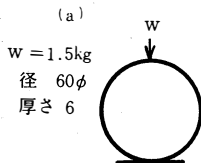
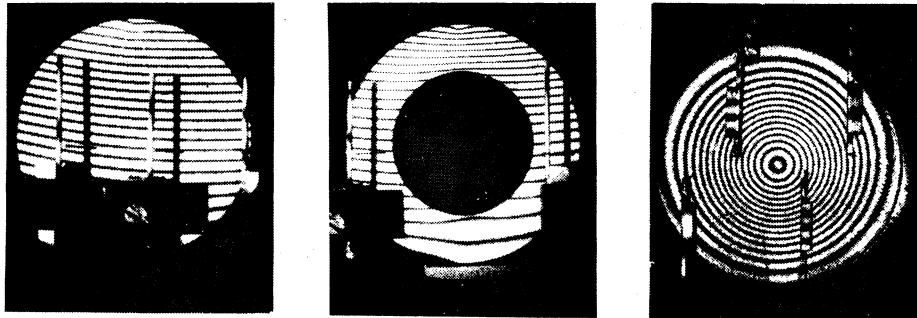


図-11 複数ゲージによるオプティカルストレインゲージ法

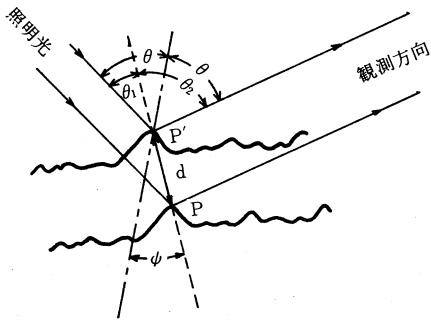


図-12 Fizeau Fringes と変位との関係

$$\begin{aligned} \Delta &= d(\cos \theta_1 + \cos \theta_2) \\ &= 2d \cos \psi \cos \theta \quad N: \text{縞次数} \\ &= N\lambda \quad \lambda: \text{波長} \end{aligned} \quad (1)$$

入射光の方向と観察方向は物体面にそって一定であるから $\theta = \text{一定}$ 、ゆえに光路差 Δ は入射角の方向と観察方向のなす角の 2 等分線方向の等変位曲線群である。また光路差 Δ が半波長の奇数倍のとき暗縞ができ、偶数倍のとき明縞が観察される。

円板の張り出し問題は、いわゆる二次元変形問題としてあつかえる。今図-13のように二方向より 2θ の角度で円板を照射した場合を考えると、 z (視線) 方向と x (直径) 方向の成分 w, u は次のようにあらわされる。なお ξ, η はホログラムに干渉縞として現われる θ 方向の変位成分である。

$$w = \frac{\xi + \eta}{2 \cos \theta} \quad (2) \quad u = \frac{\xi - \eta}{2 \sin \theta} \quad (3)$$

○四重露光法

照明光を視線方向より与えると、(1)式よりその干

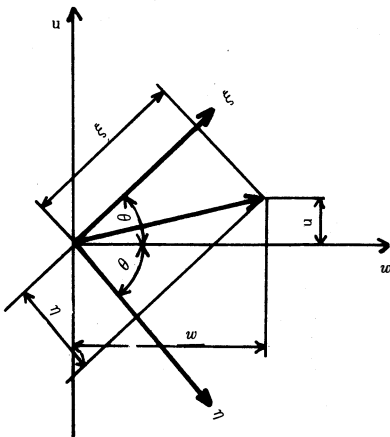


図-13 u, w と ξ, η の関係

渉縞は直接 w 方向の変位を与えることがわかる。それと斜入射による干渉縞 η とで解析を試みた。すなわち、(2)(3)式より

$$u = (\bar{w} \cos \theta - \eta) / \sin \theta \quad (4)$$

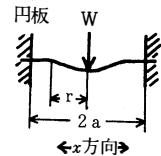
となる。この場合検基計は、縞次数の判定として利用する。また、再生に際し 2 枚の干渉縞を各物体点ごとに対応させる操作は、再生光学系でホログラムを記録時と全く同じ場所にセットし、レーザー光を平面鏡で反射させホログラムをうしろから照明することにより、もとの物体面上に干渉縞の実像をつくり、それを撮影することにより可能である。なお図16は x 軸にそって w, u の分布と、材料力学により理論値とを比較したものである。

周辺固定の場合

$$\begin{aligned} w &= \frac{W}{16\pi D} \left\{ 2r^2 \log e \frac{r}{a} + (a^2 - r^2) \right\} \\ D &= \frac{m^2 E t^3}{12(m^2 - 1)} \end{aligned}$$

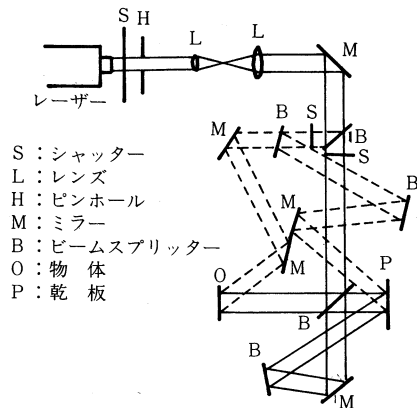
(※実験に使用した材料: 板厚 $= 0.3\text{mm}$)
 $a = 25\text{mm}, E = 12,500\text{kg/mm}^2, m = 0.34$)

$$u = -\frac{t}{2} \frac{dw}{dr} = -\frac{t}{2} \frac{rW}{4\pi D} \log e \frac{r}{a}$$



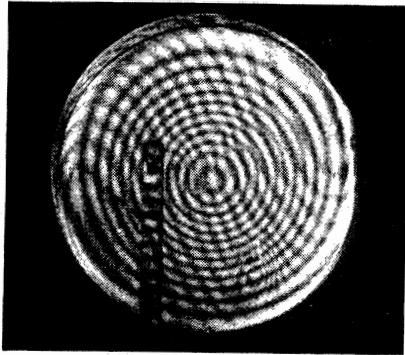
- w : たわみ
- W : 荷重
- a : 半径
- r : 中心点からの距離
- D : たわみ剛性
- u : x 方向の変位
- t : 板厚
- m : ポアソン数

図-14 中心に集中荷重を受ける円板の理論

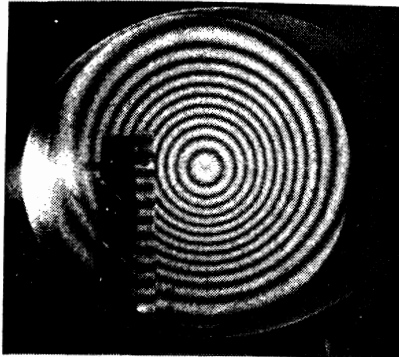
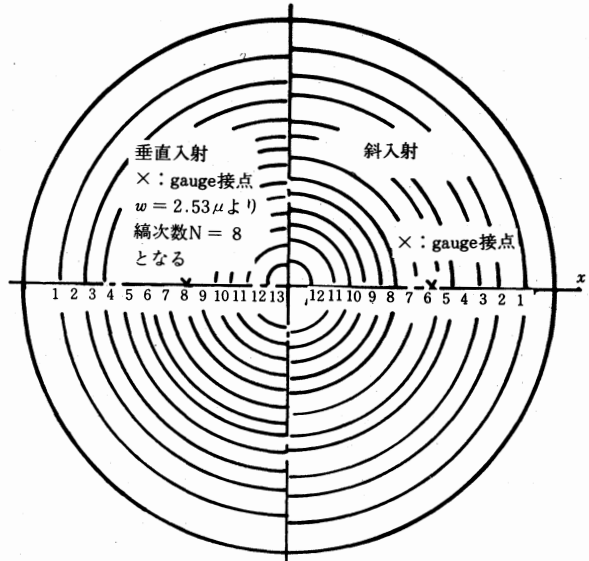


- S: シャッター
- L: レンズ
- H: ピンホール
- M: ミラー
- B: ビームスプリッター
- O: 物体
- P: 乾板

図-15 光学系



- 垂直入射 ($\theta = 0^\circ$)
- 1 縞の変位量 $\Delta w = 0.316\mu$
 - 中央点の変位量 $w_0 = 4.35\mu$
- 写真 I



- 斜入射 ($\theta = 18^\circ$)
- 1 縞の変位量 $\Delta\eta = 0.333\mu$
 - 中央点の変位量 $\eta_0 = 4.15\mu$
 - $\eta_0 = \xi_0 = 4.15\mu$ と考え概算
 $w'_0 = (\eta_0 + \xi_0) / 2 \cos \theta$
 $= 4.36\mu$
 $\therefore w_0 \approx w'_0$
- 写真 II

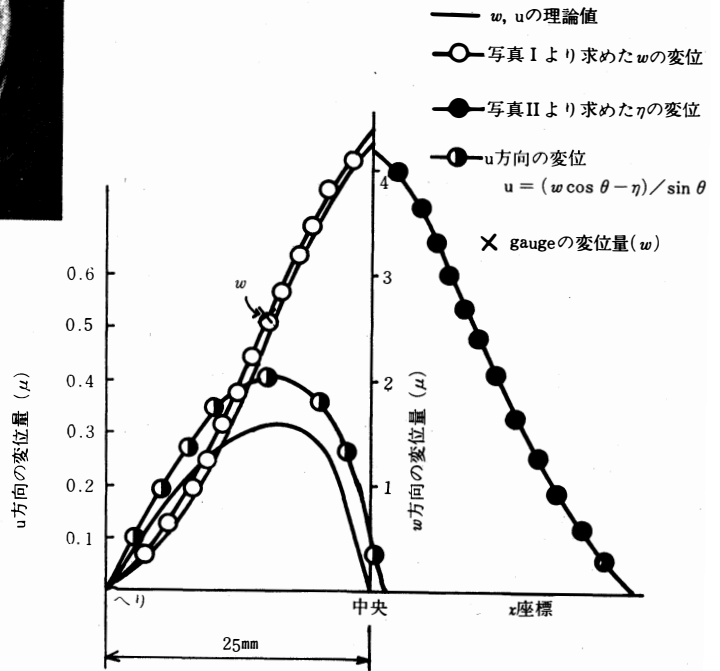


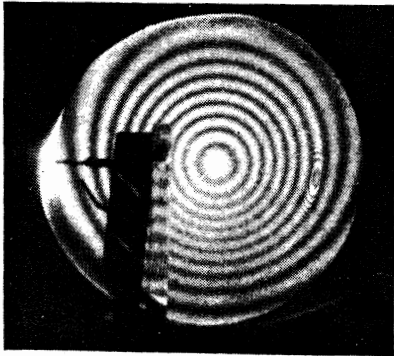
図-16 四重露光法による変位の測定

ホログラフィ干渉法の変形問題への利用

○複数の検基計を用いる方法（二重露光法）

斜入射干渉縞と複数の検基計を組合せることにより w 、 u を算出できる。いわば検基計のストレインゲージ的応用法である。今の実験に適用すると、斜入射の中央点での値 η_0 は $\eta_0 = \xi_0$ と考えられるから、 $w_0 = \eta_0 / \cos \theta$ として w_0 が求まり、また周辺部は $w_4 =$

0 である。検基計は直接、接点の変位量 w を最大誤差 $\pm 2\%$ で現わすから、3本の検基計より w_1 、 w_2 、 w_3 の値が求まる。この $w_0 \sim w_4$ の5点より w 変位の曲線が求まり、(4)式に代入すると u が求まる。図-17 は単一検基計により、中央点と検基計と周辺部の変位の3点より、たわみ曲線を表わしたものである。



- 斜入射 ($\theta = 18^\circ$)
- 1 縞の変位量 $\Delta\eta = 0.333\mu$
- 中央点の変位量 $\eta_0 = 3.66\mu$
- 荷重 10g

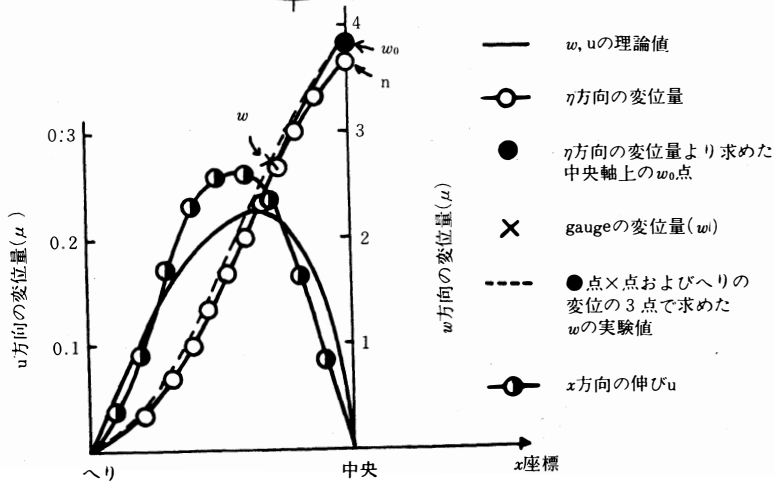
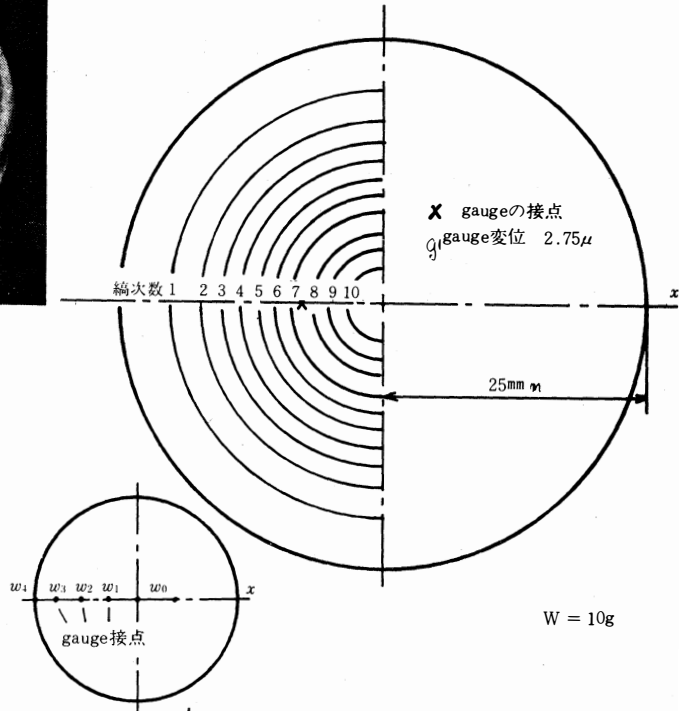


図-17 複数の検基計を用いる方法

7. むすび

ホログラフィ干渉法において、局在性の異なる変位の定量測定を行う為に検基計なるものを考案し、その精度実験を行った。それより現在研究されている物体上に局在する Fizeau Fringes による変位の分布測定を、この使用により最大誤差±2%の定量測定とすることが可能となった。一般に変位の3次元解析に対しては3方向からの観察が必要であり、またその生じる3枚の縞の対応関係の決定が困難なのに対し、これの使用により乾板枚数の減少と縞の対応も容易にできることが可能である。また複数の検基計による光学的ストレインゲージ法としても使えることがわかった。変位方向未知な物体に対しては、例えば検基計に反射鏡をつけることにより光てこととして使用することにより可能となるであろう。

一般に干渉法は無接触測定法であり、ホログラフィも類にもれずその特徴を生かし、振動問題への応用が期待されている。静的微小変位に対しては検基計を使った接触法は、熱変形に対しては使用が困難であるが、その他の測定に対してはその効用は大きいと思われる。

終わりに、本研究を進めるにあたり工業計測講座の研究室の人達より誠心援助を頂いたことを深く感謝し、更に清書願った示森加代子夫人に深く感謝します。

本論文は、昭和48年度精機学会秋季大会、49年度精機学会春季大会に発表したものの一部である。

参考文献

- (1) 加藤、吉川、格内、野村；富山大学工学部紀要、第25巻 (1974)
- (2) 辻内、武谷、松田；応用物理、第37巻、第9号 (1968)
- (3) 加藤、山本、室田、神馬；機橋学会誌、第75巻、第639号 (1972)
- (4) 斎藤；応力と歪、第1巻、第2号 (1971)
- (5) 辻内、鶴田；応用物理、第36巻、第3号、(1967)
- (6) 柴山、内山；東北大学電通談話会記録、第40巻、第4号 (1971)
- (7) Matsumoto, Iwata, Nagata ; Appliedoptics, Vol12 №5 (1973)
- (8) Matsumoto, Iwata, Nagata ; Appliedoptics, Vol13 №5 (1974)
- (9) K.A.Haines, B.P.Hidebrand ; Appliedoptics, Vol15 №4 (1966)
- (10) Cesar A.Sciammarella, JohnA. Gilbert ; Applied optics, Vol12 №8 (1973)
- (11) J.E.Sollid ; Applied optics, Vol18, №8 (1969)

金属の圧縮加工における表面状態と潤滑について

時沢 貢・室谷和雄

The Relationship between Lubrication and Surface Condition of Metals Deformed under Compression

Mitsugu TOKIZAWA · Kazuo MUROTANI

This paper describes the results of a detailed study on the development of surface asperities produced during cold compression of single crystals, bicrystals and polycrystals of aluminum as well as polycrystalline copper, iron and zinc.

The conclusion is that the difference in the lubricating conditions according to the grain-size of metals is attributable to the hydro-static pressure generated in those trapped lubricants at a metal-tool interface. On the basis of this result, the mechanism of lubrication is discussed.

1. 緒言

近年、冷間塑性加工の分野が広まり、鉄鋼材料の冷間押し加工が可能になったが、最近さらに加工限界、製品の精度および加工表面の仕上げ状態などの向上が要求されるようになった。この目的を達成させるためには、まず金属材料に対する最適な潤滑方法のもとで塑性加工が行われるようにしなければならない。それで加工表面の凹凸の生成過程を表面の内側からも調べることに着目すれば、金属材料の組織が潤滑機構に及ぼす影響を検討することになるが、この種の研究は非常に少ない。Butler^{(1)~(3)}および田中ら^{(4)~(7)}は加工表面の微視的な凹凸と結晶のすべり帯模様とは密接な関係で潤滑作用をしていると報告したが、これはごく表面的な観察で境界潤滑状態における機構であった。

最近、著者らは金属材料の加工表面あらしの生成機構と潤滑作用との関係を調べる研究を進め、材料の加工表面あらしの変化は、加工前のあらしと潤滑剤の種類によって異なることを示し、あらしの変化する過程を解析した。^{(8)~(11)}その結果、任意の加工表面は、加工前のあらしの変化と加工中に新生されたあらし

の変化によって形成されていることが明らかになった。ところが、要求される加工表面を得るには別の考え方が必要となった。そこで、本研究は加工表面あらしの生成過程を加工材料の内側（下部組織）との関連によって明らかにしている。それには結晶方位の明らかなアルミニウム単結晶、双結晶および3結晶、その他の純金属多結晶試料の潤滑圧縮を行い、加工表面の観察と記録が一致して対応できるように工夫した実験の手法によった。

2. 実験方法

実験に用いた試料はすべて純金属であり、主な内

表1 実験用試料

分類	材料と化学成分(%)	素材の調整	ビッカース かたさ Hv	結晶粒径 μm
純	純アルミニウム Al 99.99	ブリッジマン法と その改良形にて作製		単結晶 双結晶 3結晶
	工業用 純アルミニウム(2S) Al 99.27	50%冷間引抜きしたH材 H材を250℃ひずみとり H材を550℃焼なまし	36.3 33.0 31.7	0.01 0.01 0.12
	工業用純鉄(SUYBO) C 0.010 Cr 0.02 Si 0.14 P 0.008 Mn 0.07 S 0.012 Fe 残	650℃焼なまし 焼なまし材の5%冷間 圧縮後750℃焼なまし	95.0 64.2	0.05 0.36
属	純 銅	H材を360℃焼なまし H材を900℃焼なまし	68.5 46.2	0.02 0.10
	純 亜鉛	20%冷間鍛造材を 120℃焼なまし	33.0	0.05

容は表-1に示した。アルミニウム単結晶方位の決定はX線背面反射ラウエ法によるほか、過塩素酸と無水酢酸の混合液中にて電解研磨した後、王水と弗酸の混合溶液中で腐食するエッチピット法（食像）によった。そして方位の決定された厚さ6mm、幅30mmの板状結晶から直径15mmの円柱試料を放電加工機で切断した。また同じくブリッジマン法で作成した双結晶は、2個の種部に相当する素材の先端を槍状にする方法を採用して製作した。なお、圧縮加工前の試料の端面はすべて電解研磨し、表面あらさの最大深さ約0.2 μ Rmax以下の平滑面とした。

圧縮変形には30tアムスラー形万能材料試験機を使用し、約0.5mm/minの静的な冷間圧縮を行った。圧縮用工具は焼入れ工具鋼で、ロックウェルかたさHrc60、加工面は0.1 μ Rmax以下のラッピング仕上げとし、実験ごとにこの操作を繰返して清浄な面を保つようにした。使用した潤滑剤は液体状のスピンドル油^{#60}、半固体状のジョンソンワックス^{#150}および固体上のPTFEフィルム（厚さ0.05mm）を選んだ。

次に、加工表面の立体的な観察には光切断顕微鏡を、また加工表面の記録には、触針形高感度のTaly-surf Model 3を用いた。このとき加工表面の顕微鏡観察した位置と記録曲線の位置を一致させるため、あらかじめ触針の通過する位置の両端にマイクロピッカース計によって圧痕をつける方法で位置の確認を行った。

3. 実験結果および考察

3.1 単結晶試料

実験に供した単結晶試料の3種類の圧縮軸方位を図-1に示した。それらの試料端面にジョンソンワックスを塗布して圧縮した表面の観察結果を写真-1に示した。圧縮面が{111}面近傍の $\mathcal{N}6$ I単結晶で

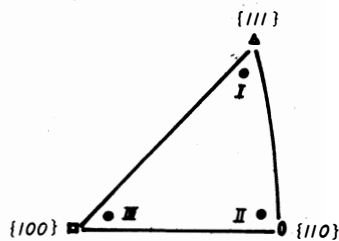
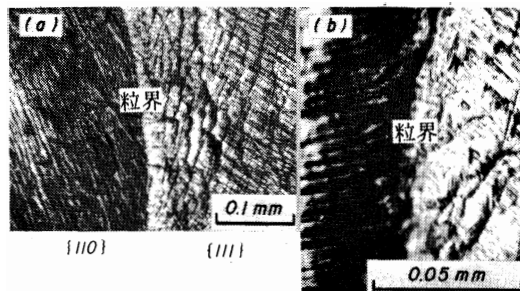


図-1 単結晶試料の方位

は細かい2重すべり帯を示し、{100}面近傍の $\mathcal{N}6$ III単結晶では同一方向のすべり帯、そして{110}面近傍の $\mathcal{N}6$ II単結晶では主すべりが顕著で、それに鋸刃形のクニックが現われている。また、図は省略したが、加工前円形であった試料面の加工後の形状をみると、すべり方向に優先加工され、中でも $\mathcal{N}6$ II単結晶では楕円形で、逆に $\mathcal{N}6$ I単結晶はほぼ相似変形している。

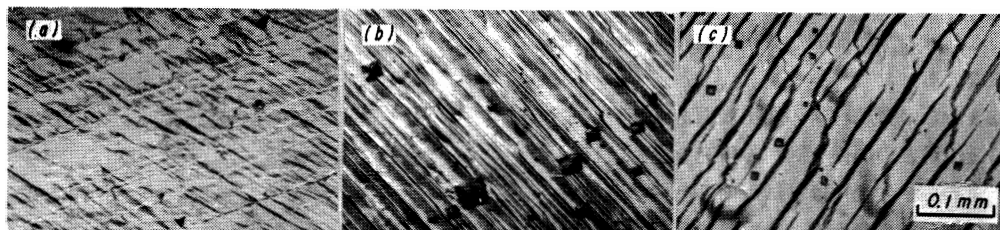
3.2 双結晶試料

写真-2の(a)は、圧縮面に{111}面と{110}面の近傍方位をもつ双結晶試料をジョンソンワックスを用いて圧縮ひずみ0.35を与えた加工表面の観察写真である。単結晶に比較して粒界を境にした異方向すべりが全体に現われ、ひだの明暗から推定しても著しい凹凸状態となる。そして{110}面側の結晶は



(b)は(a)の拡大写真

写真-2 双結晶(I)の潤滑圧縮した加工面



$\mathcal{N}6$ I 試料

$\mathcal{N}6$ II 試料

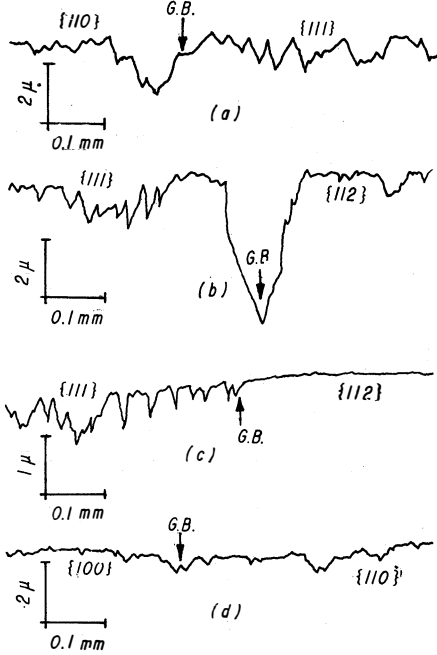
$\mathcal{N}6$ III 試料

写真-1 単結晶の潤滑圧縮した加工面

金属の圧縮加工における表面状態と潤滑について

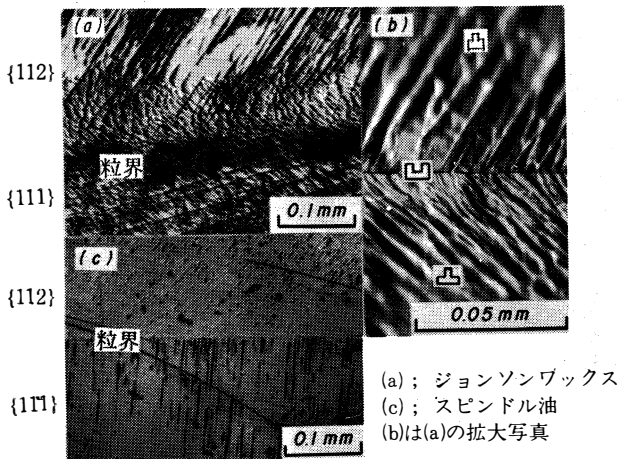
一方向すべりで、 $\{111\}$ 面側では広角の2重すべり帯を示しているが、粒界付近 (G.B) に近づくと次第に粒界に並進した黒く太いすべり帯がみられるようになる。そして写真-2の(b)に示すように粒界付近の $\{111\}$ 面側より大きなくぼみとなって現われる。これは図-2の(a)の記録曲線からも明らかである。

次に、圧縮面に $\{111\}$ 面と $\{112\}$ 面の近傍方位をもつ双結晶試料を圧縮ひずみ0.3まで変形したジョンソンワックスを用いた結果を写真-3の(a)、(b)に、



(a)(b)(d) ジョンソンワックス
(c) スピンドル油

図-2 双結晶(I)(II)(III)の潤滑圧縮した加工面の記録



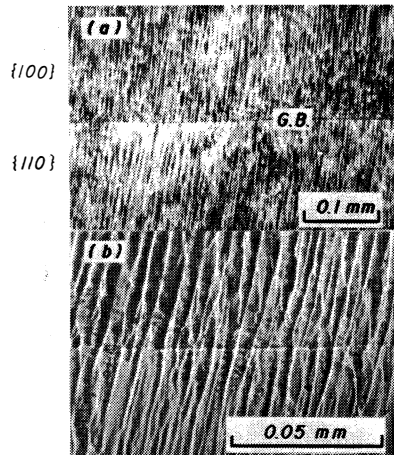
(a); ジョンソンワックス
(c); スピンドル油
(b)は(a)の拡大写真

写真-3 双結晶(II)の潤滑圧縮した加工面

またスピンドル油を用いた圧縮結果を写真-3の(c)に示した。 $\{111\}$ 面側の面内ではさきの写真-1(a)と同様な2重すべり帯を、また $\{112\}$ 面側の面内では主すべりが顕著で、それに直角交差した細かいすべり帯が見られる。したがって両者の方位面は類似のすべり状態を示しているが、粒界付近に近づくと次第に写真-3の(b)に示したように異方向に連続したすべり帯となってくぼみ、粒内に向っては互いにとり起状になっている。また写真-3の(c)に示した液体状の潤滑剤では、一般に境界潤滑となるので平坦化されると考えられる。 $\{111\}$ 面側ではかなりのすべり帯がみられるが、 $\{112\}$ 面側では粒界から離れるとすべり帯は次第に消滅して平坦化する。図-2の(b)と(c)は写真-3の観察結果の記録曲線で、立体的にみた凹凸曲線からも同様な説明ができる。

また、圧縮面に $\{100\}$ 面と $\{110\}$ 面をもつ双結晶試料をジョンソンワックスを用いてひずみ量0.3まで圧縮した結果を写真-4の(a)、(b)および図-2の(d)に示した。このような二つの方位面を組合わせた試料では、隣接する結晶のすべり帯は結晶粒界を貫いて連続してみえるので、粒界付近のくぼみはほとんど認められない。

以上の双結晶試料を用いた潤滑圧縮によって、加工表面に現われる凹凸の生成は二つの機構によることがわかった。その一つは結晶粒内にみられた微視



(b)は(a)の拡大写真

写真-4 双結晶(III)の潤滑圧縮した加工面

的な凹凸模様、他の一つは結晶の粒界付近 (G.B) にみられる巨視的なくぼみであり、これらの凹凸およびくぼみの程度は圧縮面の異なった方位面の組合せに関係していることが明らかである。

3・3 アルミニウム3結晶試料

これまでの単結晶試料および双結晶試料を用いた実験結果を、本項では3結晶試料に応用し、圧縮面上の1点で交差した異なった3つの結晶粒の方位面と結晶粒界との関連によって加工面の凹凸現象を調べた。用いた試料の圧縮面は図-3の(a)で示し、{112}面の記号A、{100}面のBと{110}面のCからなる方位面で、それぞれA、B、Cの結晶粒の粒界の交差角も異なっている。加工はジョンソンワ

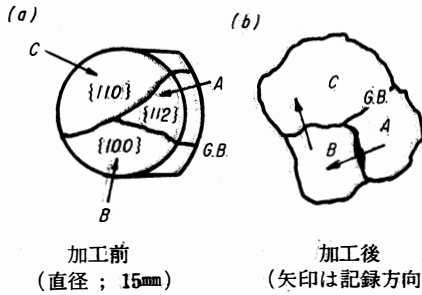


図-3 3結晶の圧縮加工前後における形状変化

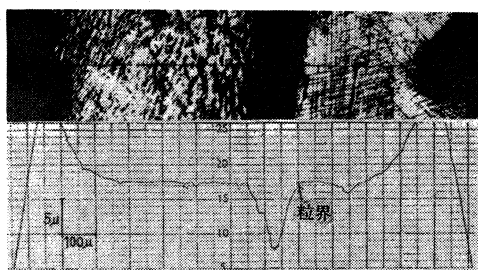
ックスを用いて、ひずみ量0.3まで圧縮した。図-3の(b)は加工後の外観を示した。{110}面はやや相似変形し、{112}面は{100}面を外周方向に押し広げるように変形するので、{100}面の粒界の交差角が小さくなって円形化している。したがって{112}面と{100}面との粒界付近 (G.B) では、塑性変形が大きいと推定できる。写真-5の観察結果では{112}面と{100}面の小角粒界付近に鋭いくぼみが現われ、これは一見割れのようにみえるが、拡大した(e)でみるとくぼみが明らかである。また、その他の方位面の組合せでは、さきの双結晶試料で示したと同じ傾向でくぼみ、多少大きくなっている程度である。次に、このような加工表面の観察と記録が対応できる結果を図-4に示した。方法は粒界の両端にピッカースの圧痕をつけ、加工後その両端を記録した。以上の観察と記録から3結晶粒による結果を写真-5の(b)をみながら要約すれば、{112}面と{100}面では鋭いくぼみとなり、{110}面と{100}面ではわずかなくぼみ、そして{112}面と{110}面ではくぼみからとっ起化の傾向となる。すなわち粒界の交差した3重点を囲むまわりの3結晶粒では、それぞれの結晶粒内のすべり帯模様は、粒界が個々の結晶粒に



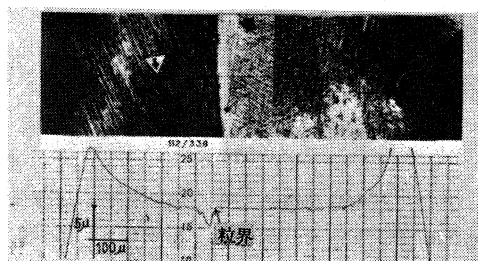
潤滑剤；ジョンソンワックス
加工ひずみ；0.3

(e)は(b)のAとBの粒界付近の拡大写真、また(d)は(a)の、(f)は(c)の拡大写真である。

写真-5 3重点を有する3結晶の潤滑圧縮した加工面



(A)から(B)へ粒界を横断した結果



(B)から(C)へ粒界を横断した結果

図-4 図-3(b)の圧縮加工面の観察と記録の対応 (矢印は記録位置)

依存する結晶面や、粒界の存在する形態などによっても異なるので、それにもなって粒界付近のくぼみ状態も異なってくると考えられる。

3・4 アルミニウム多結晶試料

結晶粒径0.12mmの粗粒と0.01mmの細粒からなる焼なまし試料をジョンソンワックスを用いて加工ひずみ0.4潤滑圧縮した加工表面の観察を写真-6に示し

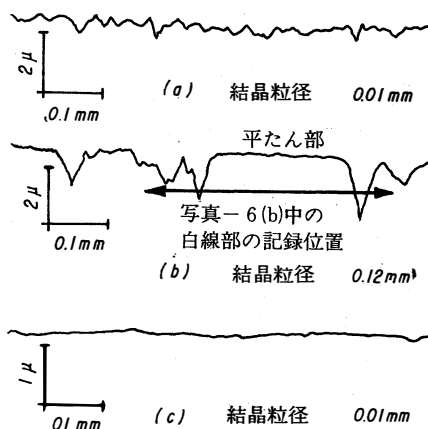
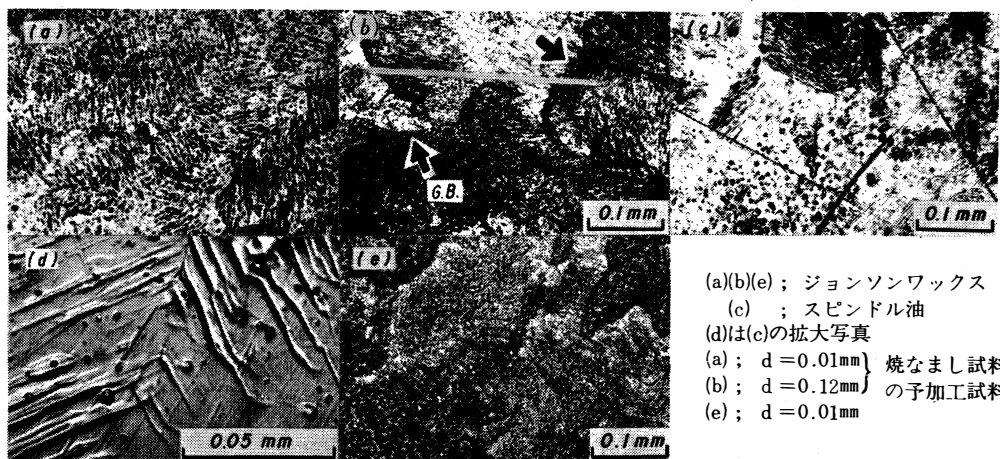


図-5 写真-6(a)(b)(c)の記録曲線

た。(a)の細粒では一面に微細な異方向すべりがグループをなし、グループの境界が網目状の黒い太い線が群がっている。しかし(b)の粗粒では白色にみえる領域が現われ、これは工具面と接して平坦化された接触部であり、その他(a)と同様に粒界付近のくぼみに相当する矢印の黒くみえる部分もある。また(c)、(d)のスピンドル油を用いた場合は白色の平坦部が全体に広がり、ところどころにすべり帯の露出が認められ、(d)の拡大写真ではこの状況が一層明らかである。それで、以上の観察した加工表面の記録曲線を図-5に示した。(a)の細粒試料では微細な凹凸曲線の連続となり、結晶粒径ごとの大きさとほぼ一致した周期となるが、(b)の粗粒試料ではところどころ平坦な部分がみられ、図の矢印内は写真-6(b)の白線部に相当する記録位置で、白色部が平坦であ



(a)(b)(e); ジョンソンワックス
 (c); スピンドル油
 (d)は(c)の拡大写真
 (a); d=0.01mm } 焼なまし試料
 (b); d=0.12mm } の予加工試料
 (e); d=0.01mm

写真-6 アルミニウム試料の潤滑圧縮した加工面

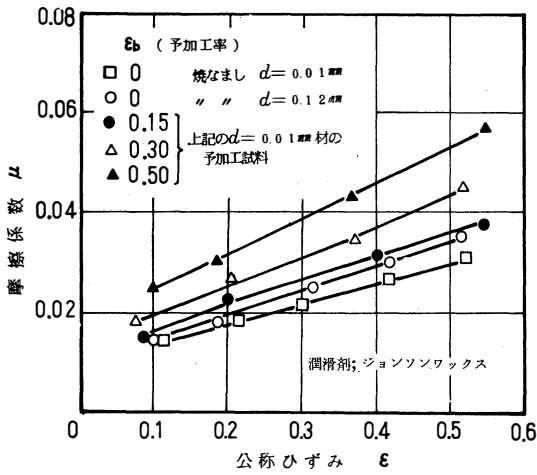


図-6 アルミニウム多結晶試料の摩擦特性に及ぼす結晶粒径と予加工の影響

ることが明らかである。また、(c)のスピンドル油では全面が平坦化している。以上の結果、潤滑剤は圧縮中、材料の加工面に凹凸を生成し、そのくぼみにプールすることによって潤滑作用が良好になると考えれば、結晶粒径が小さいほど潤滑作用は良好になるはずで、これは著者らがすでに発表した図-6に示した結果で明らかである。すなわち結晶粒径の小さい焼なまし材は摩擦係数が小さく、潤滑作用が良好であるという結果が明らかである。

次に、予ひずみを与えた材料の潤滑作用についても調べてみた。予ひずみ試料は焼なまし素材を引張り変形したくびれ部から採取して軸方向に圧縮した。写真-6の(e)は予ひずみ0.4(平均断面収縮率)を与え、その後ジョンソンワックスを用いて圧縮ひずみ0.4まで再加工した結果である。結晶粒径は写真-6の(a)で示した細粒とほとんど変わらないにもかかわらず、圧縮後の表面形態は写真-6(b)の粗粒試料と類似であり、潤滑作用が予ひずみの増加とともに悪くなり、摩擦係数も大きくなっていることは、図-6とよく対応する。それで、理由は以下のように考えられる。予加工の初期において結晶粒界に向かって集積した転位の密度が大きくなり、粒界付近が強化され、すべりに対して障壁となること、また、圧縮前方向に引張り加工した予ひずみによって隣接している結晶粒間の変形は、加工軸方向につながるようになって方位差が小さくなっていったことも考えられる。したがって、写真-6(e)に示したように圧縮し



(a); $d = 0.02 \text{mm}$
焼なまし
(b); $d = 0.10 \text{mm}$
焼なまし

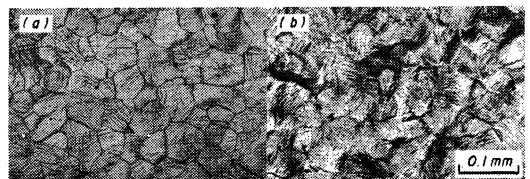
写真-7 純銅試料の潤滑圧縮した加工面(ジョンソンワックス)

て、併合した大結晶粒のような加工表面が観察され、潤滑作用は悪くなったと考えられる。

3.5 その他の純金属多結晶試料

写真-7は純銅の粗粒試料と細粒試料をジョンソンワックスを用いて、加工ひずみ0.2まで圧縮した表面の観察結果である。凹凸面の生成は、アルミニウム多結晶とやはり同様、隣接結晶粒間の変形の差によって粒界付近にくぼみを生じ、結晶粒径の相違による傾向も同様であり、細粒は粗粒よりも潤滑作用が良好である表面状態を示している。

写真-8は焼なましをした工業用純鉄の潤滑圧縮



(a) ジョンソンワックス (b); PTFE フィルム

写真-8 純鉄試料($d = 0.05 \text{mm}$)の潤滑圧縮した加工面

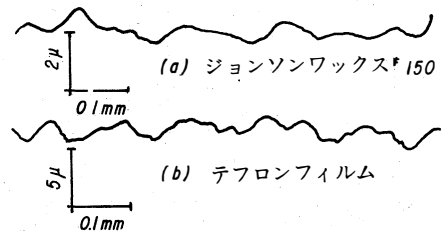
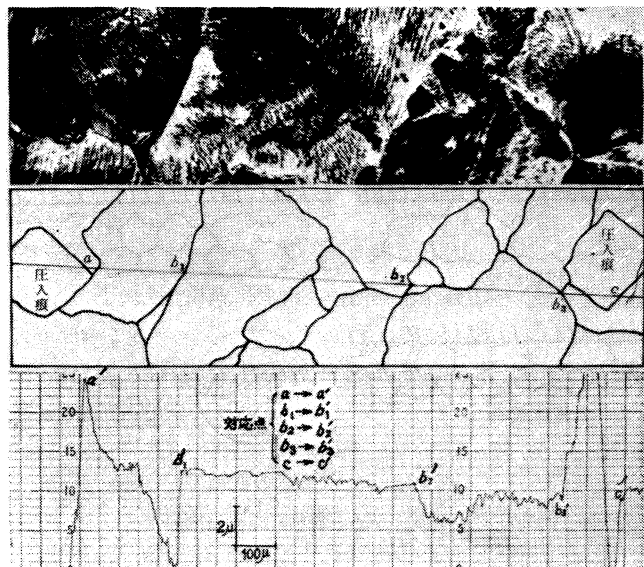


図-7 写真-8の記録曲線



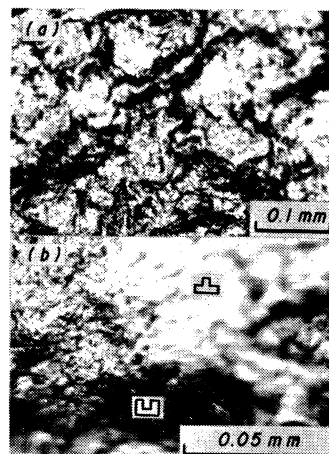
上段；観察写真、中段；対応の見取図、下段；記録曲線

図-8 純鉄試料 ($d=0.36\text{mm}$) の潤滑圧縮した加工面の観察と記録の対応 (ジョンソンワックス)

した結果である。使用潤滑剤にはPTFEフィルムも加え、加工ひずみを小さくして潤滑剤の閉込められる加工初期の過程に注目した。アルミニウム多結晶の圧縮結果に比べれば、粒界および粒内の凹凸挙動は一層顕著に現われ、(b)は(a)よりも著しくなっている。図-7に示した記録曲線の縦倍率に注意してみると、テフロンフィルムによる潤滑ではジョンソンワックスよりもくぼみの面積は大きくなるので潤滑剤の補そくされた量の多いこともわかる。また、写真と記録を対応させた結晶粒径 0.36mm の焼なまし純鉄試料による結果を図-8に示した。写真の記録線上の白色部は平たん面であり、黒色部の b_1 および b_2 では、その粒界付近で大きなくぼみを生じ、その他の粒界ではくぼみはみられないが、この理由はさきのアルミニウムの圧縮結果を参考にすれば、隣接する結晶粒の方位の組合せによると説明できる。(写真-4を参照)

以上の実験で用いた試料は、面心立方格子のアルミニウムと銅、そして体心立方格子の鉄であり、実験結果では加工表面のあらさの生成機構はよく一致した。

次に、すべり系の少ないちゅう密六方格子金属である亜鉛試料について行った。写真-9は純鉄と同



(b)は(a)の拡大写真
ジョンソンワックス

写真-9 純亜鉛試料 ($d=0.05\text{mm}$) の潤滑圧縮した加工面

じく加工初期に注目して、ジョンソンワックスを用いた圧縮結果である。この金属でははっきりとしたすべり帯はほとんど認められず、(a)の粒界に相当する部分に黒い帯状の部分がところどころ認められ、粒内では不規則な方向で微細な多くの斑点が認められる。それで帯状の部分をさらに拡大した(b)でみると粒界付近のくぼみに相当すると思われる斜影であり、写真の中心部は鋭角なとっ起状になっている。したがって、これまでに用いた純金属に比較すれば結晶粒ごとの周期と一致しないあざ曲線になっていることが想像できる。それで、この結果の一般性を考慮して、これまで小坂田が発表した同じ結晶系のマグネシウム試料による加工表面のあざ曲線を引用して図-9に示し、凹凸の生成機構を検討した。結晶粒径は 0.045mm であるのに約10倍に相当する周期で、その間には微細な凹凸もあるが、おおむね数個以上の結晶粒が併合した凹凸であるとみなすことができる。

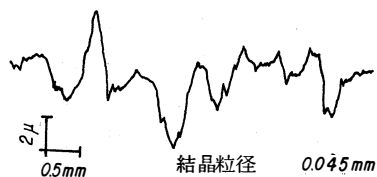


図-9 2%圧縮後のマグネシウム試料の加工面⁽¹²⁾

4. 潤滑機構図

以上の各項にわたる実験結果と考察によって、多結晶純金属の潤滑機構図は加工表面のあらさの生成機構と潤滑作用との一致した関係から求められた。図-10は面心および体心立方格子金属であるアルミニウム、銅および鉄の冷間圧縮における潤滑機構図である。おおむね結晶粒ごとに凹凸を示している。また図-11はちゅう密六方格子金属である亜鉛とマグネシウムにおける潤滑機構図である。被加工金属表面の凹凸はおおむね数個の結晶粒ごとのあらい周期面あらさとなる。

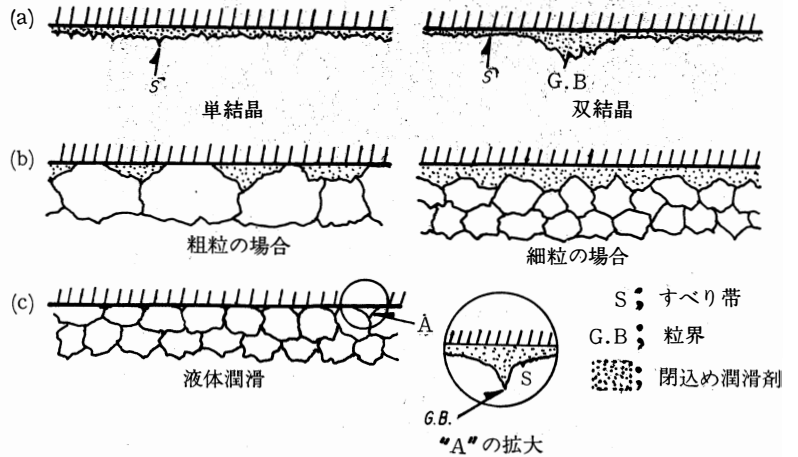


図-10 面心および体心立方格子金属の潤滑機構図



図-11 ちゅう密六方格子金属の潤滑機構図

5. 結論

潤滑剤を用いて金属を冷間加工するとき、摩擦作用をできるだけ小さくするための金属の潤滑挙動は以下ようになった。

(1) 静的圧縮加工において、潤滑剤が工具面と被加工金属面間に閉込められる機構は、潤滑剤が流体圧効果をもたらすため、金属の自由表面の加工組織と類似した凹凸を生じた。

(2) 加工表面の凹凸の生成は単結晶では微細で、双結晶そして多結晶になると著しくなるが、この理由は隣接結晶粒の方位差と交差角に依存し、異方向すべり現象が潤滑作用を良好にする。

(3) 結晶粒径が小さくて、方位差のある結晶粒の配列を有する金属の潤滑圧縮では、加工表面の凹凸曲線の周期は小さく連続したあらさ曲線となるので、潤滑作用が良好である。

(4) 面心立方格子および体心立方格子の焼なまし純金属では各結晶粒ごとのくぼみの連続が加工表面あらさとなるが、ちゅう密六方格子の純金属では数個以上の結晶粒が併合したあらい凹凸となる。

(5) 予ひずみを与えた金属の潤滑圧縮では、隣接結晶粒のいくつかが併合した周期の大きなあらさ曲線となり、ところどころ平坦部が認められるので、焼なまし材よりも潤滑作用は悪くなるが、平滑な仕

上げ面となる。

参考文献

- (1) L.H.Butler ; J. Inst. Metals, 88 (1959)、337.
- (2) L.H.Butler ; J. Inst. Metals, 89 (1960)、116.
- (3) L.H.Butler ; J. Inst. Metals, 89 (1960)、449.
- (4) 田中英八郎、吉識忠継、福田次男 ; 塑性と加工、1、№3 (1960)、167.
- (5) 田中英八郎、瀬本正三、鈴木善彦 ; 金属学会誌、28 (1964)、228.
- (6) 田中英八郎、瀬本正三、鈴木善彦、渡辺貞夫 ; 塑性と加工、6、№50 (1965)、48.
- (7) 田中英八郎、池田圭介、福田次男、徳能裕己 ; 金属学会誌、33 (1969)、10.
- (8) 時沢貢、山田正夫、松木賢司 ; 軽金属、19(1969)、142.
- (9) 時沢貢、吉川和男 ; 精密機械、36 (1970)、107.
- (10) 時沢貢 ; 精密機械、36 (1970)、808.
- (11) 時沢貢 ; 精密機械、37 (1971)、715.
- (12) 小坂田宏造 ; 日本機械学会、第3企画部会、塑性加工と表面仕上げ状態研究資料 (第1回)、(1970)、4.

本研究は昭和48年11月6日第24回塑性加工連合講演会(岡山)にて講演

液膜における固-液間輸送現象

宮下 尚・佐伯和男・菅田益司

Transport Phenomena between Solid and Liquid in Liquid film flow

Hisashi MIYASHITA・Kazuo SAHEKI・Masuji SUGATA

Heat transfer coefficients in liquid film flow on the vertical tube or plate are reported by many investigators. Dukler and Kutateladze have theoretically studied. Dukler's theory is taken into consideration in general with shear stress on the liquid-gas interface for momentum transfer in falling film flow, whereas Kutateladze's theory set up the momentum transfer in film flow without shear stress on this interface.

In this paper, the development of their theories is reported. Heat transfer coefficients are obtained by using the electrochemical method and the mean film thickness is obtained by using the shutout procedure. They are compared with Dukler's and Kutateladze's. According to our experimental results, we found as follow: Dukler's is remarkably in agreement with our experimental values in the region of high β . But Kutateladze's in the region of low β , low Reynold's number and thick film, $\delta^+ > 30$.

緒 言

近年、科学技術は著しい発展をとげている。それに伴い工業用水の増大及び冷房の普及による地下水の不足あるいは温排水等による環境温度の上昇問題が深刻になっている。更に、最近石油資源の不足によるエネルギー転換によりエネルギーの主役は原子力に移りつつあり高温高熱流束化の方向に進んでいる。この対策としては、冷却方法を改良したり温排水の熱の回収による資源の有効利用である。そこで注目されているのが水の蒸発潜熱を利用した蒸発冷却器である。これは、冷水塔に比べて水量が少なく、蒸発潜熱を利用するので空冷式よりも空気流量が少なくすむ。さらに伝熱面積が小さくてよい。しかしながら蒸発冷却器としての研究は、最近ようやく活発になってきたもので各移動係数、移動過程の解析等が¹⁾いまだ明確ではない。前報¹⁾では、水平管の外面を流れる液膜内の移動現象を理論的、実験的に解

析し報告した。本報では、界面剪断応力の存在する場合の垂直管内の液膜内の固液間の移動について実験を行い従来の理論と比較検討する。垂直伝熱面に沿って流下する液膜側伝熱係数に関しては、Sexauer²⁾、McAdams³⁾、Drew & Bays⁴⁾、Garwin & Kelly⁵⁾、Wilke⁶⁾、kutateladze⁷⁾らの報告がある。この中でSexauerからWilkeまでの報告は実験的なものでありDuklerおよびkutateladzeの報告は理論的に解析したものである。界面剪断力を考慮に入れた実験的研究は少なくDuklerの理論的に取り扱ったものがあるにすぎない。そこで本報告では蒸発冷却器のよりよい設計指針を得ることを目的として空気の流れが固液間移動係数にどのような影響を与えるかをDuklerの理論をもとに電極反応により伝熱係数を求め、さらに締切法により液膜厚みを求めて実験的検証を行った。さらに、kutateladzeの理論をDuklerのパラメーターに変換してそれらとも比較検討を行った。

1. 実験装置および方法

実験装置の概略図は、Fig. 1-1 に示される。

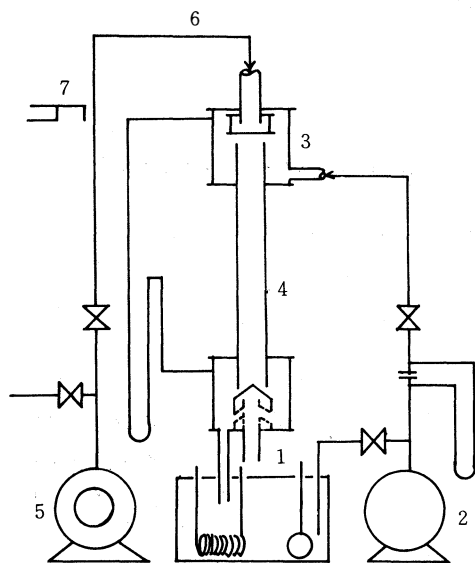


Fig. 1-1 Experimental Apparatus

恒温槽①の液はポンプ②によりヘッドタンク③に送られオーバーフローしてテストセクション④の内壁に沿って膜状に流下し気液分離されて再び恒温槽にもどり循環使用される。ブロー⑤からの空気は助走区⑥を通りテストセクションに送られ電解液と並流接触しながら流下し気液分離されて大気中へ放出される。なお空気流量は、ピトー管⑦とゲッチンゲン微圧計により測定した。

テストセクションの詳細図はFig. 1-2 に示される。

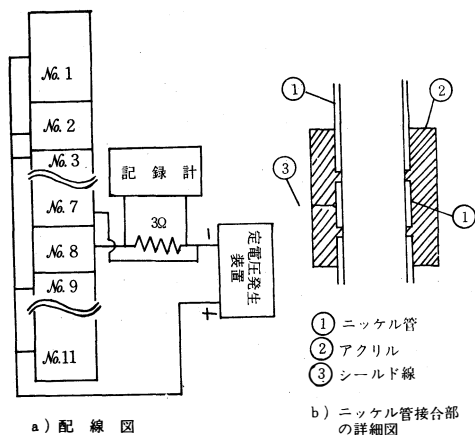


Fig. 1-2 テストセクション詳細図

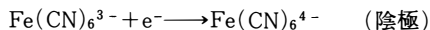
テストセクションは内径16mm外径20mmのニッケル管を長さ150mmおよび10mmに切断したものをFig. 1-2aに示すように上部より150mm、10mm、150mm、……、10mm、150mmと交互に組み合わされており、150mmのニッケル管と、10mmのニッケル管は Fig. 1-2bのようにアクリルによって絶縁されている。ニッケル管は非常に目のこまかいエメリペーパーによりみがかれる。実験前には常に四塩化炭素でテストセクションを洗浄した。

今、Fig. 1-2aのNo. 8における物質移動係数を測定する時、図のようにNo. 7、8は陰極にし、残りのNo. 1、2、3、……、11はすべて陽極にする。本実験では、0.7V~1.8Vの間で限界電流が得られた。液膜降下速度が早くなると反応抵抗が無視しえなくなり限界電流が消失することがあるので実験時は絶えず限界電流が保たれていることを確認する必要がある。本実験では液膜降下速度が早くなるにつれて1.0~1.5Vの電圧をかけた。

実験は、液流量一定のもとで空気流量を変化させて行い物質移動係数を測定し、アナロジーが成立すると仮定して伝熱係数を求めた。物質移動係数は、求めた電流値を式(1-1)に代入して求めた。その際、必要なCb(液本体濃度)は、実験のつどヨードメトリ法により求めた。液膜厚みに関しては、水を用いて締切法により測定した。その際のテストセクション内の圧損はヘッドタンク内の圧力と大気圧との差としてマンメーターで測定した。

2. 実験条件及び物性

○反応系は、支持電解質として NaOH 溶液を用いフェロ、フェリシアン化カリウムの酸化還元反応を使用した。



○使用液：

フェリシアン化カリウム $[\text{K}_3\text{Fe}(\text{CN})_6]$
0.005mole/ℓ

フェロシアン化カリウム $[\text{K}_4\text{Fe}(\text{CN})_6]$
0.005mole/ℓ

水酸化ナトリウム $[\text{NaOH}]$ 2mole/ℓ

液温 30℃ (303°K)

粘度 1.024×10^{-3} [kg/msec]

液膜における固-液間輸送現象

密度 1.0816×10^{-3} [kg/m³]
 比熱 0.905 [kcal/kg°C]
 熱伝導率 1.5397×10^{-4} [kcal/msec°C]
 液流量 (膜レイノルズ数 $4\Gamma/\mu$)
 500~5000
 空気流量 (界面剪断力 β)
 0~40
 加電圧 1.0~1.5V

上記の物性は測定および推算によった。とくに拡散係数に関しては Hanratty⁸⁾の式を用いた。

$$D = 2.298 \times 10^{-10} T/\mu$$

3. 理 論

これまでに提案されたいくつかのモデルを挙げてみる。流れが層流であるとすれば、剪断応力分布は、
 $\tau_{gc} = \mu_w (du/dy)$
 で表現される。流れが乱流の場合には半経験的な式がいくつかある。

$\tau_{gc} = \epsilon (du/dy)$ Boussinesq
 ϵ は Boussinesq のうず粘度である。

$\tau_{gc} = \rho_w l^2 (du/dy)^2$ Prandtl⁹⁾
 l は Prandtl の混合距離である。

$\tau_{gc} = \rho_w k^2 \left\{ (du/dy)^3 / (d^2u/dy^2)^2 \right\} (du/dy)$
 Von Karman¹⁰⁾

k は定数である。

$\tau_{gc} = \rho_w n^2 u y \{ 1 - \exp(-n^2 u y / \nu_w) \} (du/dy)$
 Deissler¹¹⁾

n は 0.124 である。

以上挙げた五つの式はいずれも剪断応力分布式であり液膜の速度分布を明らかにする基礎となる。Nusselt は液膜の流れが全領域にわたって層流であると仮定し気液界面の剪断応力がゼロの場合の液膜内の速度分布を求め、さらに、温度分布が速度分布と相似の関係にあるとして液膜の伝熱係数を理論的に求めている。

Kutateladze は液膜内の流れは $y^+ = y u_* / \nu_w$ が 11.6 以下では層流であり、それ以上では、Prandtl-Nikuradze の対数法則が適用できると仮定して無次元液膜厚み ($\delta^+ = \delta u_* / \nu_w$) と膜レイノルズ数 ($4\Gamma/\mu$) との関係の導びいている。この方法もまた Nusselt の方法と同様にアナロジーにより伝熱係数を導出している。つぎに Dukler は、Deissler のうず粘度を用

いて無次元液膜厚み $\eta = \delta(g/\nu_w^2)^{1/3}$ を界面剪断応力の関数である $\beta = (u_*^3/g\nu_w)^{2/3}$ とレイノルズ数 $Re = 4\Gamma/\mu$ の関数として導いている。この場合も前述の二つの場合と同様にアナロジーにより伝熱係数を導出している。

3.1 モーメント移動における Dukler の理論
 液膜の流れは壁面から離れるにつれて層流から乱流へと連続的に移行する。この現象を表現するために、液膜内剪断応力分布を次式で表わす。

$$\tau_{gc} = (\mu_w + \epsilon \rho_w) du/dy \quad (3-1.1)$$

ϵ はうず粘性係数と呼ばれるもので、一般に位置 y と速度 u の関数である。Dukler が使用した粘性係数は、

$$y^+ \leq 20 \text{ の場合 Deissler の式} \\ \epsilon_M = \epsilon_H = n^2 u y \{ 1 - \exp(-n^2 u y / \nu_w) \} \\ y^+ > 20 \text{ の場合 Von Karman の式} \\ \epsilon_M = \epsilon_H = (du/dy)^3 / (d^2u/dy^2)^2 \cdot k^2$$

である。Dukler は液膜流れにおいては y^+ が 20 を越えることは少ないとして全流域に対して Deissler の式を適用している。

無次元距離 u^+ 、無次元距離 y^+ を次のように定義する。

$$u^+ = u/u_* \\ y^+ = y u_* / \nu_w$$

ただし、 $u_* = (\tau_{gc}/\rho_w)^{1/2}$ なる摩擦速度である。式 (3-1.1) を無次元化すると次のようになる。

$$\frac{\tau}{\tau_o} = [1 + n^2 u^+ y^+ \{ 1 - \exp(-n^2 u^+ y^+) \}] \frac{du^+}{dy^+} \quad (3-1.2)$$

一方、液膜内のバランスより次式が得られる。

$$\tau - \tau_s = (\delta - y) \rho_w g / gc \quad (3-1.3)$$

$$\tau_o - \tau_s = \delta \rho_w g / gc \quad (3-1.4)$$

式 (3-1.3)、式 (3-1.4) より

$$\tau / \tau_o = 1 - \sigma^3 y^+ / \delta^+ \quad (3-1.5)$$

ただし、 $\sigma^3 = (\tau_o - \tau_s) / \tau_o$ である。

式 (3-1.2)、式 (3-1.5) より液膜の速度分布式は次のようになる。

$$1 - \frac{\sigma^3 y^+}{\delta^+} = [1 + n^2 u^+ y^+ \{ 1 - \exp(-n^2 u^+ y^+) \}] \frac{du^+}{dy^+} \quad (3-1.6)$$

膜レイノルズ数はつぎのように表わせる。

$$Re = 4\Gamma/\mu = 4 \int_0^{\delta^+} u dy^+ \quad (3-1.7)$$

円管中心部の空気が流れている部分については次の関係が成立する。

$$\Delta p \cdot \pi (r - \delta)^2 = 2 \pi (r - \delta) \Delta H \cdot \tau_s \quad (3-1.8)$$

式(3-1.8)と液膜内の力のバランスより次式が導びかれる。

$$\sigma^3 + \frac{\beta}{\delta^{+2/3}} \sigma^2 - 1 = 0 \quad (3-1.9)$$

$$\begin{aligned} \text{ただし } \beta &= (r \Delta p / 2 \Delta H) \cdot (g c^3 / \rho_w g^2 \mu_w^2)^{1/3} \\ &= (u_*^3 i^3 / g \nu_w)^{2/3} \end{aligned}$$

である。

式(3-1.9)より、任意の β と δ^+ について、 σ^3 / δ^+ を求める。この値を式(3-1.6)に代入し Runge—kutta 法により速度分布を求め同時に式(3-1.7)より膜 Re 数を求める。Dukler は δ^+ とは別に無次元液膜厚みを次のように定義している。

$$\eta = \delta (g / \nu_w^2)^{1/3} \quad (3-1.10)$$

以上により膜レイノルズ数 Re_w 、無次元液膜厚み η 、液膜内速度分布式などの関係が得られる。

3・2 Dukler の理論の熱移動への拡張

液膜内の熱移動がモーメントム移動と同じ機構で行われるとすると次式が得られる。

$$q = -(\lambda_w + \epsilon_H C_w \rho_w) dt_w / dy \quad (3-2.1)$$

ここで、 ϵ_H は ϵ_M と対応してうず熱伝導度と呼ばれ両者はほぼ等しい値を示す。

無次元温度 t_w^+ を次式で定義する。

$$t_w^+ = C_w (t_{w0} - t_w) \rho_w u_* / q_0 \quad (3-2.2)$$

式(3-2.1)を無次元化すると次のようになる。

$$\begin{aligned} \frac{q}{q_0} &= \left[\frac{1}{Pr_w} + n^2 u^+ y^+ \{ 1 - \exp(-n^2 u^+ y^+) \} \right] \frac{dt_w^+}{dy^+} \\ &= 1 \end{aligned} \quad (3-2.3)$$

一方、液膜の伝熱係数を h_w とすると

$$q_0 = h_w (t_{w0} - t_{ws}) \quad (3-2.4)$$

式(3-2.2)、式(3-2.4)より h_w は、

$$h_w = C_w \rho_w u_* / t_{ws}^+ \quad (3-2.5)$$

となる。

式(3-1.6)、式(3-2.3)より t_{ws}^+ を求め、式(3-2.5)に代入することによって伝熱係数 h_w は求められる。

3・3 モーメントム移動における kutateladze の理論

液膜内において y^+ が11.6以下では層流であるとす

る。層流における剪断応力分布は、

$$\tau_{gc} = \mu_w (du/dy) \quad (3-3.1)$$

である。力のバランスを考えると、

$$\tau_o = \Delta p r_o / 2 \Delta H = \tau_{r_o} / (r_o - y) \quad (3-3.2)$$

式(3-3.1)、式(3-3.2)より

$$\frac{du}{dy} = \frac{\tau_o g c}{\mu_w} \left(1 - \frac{y}{r_o} \right)$$

ここで、 $1 - y/r_o \doteq 1$ とすると上式は次のようになる。

$$du/dy = u_*^2 / \nu_w \quad (3-3.3)$$

式(3-3.3)を $y = 0$ より $y = y$ まで積分すると、

$$\begin{aligned} u/u_* &= y u_* / \nu_w \\ u^+ &= y^+ \end{aligned} \quad (3-3.4)$$

となる。

一方、 $y^+ > 11.6$ の範囲では Prandtl の剪断応力分布式が適用できる。

$$\tau_{gc} = \rho_w l^2 \left(\frac{du}{dy} \right)^2 \quad (3-3.5)$$

式(3-3.2)と式(3-3.5)より

$$l = \left[\left(\frac{\tau_o g c}{\rho_w} \right) \left(1 - \frac{y}{r_o} \right) \right]^{1/2} \frac{du}{dy}$$

壁近傍では $l = ky$ であるから

$$du/dy \doteq u_* / l = u_* / ky \quad (3-3.6)$$

式(3-3.6)を $y = 11.6 \nu_w / u_*$ から $y = y$ まで積分すると

$$u^+ = \frac{1}{k} \ln y^+ + 11.6 - \frac{1}{k} \ln 11.6$$

壁近傍では、 $k = 0.4$ であるので上式は、

$$u^+ = 2.5 \ln y^+ + 5.5 \quad (3-3.7)$$

となる。

次に、膜 Re_w 数と無次元液膜厚み δ^+ の関係を導出する。膜 Re_w 数は、次式で表わされる。

$$Re_w = 4 \int_0^{\delta^+} u^+ dy^+ \quad (3-3.8)$$

故に、 $\delta^+ \leq 11.6$ では式(3-3.4)、式(3-3.8)より Re_w は

$$\begin{aligned} Re_w &= 4 \int_0^{\delta^+} y^+ dy^+ = 2 \delta^{+2} \\ \delta^+ &= \frac{\sqrt{2}}{2} Re_w^{1/2} \end{aligned} \quad (3-3.9)$$

$\delta^+ > 11.6$ では、式(3-3.7)、式(3-3.8)より Re_w は、

$$Re_w = \delta^+ (12 + 10 \ln \delta^+) - 156 \quad (3-3.10)$$

となる。

3・4 kutateladze 理論の熱移動への拡張

熱移動が kutateladze の理論におけるモーメント移動と同じ機構で移動するものと考えると $y^+ \leq 11.6$ では、次のようになる。

$$q = -\lambda_w dt_w/dy \quad (3-4.1)$$

式(3-4.1)を無次元化すると、

$$\frac{q}{q_0} = \frac{1}{Pr_w} \frac{dt_w^+}{dy^+} = 1 \quad (3-4.2)$$

式(3-4.2)を $y^+ = 0$ で $t_w^+ = 0$ 、 $y^+ = y^+$ で $t_w^+ = t_w^+$ なる条件を解くと、

$$t_w^+ = Pr_w y^+ \quad (3-4.3)$$

$y^+ \geq 11.6$ では、次式が適用される。

$$q = -\rho_w C_w l^2 \left(\frac{du}{dy} \right) \left(\frac{dt_w}{dy} \right)$$

上式に式(3-3.6)を代入し無次元化すると、

$$\frac{q}{q_0} = ky^+ \frac{dt_w^+}{dy^+} = 1 \quad (3-4.4)$$

式(3-4.4)を $y^+ = 11.6$ で、 $t_w^+ = 11.6 Pr_w$ 、 $y^+ = y^+$ で、 $t_w^+ = t_w^+$ なる条件で解くと、

$$t_w^+ = \frac{1}{k} \ln y^+ + 11.6 Pr_w - \frac{1}{k} \ln 11.6 \quad (3-4.5)$$

故に、 $\delta^+ \leq 11.6$ では、 h_w は、式(3-2.5)、式(3-4.3)より

$$h_w = C_w \rho_w u_* / Pr_w \delta^+ \quad (3-4.6)$$

となる。

$\delta^+ > 11.6$ では、 h_w は、式(3-2.5)、式(3-4.5)より

$$h_w = \frac{C_w \rho_w u_*}{2.5 \ln \delta^+ + 11.6 Pr_w - 2.5 \ln 11.6} \quad (3-4.7)$$

式(3-3.9)、式(3-3.10)より膜 Re_w を求めると同時に、式(3-4.6)、式(3-4.7)より伝熱係数を求める。

4. 実験結果及び考察

4・1 伝熱に関して

液膜の Re_w をパラメーターとし、縦軸に無次元伝熱係数 $h^+ = h_w(\mu_w^2 / \lambda_w^3 \rho_w^2 g)^{1/3}$ 、横軸に界面剪断応力をあらわす β をとりプロットすると Fig. 4-1 のようになる。

その結果、グラフに示されるように一般に kutate-

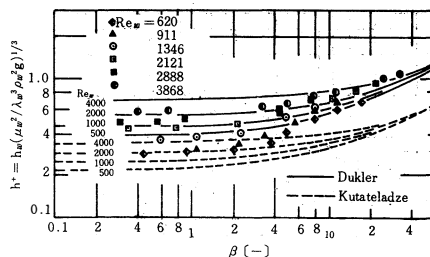


Fig. 4-1 実験値と理論値との比較

ladze の理論より Dukler の理論の方に近いように思われる。しかし、 Re_w が小さく β が小さいときには、kutateladze の理論に近いように思われる。この場合、Dukler の理論にあうものとするれば壁面上できれいな薄膜が形成されず片流れが生じている可能性が大である。なぜなら Fig. 4-1 に示されるように例えば $Re_w = 620, 911$ の場合、どの測定部分に関しても他の Re_w と比較して β が 4~7 の値付近において急激に伝熱係数が上昇しているからである。つまり式(1-1)の電解液との接触面積 A が小さくなるからである。 β が大なるところでは、空気は液と並流接触しているため液が管壁に押し広げられる状態になりきれいな薄膜が形成されたために、Dukler の理論に近くなってきているものと思われる。しかし β が大なるところでは、 Re_w の大小にかかわらず Dukler の理論より大きくなるのは、界面の波立ちによる影響と考えられる。このことは、実験中の記録計によくあらわれている。また、 β が大なるところでは、 Re_w に関係なく β のみの関数となってくる。つまり伝熱係数が気液間支配になってくる。また、 β が小なるところでは、伝熱係数は β に無関係に一定値となっている。これは、伝熱係数が界面剪断応力の影響を受けず固液間支配になるものと思われる。

4・2 流動に関して

結果は、Fig. 4-2.1、Fig. 4-2.2 に示される。Fig. 4-2.1 は、Dukler の理論との比較であり、無次元液膜厚み η と Re_w をパラメーター β について相関している。Fig. 4-2.2 は、kutateladze の理論及び Prandtl の $1/7$ 乗則との比較であり、縦軸に δ^+ 、横軸に Re_w をとりプロットされたものである。

Fig. 4-2.1 に示されるように、一般に実験値は

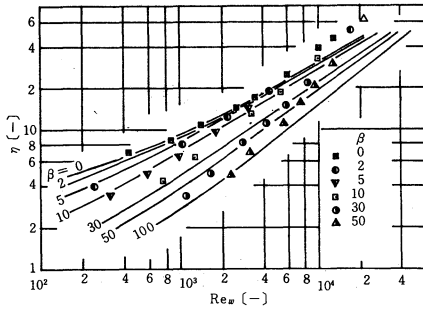


Fig. 4-2.1 実験値と Dukler との比較

β が小さく Re_w が4000以下では最大偏差が約30%でよく Dukler の理論に一致する。しかしながら Re_w が大きくなるにつれて理論値との差異が大きくなっている。これは測定による誤差と考えられる。また、 Re_w 数が大きくなると液膜厚みが理論値より大きくなる原因としては、うず粘土に関する Deissler の式の適用範囲は $y^+ < 26$ 程度であるのに Dukler は、Deissler のうず粘度を液膜の全領域に対して使用していることがあげられる。また、 β が大きくなるにつれて理論値との差異が顕著になる。これは、液面の波立ち、さらに空気流量が大きいために縮切法に

よる実験誤差等が関係してくるものと思われる。また Re_w が小さく、空気流量が小なる範囲では、無次元液膜厚み η は小さくなっている。このような状態では一般に伝熱係数は大きくなるはずであるが実験とは少し違ってくる。これは伝熱において考察したように液の片流れによるものと考えられる。

Fig. 4-2.2に示されるように、一般に Re_w 数が2000~7000において kutateladze 理論と一致する。 Re_w が小さい範囲では理論値より小さくなっている。また、 Re_w が大きくなるにつれて理論値より大きくなる。これは液面の波立ち及び縮切法による実験誤差と考えられる。¹³⁾ kapitza は、低 Re_w 数において液面の波立ちを考慮して液膜厚みは、kutateladze よりも小さくなることを示している。以上、流動実験に関しては、測定上の誤差等により確固たる決断はくだせない。今後の課題としては、電気化学的方法により壁面剪断応力を求め力のバランスより液膜厚みを求める測定法を使用すべきであると思われる。

5. 結 論：

本研究は、蒸発冷却器の管内冷却水側の移動係数を明確にしよりよい設計指針を得るために、従来の

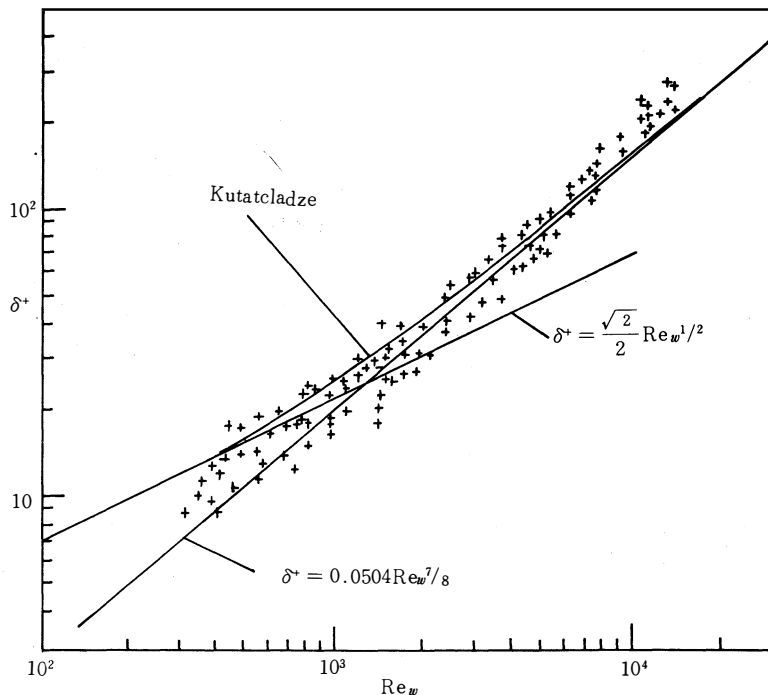


Fig. 4-2.2 実験値と Kutateladze との比較

液膜における固-液間輸送現象

理論値と電気化学的方法および締切法により求めた実験値と比較検討した。その結果、理論値と実験値は同じ傾向を示した。つまり界面剪断応力が小さい場合は膜Re数が伝熱係数決定の重要な因子となり界面剪断応力が大きくなると膜Re数は伝熱係数には無関係になり界面剪断応力が重要な因子になる。kutateladzeの理論は界面剪断応力および膜Re数が小さい範囲をよく表わしDuklerの理論は界面剪断応力の大きい範囲を良くあらわしているものと思われる。

添字

s	:	気液界面
o	:	管壁
i	:	プロセス流体
w	:	液体
g	:	空気

使用記号：

A	:	電極面積	[cm^2]
C	:	比熱	[$\text{cal/g}^\circ\text{C}$]
Cb	:	液本体濃度	[gmol/cm^3]
D	:	拡散係数	[cm^2/sec]
F	:	ファラデー定数	$= 9.652 \times 10^4$ [Coulomb/g mol]
g_c	:	重力換算係数	[$\text{g cm}/\text{Gr sec}^2$]
ΔH	:	垂直管長さ	[cm]
h	:	伝熱係数	[$\text{cal}/\text{cm}^2 \text{sec}^\circ\text{C}$]
h^+	:	無次元伝熱係数	$= h_w(\mu_w^2/\lambda_w^3 \rho_w g)^{1/3}$ [—]
k	:	物質移動係数	[cm/sec]
l	:	プラントルの混合距離	[cm]
n_e	:	移動電荷数	[—]
Pr	:	プラントル数	[—]
Δp	:	圧力損失	[Gr/cm 2]
q	:	熱移動量	[cal/cm 2 sec]
Re	:	レイノルズ数	[—]
t	:	温度	[$^\circ\text{C}$]
T	:	絶対温度	[$^\circ\text{K}$]
u^+	:	無次元速度	$= u/u_*$ [—]
u_*	:	摩擦速度	[cm/sec]
y^+	:	無次元距離	$= yu_*/\nu_w$
λ	:	熱伝導率	[cal/cmsec $^\circ\text{C}$]
μ	:	粘度	[g/cm sec]
τ	:	剪断応力	[Gr/cm 2]
ρ	:	密度	[g/cm 3]
δ^+	:	無次元液膜厚さ	$= \delta u_*/\nu_w$ [—]
Γ	:	単位長さ当りの流量	[g/cm sec]
η	:	無次元液膜	
β	:	無次元界面摩擦	$= (u_*^3/g\nu_w)^{2/3}$ [—]

参考文献

- 1) 宮下、佐伯、第7回化学工学秋季大会講演集(1973)
 - 2) Sexauer.Th : Forch-Ing-Wes. 10 (1939)
 - 3) McAdams. W.H.T.B.Drew and Bays : Trans Am.Soc. Mech. Engrs, 26 (1910)
 - 4) Garwin.L and E.W.Kelly : Ind.Eng.Chem 47 (1955)
 - 5) WilKe,W : kältetechn. 13 (1961)
 - 6) Dukler. A.E : Chem.Eng.Propr.Symp.Series, 56, 30 (1960)
 - 7) S.S.kutateladze. Fundamentals of Heat Transfer edited by R.D.Cess, Chapter 15 (1963)
 - 8) J.E.Mitchell and T.J.Hanratty : J.Fluid Mech 26,199 (1966)
 - 9) Prandtl, VDI Zeitschrift. 22, 105 (1933)
 - 10) T.Von Karman, NACA, TM611
 - 11) R.G.Deissler, NACA Report 1210
 - 12) W.Nuselt, VDI Zeitschrift, 60, 541 (1916)
 - 13) P.L.Kapitza, Wave flow of thin layers of viscous liquids, Soviet Phys. JETP 18(1), 19 (1948)
 - 14) T.Mizushima : Advance Heat Transfer 7, 87 (1971)
 - 15) H.Ueda : "Fundamental Study of Transport Phenomena by Electrochemical Method" The thesis at Kyoto Univ. (1971)
- 昭和49年7月、「化学工学」北陸大会(富山)にて講演

タービュレンスプロモーターによる対流熱伝達 (第2報、主として局所移動係数および作動係数)

宮下 尚・佐伯和男・室川清至

Convective Heat Transfer due to Turbulence Promoter (2nd. Report, Local Transfer Coefficient and Performance Coefficient)

Hisashi MIYASHITA · Kazuo SAHEKI · Kiyoshi MUROKAWA

In previous paper, one of authors mentioned a summary of electrochemical method which is frequently used for the studying of transport phenomena, and the effects of average heat transfer coefficients with turbulence promoters in a duct by using this method.

In this paper, local heat transfer coefficients and performance coefficients with the turbulence promoters are mainly reported.

Grass rods 3 mm, 5 mm, and 7 mm in diameter are used as turbulence promoters on the wall surface in a duct.

30 point's isolated electrodes for measuring local heat transfer coefficients are buried on the wall surface.

The experimental apparatus for measuring the average transfer coefficients are similar to previous paper.

Experimental results : 1. The analogy between heat and mass transfer was recognized. 2. maximum values of the local heat transfer coefficients were appeared in the region of 5~8 for dimensionless length x/Dp , 3. The mean transfer coefficient with turbulence promoters in a duct was independent of H/Dp , but showed maximum value at $p/Dp \doteq 7$. 4. Friction factors were increased 2~3 times, and some peaks of performance coefficients were shown in region of $8 \times 10^3 \sim 10^4$ of Reynolds' number.

結 論

流路内における伝熱係数の増進は、高温高熱流束の熱除去あるいはコンパクト熱交換器の設計などにおいて重要な課題である。本研究ではタービュレンスプロモーターには前報と同様、伝熱面上に流れと直角方向に円筒状の棒を設置し、境界層を攪乱させ伝熱係数の増進をはかるものを使用する。さらに、液体にアルカリ電解液を用い電気化学的方法により、物質移動係数を求めアナロジーより伝熱係数を求める方法をとる。

前報¹⁾においては、電気化学的測定法の原理と基礎

実験として定性的に伝熱係数の増加率を主とし平均伝熱係数に関して調べ報告した。本報では、単独で存在するタービュレンスプロモーター後方での局所伝熱係数分布、およびプロモーターを適当に配列した場合の平均伝熱係数を求め、プロモーターがない場合、すなわち平滑流路の場合と比較し、さらはそのときの摩擦損失も調べ経済的尺度である作動係数についても調べた。

実験装置および実験方法

実験装置の概略図を図-1に示す。

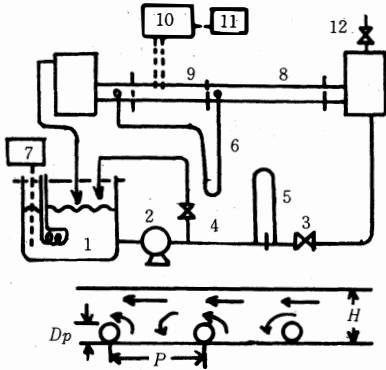


図-1 実験装置概略図

一定温度に保たれた液は、タンク①からポンプ②により所定の流量で測定部⑨に送られ、再びタンクにもどる。助走部⑧、測定部は流れ状態の観察のためと電解液からの腐蝕防止のため塩化ビニル製の矩形ダクト (50×30mm) よりなり、測定部底部にはニッケル陽極 (17×500mm×2) および平均物質移動係数測定用のニッケル陰極 (10×500mm) が、さらに陰極中央には局所物質移動係数および剪断応力測定用の白金点陰極 (径1mmの円形で5mm間隔に30点) が絶縁して埋めこまれている。

表-1

Experimental Condition

LIQUID:
 $K_3Fe(CN)_6$ 0.005 [mol/l] LIQ. TEMP. : 30.0 [°C]
 $K_4Fe(CN)_6$ 0.005 [mol/l] VIS. : 0.0124 [poise]
 NaOH 2.0 [mol/l] DENS. : 1.0816 [g/cm³]

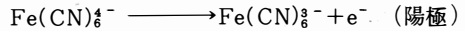
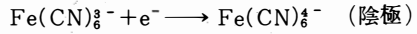
TURBULENCE PROMOTOR:

D_p [mm]	3			5			7		
H/D_p	10			6			4.3		
P [mm]	15	21	30	25	35	50	35	49	70
P/D_p	5	7	10	5	7	10	5	7	10

タービュレンスプロモーターは測定部底部に置かれ、表-1の実験条件に示す径を用い、プロモーターを単独に設置した場合の局所分布を求めるほかにプロモーターを複数設置した場合の配列ピッチを数種変化させて平均物質移動係数への影響を調べる。摩擦損失の測定には測定部側壁に圧力タップを取付けマンローメーターにより測定した。

物質移動係数の測定には表-1の実験条件に示す液を使用し、支持電解質として水酸化ナトリウムを加え、次に示すフェリ、フェロシアンイオンの酸化

還元系の電極反応を用いる。



物質移動係数は得られた限界電流により式(1)で求められる。また測定部底部における剪断応力 τ_w は測定部断面が円形の場合、式(2)より算出することができる。

$$k = i/n_e F A C b \quad (1)$$

$$\tau_w = 3.5505 \frac{\mu i^3}{D^2 C b^3 d^5} \quad (2)$$

電気化学的方法については前報で詳しく記述したので省略する。

実験結果および考察

1. 平滑面流路内平均移動係数

助走区間以後の乱流促進体を挿入しない平滑面流路内の物質移動係数は Sc 数の $1/3$ 乗に比例するとし $Sh/(Sc)^{1/3}$ 対 Re 数で無次元相関すると図-2 のようになり次式を得る。

$$Sh_o = 0.023(Re)^{0.8}(Sc)^{1/3} \quad (3)$$

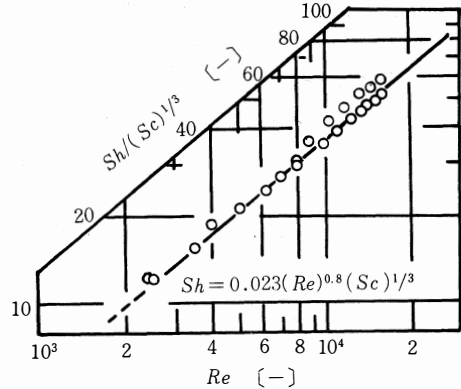


図-2 平滑流路内の平均物質移動係数

伝熱の場合 Chilton & Colburn の式

$$Nu = 0.023(Re)^{0.8}(Sc)^{1/3} \quad (4)$$

に対応しており、熱と物質の移動の間にはアナロジーが存在していることが認められる。前報では係数が 0.027 と報告しているが、0.023 に訂正する。

2. 乱流促進体後方における局所移動係数

乱流促進体の径を 3 種変え Re 数をパラメーターとして局所移動係数を平滑面での値との比、 Sh/Sh_o で相関した結果を図-3 に示す。

ここでは H/D_p が 6 の場合を示してあるが、本実験の範囲では H/D_p の影響は後述 4.1 と同様、見

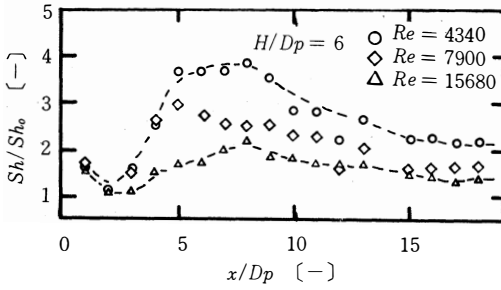


図-3 促進体後方の局所物質移動係数

受けられない。移動係数の増加比、 Sh/Sh_0 は Re 数により差異が生じるがプロモーター後方の無次元距離、 $x/Dp = 5 \sim 8$ の位置で最大値が現われる。これはプロモーターの存在により後方の流れは壁面に向かって流れ、壁面にぶつかる点（付着点）が最大値を示すものと考えられる。すなわち、境界層が最も薄くなる点と考えられる。

F.J. Edward²⁾らの風洞による伝熱実験では、 x/Dp が 6 ~ 10 の位置で伝熱係数が最大になると報告しており、物質移動による本報告とほぼ一致している。

3. 乱流促進体間の局所移動係数

数個のプロモーターを設置すると、そのピッチなどにより流動状態が変化し、プロモーター間の局所移動係数はおのづから異なる。図-4(a)(b)(c)は、 Re 数パラメーターによる P/Dp を変えた増加比、 Sh/Sh_0 の比較である。

$P/Dp = 5$ では後流が壁の付着点に達する前に次のプロモーターがあるため、初めのプロモーターの位置から Sh/Sh_0 が増加の一途をたどり次のプロモーター近くで最大となる。

P/Dp が大きくなるにつれて次のプロモーター近

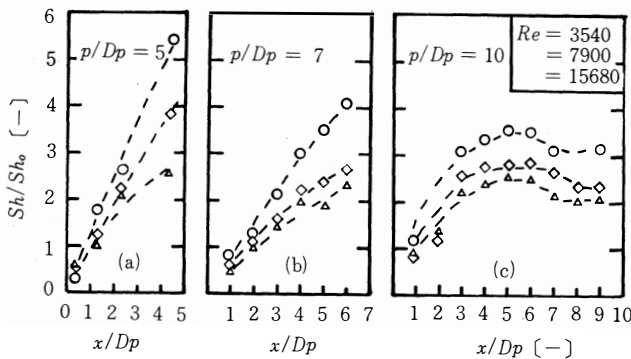


図-4 促進体間の局所物質移動係数

くで付着点以後、境界層が発達していき、単一プロモーターの場合と同じような傾向を示す。

4. タービュレンスプロモーター挿入による平均移動係数

4.1 H/Dp による影響

P/Dp を固定して H/Dp による影響を調べると図-5 のようになる。それによる影響はほとんど見受けられない。本実験範囲ではプロモーターを挿入しても測定部の上壁が底部に影響を与えないことを示している。

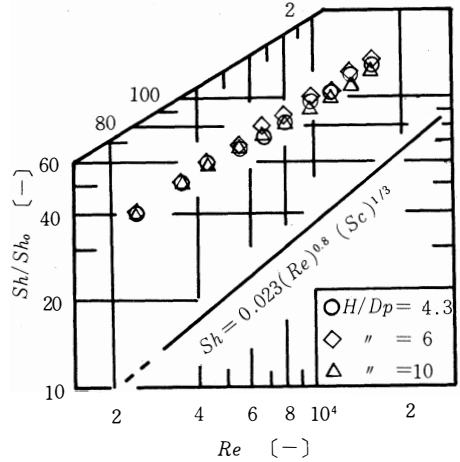


図-5 平均物質移動係数 (H/Dp の影響)

4.2 $P/Dp, Re$ による影響

P/Dp を数種変えその影響について調べると、 P/Dp により差異が生じ、 Sh/Sh_0 に対してプロットすると図-6 のようになる。

Re 数によって、異なるけれども P/Dp がほぼ 7 付近で最大になる。これはプロモーターによってはく

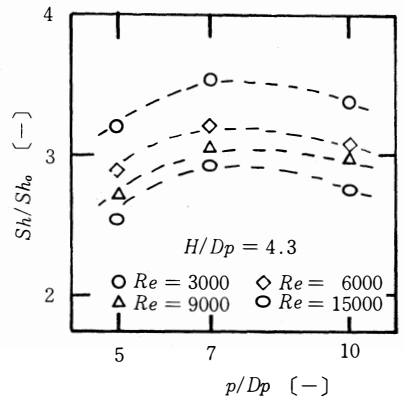


図-6 Sh/Sh_0 対 P/Dp

離れた流れが効率よく壁面にぶつかり最大値を示すものと思われる。 P/Dp が小さくなるとはく離れた流れが壁面にぶつかる前に次のプロモーターがあるために流れがよどみ増加比は顕著ではなく、さらに P/Dp が8以上になると境界層が発達して増加比が小さくなるものと思われる。

つぎに Re 数を横軸に P/Dp を変数としてプロットすると図-7のようになる。 Re 数が3000位から大きくなるにつれ Sh/Sh_0 は除々に小さくなる。3000位が大きいのは平滑面の場合には遷移域であり促進体により完全な乱流挙動を示すために大きく現われてくるものと考えられる。

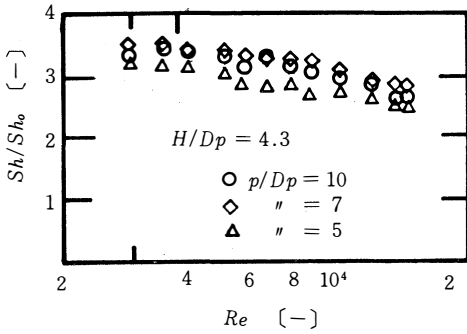


図-7 Sh/Sh_0 対 Re

5. 摩擦係数

プロモーター挿入時は圧力損失 ΔP を実測することにより次式から摩擦係数 f を算出する。

$$\Delta P = 4f(L/D_e) (\bar{u}^2 \rho / 2g_c) \quad (5)$$

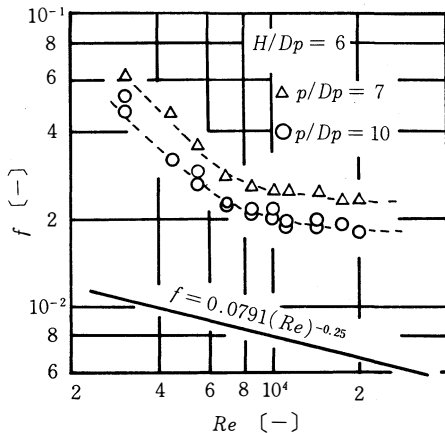


図-8 摩擦係数

図-8にその測定結果を示す。実線は平滑管での f で Blasius の式であり、測定値はいずれも実線より2~3倍大きくっており Re 数の増加と共に f は除々に低下し、一定値になる傾向を示す。

6. 作動係数

タービュレンスプロモーターを挿入することにより移動係数は上述のように増大するが摩擦係数も増大する。経済的装置設計の観点からは移動係数が大きく摩擦係数は小さい方が望ましい訳である。いま、前者を St 数 ($Sh/Re \cdot Sc$) で後者を f で表わしその比 St/f をとったものを作動係数と呼んでいる。一つの経済的デザイン、操作の尺度である。それを P/Dp をパラメーターとして Re 数に対してプロットすると図-9のようになる。 $8 \times 10^3 \sim 10^4$ 位でピークが生じ、この範囲が効率のよい操作範囲ということになる。

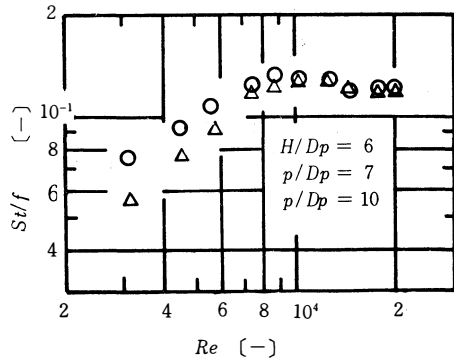


図-9 作動係数

結 論

次の4点があげられる。

1. 電極反応によりタービュレンスプロモーターのない平滑面物質移動係数は式 $Sh = 0.023(Re)^{0.8}(Sc)^{1/3}$ となり熱移動との間にアナロジーが存在する。
2. タービュレンスプロモーター後方の局所物質移動係数は無次元距離 $x/Dp = 5 \sim 8$ で Sh/Sh_0 が最大値を示す。
3. タービュレンスプロモーター挿入による平均物質移動係数は、 H/Dp に無関係であり、 $P/Dp = 7$ 付近で Re 数に対しては遷移域で増加比が大きく現われる。

4. 摩擦係数は2～3倍に増加し、作動係数として求めた経済的操作範囲は $Re = 8 \times 10^3 \sim 10^4$ である。

〔付記〕研究費の一部は文部省科研費(奨励研究A)の御援助によるものである。謝意を表する。

使用記号

- De : 測定部の水力相当直径〔cm〕
 Dp : 乱流促進体の外径〔mm〕
 f : 摩擦係数〔-〕
 g_c : 換算係数〔kgm/Kg sec²〕
 H : 測定部の高さ〔mm〕
 L : 測定部の長さ〔m〕
 Nu : ヌッセルト数〔-〕
 P : 乱流促進体間のピッチ〔mm〕
 Pr : プラントル数〔-〕
 ΔP : 圧力損失〔mm〕
 Re : レイノルズ数〔-〕
 Sc : シュミット数〔-〕
 Sh : シャーウッド数〔-〕
 St : スタントン数〔-〕
 \bar{u} : 流体の平均流速〔m/sec〕
 x : 乱流促進体から流れ方向への距離〔mm〕
 ρ : 流の密度〔g/cm³〕

参考文献

- 1) 宮下 尚、佐伯和男
富山大学工学部紀要第25巻 P.79 (1974)
- 2) F.J.Edwards & N.Sheriff
Int. Developments in Heat Transfer conf.
ASME part II, 415 (1961)
- 3) 花輪寿一、岡本芳三
第9回日本伝熱シンポジウム講演論文集 P.447
(1972)
- 4) 森 康夫、大黒崇弘
日本機械学会論文集、38、832 (1972)
- 5) C.K.Rao, J.J.C.Picot
Proc. 4th Int. Heat Transfer conf, Fc 4.8 (1970)
昭和49年7月18日「化学工学」北陸大会にて講演

カセットMTのインターフェース回路について

麻生俊一・岡崎秀二・日山泰之・井上 浩

Interface Circuits of Cassette MT

Toshikazu ASO · Syuji OKAZAKI
Yasuyuki HIYAMA · Hiroshi INOUE

This is reported about the interface circuits of Cassette MT, made experimentally in order to produce the object programs of mini-computer compilers. In this way we could decrease the operating time of the computer for completing one job.

1. はじめに

ミニコンピューターを使用していると、記憶容量をもう少し増加したい事がある。またFORTRAN言語でコンパイルした結果を、一度紙テープにせん孔する方法だと入出力に要する時間が長くなり紙テープの使用量も多い。それにシステムプログラムの入力用として使用しても便利であるので安価なカセットMTのインターフェース回路を試作した。

スピードはタイプ(10 CH/S)に比べて十数倍が得られたので期待通り動作してくれた。

今のところテープのスタート、ストップは命令で行わずに手操作であるが、かなりの利用が考えられるので報告する次第である。

2. 製作方針

図-1にブロック図をその構成各部の信号名を次に示す。

AD : Address
ADB : Address Bus Line
ADR : ADARR
CDK : Delayed Clock
CK : Clock Pulse
DLIn : Data for Line Inn

DLOn : Data for Line Outn
DR : Device Ready Line
GND : Ground
INB : Input Bus Line
MC : Master Clear
MSR : MCVRR
MST : MCVST
OCP : Output Control Pulse
OTB : Output Bus Line
PILOO : Standard Priority Interrupt Line
Q : Output to write
QI : Input Mode
QO : Output Mode
QRi : Input Ready
QRo : Output Ready
QT : Input Mode Pulse Generator Control
RR : Reset Ready
RUN : Data Drop In
ST : Stop Pulse
Vcc : +5V

その他の記号はNE AC3200-30の取扱説明書のものをそのまま使用する。使用したICは7400、7404、7010、7038、7473、7476などで約50ヶを用いてある。

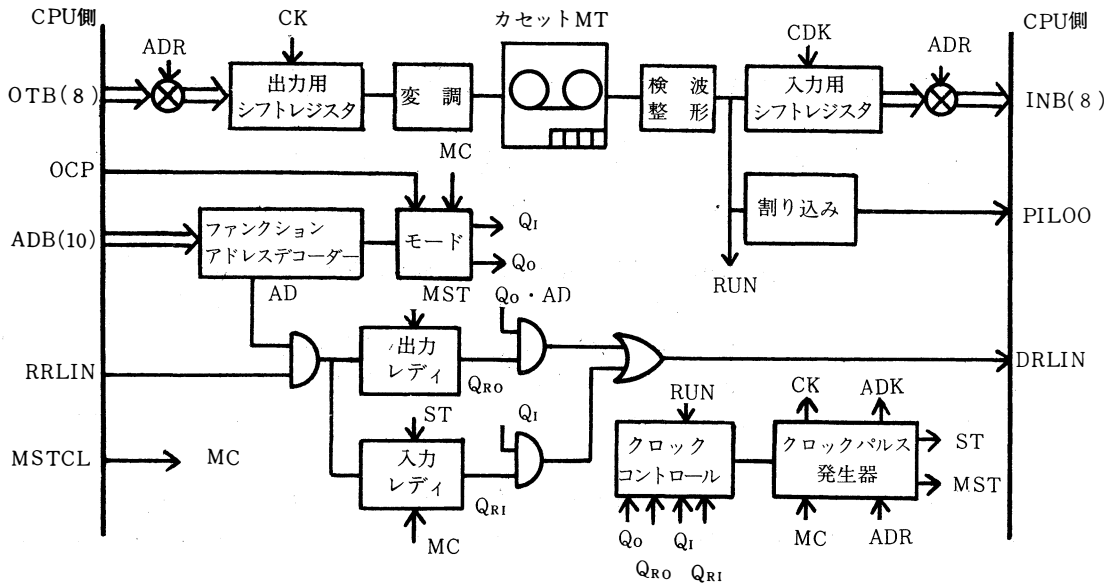


図-1 ブロック図

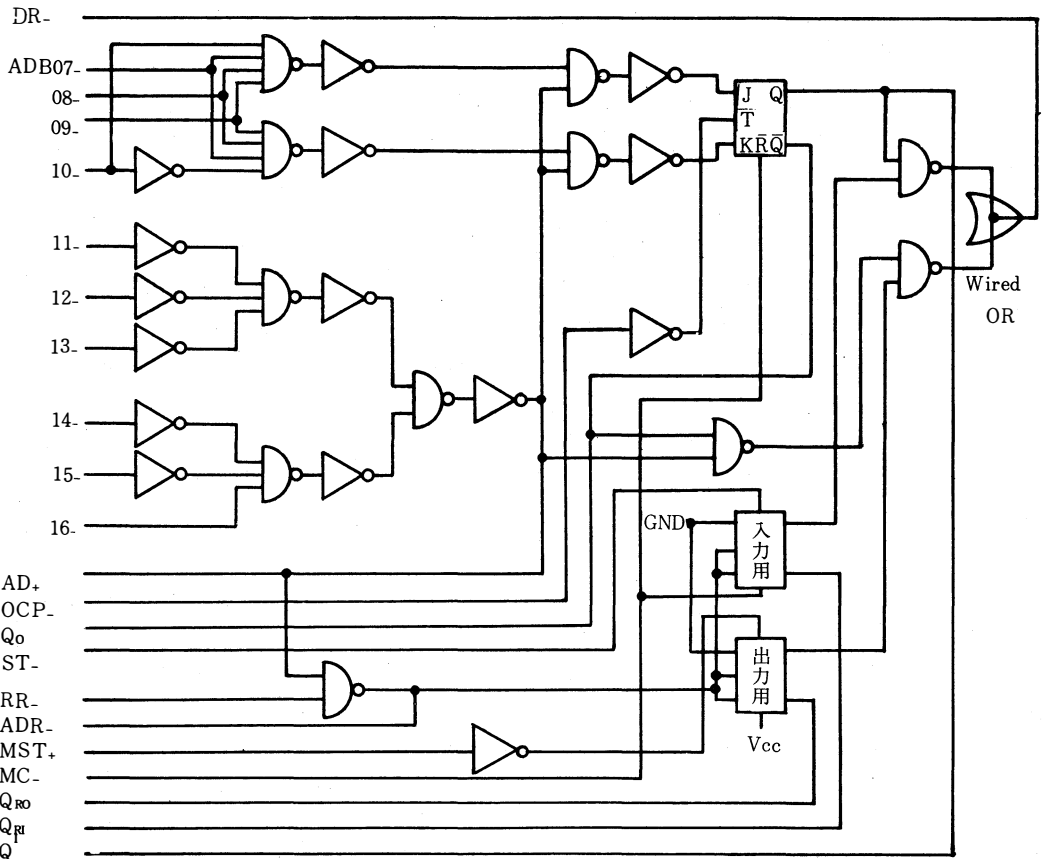


図-2 ファンクション・アドレス デコーダとレディ回路

カセットMTのインターフェース回路について

I) ファンクション・アドレス・デコーダ

CPUのMレジスタの7～16ビットはアドレス・ライン(ADB)上にネゲーション信号で出力され、上位4ビット(ADB 7～10)で、入力モード(00)₈、出力モード(01)₈の判定をし、下位6ビット(ADB 11～16)でカセットの機器番号(76)₈を判定して、それぞれファンクション信号FI、F \bar{O} 、アドレス信号ADを出す。FI、F \bar{O} はAD信号とそれぞれ論理積をとって、モード選択用J-KFFに入り、モード選択用FFは制御パルス(OCP)でトリガーされ、各モード信号Q_I、Q_Oを出力している。モードの初期値設定は難しいので、マスター・クリア・ラインで出力モードになるように作ってある。

アドレス信号は更にリセット・レディ信号(RR)と論理積をとってADR信号となり、これでレディ・FFをリセットし、また各シフトレジスタの入出力母線へのゲートを動作させている。

II) CPUへの応答信号発生器

レディFFは、クロック・パルス発生器内でカウンタが終った時、すなわち1バイト単位での入出力動作が完了した時点でセットされる。入力用レディFFはマスタ・クリア信号(MC)でもリセットされる。

レディFFの出力は、それぞれ出力用のレディ信号(Q $\bar{r}0$)は出力モード信号(Q \bar{o})とアドレス信号(AD)とで論理積をとって、入力用のレディ信号(Q $\bar{r}i$)は入力モード(Q_I)と論理積をとっている。両者(Q $\bar{r}i$ 、Q $\bar{r}0$)はオープン・コレクターによるワイヤード・オアを行って、デバイス・レディ・ライン(DRLIN)へ返答している。(図-2参照)

割込み用FFは、NANDゲートによるR-SFFで構成されており、RUN信号と入力レディ信号(Q $\bar{r}i$)との論理積でセットされ、リセット・レディ信号(RR)とマスタ・クリア信号との論理和でリセットす

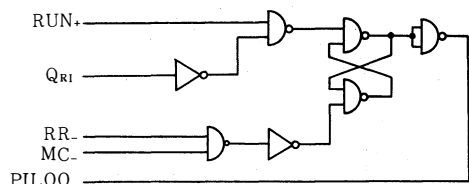


図-3 割込み回路

るようになっている。標準割込みライン(PILOO)へはオープン・コレクターのNANDゲートでネゲーション信号にして送っている。(図-3参照)

III) 出力用シフト・レジスタ

シフト・レジスタはJ-KFFで構成されており、出力母線(OTB)上に並列に出力されたデータはADR信号でゲートされ、シフト・レジスタに入力される。このときレディFFはリセットされ、クロックが動きはじめクロックパルス発生器からのクロック・パルスで順に書込み回路におくられてゆく。8ビット書込み後はストップ・パルスでレディFFをセットし、次の出力を受け入れる。

IV) 入力用シフト・レジスタ

カセットから最初の1ビット(スタート信号)が出力されるとRUN信号がでて、これがリセット・レディ(RR)でリセットされた入力用レディFFの出力(Q $\bar{r}i$)と論理積がとられた入力時のクロック制御FFをセットしQ_Tがでる。

Q_Tで単安定マルチを通った遅延クロックCDKを発生させ、CDKは順に入ってくるデータを左へシフトし8ビットのデータ入力がある。このときカウンターからストップ・パルスSTが出て、レディFFをセットしCPUに信号をおくるとともに入力制御FFをリセットする。もしこの入力時にCPUの入力動作が完了しないうち、すなわち入力レディFFがリセット・レディ信号RRでリセットされないうちに次のデータがカセットから入力される。すなわち、カセットが次のデータ・バイトを出力しはじめた時は、割込みFFをセットしII)で述べたようにCPUへ割込み信号をおくようになっている。

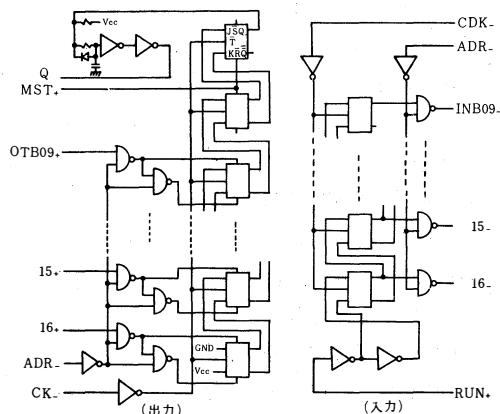


図-4 入・出力シフトレジスタ回路

V) クロックパルス発生器

クロックパルス発生器は入力クロック制御FFの出力 Q_T と入力モード信号 Q_I との論理積、あるいは出力レディFFのリセット出力 \bar{Q}_{R0} と出力モード信号 Q_0 との論理積が真になったときに非安定マルチバイブレータを動かす、これを整形して出力時のクロックパルス C_K ならびに入力時のクロックパルス C_{DK} を作っている。

このクロックパルスはモードによってそれぞれ所定のカウンタ信号を得るために、J-KFFで組まれた同期式カウンタを駆動している。

カウンタはストップパルスSTと、マスタ・クリアとの論理和をとったストップパルスMST信号を各レディFFに送り出して、これをセットするとともにカウンタ自体をリセットしている。

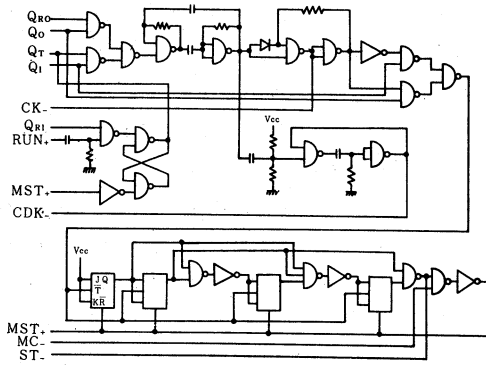


図-5 クロックパルス発生器回路

VI) 書き込み、読み取り回路

カセットデッキに内蔵のプリアンプ部はそのまま使用することにデッキのLINE OUT、LINE IN端子を使って入出力している。録音方式として種々の実験の結果、回路が簡単であり信頼性も十分あった振幅変調法を用いた。周波数は7KHzにしている。この周波数だと1ビットに4~5サイクルの波がある。なお図-9に示されているように、信号が"1"のときに変調回路制御信号(Q)がレジスタの出力より短くなっているのは再生時の"1"から"0"に移る時に少し減衰振動をおこすので整形後に長さを等しくするためである。

再生信号は雑音を約15mV (P-P) 含んでいる。最大電圧は1V (P-P) であるが、100mV (P-P) あれば"1"の判定ができる。さらに、出力振幅変動

に応じれるようにするため、2チャンネルの信号をOR回路を通してRUN信号としている。テープはCrO₂(クロミダイオキシサイドテープ)を使用し、テープ速度4.8cm/sで128CH/S(1CH→8ビット)の転送速度を得ている。入出力波形を図-8に示す。Q₀が"1"になっている出力モードのときにはQ_{R0}が生じ最初のスタートパルスの後9~16ビットを出力する。Q_Iが"1"になっている入力モードのときにはRUN信号によってQ_Tが生じCDKを作る。シフト回数が9回であるのでスタートパルスは8ビットレジスタの外へ出る。

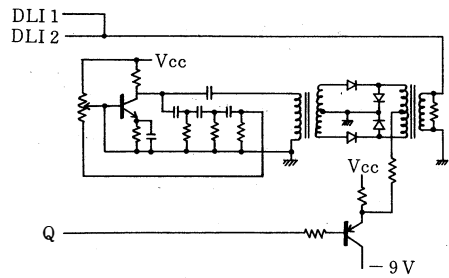


図-6 発振・変調回路

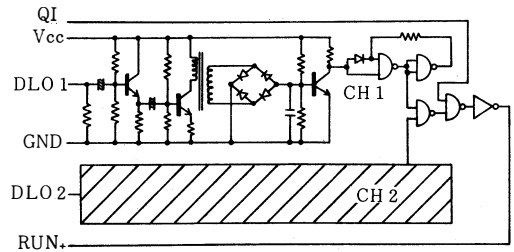


図-7 読み取り回路

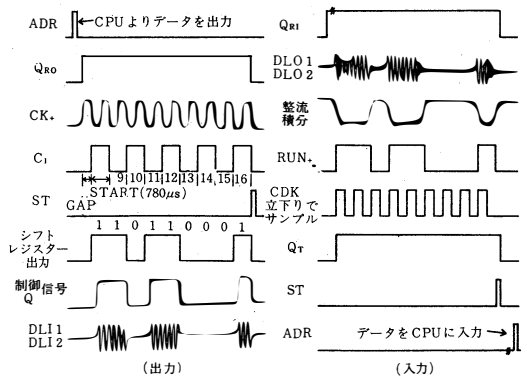
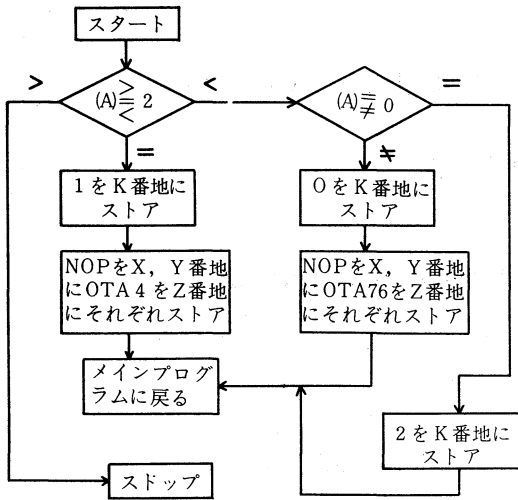


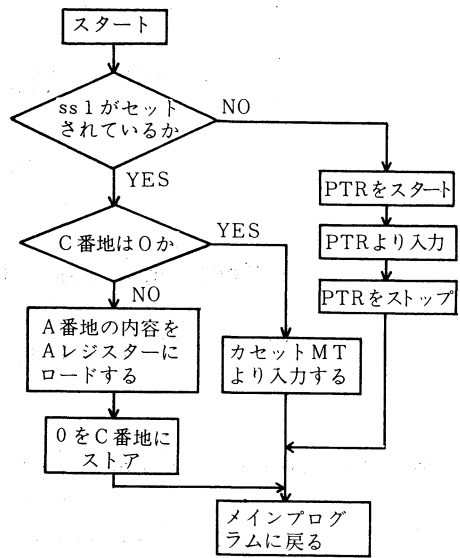
図-8 入出力時のタイムチャート

カセットMTのインターフェーズ回路について



- (A) : コンパイルを始める前にAレジスターにセットする値の内の下位3ビット
- NOP : 何の動作もしない命令
- OTA 4 : タイプライターへ出す命令
- OTA 76 : カセットMTへ出す命令

図-9 コンパイラーの流れ図



- ss 1 : センス・スイッチ1
- PTR : 紙テープ入力装置
- C番地 : 割込みの有無用番地

図-10 ロードの流れ図

3. ソフトウェア

現在、紙テープ出力装置 PTP は使用しない予定であるので、この代わりにカセットMTを使用するよう、ソフトウェア中の命令を変更することにした。フォートラン・コンパイラーの変更した流れ図を次に示す。なお、1ブロックごとに少しIRGをもうけて後のロードの処理時間としてある。

ローダー (LDR-AP) はTY入力をカットして、センススイッチ (SS 1) によってPTR入力とカセットMT入力との分岐を行った流れを図-10に示す。

4. 緒言

以上のように試作したカセットMTはフォートランコンパイラー及びローダーの中間用オブジェクトプログラム用として出発したのであるが、その外にも使用可能である。命令でスタート、ストップすることは簡単な音声用カセットデッキでは機械的にむずかしいと思われるが、更に考えていきたいと思っている。

プログラム、その他に助力を得た、奥田さん、ま

た学生の谷崎正、中田剛の両君に感謝の意を表したい。

文献

岡崎、日山、麻生、井上：昭49電気四学会北陸支部大会 B-15.

レーザー共振器の微小な変形について

堀内義行・井上 浩

Modes in a Laser Cavity with small Misalignment

Yosiyuki HORIUCHI, Hiroshi INOUE

The integral equations of a gas laser cavity are solved by means of perturbation in three cases:

- (a) tilted mirrors,
- (b) inserted pins,
- (c) inserted aperture.

We can use these three results for the mode selection of laser oscillators.

(1) はじめに

ガスレーザーにおいて発振周波数を決めるレーザー共振器については種々計算されている。本文は最低次の横モード(00)が共振器の微小な変形によって如何なる変化を来たすかを文献(6)の方法によって計算を行なった結果を述べたもので、共振器の微小な変形としては、(a)共振器が傾斜した場合、(b)共振器の中のビーム中に針を挿入した場合、(c)共振器内に開口を挿入した場合を、取り上げている。

(2) 共振器を傾斜した場合

レーザー共振器を傾けた時のモードの形およびそのときの回折損失、発振周波数が知られている。ここでは一方の鏡のみが $\phi_1 = \theta$ で最大変化角度 δ だけ傾いた場合について考える。このときの積分方程式は $\delta \ll 1$ として次式で与えられる。

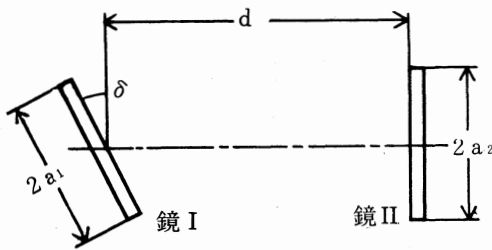


図-1 鏡を傾斜したときの共振器

$$\begin{aligned}
 K_{Tn} f_{Tn}(x, \phi_1) &= \int_0^1 \int_0^{2\pi} K_T(x, \phi_1; y, \phi_2) g_{Tn}(y, \phi_2) d\phi_2 y dy \\
 K_{Tn} g_{Tn}(y, \phi_2) &= \int_0^1 \int_0^{2\pi} K_T(x, \phi_1; y, \phi_2) f_{Tn}(x, \phi_1) d\phi_1 x dx \\
 K_T(x, \phi_1; y, \phi_2) &= jN e^{-jk d} \cdot e^{-jN\pi} \\
 &\quad (G_1 x^2 + G_2 y^2 - 2xy \cos(\phi_1 - \phi_2)) \dots\dots\dots(1)
 \end{aligned}$$

がえられる。 $\delta = 0$ のときの解をもとにして攝動法を用いると(00)モードに属する固有値は

$$K_{T00} = -K_{00} \exp\left\{ -\frac{\delta^2 a_1^2 k^2}{4a_1} \right\} \dots\dots\dots(2)$$

となる。(10S)モードと(10C)モードは縮退がとけ固有関数は

$$\left. \begin{aligned}
 &\sqrt{\frac{2}{\pi}} a_1 x e^{-\frac{\delta^2}{2} x^2} \sin(\phi_1 - \theta) \\
 &\sqrt{\frac{2}{\pi}} a_1 x e^{-\frac{\delta^2}{2} x^2} \cos(\phi_1 - \theta)
 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(3)$$

となり、固有値は

$$\left. \begin{aligned}
 &K_{10} \exp\left\{ -\frac{\delta^2 a_1^2 k^2}{4a_1} \right\} \\
 &K_{10} \left(1 - \frac{\delta^2 a_1^2 k^2}{2a_1} \right) \exp\left\{ -\frac{\delta^2 a_1^2 k^2}{4a_1} \right\}
 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(4)$$

となる。一般に $l \neq 0$ として(l_{ns}), (l_{nc})モードは

$$f_{Ten}^{(s)}(x, \phi) = \sqrt{\frac{2n! a_1}{(l+n)! \pi}}$$

$$(\sqrt{ax})^e L_n^e(ax^2) e^{-ax^2} \sin l(\phi - \theta) \dots \dots \dots (5)$$

$$f_{Ten}^{(C)}(x, \phi) = \sqrt{\frac{2n/a_1}{(l+n)/\pi}}$$

$$(\sqrt{ax})^e L_n^e(ax^2) e^{-ax^2} \cos l(\phi - \theta) \dots \dots \dots (6)$$

となりそれぞれに属している固有値は

$$\left. \begin{aligned} K_{Ten}^{(S)} &= K_{en}(A+B) \\ K_{Ten}^{(C)} &= K_{en}(A-B) \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (7)$$

$$A = \frac{2n/a_1}{(l+n)} \int_0^\infty (\sqrt{ax})^{2e+1} [L_n^e(ax^2)]^2$$

$$[J_0(k\delta a_1 x) - 1] e^{-a_1 x^2} dx$$

$$B = (-1)^e \frac{2n/a_1}{(l+n)} \int_0^\infty \sqrt{ax}^{2e+1} [L_n^e(ax^2)]^2$$

$$J_2e(k\delta a_1 x) e^{-a_1 x^2} dx$$

となる。

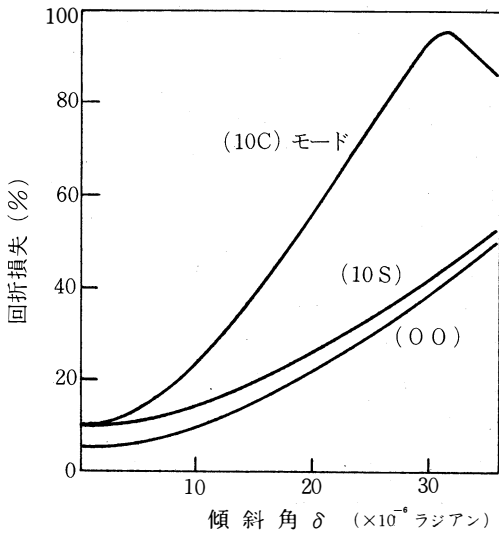


図-2 鏡傾斜による回折損失の変化

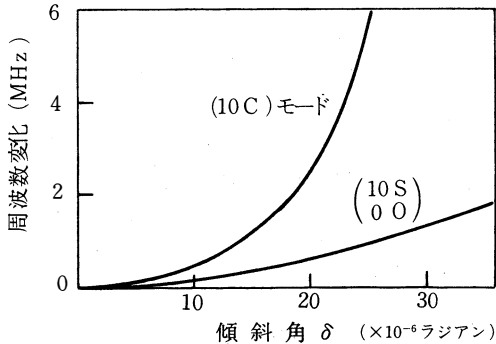


図-3 鏡傾斜による周波数変化

図-2、図-3は鏡の傾斜に対して回折損失および相対周波数変化(傾きのないときを基準として)をプロットしたものである(フレネル数 $N = 0.8$ 、パラメータ $g_1 = g_2 = 0.8$; $a_1 = a_2 = 7.8\text{mm}$ 、 $\lambda = 0.6328\mu$ 、 $d = 120\text{cm}$ 、 $\alpha_1 = \alpha_2 = 3.067 + j 0.261$ 、 $\beta_1 = \beta_2 = 0.166 - j 0.029$ とする。)これより10μラジアン傾くと(00)モードが10%、(10S)モードが15%、(10C)モードが23%回折損失を受けることとなる。また(00)モードと(10S)モードが100 KHz、(10C)モードが450 KHz発振周波数が変化することがわかる。

(3) 針を挿入した場合

鏡の近くに針を挿入した場合を考える。(図-4)針は角度δでφ₁=θの位置にあるものとする。簡単のため鏡と針との距離d₁は零であるとする。このときの積分方程式は

$$K_{Nen} f_{Nen}(x, \phi_1) = \int_0^1 \int_0^{2\pi} K_N(x, \phi_1; y, \phi_2) g_{Nen}(y, \phi_2) d\phi_2 dy \dots \dots \dots (8)$$

$$K_{Nen} g_{Nen}(y, \phi_2) = \int_0^1 \left\{ \int_0^{\theta-\xi} + \int_{\theta+\xi}^{2\pi} \right\} K_N(x, \phi_1; y, \phi_2) f_{Nen}(x, \phi_1) d\phi_1 dx \dots \dots \dots (9)$$

となる。このとき核K_N(\cdot)は(1)式の核K_T(\cdot)にγ=0を代入したものに等しい。ε=0のときの固有関数f_{en}(\cdot)、g_{en}(\cdot)をもとにして攝動法を用いる。(00)モードの固有値は

$$K_{00} \left(1 - \frac{\epsilon}{4\pi}\right) \dots \dots \dots (10)$$

となる。(10S)、(10C)モードは縮退がとけ

$$\left. \begin{aligned} \sqrt{\frac{2}{\pi}} \alpha_1 x e^{-\beta_1 x^2} \sin(\phi - \theta) \\ \sqrt{\frac{2}{\pi}} \alpha_1 x e^{-\beta_1 x^2} \cos(\phi - \theta) \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (11)$$

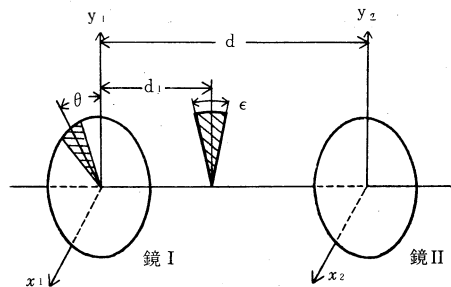


図-4 針を挿入された共振器

となり、固有値は

$$\left. \begin{aligned} K_{10} \left(1 - \frac{\varepsilon - \sin \varepsilon}{4\pi} \right) \\ K_{10} \left(1 - \frac{\varepsilon + \sin \varepsilon}{4\pi} \right) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (12)$$

となる。一般に (l_{ns}) 、 (l_{nc}) モードは式(5)、(6)に等しく固有値は

$$\left. \begin{aligned} K_{en} \left\{ 1 - \frac{1}{4\pi} \left(\varepsilon - \frac{\sin l \varepsilon}{l} \right) \right\} \\ K_{en} \left\{ 1 - \frac{1}{4\pi} \left(\varepsilon + \frac{\sin l \varepsilon}{l} \right) \right\} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (13)$$

となる。

図-5には $N = 0.8$ 、 $g_1 = g_2 = 0.8$ のときの針先の角度 ε と回折損失の関係を示している。 θ が小さいとき $K_{N10}^{(S)}$ はほとんど変化しないが $K_{N10}^{(C)}$ は変化が大きく、 K_{N00} はその間の値をとることがわかる。ただし、 ε の小さいときのみこの曲線を利用できる。

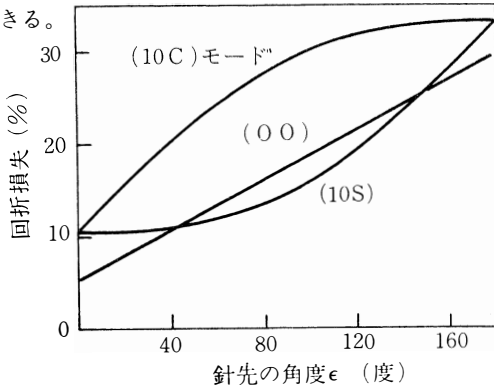


図-5 針先の角度 ε と回折損失

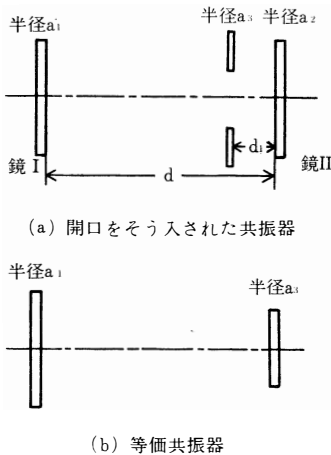


図-6 開口をそ入したときの共振器

(4) 共振器内に開口を挿入した場合

図-6(a)に示すように鏡IIの近くに半径 a_3 の穴のあいた開口を挿入した場合を考える。簡単のため $d_1 = 0$ とし、図-6(b)に示された半径 a_1 、 a_3 の鏡を有する共振器と考える。

パラメーター k を鏡IIと開口の大きさとの比とし $a_3 = ka_2$ ……………(14)

とおく。式(14)から、この場合のフレネル数 N および G 因子 G_1 、 G_2 は次のようになる。

$$N = \frac{a_1 a_3}{\lambda d} = k \frac{a_1 a_2}{\lambda d} = k N^{(0)} \dots\dots\dots (15)$$

$$G_1 = g_1 \frac{a_1}{a_3} = \frac{1}{k} g_1 \frac{a_1}{a_2} = \frac{1}{k} G^{(0)} \dots\dots\dots (16)$$

$$G_2 = g_2 \frac{a_3}{a_1} = k g_2 \frac{a_2}{a_1} = k G_2^{(0)} \dots\dots\dots (17)$$

ここに $N^{(0)}$ 、 $G_1^{(0)}$ 、 $G_2^{(0)}$ は $k = 1$ のときの値である。このパラメーターを用いて(1)に代入すると固有値、固有数を求めることができる。

図-7は開口の大きさと回折損失との関係を、図-8は鏡Iおよび鏡IIにおけるスポットサイズを示している。 $(g_1 = 0.8, g_2 = 0.5, N = 1.0)$ 、この場合には(10S)モードと(10C)モードの縮退はとけない。 $k = 0.7$ で(00)モードの損失は10%、(10S)、(10C)モードの損失は20%であることがわかる。開口を入れない方のスポットサイズ ω_1 はほとんど変化しないが、開口を入れた方のスポットサイズ ω_2 はかなり大きく変化することがわかる。図-9に発振周波数の変化を示す。 $k = 0.7$ まではほとんど変わらないが、0.6以下になると数MHz変化する。

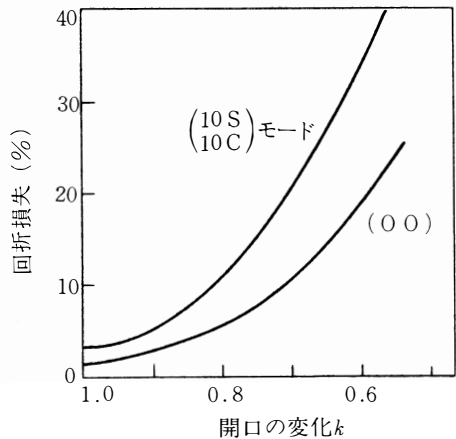


図-7 開口の変化と回折損失

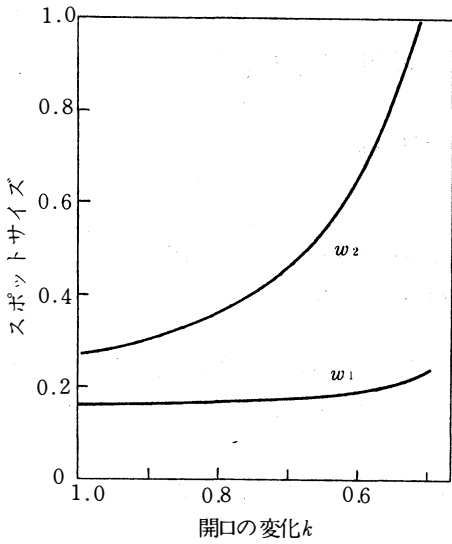


図-8 開口によるスポットサイズの変化

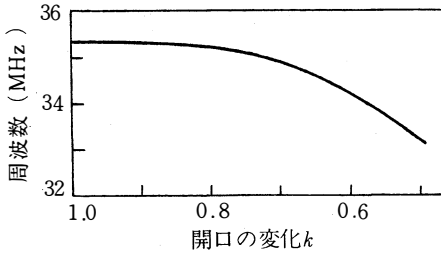


図-9 開口と相対周波数

(5) むすび

共振器の微小変形を攝動として回折損失、スポットサイズ、共振周波数を求めた。更に媒質の非直線性利得のある場合にも求めたいと思っている。

文 献

- (1) H.Zucker;B.S.T.J. 49, 2349(1970)
- (2) A.N.Chester:Apl. Opt. 11, 2584(1972)
- (3) A.N.Chester:IEEEJ. QE-9, 209(1973)
- (4) K.O.Hill and C.K.Campbell;Can.J.Phys 51, (1973)
- (5) 末松、野村、片倉; 電学誌53-B, B-382(1970)
- (6) 堀内、井上; 昭48北陸支部連大 C-31(昭48)
- (7) Odedkafri, Shammai, Speiser and Sol Kimel; IEEE J. QE, (1971)
- (8) A.G. Fox and Lie;Proc IEEE51, 80(1963)
- (9) T.Lie;BSTJ 42, 2609(1963)
- (10) 宮本;研資QE 70-19(1970-09)
- (11) 鈴木;応物40, 10(1971)

ねじれネマチック液晶ディスプレイ駆動回路の試作

桑原道夫・女川博義・宮下和雄

Design of A Driver Circuit for Twisted Nematic Liquid Crystal Display Panel

Michio KUWAHARA, Hiroyoshi ONNAGAWA, Kazuo MIYASHITA

Liquid crystals show various electro-optical effects. Twisted nematic (TN) mode, that is one of the field type electro-optical effects of liquid crystals, has such advantages as low operating voltage, small electrical power consumption and high contrast ratio, compared with other modes.

A circuit for alternating voltage drive of TN liquid crystal display panel is constructed with diode-transistor logic (DTL) integrated circuits. The obtained response time of this circuit is far shorter than that of the display panel. The response time of this TN panel with DTL driver circuits is short enough for digital clock display.

1. はじめに

液晶は動作電圧が低く、消費電力が少ないという特徴をもち、受動形ディスプレイ素子への応用に、大きな期待がかけられている。ねじれネマチック (Twisted Nematic, 以下 TN と略記する) 効果は、液晶の電界効果のひとつである。これには次のような利点と欠点がある。利点は、(1) 閾値電圧、動作電圧¹⁾ がともに低いこと (閾値電圧 1 ~ 2 V、動作電圧 2 ~ 6 V)、(2) 低消費電力であること ($10\mu\text{w}/\text{cm}^2$)、(3) コントラストが大きいこと (100 : 1)、(4) 高純度液晶が使用可能で長寿命が期待できることなどである。欠点は、(1) 視角が狭いこと ($40\sim 90^\circ$)、(2) 偏光板を必要とすることである。

腕時計用など動作電圧、消費電力に制限があるディスプレイ素子では、TN 効果を利用した液晶素子が主流になると考えられ、これに関連する研究が活発に行われている。

我々は、7セグメント TN 形パネルを交流駆動するため、DTL-IC で排他的論理和 (Exclusive-OR、以下 EXC.-OR と書く) ゲートを構成した。さらに、駆動回路も含めた、パネルの応答特性を調べた。

2. ねじれネマチック効果

ネマチック液晶は、光学的・誘電的に異方性があり、この組合せによって、独特の電気光学効果を示す。ネマチック液晶は、光学的に正の異方性をもち、屈折率は図 1 のようになっている。液晶中で、光は常光線と異常光線に分かれて伝播する。常光線は、どの方向に対しても、一定速度で進行する。このため、常光線に対する屈折率は一定となり、図 1 の円で示される。異常光線は進行方向によって速度が異なる。また一般に、その速度は常光線の速度よりも小さい。このため、異常光線に対する屈折率は光の進行方向によって異なり、図 1 の楕円で示されるものとなる。分子長軸方向では、常光線と異常光線の

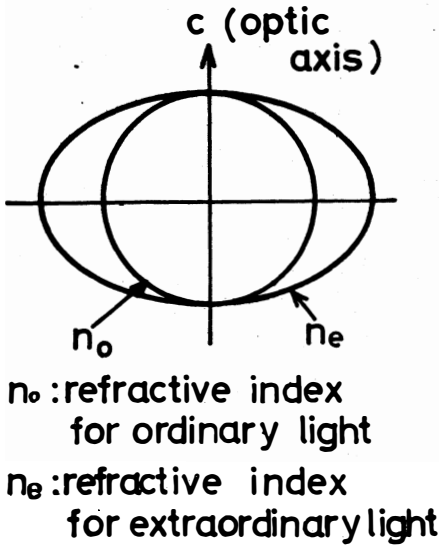


図1 ネマチック液晶の屈折率

伝播速度が等しくなり、この方向がネマチック液晶の光軸である。

次に誘電異方性について述べる。分子長軸方向の誘電率とこれに直角方向の誘電率をそれぞれ ϵ_{\parallel} 、 ϵ_{\perp} とする。 $\epsilon_{\parallel} > \epsilon_{\perp}$ の関係にあるネマチック液晶を正の誘電異方性を持つと言い、Np 液晶とよぶ。反対に $\epsilon_{\parallel} < \epsilon_{\perp}$ であるものは、負の誘電異方性を持ち、Nn 液晶という。TN 効果には Np 液晶を使う。

図2に TN 効果の原理を示した。(a)の状態では、電界が加わっていないかまたは閾値電界以下である。液晶分子は、上下電極間で 90° ねじれている。このような分子配向は次のようにして得られる。電極ガラスを布や紙などで一方向にこする(ラビングする)か SiO などを電極面に斜め蒸着しておく。次に、ラビング方向または蒸着方向が、上下の電極について互いに直交するように設定すると、ねじれ配向ができる。セルには、図示のように、直線偏光板が2枚組合わされている。入射光は分子の 90° ねじれのために旋光を受け、透過光は出ない。閾値以上の電界が加わると、分子の誘電異方性のため、(b)のように分子長軸が電界方向をむく。分子配向がこのように変わると、セルの旋光性は小さくなる。さらに、直線偏光で入射した光は、常光・異常光成分の位相差(レターデーションという)によって一般に楕円偏

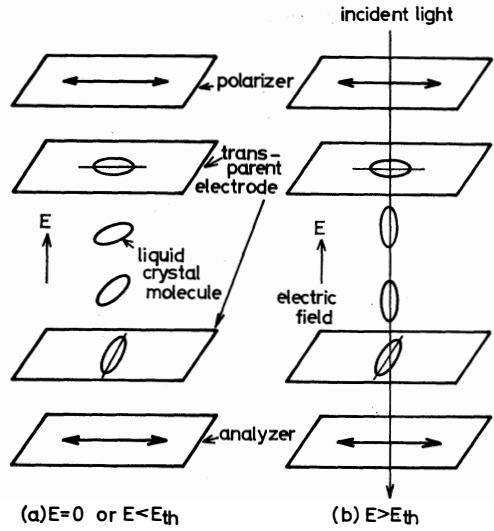


図2 ねじれネマチック効果の原理

光となり、透過光が得られる。このばあい、透過光量はレターデーションの大ききで決まる。電界によって分子配向が変化すると、レターデーションの大ききも変わり、透過光量は変動する。しかし、Np 液晶は誘電異方性が大きいため、閾値以上のわずかな電界で、ほぼ一定のレターデーションに達してしまい、透過光量は飽和する。TN 効果は比較的鋭い閾値を持っている。

3. ねじれネマチックパネル

TN パネルは、時計用の $3\frac{1}{2}$ ディジットのものである。パネルの文字構成を図3に示した。1文字は7個のセグメントで構成され、裏側のガラス板には、各文字に対応した共通透明電極が形成されている。今回の試作では、10進2桁カウンタの内容を表示したので、2文字だけを使用した。

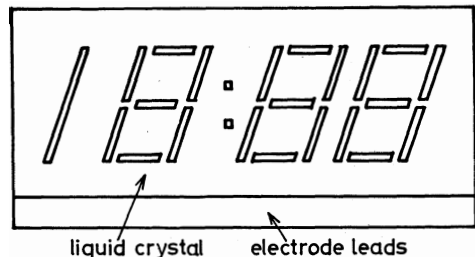


図3 ねじれネマチックパネルの文字構成

4. 試作駆動回路

液晶ディスプレイでは、パネルの動作寿命の点から、正弦波や方形波電圧による交流駆動が望ましい。液晶ドライバとして市販されているICには、EXC.-ORゲートを使って、方形波を形成するものがある。我々は、手持ちICのつごうで、2入力NANDゲート4個を含むDTL-ICでEXC.-ORゲートを構成し、TNパネルを駆動した。

4-1 駆動回路の動作原理

図4に、EXC.-ORゲートによる交流駆動の原理を示す²⁾。共通電極とセグメント電極に、同じ振幅で同位相の方形波がかかると、両電極間の電位差は0となる。各電極に同一振幅で互いに逆位相の方形波が加わると、この2倍振幅の電圧が両電極間にあらわれる。このとき、電界が閾値を越えていると、光がパネルを透過する。各セグメント電極には、EXC.-ORゲートを通して方形波電圧を与える。共通電極には、EXC.-ORゲート出力と同じ電圧レベルの方形波を加えておく。セグメント電極に与える方形波電圧の位相反転は、EXC.-ORゲートに入れるセグメント選択信号で制御する。

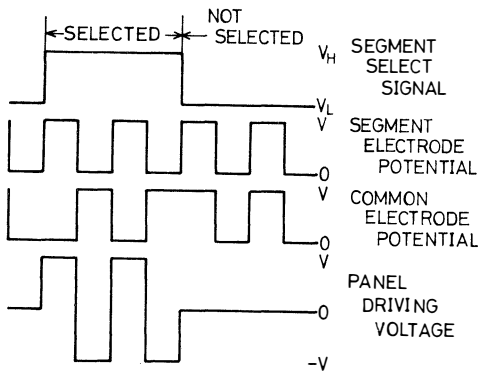


図4 排他的論理和ゲートによる交流駆動の原理

4-2 セグメント電極ドライバ

図5に示すように、2入力NANDゲート4個で、EXC.-ORゲートを構成した。ICは、DTL M5946P(三菱)である。2つの入力のうち、一方にセグメント選択信号を、他方には全セグメントを並列として、方形波電圧を与える。セグメント選択信号は、選択時に論理Hレベル、非選択時に論理Lレベルとする。セグメントが選択されると、入力側とは位相

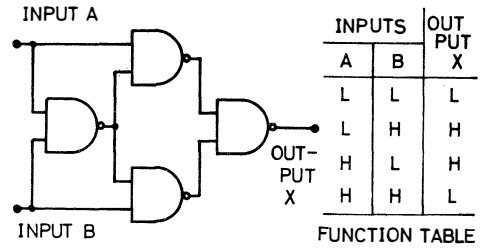


図5 排他的論理和ゲートによるセグメント電極ドライバ

の反転した方形波が得られる。これは真理値表からわかる。試作では、各セグメントについて、1個のICが使われている。セグメントドライバとして、TTL SN74136など、1パッケージあたり、EXC.-ORゲート4個を含むものを使用すれば、ICの個数を減らすことができる。

4-3 共通電極ドライバ

EXC.-ORゲートに加える方形波電圧としては、この出力電圧レベルよりもかなり大きい振幅のものが必要であった。これは、方形波入力の論理Lレベルで、入力電圧を閾値(ゲートの出力レベルが論理Lから論理Hに変化する入力電圧)以下に保つことが必要だからである。したがって共通電極へは、EXC.-ORゲートに加える方形波を分圧して与えないと、非選択時の駆動電圧が0とならない。試作回路では、インバータ2段でEXC.-ORゲート出力と同一電圧レベルの方形波を作り、共通電極に与えている。図6は共通電極ドライバである。ICには、DTL M5962(三菱)を使った。このようにすると、セグメントドライバと共通電極ドライバに供給する電源電圧でパネル駆動電圧を変えることができ、パネルの最適動作電圧への設定が容易になる。

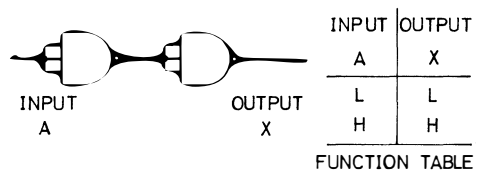
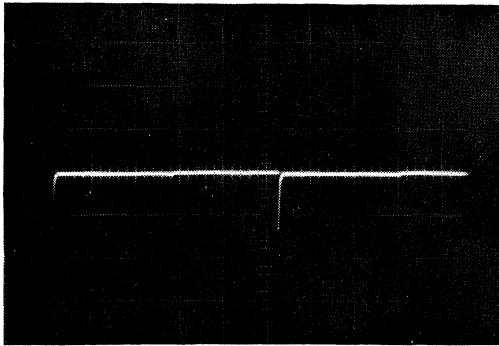


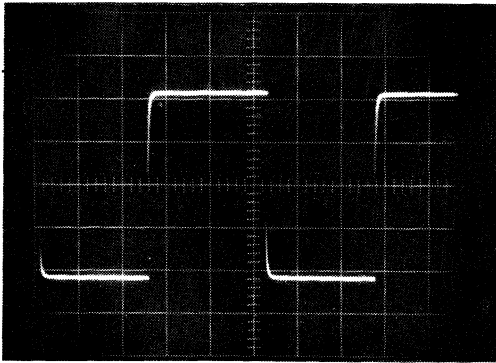
図6 共通電極ドライバ

4-4 その他の回路

試作回路は、10進2桁カウンタの内容を表示できるようにしたので、カウンタ2段と7セグメント変



(a) 選択セグメント H : 2ms/div
V : 2v/div



(b) 非選択セグメント H : 2ms/div
V : 1v/div

図7 駆動電圧波形

換回路が付属している。セグメント変換回路の出力がEXC.-ORゲートに与えられて、方形波の位相反転を制御する。図7にパネル駆動電圧波形を示した。(a)は選択セグメント、(b)は非選択セグメントの波形である。(b)に表われている微分パルスは、セグメント電圧と共通電極電圧の位相差およびシンクロプロープの位相補正誤差によるものと考えられる。なお、駆動回路全体の応答時間は $1\mu\text{s}$ 以下であり、パネルの駆動には十分な値であった。

5. TNパネルの動作特性

以上述べてきた駆動回路を通してTNパネルを動作させ、その特性を調べた。図8に、駆動方形波電圧の実効値とパネル応答時間の関係を示した。駆動周波数は、100Hzである。立上り時間は、電圧の2.4

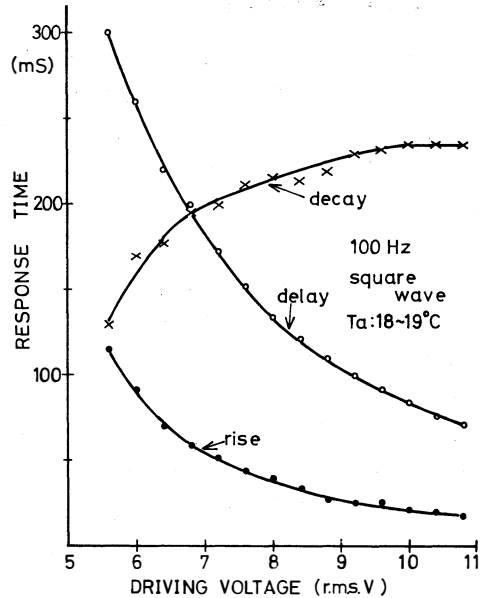


図8 ねじれネマチックパネルの応答時間特性

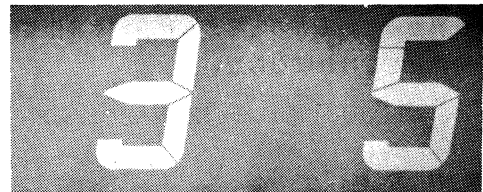


図9 パネル表示例

乗に逆比例して減少している。立上り遅延時間も同様に、電圧の2.2乗に逆比例して短くなっていく。立下り時間は電圧をあげると増加するが、電圧上昇にともなって飽和する傾向を示している。TN効果の理論では、立上り時間が印加電圧の2乗に反比例し、立下り時間は電圧によらずほぼ一定値をとることが知られている³⁾。したがって、ここで得られた応答特性は理論から予測されるものにかかなり近い。実際には、パネル厚さや分子配向のちがいがあがあるため、応答時間はセグメントによって多少ばらつきがある。しかし、駆動電圧を適当に選べば、時計として動作させるのに十分なオーダとすることができる。パネルのコントラストは、50:1以上の値が得られた。図9に実際の表示例をあげる。

6. まとめと今後の問題点

DTL-ICで構成した、EXC.-OR ゲート液晶ディスプレイ駆動回路で、TN パネルを交流駆動した。駆動回路を含めて、パネルの応答特性は時計表示用として十分なものであった。また、パネルのコントラストも、TN 効果の特徴である高い値が得られていた。

問題点として、駆動 IC 個数の低減がまずあげられる。このためには、セグメントドライバとして、TTL SN74136 などの EXC.-OR ゲート IC を使えばよい。また DTL, TTL-IC では入力インピーダンスが低いうえ、本回路のように多数のゲートを並列接続すると、駆動用方形波発生回路の出力インピーダンスを十分低くする必要がある。試作回路では、600Ω の出力インピーダンスをもつ方形波発振器を用いた。さらに、パネルの一部に分子配向が他と異なる部分があつて、ここにかかったセグメントでは応答特性が少し悪くなっていた。またこの部分では、パネルを斜め方向から見たときの明るさの変化も大きくなっていた。これは分子配向のねじれ方が他の場所と異なっているものと考えられ、パネル作製時に十分注意しなければならない。

参 考 文 献

- 1) 女川、宮下：昭和49年度電気四学会北陸支部連合大会 D-8
- 2) 坂本：電子技術 16 (1974) p.25
- 3) 北川：富山大学工学部修士論文

1. Characteristics of Self-Hardening Mold by the Addition of Reclaimed Sand.	1
..... Minoru YOHDA · Toshio NAKADA	
2. Effects of the Mold Properties at High Temperature on the Casting Stress	8
..... Minoru YOHDA · Katsushi TAKEBE · Shuichi SAITO	
3. Fundamental Study on Sulphurization of Iron and Steel (Continued)	14
..... Teruo TANAKA · Masao IKEDA · Kiyoshi TERAYAMA	
4. INFLUENCE OF HYDROSTATIC STRESS ON THE PLASTIC DEFORMATION OF POLYCRYSTALLINE METAL SUBJECTED TO CYCLIC STRESSING	19
..... by Kazuaki SHIOZAWA, Masateru OHNAMI and Tetsuro YAMAKAGE	
5. Application of Holographic Interferometry for Deformation Problems (Optical Strain Gauge Method)	29
..... Tadashi KATO · Kazuo YOSHIKAWA · Satoshi KAKUNAI · Takashi NOMURA	
6. The Relationship between Lubrication and Surface Condition of Metals Deformed under Compression	39
..... Mitsugu TOKIZAWA · Kazuo MUROTANI	
7. Transport Phenomena between Solid and Liquid in Liquid film flow	47
..... Hisashi MIYASHITA · Kazuo SAHEKI · Masuji SUGATA	
8. Convective Heat Transfer due to Turbulence Promoter (2nd Report, Local Transfer Coefficient and Performance Coefficient)	54
..... Hisashi MIYASHITA · Kazuo SAHEKI · Kiyoshi MUROKAWA	
9. Interface Circuits of Cassette MT	59
..... Toshikazu ASO · Syuji OKAZAKI · Yasuyuki HIYAMA · Hiroshi INOUE	
10. Modes in a Laser Cavity with small Misalignment	64
..... Yosiyuki HORIUCHI · Hiroshi INOUE	
11. Design of A Driver Circuit for Twisted Nematic Liquid Crystal Display Panel	68
..... Michio KUWAHARA · Hiroyoshi ONNAGAWA · Kazuo MIYASHITA	

昭和 50 年 3 月 発行

富山県高岡市中川園町 1 の 1

富 山 大 学 工 学 部

Bulletin of
Faculty of Engineering
Toyama University

Vol. 26

1975