



## 室蘭工業大学研究報告. 理工編 第41号 全1冊

メタデータ	言語: eng 出版者: 室蘭工業大学 公開日: 2014-03-04 キーワード (Ja): キーワード (En): 作成者: メールアドレス: 所属:
URL	<a href="http://hdl.handle.net/10258/2781">http://hdl.handle.net/10258/2781</a>

室 蘭 工 業 大 学  
研 究 報 告

理 工 編

第 41 号  
平成 3 年 11 月

---

MEMOIRS

OF

THE MURORAN INSTITUTE OF TECHNOLOGY

Science and Engineering

---

---

NO.41

Nov.,1991

---

---

MURORAN HOKKAIDO

JAPAN

## Editing Committee

K. Honda	Prof.	<i>Chairman Chief Librarian</i>
T. Gotoh	Prof.	<i>Civil Engineering and Architecture</i>
K. Nishida	Prof.	<i>Mechanical System Engineering</i>
N. Gotoh	Prof.	<i>Computer Science and Systems Engineering</i>
H. Nakane	Asst. Prof.	<i>Electrical and Electronic Engineering</i>
A. Kimura	Asst. Prof.	<i>Materials Science and Engineering</i>
T. Hashimoto	Prof.	<i>Applied Chemistry</i>
Y. Baba	Asst. Prof.	<i>Literature</i>
Y. Takegahara	Asst. Prof.	<i>Science</i>

---

All communications regarding the memoirs should be addressed to the chairman of the committee.

These publications are issued at irregular intervals. They consist of two parts, Science and Engineering, and Cultural Science.

室蘭工業大学研究報告 第 41 号

理 工 編

目 次

4 本杭支持独立フーチング曲げ耐力に関する実験的研究.....	大 築 和 夫 鈴 木 邦 康	1
On the Distributed Coupled-Line Digital Frequency Multipliers .....	坂 上 岩 太	21
— Part II : Output Simulations to Cosine Half Wave Inputs		
Superconducting Magnetic Sensors (SQUID, QFP) and their Application .....	中 根 英 章	35
アンケート調査による日高山脈北部地震 (1987.1.14) の 室蘭・登別市域の震度分布.....	河 内 邦 夫 後 藤 典 俊 武 藤 章	39
TiO <sub>2</sub> -B <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 混合物のMg熱還元によるTiB <sub>2</sub> の生成反応.....	平 井 伸 治 土 屋 美 智 昭 片 山 博	61
Ni箔をインサート材としたWC-Co系超硬合金と鉄鋼の拡散接合.....	桃 野 正 出 川 恒 之 片 山 博 柴 田 功 洋 湊 嘉 也 金 山 口 達 山 井 昌 和 酒 牧 野 浩 牧 野 功 宏 鴨 田 秀 一 宮 腰 康 樹	71
Semantic Analysis of a Declarative Language Based on Knowledge Representation .....	杉 岡 一 郎 馬 場 啓 好	87
A Mathematical Theory for Blood Flow Dynamics in the Arterial System .....	平 山 博 史 小 野 功 一 安 田 寿 一	107
an induction of blood flow velocity		
学術研究発表集録 (平成2. 4. 1~平成3. 3. 31) .....		141

# 4本杭支持独立フーチングの曲げ耐力に関する実験的研究

大築和夫, 鈴木邦康

## Experimental Study on Bending Strength of Four Pile Caps

Kazuo OHTSUKI and Kuniyasu SUZUKI

### Abstract

In this paper seventy-four reinforced concrete pile caps, each with four piles were tested under vertical load. The variables involved were spacing of piles, arrangement of reinforcement, side length column and depth of pile cap. For all pile caps final failure was in bending.

In regard to the ultimate bending strength the results of the test were compared with the values calculated according to the provision for the bending in A.I.J. Building Code Requirements for Reinforced Concrete (1982), to the equations proposed by others and to that by authors.

To conclude the discussions the calculated values according to the author's equation agreed well with the experimental results.

### 1. はじめに

杭支持独立フーチングの曲げ設計は直接基礎のそれに準じて行れており、日本建築学会の鉄筋コンクリート構造計算規準1982年版<sup>1)</sup> (以下、RC規準'82と略記)では曲げ応力算定断面を柱表面を通る断面(以下、柱表面断面と言う)に取ってよいとしている。一般的に杭支持独立フーチングのスラブ厚は直接基礎のそれよりも厚く、柱表面断面と杭心との距離が短く、スラブ厚が厚いような場合、柱表面断面に対して設計すると殆んど鉄筋を必要としないような結果となる。しかし、そのようなプロポーシヨンの杭支持独立フーチングに対して直接基礎の設計法(耐力算定法)を適用することの妥当性について十分検討した研究は見当らない。フーチングのスラブ厚の厚い場合を対象とした耐力算定式としてはトラス理論に基づくYanの式<sup>2)</sup>およびBlévoとFrémyの式<sup>3)</sup>があるが、それらの式の実際への適用性についても必ずしも十分に検討されていないように思われる。

このような観点に立ち、本報は柱表面断面と杭心間距離が短かく、かつスラブ厚が厚い4本杭支持独立フーチングの曲げ耐力性状を明らかにし、そして適切な曲げ耐力推定法を見出すことを目的として、著者らがこれまでに行って来た実験結果<sup>4)~7)</sup>およびその後の実験結果<sup>8),9)</sup>を総括的に取纏めたものである。

## 2. 実験の概要

### 2.1 試験体種別

実験はフーチング平面の四隅に杭が配置された4本杭支持独立フーチングを対象として行われ、試験体は曲げ破壊することを期待して設計された。また、実験は目的を異にして6回に渡って行われたのでそれらを実験Ⅰ～Ⅵと呼ぶことにする。

試験体の概要を表-1に、それらの配筋例を図-1に示す。いずれの試験体も加力装置の関係からスラブ平面の大きさを90cm×90cmとした。各試験体の配筋は次のようにして決めた。

#### i) 実験Ⅰの試験体<sup>4)</sup>

実験Ⅰは杭配置の違いによる曲げ耐力の差異を見るために計画されたもので、ここに取上げた試験体はその実験の中で杭が四隅に配置されたものである。フーチングスラブの配筋は、建築学会鉄筋コンクリート構造計算規準1975年版に則って設計用モーメントを求め、このモーメントによって柱表面位置のスラブ断面の有効幅(柱幅+スラブ厚)内の鉄筋(本実験では全スラブ幅に渡って均等配筋しているので有効幅内鉄筋量を全幅と有効幅との比で求めることにした)が降伏するように定めた。

#### ii) 実験Ⅱの試験体<sup>4)</sup>

実験Ⅱの試験体も実験Ⅰと同様の目的で作成された試験体の一部で、スラブの配筋は実験Ⅰの結果を参照して、ACI Code<sup>10)</sup>の方式(現在のRC規準'82に同じ)にならって杭反力によって柱表面断面に生ずる全モーメントを求め、これによってその断面の全スラブ幅内の鉄筋が降伏するように定めた。

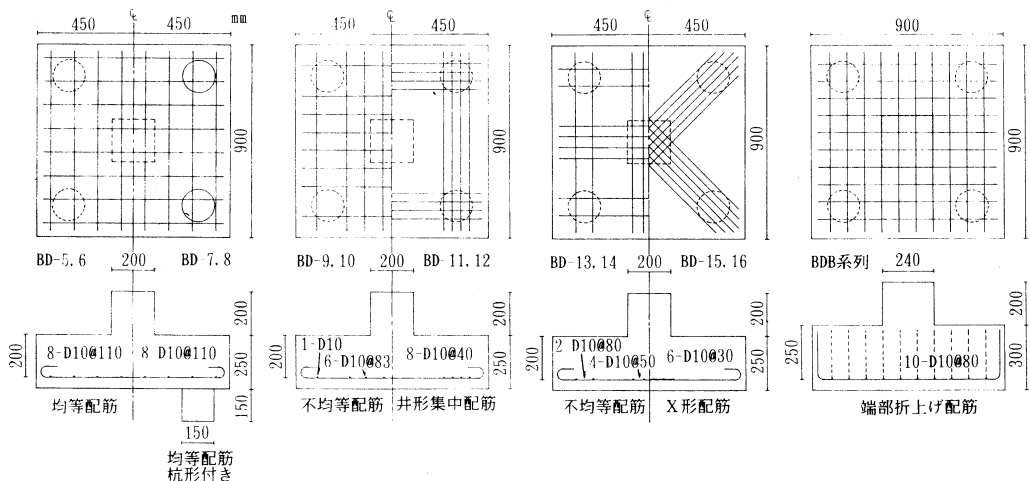


図1 スラブ配筋例

4 本杭支持独立フーチングの曲げ耐力に関する実験的研究

iii) 実験Ⅲの試験体<sup>4)</sup>

実験Ⅲの試験体は主として配筋法の耐力に及ぼす影響を検討するために計画されたもので、各試験体の特徴は次の通りである。

BD-5, 6: 柱表面断面に直交する全引張鉄筋が降伏するときの荷重が Moe のせん断耐力式<sup>1)</sup>で求められる荷重よりも小さくなるように鉄筋量を定め、これを均等配筋した場合。

表1 試験の体概要

実験別 No.	試験体記号	板厚(有効厚) cm	柱断面 cm×cm	スラブ配筋	鉄筋比 %	備 考
I 1, 2	BD-1.2	15(12)	18×18	6-D100150	0.394	均等配筋
II 3, 4	BD-3.4	15(12)	18×18	11-6φ 75	0.256	均等配筋
	5, 6	25(20)	20×20	8-D100110	0.317	均等配筋
	7, 8	25(20)	20×20	8-D100110	0.317	均等配筋, 杭形付き
III 9, 10	BD-9, 10	25(20)	20×20	8-D10	0.317	不均等配筋
	11, 12	25(20)	20×20	8-D100 40	0.317	井形集中配筋
	13, 14	25(20)	20×20	8-D10	0.317	不均等配筋
	15, 16	25(20)	20×20	6-D100 30	0.336	X形配筋
	17, 18	20(15)	24×24	10-D100 80	0.528	均等配筋
	19, 20	30(25)	24×24	10-D100 80	0.317	均等配筋
	21, 22	40(35)	24×24	10-D100 80	0.226	均等配筋
	23, 24	20(15)	24×24	10-D100 30	0.528	井形集中配筋
IV 25, 26	BDC-30-1.2	30(25)	24×24	10-D100 30	0.317	井形集中配筋
	27, 28	40(35)	24×24	10-D100 30	0.226	井形集中配筋
	29, 30	20(15)	24×24	10-D100 80	0.528	端部折上げ配筋
	31, 32	30(25)	24×24	10-D100 80	0.317	端部折上げ配筋
	33, 34	40(35)	24×24	10-D100 80	0.226	端部折上げ配筋
	35, 36	30(25)	20×20	5-D100170	0.158	均等配筋
	37, 38	35(30)	20×20	6-D100130	0.158	均等配筋
	39, 40	40(35)	20×20	7-D100120	0.158	均等配筋
V 41, 42	B-45-20-1.2	45(40)	20×20	8-D100100	0.158	均等配筋
	43, 44	25(20)	30×30	4-D100220	0.158	均等配筋
	45, 46	30(25)	30×30	5-D100170	0.158	均等配筋
	47, 48	35(30)	30×30	6-D100130	0.158	均等配筋
	49, 50	40(35)	30×30	7-D100120	0.158	均等配筋
	51, 52	30(25)	25×25	5-D100170	0.158	均等配筋
	53, 54	35(30)	25×25	6-D100130	0.158	均等配筋
	55, 56	40(35)	25×25	7-D100120	0.158	均等配筋
	57, 58	45(40)	25×25	8-D100100	0.158	均等配筋
	59, 60	35(30)	20×20	6-D100 40	0.158	井形集中配筋
VI 61, 62	BC-35-25-1.2	35(30)	25×25	6-D100 40	0.158	井形集中配筋
	63, 64	35(30)	30×30	6-D100 40	0.158	井形集中配筋
	65, 66	45(40)	25×25	8-D100 40	0.158	井形集中配筋
	67, 68	35(30)	25×25	8-D100 40	0.211	井形集中配筋
	69, 70	35(30)	25×25	10-D100 40	0.264	井形集中配筋
	71, 72	35(30)	25×25	8-D100100	0.211	均等配筋
	73, 74	35(30)	25×25	10-D100 85	0.264	均等配筋

杭間隔は実験 I ~ 実験 IV (No. 1~34) では 6.0 cm, 実験 V 及び実験 VI では 4.5 cm

BD-7, 8: BD-5, 6 に杭形を設けた場合。なお、杭形は無筋でフーチングスラブと一体にコンクリートを打設した。(図-1 参照)

BD-9, 10: 全鉄筋量を BD-5, 6 と同じとし、これを有効幅(柱幅+スラブ厚)内と有効幅外の鉄筋比が 2:1 になるように分け、それぞれの部分に均等配筋した場合。(図-1 参照)

BD-11, 12: BD-5, 6 と同じ鉄筋量を各方向ごとに 2 分して、杭を結ぶ線上にフーチングの辺と平行に井形状に集中配筋した場合。

BD-13, 14: BD-5, 6 と同じ鉄筋量を柱直下に半分、残りの半분을更に 2 分し、それぞれ杭を結ぶ線上にフーチングの辺と平行に集中配筋した場合。

BD-15, 16: 全鉄筋量が BD-5, 6 のそれとほぼ等しくなるようにし、鉄筋をフーチングの対角線と平行に杭を結んで集中配筋した場合。

以上のうち BD-9, 10 は RC 規準 '75 に従った場合であり、BD-11~16 は Clarke<sup>12)</sup> が耐力の増加が期待出来るとした配筋法にならったものである。

#### iv) 実験Ⅳの試験体<sup>5)</sup>

実験Ⅳは Blevot-Frémy<sup>3)</sup> がトラス理論が良く適合するとしているスラブ厚の厚い場合について、その適否を検証することを目的として行われた。試験体は均等配筋として鉄筋端にフックを設けたもの(BD 系列)、先の BD-11, 12 と同様に杭上に井形に集中配筋したもの(BDC 系列)および均等配筋として鉄筋端をスラブ上端より 2 cm の位置まで折上げたもの(BDB 系列、図-1 参照)の 3 系列で、各系列毎にスラブ厚を 20, 30, 40 cm の 3 種とした。

鉄筋量は均等配筋とした BD-20 について、建築学会 RC 規準 '79 による曲げ耐力が、著者らが提案したパンチング耐力式<sup>4)</sup>による値よりも小さくなるように定め、他の試験体の鉄筋量もこれと同じとした。

#### v) 実験Ⅴの試験体<sup>6)</sup>

実験Ⅳまでの試験体は杭間隔がいずれの場合も杭径の 4 倍と広く、杭心と柱表面間距離も広い場合であって、学会の RC 規準 '82 で最小杭間隔(杭径の 2.5 倍)としているようなものについての検討が必要と考えられた。そこで、実験Ⅴでは杭間隔を実際の設計で多く採用されていると考えられる杭径の 3 倍として、スラブ厚および柱断面を変化させた試験体について実験した。試験体の設計に際しては、実験Ⅳと同様にして鉄筋量を定めスラブ厚に拘らず鉄筋比を一定とした。

#### vi) 実験Ⅵの試験体<sup>8)</sup>

実験Ⅵは実験Ⅴと同様の目的で行ったもので、柱断面、スラブ厚、鉄筋比および配筋法を変え、実験Ⅴの補足実験として実施したものである。試験体の設計等は実験Ⅴと同じである。

なお、以上の試験体では実験Ⅳの BDB 系列の試験体を除き、いずれも鉄筋端にフックを設けた。



2.2 試験体の材料および製作

使用した材料の性質およびコンクリートの調合等を表-2および表-3に示す。

試験体の成形にはメタルフォームを用い、先ずフーチングスラブのコンクリートを打設し、実験Iでは翌日、その他の実験では5～6時間後に柱型のコンクリートを打設した。その後、柱形頂部のキャッピング（実験I～IVのみ、実験I：材令3日、実験II～IV：材令1日）および型枠取りはずし（実験I：材令6日、

その他の実験：材令3日）の短時間を除き、実験Iでは材令28日、実験II～IVでは材令14日、実験V、VIでは所定の強度（約220 kg/cm<sup>2</sup>）発現まで試験体全面をビニールシートで覆い、以降シートを取り除いて実験時（実験I：材令35～45日、実験II：

表2 鉄筋の強度

実験別	種別	断面積(公称) cm <sup>2</sup>	降伏点応力度 kg/cm <sup>2</sup>	引張強さ kg/cm <sup>2</sup>	破断伸び %
I	D10	0.713	3800	5340	28.0
II	6φ	0.251*(実測)	3030	3740	27.0
III	D10	0.713	3920	5440	32.4
IV	D10	0.713	3990	5620	25.4
V	D10	0.713	3980	5510	27.9
VI	D10	0.713	4010	5510	27.9

表3 骨材およびコンクリートの調合

実験別	骨材				調合						
	砂		砂利		調合強度	スランプ	水セメント比	水	セメント	砂	砂利
	粒度	粗粒率	粒度	粗粒率	kg/cm <sup>2</sup>	cm	%	kg/m <sup>3</sup>	kg/m <sup>3</sup>	kg/m <sup>3</sup>	kg/m <sup>3</sup>
I	≤5mm	3.20	≤20mm	6.20	240	18	62	174	280	899	964
II	≤5	3.00	≤25	6.90	300	18	58	161	278	970	1034
III	≤5	3.26	≤20	6.75	280	18	61	165	271	950	1020
IV	≤5	2.99	≤25	6.91	280	18	57	177	309	885	1021
V	≤5	2.79	≤20	6.53	240	18	63	169	268	926	1030
VI	≤5	2.93	≤25	6.86	240	18	63	169	268	926	1030
備考	粗骨材：北海道鶴川産の川砂利 細骨材：北海道富岸産の海砂 セメント：普通ポルトランドセメント（日鉄）										

材令15～18日、実験III：材令27～42日、実験IV：材令27～37日、実験V：材令36～41日、実験VI：材令28～37日）まで実験室内で気中養生した。

試験体製作時に各試験体ごとに6本の15cmφ×30cm（実験I～III）又は、10cmφ×20cm（実験IV～VI）の標準供試体を作成し、前記の試験体と同一条件で養生した後、フーチング試験時に圧縮試験（3本）並びに割裂試験（3本）を行った。標準供試体の試験結果は表-4に他の実験結果と共に一括して示した。

### 2.3 載荷および支持方法

実験Ⅰ～Ⅳでは図-2(a)に示すように、アムスラー型圧縮試験機(最大容量200 ton)のテーブルの上に、十字形載荷台、球座、試験体の中心と支点を結ぶ方向に移動するローラー、長方形載荷板を重ね、更に杭頭を模した厚さ3 cm、直径15cmの鋼板製円形載荷板を介して試験体を置き、擬静的に載荷した。なお、各支点の反力量を検出するために検長5 mmのワイヤーストレンゲージを球座受けに貼付し、あらかじめ荷重-ひずみ関係を計測してロードセルとして用いた。ロードセルの検出精度は80 kgであった。

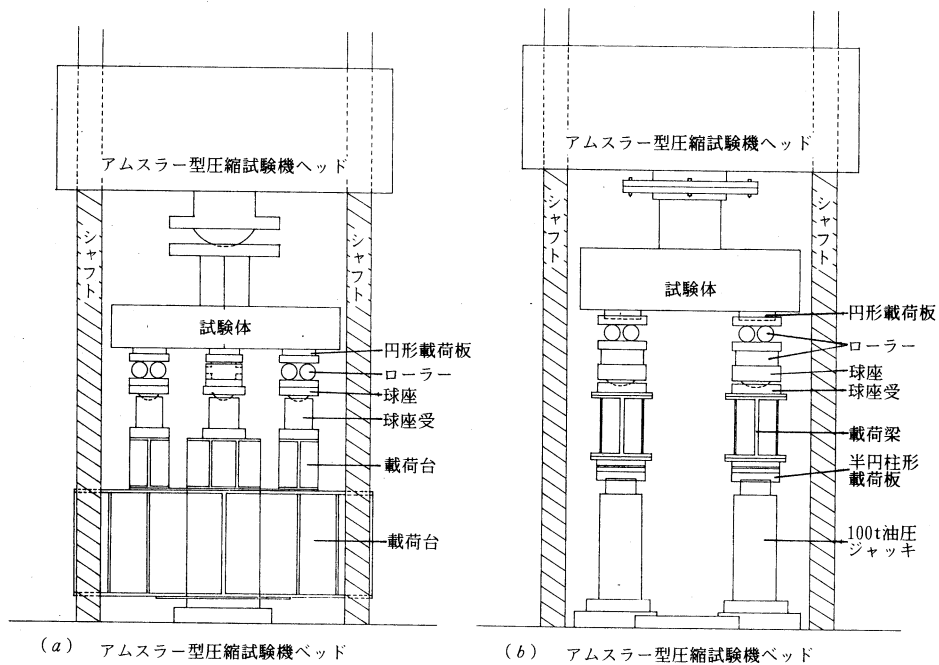


図2 載荷装置

実験結果によればアムスラー試験機の指示荷重に対する反力の和の比は  $1 \pm 0.02$  の範囲にあった。また、最大荷重直前までの全荷重段階について、各支点の反力と全荷重の  $(1/4)$  の値との比を求めた結果、いずれの試験体とも、その比の値は大多数が、  $1 \pm 0.15$  の範囲にあり、荷重が大きくなるにしたがって1.0に収束する傾向が見られた。実験結果にはこの反力のばらつきによると思われる特別な現象は見られなかった。

実験Ⅴ、Ⅵでは、上記の各支点反力の不均等分布を解消するために図-2(b)に示すように同試験機のテーブルの上に2台の連装油圧ジャッキ(容量各100 ton)、載荷はり、球座、球座受け、任意方向に移動可能な厚さ4 cmの載荷板を介して直交する二段重ねのローラーを置き、更に上記の場合と同様にして試験体を置き、載荷した。

## 2.4 変位計測方法およびひずみ計測方法

### i) 変位計測方法

実験Ⅱ～Ⅳでは図-3(a)に示すフーチング底面各点の垂直方向変位を試験機テーブルに固定した計測用フレームに取りつけた最小目盛 $1/100$ mmのダイヤルゲージで計測した。フーチング底面中央点のたわみは、以上で示した支点両側のダイヤルゲージ(図の1と2および4と5)による計測値から支点中央点の変位を求め、この値をフーチング底面中央点の計測値から差し引いて算出した。

実験Ⅴではジャッキ直上の荷はり上端を基準にしてフーチング底面中央点の鉛直方向変位を計測した。

実験Ⅵでは図-3(b)に示す各点の鉛直方向変位を計測し、先の場合と同様にして3点のたわみを求めた。

以上で求めたたわみあるいは鉛直方向変位の急増するときの荷重を降伏荷重とした。

### ii) フーチング底面のひずみ計測法

初亀裂荷重を、実験時の周囲の環境および観察者の能力に左右されることなく、精度良く把握するために、試験体No.29~34では図-4(a)に示すように、そして試験体No.35~50では同(b)に示すように、フーチング底面に検長67mmのワイヤーストレングージを貼付し、各荷重階(荷重増分1ton)ごとにそのひずみを計測した。なお、ゲージの貼付位置については別途行った三次元弾性有限要素法解析結果を参照して決めた。

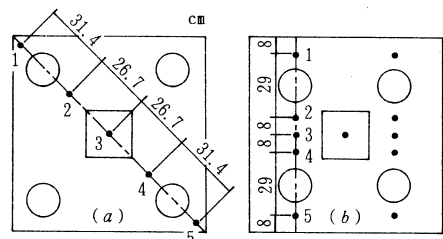


図3 変位計測位置

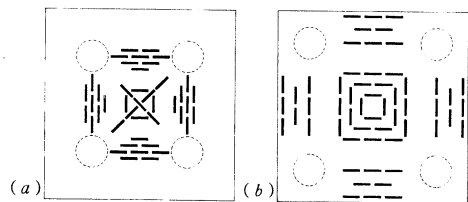


図4 W.S.G貼付位置

## 3. 実験結果および考察

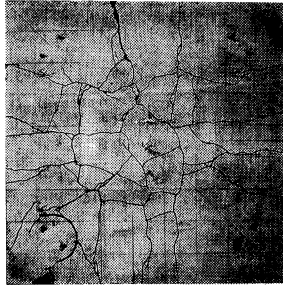
### 3.1 亀裂分布について

写真(a)~(h)に最終時のフーチング底面の亀裂分布状態の一例を示す。フーチング底面の初亀裂はいずれの試験体とも柱形直下の中央付近あるいは隣接する杭支点間の中間付近に生じた。

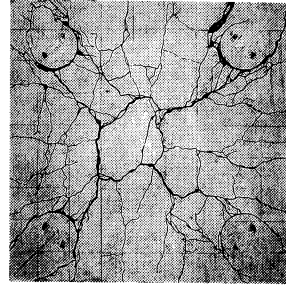
写真(a)は杭間隔が杭径の4倍、スラブの鉄筋比が0.528%、そして均等配筋の場合であるが、この試験体では初亀裂は辺と平行に杭支点を結んだ線上の中央付近に生じ、最大荷の約60%時の亀裂分布は各対辺を結んだ井形状となった。最大荷重時には写真に見られるように亀裂分布は複雑となり、既存の井形状に分布した亀裂が大きく開口し、終局に達した。

スラブ厚が薄く、鉄筋比の大きいものでは上記と類似した亀裂分布となり、鉄筋比の小さいものでは井形状に分布した亀裂のみが大きく開口し、終局に達する傾向がある。

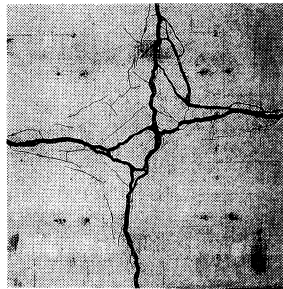
(a)  
BD-20-1



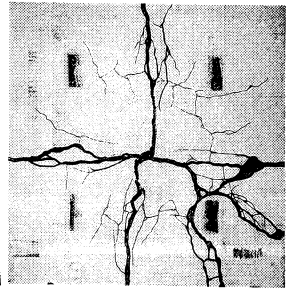
(b)  
BDC-20-1



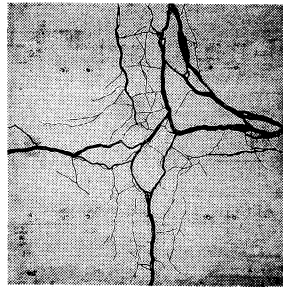
(c)  
B-35-25-1



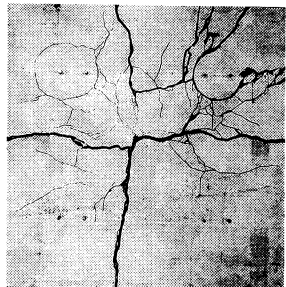
(d)  
BC-35-25-1



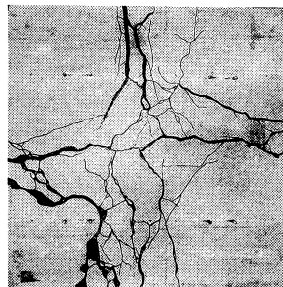
(e)  
B-45-25-1



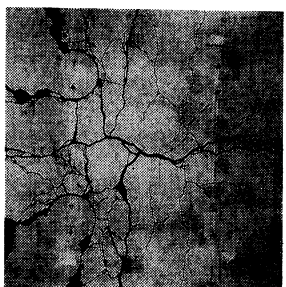
(f)  
BC-45-25-1



(g)  
B2-35-25-1



(h)  
BC2-35-25-1



写真(b)は写真(a)と同じプロポーシヨンの試験体で杭支点上に井形に集中配筋した場合であるが、初亀裂は柱形直下のフーチング底面に生じ、その後最大荷重の60%程度まで荷重が増加する間に柱形直下にリング状に生じた亀裂から多数の亀裂が放射状にフーチング周辺に向かって進展した。その後荷重の増加に伴い亀裂数も増し、やがて既存の亀裂が大きく開口し最大荷重に達する。スラブ厚が薄く、井形集中配筋の場合はいずれもこのような亀裂状態を示した。

写真(c)～(f)は杭間隔が杭径の3倍、スラブの鉄筋比が0.158%の場合の最終亀裂状況である。(c)、(d)はスラブ厚が35cmで均等配筋と井形集中配筋、(e)(f)はスラブ厚が45cmで均等配筋と集中配筋の場合である。これらのものではいずれもフーチング底面中央あるいはその近辺に生じた初亀裂が荷重の増加と共にスラブ平面を4分割するように十字形に進展し、スラブ側面の亀裂も終局時近くまでは、主となるものは一本のみである。終局時には写真に見られるように対辺を結ぶ亀裂が大きく開口し、変形のみ増大する状態となった。

配筋法の違いによる亀裂分布を比較すると、集中配筋のものでは杭支点到内接するような亀裂を生ずる傾向が見られるが、均等配筋ではそのような亀裂の発生は見られない。

スラブ厚の違いについて見るとスラブ厚の厚いものほど終局時には多くの亀裂を生ずる傾向が見られる。

写真(g)(h)は写真(c)(d)と同じプロポーシヨんで鉄筋比のみを0.264%と増した場合の最終亀裂状態である。これらのものも最大荷重の70%～80%までは前述の(c)、(d)の場合と同様の亀裂進展状況を示すが、終局時には対辺を結ぶように伸びた亀裂が1～2本となり、スラブ側面の亀裂もこれに対応して1～2本となった。最終時の亀裂分布は写真に見られるように鉄筋比の少ない場合に比べると幾分複雑になっている。

なお、鉄筋比が多いもの、あるいはスラブ厚が厚いものでは、最大荷重を示し、亀裂が開口して変形のみが増大して徐々に荷重が低下する段階でスラブ側面に斜め亀裂が生じ、写真に見られるように杭支点周辺に大亀裂を生ずる結果となった。

また、写真(c)～(h)に見られるようにスラブ厚の厚く、杭間隔の狭いものでは、最終破壊をもたらす亀裂位置はRC規準'82で応力算定断面としている柱表面断面とは異なる。このことは終局耐力を考える上で十分配慮する必要があると考えられる。

### 3.2 亀裂荷重について

#### i) 亀裂荷重実験値について

実験結果得られた初亀裂荷重を表-4の初亀裂荷重の欄に示す。表中、試験体No.1～No.28およびNo.51～No.74の初亀裂荷重は肉眼によりスラブ底面に亀裂が発生したことを確認したときの荷重である。従ってこの値には、観察しにくかったこと、および観察能力に個人差があることから多少の誤差が含まれていると考えられる。その他の試験体の初亀裂荷重はスラブ底面に貼付したワイヤーストレンゲージのひずみ測定値から求めた値であって、同欄の最初の値はひずみ計測

表 4 実験結果の諸荷重

No.	試験体記号	F <sub>c</sub> kg/cm <sup>2</sup>	F <sub>t</sub> kg/cm <sup>2</sup>	E <sub>1/3</sub> ×10 <sup>5</sup> kg/cm <sup>2</sup>	初亀裂荷重 P <sub>ct</sub> ton	長期曲げ 許容荷重		降伏荷重 ton	最大荷重 ton
						P <sub>cat</sub> ton	P <sub>cat</sub> P <sub>cat</sub>		
1	BD-1	241	22.5	2.29	8.0	9.4	(0.85)	17.0	17.9
2	2	223	22.4	2.19	7.0	9.4	(0.74)	17.0	18.5
3	BD-3	265	23.9	3.16	9.0	4.4	(2.05)	9.5	12.8
4	4	248	27.9	3.06	7.0	4.4	(1.59)	9.0	12.9
5	BD-5	254	24.5	3.16	17.0	21.9	(0.78)	47.0	48.0
6	6	251	25.9	3.02	18.0	21.9	(0.82)	47.0	49.0
7	7	300	27.0	3.33	16.0	21.9	(0.73)	48.0	51.0
8	8	289	24.5	3.38	15.0	21.9	(0.68)	49.0	51.7
9	9	237	22.4		18.0	21.9	(0.82)	42.0	48.0
10	10	257	27.6		18.0	21.9	(0.82)	45.0	47.0
11	11	276	28.6	3.29	16.0	21.9	(0.73)	49.0	50.0
12	12	293	29.9	3.39	20.0	21.9	(0.91)	48.0	49.5
13	13	272	26.7	3.30	15.0	21.9	(0.68)	44.0	47.5
14	14	248	23.7	3.22	16.0	21.9	(0.73)	44.0	47.0
15	15	264	25.8	3.32	18.0	23.3	(0.77)	49.0	50.0
16	16	255	24.8	3.05	15.0	23.3	(0.64)	47.0	48.0
17	BD-20-1	293	26.9	3.18	17.0	22.9	(0.74)	47.0	49.0
18	2	271	28.1	3.12	16.0	22.9	(0.70)	46.0	48.0
19	BD-30-1	286	29.0	3.13	32.0	38.1	(0.84)	76.0	80.0
20	2	262	30.6	3.19	35.0	38.1	(0.92)	84.0	86.0
21	BD-40-1	293	27.5	3.15	50.0	53.4	(0.94)	122.0	128.0
22	2	270	25.8	3.23	48.0	53.4	(0.90)	112.0	118.0
23	BDC-20-1	308	26.9	3.47	16.0	22.9	(0.70)	45.0	48.0
24	2	307	33.9	3.40	14.0	22.9	(0.61)	47.0	48.0
25	BDC-30-1	326	27.3	3.60	26.0	38.1	(0.68)	84.0	86.5
26	2	334	33.1	3.70	28.0	38.1	(0.73)	83.0	85.0
27	BDC-40-1	293	28.6	3.70	44.0	53.4	(0.82)	114.0	122.0
28	2	307	25.0	3.50	50.0	53.4	(0.94)	112.0	126.0
29	BDB-20-1	350	29.5	3.34	14.0	22.9	(0.66)	47.0	49.0
30	2	355	36.7	3.38	15.7	22.9	(0.72)	46.0	49.0
31	BDB-30-1	328	32.6	3.30	30.4	31.8	(0.83)	82.0	84.5
32	2	305	31.7	3.23	31.2	33.1	(0.87)	82.0	84.0
33	BDB-40-1	338	31.7	3.33	47.5	52.0	(0.97)	120.0	122.0
34	2	303	31.1	3.13	49.0	53.9	(1.01)	116.0	122.0
35	B-30-20-1	283	24.7	3.17	31.1	35.1	(1.28)	55.0	56.0
36	2	269	24.1	2.92	30.6	33.4	(1.21)	53.0	55.0
37	B-35-20-1	305	25.8	3.04	44.6	50.4	(1.28)	74.0	78.0
38	2	294	26.1	3.33	43.0	48.7	(1.23)	74.0	79.0
39	B-40-20-1	290	23.7	3.01	52.5	59.2	(1.10)	98.0	104.0
40	2	293	24.9	3.52	50.4	56.3	(1.05)	98.0	104.0
41	B-45-20-1	303	25.7	3.07	68.1	75.8	(1.08)	124.0	129.0
42	2	331	27.0	3.07	69.6	78.1	(1.11)	126.0	130.0
43	B-25-30-1	283	22.7	3.05	32.0	34.3	(1.17)	57.0	60.0
44	2	310	25.7	3.06	32.9	35.7	(1.22)	52.0	56.0
45	B-30-30-1	309	25.6	2.95	41.0	44.3	(0.97)	74.0	84.0
46	2	319	26.2	3.34	44.9	49.1	(1.07)	78.0	82.5
47	B-35-30-1	275	24.3	2.89	51.4	56.7	(0.86)	98.0	113.5
48	2	291	23.1	3.12	57.3	64.7	(0.98)	100.0	112.5
49	B-40-30-1	290	25.7	2.93	73.6	80.9	(0.90)	126.0	145.0
50	2	306	23.2	3.16	70.3	78.8	(0.88)	122.0	151.0
51	B-30-25-1	287	29.7	2.93	39.0	34.3	(1.14)	62.0	70.0
52	2	324	34.7	3.12	47.0	34.3	(1.37)	64.0	71.0
53	B-35-25-1	304	33.0	2.90	58.0	49.4	(1.17)	80.0	99.0
54	2	296	34.2	2.91	71.0	49.4	(1.44)	84.0	92.0
55	B-40-25-1	286	28.7	2.83	75.0	67.3	(1.11)	108.0	125.0
56	2	301	33.1	2.81	74.0	67.3	(1.10)	110.0	123.0
57	B-45-25-1	308	31.9	2.97	70.0	87.8	(0.80)	128.0	148.0
58	2	310	29.5	2.93	61.0	87.8	(0.69)	130.0	147.0
59	BC-35-20-1	306	34.9	2.97	60.0	39.5	(1.52)	70.0	79.0
60	2	317	33.0	3.06	49.0	39.5	(1.24)	68.0	81.0
61	BC-35-25-1	302	27.8	2.89	52.0	49.4	(1.05)	84.0	99.0
62	2	306	29.8	2.91	48.0	49.4	(0.97)	84.0	98.0
63	BC-35-30-1	298	32.5	2.92	58.0	65.9	(0.88)	96.0	120.0
64	2	307	29.1	2.88	59.0	65.9	(0.90)	100.0	116.0
65	BC-45-25-1	305	27.7	2.88	66.0	87.7	(0.75)	133.0	150.0
66	2	300	29.0	2.91	66.0	87.8	(0.75)	135.0	152.0
67	BC1-35-25-1	257	28.7	2.79	50.0	65.9	(0.76)	110.0	118.0
68	2	299	28.9	2.88	48.0	65.9	(0.73)	105.0	119.0
69	BC2-35-25-1	300	27.6	2.93	46.0	82.4	(0.55)	128.0	138.0
70	2	303	28.7	2.96	50.0	82.4	(0.61)	129.0	136.0
71	B1-35-25-1	279	30.4	2.73	54.0	65.9	(0.82)	98.0	107.0
72	2	315	29.5	2.94	56.0	65.9	(0.85)	98.0	117.0
73	B2-35-25-1	312	29.9	2.99	53.0	82.4	(0.64)	129.0	135.0
74	2	300	28.0	2.82	53.0	82.4	(0.64)	128.0	135.0

#### 4 本杭支持独立フーチングの曲げ耐力に関する実験的研究

値が検長67mmの間で可視亀裂幅(0.02mm)に相当する伸びが生ずるとしたときのひずみ度 ( $299 \times 10^{-6}$ )に達したときの荷重であり、後の値は同じく検長67mmの間で一様に見掛けの曲げ引張強度に相当するひずみを生じ、更に可視亀裂幅に相当するひずみ ( $299 \times 10^{-6} + 1.8\sqrt{F_c} / E_s$ )に達した時の荷重である。ただし、コンクリートの見掛けの曲げ引張強度を  $1.8\sqrt{F_c}$ 、引張側のヤング係数を圧縮試験より求めた値  $E_s$  に等しいとした。また、各荷重段階のひずみ計測値を直線補間して亀裂荷重を求めた。実験中は計測用コードが障害となり、肉眼による亀裂観察はできなかったが、両者の荷重間で可視亀裂が生じたとしても大きな誤りはないものと考えられる。

まず、均等配筋で鉄筋端部の定着法のみを異にする試験体No.17~No.22及びNo.29~No.34の初亀裂荷重について見ると、前者は肉眼観察によって判定した値、後者はひずみ計測値から判定した値であるが両者をスラブ厚を同じくするもの同志比較すると、いずれのスラブ厚でも比較的近似した値となっている。このことから肉眼観察によって得た亀裂荷重も十分信頼性のあるものと考えられる。

次に、均等配筋としたものと杭支点上に井形集中配筋したもの (No.5,6とNo.11,12), (No.17,18とNo.23,24), (No.19,20とNo.25,26), (No.21,22とNo.27,28), (No.37,38とNo.59,60), (No.53,54とNo.61,62), (No.47,48とNo.63,64), (No.57,58とNo.65,66), (No.71,72とNo.67,68), (No.73,74とNo.69,70)について見ると初亀裂荷重は均等配筋としたものの方が幾分大きくなる傾向が見られるが、その差異は必ずしも明瞭ではなく、先に述べた実験時の観察環境および観察者の能力の差異等を考えれば、配筋法の違いによる初亀裂荷重の差異は小さいと考えられる。

次に鉄筋量のみを異にする均等配筋の (No.53,54とNo.71,72とNo.73,74), 集中配筋の (No.61,62とNo.67,68とNo.69,70)について見ると、鉄筋量の違いによる特別な差異は見られず、本実験範囲程度の鉄筋量の違いでは初亀裂荷重に与えるその影響は小さいと考えられる。

以上のように配筋法の違いおよび鉄筋量の違いの初亀裂荷重に与える影響は小さいものと考えられる。

#### ii) 亀裂荷重実験値と長期曲げ許容荷重の比較

表-4の長期曲げ許容荷重欄は実験で使用した鉄筋をS D 35 (No.3,4はS R 30)相当とし鉄筋の長期許容引張応力度を  $2200 \text{ kg/cm}^2$  (No.3,4は  $1600 \text{ kg/cm}^2$ )としてR C規準'82に従って求めた長期曲げ許容荷重およびそれに対する初亀裂荷重実験値の比を示したものである。なお曲げ許容荷重は  $j = 7d/8$ として  $M = a_t \cdot f_t \cdot j$ より  $P_{cal} = 2 a_t \cdot f_t \cdot j / l$ として算定した。 $l$ は柱表面と杭心間距離。試験体No.29~No.50のものについては、実験値として表-4の初亀裂荷重欄の中の大きい方の値を取った。

表中の比の値が1より小さいものでは長期曲げ許容荷重内で亀裂が生ずることを意味する。表の値によると丸鋼を使用した鉄筋応力の小さいNo.3,4, 柱断面の小さいもの、即ち  $l$ が大きいNo.35~No.42, No.59,60およびNo.51~56, スラブ厚が比較的薄く、鉄筋比の小さいNo.43,44以

外では長期曲げ許容荷重内で亀裂を生ずることになる。

また比の値はスラブ厚、柱断面、杭間隔等のフーチングのプロポーシヨンと鉄筋比によって変化することがわかる。

フーチングは地中に埋設され、何らかの損傷が生じてても発見されず、また発見されたとしても補強することが極めて困難であること、更に亀裂の発生は鉄筋の腐蝕を招き、構造耐力上重大な支障を来す恐れがあるため、亀裂を生じさせないようにフーチングを設計する必要があると考える。

このような観点に立てば、表-4に見られるように長期曲げ許容荷重内で亀裂を生ずることはフーチング設計上、極めて重大な事柄であり、今後早急に適切な設計法を見出す必要があると考える。この点については別途検討する。

### 3.3 終局耐力について

#### i) 曲げ降伏荷重実験値および最大荷重実験値について

表-4に実験値の曲げ降伏荷重および最大荷重を示した。

降伏荷重はスラブ底面の鉛直方向変位計測値が急激に増加し始めたときの荷重であり、最大荷重は変形のみが増加し荷重が上昇しなくなったときの荷重である。

実験Ⅱの鉄筋量の等しい試験体No.5～No.14の降伏荷重について同種2体の平均で比較すると、有効幅内と幅外の鉄筋比を2:1としたNo.9,10および柱形直下と杭を結ぶ線上に田型に集中配筋したNo.13,14の値が他のものより10%程度小さな値を示している。これは大きな応力の生ずる中央部分に鉄筋を多く集中させているため、亀裂発生後に特にその部分の剛性が他の部分よりも大きくなって、一層応力集中を招く結果となり、降伏を早めたのではないかと考えられる。それ以外の試験体では、配筋法の違いあるいは杭形の有無による降伏荷重の差は認められない。

最大荷重についても降伏荷重と同様にNo.9,10, No.13,14の値が他のそれよりも低い値となっているが、それらの割合は降伏荷重の場合よりも小さい。

次に実験Ⅳの試験体No.17～No.34の降伏荷重および最大荷重について、それぞれ同じスラブ厚のもの同士について比較すると、均等配筋、井形集中配筋および均等配筋で鉄筋端をスラブ上端近くまで折上げたもの間には特別な差異は見られない。

また杭間隔を狭くした実験ⅤおよびⅥの試験体No.35～No.74の中で、配筋法（均等配筋と井形集中配筋）のみ異にするもの同士の降伏荷重および最大荷重について比較すると、スラブ厚の厚いNo.57,58とNo.65,66および鉄筋比0.264%のNo.71,72とNo.67,68では集中配筋としたそれぞれの後者の方が降伏荷重、最大荷重とも幾分大きくなっているが、その他の試験体では均等配筋と集中配筋の間に特別な差異は見られない。

以上のことから、本実験の範囲内のプロポーシヨンのものでは均等配筋と集中配筋による耐力差は小さいものと考えられる。



ii) 曲げ降伏荷重実験値と既往の終局耐力推定式との比較

表一5に曲げ降伏荷重実験値と既往の終局耐力推定式との比較を示す。

表中RC'82方式の値は応力算定断面をRC規準'82に準じて柱表面断面に採り、その断面内の応力中心間距離をACI Codeに準じて採った(1)式によって、降伏線理論の値は図-5のように降伏線を仮定することによって導かれた(2)式によって、トラス理論値は(3)式および(4)式によって決めた。

RC'82方式

$$P_{cal} = 2 a_t \cdot f_y \cdot j / l \quad (1)$$

降伏線理論式

$$P_{cal} = \frac{m(4B^2 - 4Br - r^2)}{(\ell_p - r)(B - r)} \quad (2)$$

トラス理論式

$$\text{Yanの式}^{2)} \quad P_{cal} = 4 \cdot d \cdot a_t \cdot f_y \left/ \left\{ \ell_p \cdot \left( 1 - \frac{r^2}{3 \ell_p^2} \right) \right\} \right. \quad (3)$$

$$\text{Blévo - Frémy の式}^{3)} \quad P_{cal} = 4 \cdot d \cdot a_t \cdot f_y \left/ \left\{ \ell_p \cdot \left( 1 - \frac{r}{2 \ell_p} \right) \right\} \right. \quad (4)$$

ここに、 $P_{cal}$ ：曲げ終局荷重計算値、 $a_t$ ：一方向の鉄筋の全断面積

$f_y$ ：鉄筋の降伏点応力度、 $j = (d - a_t \cdot f_y / 1.7 F_c \cdot B)$

$d$ ：スラブの有効せい、 $F_c$ ：コンクリート強度、 $m = a_t \cdot f_y \cdot j / B$

$r$ ：柱幅、 $B$ ：スラブ幅、 $\ell_p$ ：杭間隔、 $\ell$ ：柱表面と杭心間距離

表によるとRC規準'82方式の値に対する実験値の比はNo.35~No.74までのものでは全て1.0以下となっている。この比を縦軸に取り横軸に有効スラブ厚( $d$ )と柱表面一杭心間距離( $\ell$ )との比 $d/\ell$ を取って図示すると図-6のようになる。この図より $d/\ell$ の値が概ね2.0を越えるようなものでは比の値は1.0以下になると言える。即ち、RC'82方式によって算定される曲げ降伏荷重は $d/\ell$ が2.0を越えるようなプロポーシヨンの4本杭支持独立フーチングに対して過大評価を与えることになる。

次に降伏線理論による値について見るとRC'82方式による値よりも若干小さく算定されるが、RC'82方式の場合と同様にNo.35~No.74のものでは実験値よりも大きくなっており、危険側の評価を与えることになる。

トラス理論による値について見るとYanの式<sup>2)</sup>およびBlévo-Frémyの式<sup>3)</sup>による値はいずれの試験体でも過小評価を与える結果となり、上記のRC'82方式の値が適応しなくなる $d/\ell$ が

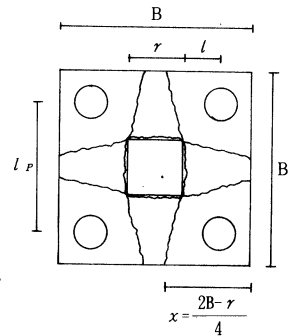


図5 降伏線

表5 終局耐力の比較

No.	試 験 体 号	降伏 荷重 $P_y$ ton	R C ' 82方式		降伏線理論		ト ラ ス 理 論				提 案 式 $P_{cat}$ ton
			$P_{cat}$ ton	$\frac{P_y}{P_{cat}}$	$P_{cat}$ ton	$\frac{P_y}{P_{cat}}$	Y a n		Blévo t-Frény		
							$P_{cat}$ ton	$\frac{P_y}{P_{cat}}$	$P_{cat}$ ton	$\frac{P_y}{P_{cat}}$	
1	BD-1	17.0	17.9(0.95)	17.7(0.96)	17.7(0.96)	13.4(1.27)	15.3(1.11)				
2	2	17.0	17.8(0.96)	17.6(0.97)	17.6(0.97)	13.4(1.27)	15.3(1.11)				
3	BD-3	9.5	9.4(1.01)	9.3(1.02)	9.3(1.02)	6.9(1.38)	7.9(1.20)				
4	4	9.0	9.4(0.96)	9.3(0.97)	9.3(0.97)	6.9(1.30)	7.9(1.14)				
5	BD-5	47.0	43.4(1.08)	42.7(1.10)	42.7(1.10)	31.0(1.52)	35.8(1.31)				
6	6	47.0	43.4(1.08)	42.7(1.10)	42.7(1.10)	31.0(1.52)	35.8(1.31)				
7	7	48.0	43.6(1.10)	42.9(1.12)	42.9(1.12)	31.0(1.55)	35.8(1.34)				
8	8	49.0	43.6(1.12)	42.9(1.14)	42.9(1.14)	31.0(1.58)	35.8(1.37)				
9	9	42.0	43.3(0.97)	42.7(0.98)	42.7(0.98)	31.0(1.35)	35.8(1.17)				
10	10	45.0	43.4(1.04)	42.8(1.05)	42.8(1.05)	31.0(1.45)	35.8(1.26)				
11	11	49.0	43.5(1.13)	42.8(1.14)	42.8(1.14)	31.0(1.58)	35.8(1.37)				
12	12	48.0	43.6(1.10)	42.9(1.12)	42.9(1.12)	31.0(1.55)	35.8(1.34)				
13	13	44.0	43.5(1.01)	42.8(1.03)	42.8(1.03)	31.0(1.42)	35.8(1.23)				
14	14	44.0	43.4(1.01)	42.7(1.03)	42.7(1.03)	31.0(1.42)	35.8(1.23)				
15	15	49.0	46.0(1.07)	45.3(1.08)	45.3(1.08)						
16	16	47.0	46.0(1.02)	45.3(1.04)	45.3(1.04)						
17	BD-20-1	47.0	45.4(1.04)	44.3(1.06)	44.3(1.06)	30.1(1.56)	35.6(1.32)				
18	2	46.0	45.2(1.02)	44.1(1.04)	44.1(1.04)	30.1(1.53)	35.6(1.29)				
19	BD-30-1	76.0	77.0(0.99)	75.1(1.01)	75.1(1.01)	50.1(1.52)	59.3(1.28)				
20	2	84.0	76.8(1.09)	74.9(1.12)	74.9(1.12)	50.1(1.68)	59.3(1.42)				
21	BD-40-1	122.0	108.6(1.12)	106.0(1.15)	106.0(1.15)	70.1(1.74)	83.0(1.47)				
22	2	112.0	108.5(1.03)	105.8(1.06)	105.8(1.06)	70.1(1.60)	83.0(1.35)				
23	BDC-20-1	45.0	45.5(0.99)	44.4(1.01)	44.4(1.01)	30.1(1.50)	35.6(1.26)				
24	2	47.0	45.5(1.03)	44.4(1.06)	44.4(1.06)	30.1(1.56)	35.6(1.32)				
25	BDC-30-1	84.0	77.2(1.09)	75.3(1.12)	75.3(1.12)	50.1(1.68)	59.3(1.42)				
26	2	83.0	77.3(1.07)	75.4(1.10)	75.4(1.10)	50.1(1.66)	59.3(1.40)				
27	BDC-40-1	114.0	108.6(1.05)	106.0(1.08)	106.0(1.08)	70.1(1.63)	83.0(1.37)				
28	2	112.0	108.7(1.03)	106.1(1.06)	106.1(1.06)	70.1(1.60)	83.0(1.35)				
29	BDB-20-1	47.0	45.7(1.03)	44.6(1.05)	44.6(1.05)	30.1(1.56)	35.6(1.32)				
30	2	46.0	45.7(1.01)	44.6(1.03)	44.6(1.03)	30.1(1.53)	35.6(1.29)				
31	BDB-30-1	82.0	77.2(1.06)	75.4(1.02)	75.4(1.02)	50.1(1.64)	59.3(1.38)				
32	2	82.0	77.1(1.06)	75.2(1.03)	75.2(1.03)	50.1(1.64)	59.3(1.38)				
33	BDB-40-1	120.0	108.9(1.10)	106.3(1.02)	106.3(1.02)	70.1(1.71)	83.0(1.45)				
34	2	116.0	108.7(1.07)	106.1(1.02)	106.1(1.02)	70.1(1.65)	83.0(1.40)				
35	B-30-20-1	55.0	56.0(0.98)	55.1(1.00)	55.1(1.00)	33.8(1.63)	40.5(1.36)	49.8*(1.10)			
36	2	53.0	56.0(0.95)	55.1(0.96)	55.1(0.96)	33.8(1.57)	40.5(1.31)	49.8*(1.06)			
37	B-35-20-1	74.0	80.7(0.92)	79.5(0.93)	79.5(0.93)	48.6(1.52)	58.4(1.27)	68.1(1.09)			
38	2	74.0	80.7(0.92)	79.4(0.93)	79.4(0.93)	48.6(1.52)	58.4(1.27)	68.1(1.09)			
39	B-40-20-1	98.0	109.8(0.89)	108.1(0.91)	108.1(0.91)	66.2(1.48)	79.5(1.23)	92.7(1.06)			
40	2	98.0	109.8(0.89)	108.1(0.91)	108.1(0.91)	66.2(1.48)	79.5(1.23)	92.7(1.06)			
41	B-45-20-1	124.0	143.5(0.86)	141.2(0.88)	141.2(0.88)	86.4(1.44)	103.8(1.19)	121.1*(1.02)			
42	2	126.0	143.7(0.88)	141.4(0.98)	141.4(0.98)	86.4(1.46)	103.8(1.21)	121.1*(1.04)			
43	B-25-30-1	57.0	59.7(0.95)	57.3(0.99)	57.3(0.99)	23.7(2.41)	30.3(1.88)	53.9*(1.06)			
44	2	52.0	59.8(0.87)	57.3(0.91)	57.3(0.91)	23.7(2.19)	30.3(1.72)	53.9*(0.96)			
45	B-30-30-1	74.0	93.5(0.79)	89.6(0.83)	89.6(0.83)	37.0(2.00)	47.3(1.56)	70.1*(1.06)			
46	2	78.0	93.5(0.83)	89.6(0.87)	89.6(0.87)	37.0(2.11)	47.3(1.65)	70.1*(1.11)			
47	B-35-30-1	98.0	134.4(0.73)	128.8(0.76)	128.8(0.76)	53.3(1.84)	68.1(1.44)	90.8(1.08)			
48	2	100.0	134.5(0.74)	128.9(0.78)	128.9(0.78)	53.3(1.88)	68.1(1.47)	90.8(1.10)			
49	B-40-30-1	126.0	183.0(0.69)	175.4(0.72)	175.4(0.72)	72.5(1.74)	92.7(1.36)	123.6(1.02)			
50	2	122.0	183.2(0.67)	175.5(0.70)	175.5(0.70)	72.5(1.68)	92.7(1.32)	123.6(0.99)			
51	B-30-25-1	62.0	70.5(0.88)	68.7(0.90)	68.7(0.90)	35.4(1.75)	44.0(1.41)	58.7*(1.06)			
52	2	64.0	70.7(0.91)	68.8(0.93)	68.8(0.93)	35.4(1.81)	44.0(1.45)	58.7*(1.09)			
53	B-35-25-1	80.0	101.7(0.79)	98.9(0.81)	98.9(0.81)	51.0(1.57)	63.3(1.26)	78.4(1.02)			
54	2	84.0	101.6(0.83)	98.9(0.85)	98.9(0.85)	51.0(1.65)	63.3(1.33)	78.4(1.07)			
55	B-40-25-1	108.0	138.3(0.78)	134.6(0.80)	134.6(0.80)	69.4(1.56)	86.2(1.25)	106.7(1.01)			
56	2	110.0	138.4(0.79)	134.7(0.82)	134.7(0.82)	69.4(1.59)	86.2(1.28)	106.7(1.03)			
57	B-45-25-1	128.0	180.8(0.71)	175.9(0.73)	175.9(0.73)	90.7(1.41)	112.6(1.14)	139.4(0.92)			
58	2	130.0	180.8(0.72)	175.9(0.74)	175.9(0.74)	90.7(1.43)	112.6(1.15)	139.4(0.93)			
59	BC-35-20-1	70.0	81.3(0.86)	80.0(0.88)	80.0(0.88)	49.0(1.43)	58.8(1.19)	68.6(1.02)			
60	2	68.0	81.4(0.84)	80.1(0.85)	80.1(0.85)	49.0(1.39)	58.8(1.16)	68.6(0.99)			
61	BC-35-25-1	84.0	101.7(0.83)	98.9(0.85)	98.9(0.85)	51.0(1.65)	63.3(1.33)	78.4(1.07)			
62	2	84.0	101.7(0.83)	98.9(0.85)	98.9(0.85)	51.0(1.65)	63.3(1.33)	78.4(1.07)			
63	BC-35-30-1	96.0	135.5(0.71)	129.9(0.74)	129.9(0.74)	53.7(1.79)	68.6(1.40)	91.5(1.05)			
64	2	100.0	135.6(0.74)	129.9(0.77)	129.9(0.77)	53.8(1.86)	68.6(1.46)	91.5(1.09)			
65	BC-45-25-1	133.0	180.7(0.74)	175.9(0.76)	175.9(0.76)	90.7(1.47)	112.6(1.18)	139.4(0.95)			
66	2	135.0	180.7(0.75)	175.9(0.77)	175.9(0.77)	90.7(1.49)	112.6(1.20)	139.4(0.97)			
67	BC1-35-25-1	110.0	134.6(0.82)	131.0(0.84)	131.0(0.84)	68.0(1.62)	84.5(1.30)	104.6(1.05)			
68	2	105.0	135.0(0.78)	131.3(0.80)	131.3(0.80)	68.0(1.54)	84.5(1.24)	104.6(1.00)			
69	BC2-35-25-1	128.0	168.0(0.76)	163.5(0.78)	163.5(0.78)	85.0(1.51)	105.6(1.21)	130.7(0.98)			
70	2	129.0	168.0(0.77)	163.5(0.79)	163.5(0.79)	85.0(1.52)	105.6(1.22)	130.7(0.99)			
71	B1-35-25-1	98.0	134.8(0.73)	131.2(0.75)	131.2(0.75)	68.0(1.44)	84.5(1.16)	104.6(0.94)			
72	2	98.0	135.1(0.73)	131.5(0.75)	131.5(0.75)	68.0(1.44)	84.5(1.16)	104.6(0.94)			
73	B2-35-25-1	129.0	168.1(0.77)	163.6(0.79)	163.6(0.79)	85.0(1.52)	105.6(1.22)	130.7(0.99)			
74	2	128.0	168.0(0.76)	163.5(0.78)	163.5(0.78)	85.0(1.51)	105.6(1.21)	130.7(0.99)			

比の平均  
標準偏差  
変動率

1.03  
0.05  
5.0%

\*印は1.5 <  $l_p/d$  ≤ 2.5の範囲にあるもの

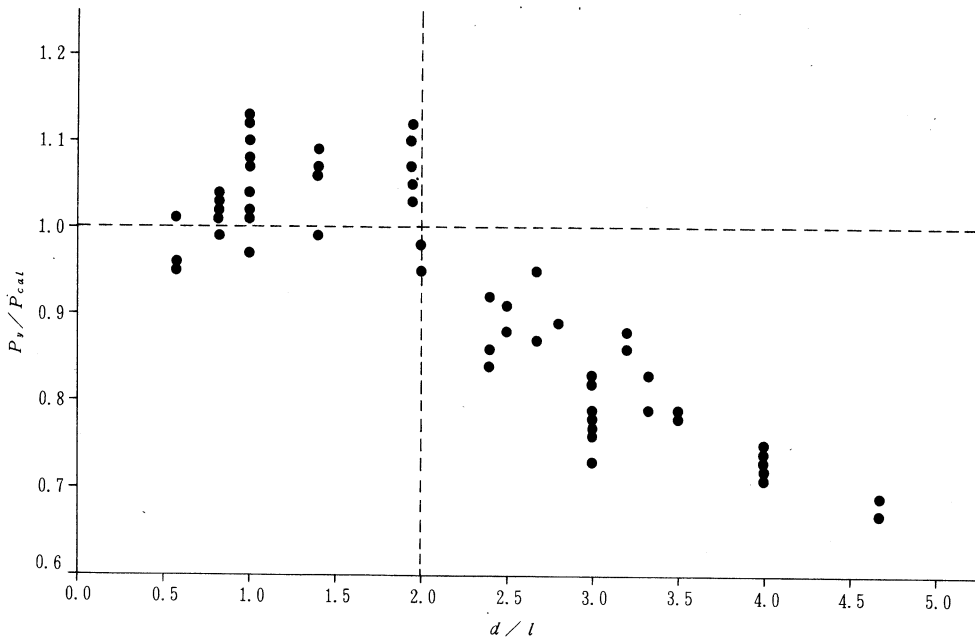


図6 RC標準'82方式の値と実験値との比較

2.0を越えるもの(No.35~No.74)について計算値に対する実験値の比の平均および標準偏差を取るとYanの式では1.64および0.23, Blévet-Frémyの式では1.32および0.16となり, 両式とも実験値に十分対応しているとは言えない。

以上のように,  $d/l$ の値が2.0を越えるような4本杭支持独立フーチングの曲げ耐力を精度良く推定し得る式は見当らない。

## 4. トラス理論に基づく耐力推定式について

### 4.1 既往のトラス理論式の考え方

トラス理論に基づく耐力推定式としては前述のYanの式<sup>2)</sup>およびBlévet-Frémyの式<sup>3)</sup>がある。Yanの式は柱の軸力がスラブ上面の柱断面内に均等に分布し, その面上の応力が各杭中心直上の鉄筋位置にコンクリートの斜め圧縮応力ストラットとして伝達され, 杭直上の鉄筋位置でその鉛直成分は杭の鉛直方向反力と釣合い, その水平成分は鉄筋の引張応力と釣合うとして導かれている。

一方Blévet-Frémyの式は柱の軸力がスラブ上面からある距離だけ上方の柱断面の中心に集中しているとし, その点から各杭中心直上の鉄筋位置を結ぶ形でトラスを構成するとして導かれている。鉄筋位置での応力の釣合いは, Yanの場合と同様である。そして, 柱から各杭中心直上の鉄筋位置に伝達される応力は柱側面より柱幅の $1/4$ の点を通るとしている。

これら両式を導くに際して、スラブ上面の柱脚部の鉛直応力分布については何ら検証されておらず、前章の実験値との比較結果から見ても柱脚部の応力分布の仮定の適否が、耐力推定式の精度に大きく影響すると考えられる。

#### 4.2 有限要素法解析による柱脚部の鉛直応力分布

図-7はNo.51モデルについて、コンクリートの亀裂を考慮した有限要素法解析によって得られた柱脚部の鉛直方向応力度分布を示したものである。なお、この応力度は柱脚部各節点の節点力をその負担面積によって除して求めたものであり、解析に際しての要素分割は図-8のようである。

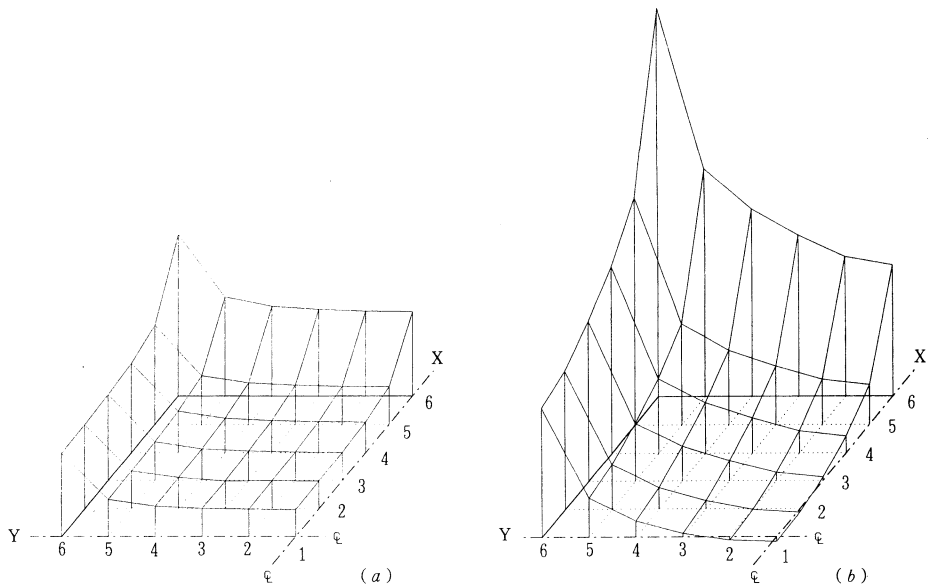


図7 柱脚部の鉛直方向応力度分布

図-7(a)は亀裂が鉄筋位置より一段上の要素まで進展した時点での柱脚部の応力分布であり、同図(b)は亀裂が下から7段目要素まで進展した時のそれである。

本解析ではコンクリートの非線形性、コンクリートと鉄筋間の付着特性のモデル化等がフォーチングの終局時の状態まで十分に表現し得るものではないため、同図の応力状態が必ずしも実際の応力状態を厳密に再現しているわけではないが、実験によれば杭支持独立フォーチングが曲げ降伏する時、スラブ側面で観察される亀裂は図-7(b)の応力状態のときの亀裂と同様スラブ上面近くまで達していることから、図に見られる柱脚部の鉛直応力分布は、杭支持独立フォーチングが降伏するときの柱脚部の応力分布状態に近似していると考えても大きな誤りはないものとする。

図-7(a)に見られるように柱脚部断面内の応力は、亀裂進展がスラブ内の鉄筋位置程度まで

進展した段階では柱隅角部及び柱周辺部で大きくなっているが、同時に柱断面中央部分にもほぼ均等な圧縮力が生じている。これに対して、亀裂がスラブ上面近くまで進展した段階では、柱隅角部及び柱周辺部の圧縮応力が極度に増大し、柱断面中央部では逆に引張応力を生ずるようになっている。図示はしなかったがスラブ厚が薄く、かつ杭間隔の広いものほどこの傾向は強く、柱隅角部への応力の集中度は（杭間隔／スラブ厚）の大きいものほど顕著になると言える。

これらのことから4本杭支持独立フーチングの曲げ終局時には、柱軸力の大部分は柱脚部の隅角部を通る形で杭に伝達されるようになると思われることが出来る。

### 4.3 トラス理論に基づく耐力式の誘導

前節で述べたような柱脚部の応力分布状態を考慮し、4本杭支持独立フーチングの終局時には次のようなトラスが構成されるものと仮定する。

柱軸力はスラブ上面で柱断面の4半分の合力位置を通して各杭に斜めの圧縮ストラットとして伝達され、その水平成分は杭直下の鉄筋位置で鉄筋の引張力と釣合い、その鉛直成分は杭の軸方向反力と釣合うものとする。（図-9）

そして、柱脚部断面内の圧縮応力分布を図-10のような三角形分布と仮定し、斜め圧縮ストラットはこの応力の合力位置を通るものとする。ただし、合力位置は（杭間隔／スラブ厚）の値によって変るものとする。

ここで、応力が図-10のような三角形分布のときの合力位置を求めると、中心軸から  $3r/8$  の位置となり、図-11に示した関係より、トラスの高さ  $x$  は次のように求まる。

$$\frac{a}{2} : x = \frac{a}{2} - \frac{3}{8} r : d$$

$$\therefore x = 4ad / (4a - 3r) \quad (5)$$

また図-12の応力の釣合関係より  $T_{AB}$  は次のように求まる。

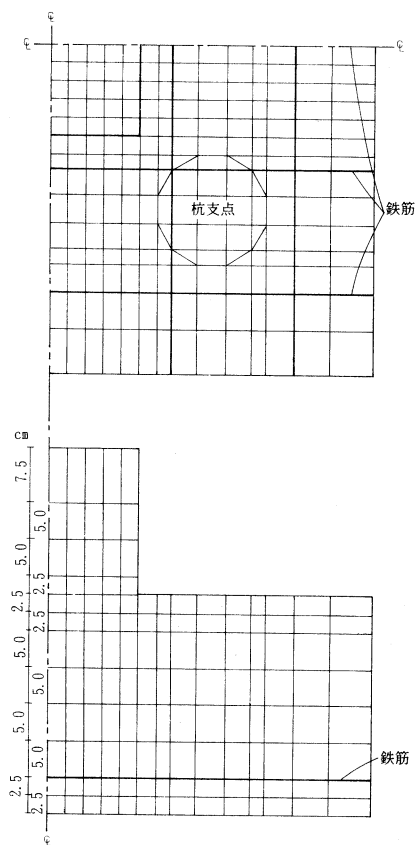


図8 要素分割

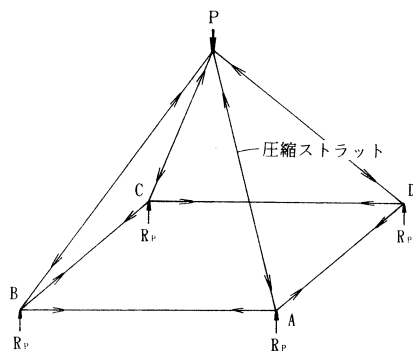


図9 トラス構成概念図

$$T_{AB} : \frac{P}{4} = \frac{a}{2} : \frac{4ad}{4a-3r}$$

$$\therefore T_{AB} = \frac{4a-3r}{32d} P \quad (6)$$

この $T_{AB}$ が一方方向の鉄筋の引張力 $F_t$ の1/2に等しいとおくと $P$ は次のようになる。

$$\frac{1}{2} F_t = \frac{4a-3r}{32d} P \text{より}$$

$$P = 4 F_t \cdot d / (a - 0.75r) \quad (7)$$

ここで $r$ の係数を $\alpha$ とおき $l_p (= a) / d$ の値によって次のように仮定する。

$$\left. \begin{aligned} l_p \leq 1.5d \text{ のとき } & \alpha = 0.75 \\ 1.5d < l_p \leq 2.5d \text{ のとき } & \alpha = 0.75 \\ & + 0.25 (l_p / d - 1.5) \end{aligned} \right\} (8)$$

(8)式は $l_p / d = 2.5$ のとき、柱脚断面隅角部の合力はほとんど柱の隅角に集中するようになるものとし、 $l_p / d$ が1.5と2.5の間では $\alpha$ の値を直線補間によって求めるとしたものである。

#### 4.4 実験値と提案式との比較

表-5の最右欄に(7)式によって求めた値を実験値との比と共に示した。最下欄には比の平均値、標準偏差および変動率も示した。これによると比の平均値は1.03、標準偏差は0.05、変動率5%となり、本実験の範囲では非常に良く実験値に対応していると言える。

以上より、 $d/l$ が2.0を越えるようなプロポーションの4本杭支持独立フーチングの終局耐力は本論の提案式によって精度良く推定し得ると考えられる。

## 5. む す び

以上実験結果について検討した結果、次の諸点が明らかとなった。

- 1) スラブ底面の初亀裂荷重は鉄筋比および配筋法が変わっても差程影響を受けない。
- 2) フーチングのプロポーションおよび鉄筋比によってはR/C規準'82方式による長期曲げ許容荷重内でフーチング底面に亀裂を生ずることがありうる。

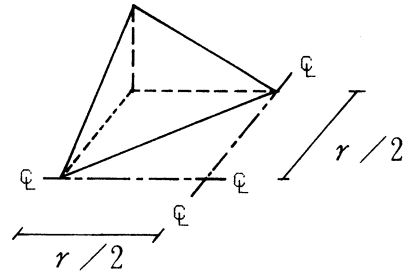


図10 柱脚部の応力分布

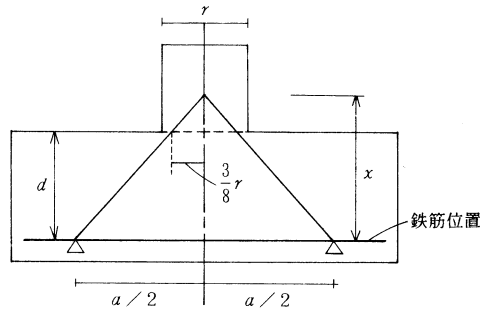


図11 トラス構成

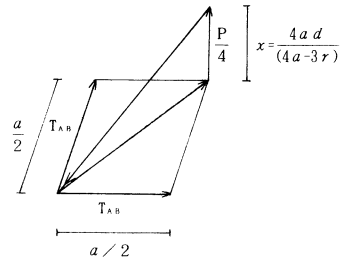


図12 杭支点上の力の釣合

- 3) 柱表面-杭心間距離  $l$  と有効スラブ厚  $d$  との比  $d/l$  が2.0を越えるようなプロポーシヨンの4本杭支持独立フーチングの終局耐力はRC規準'82方式によって求められるそれを下回る。
- 4) 既往のトラス理論による終局耐力推定値はいずれも実験値を過小評価している。
- 5) 本論で提案したトラス理論に基づく終局耐力推定式は  $d/l$  が2.0を越えるプロポーシヨンのフーチング実験値に対して十分な精度で対応する。

今後は、柱断面形状と杭配置（杭心を結んだ形状）が相似でない場合の終局耐力及び亀裂荷重とフーチングプロポーシヨンの関係について明らかにする必要がある。

最後に、本報の実験は本学大学院修了生ならびに学部卒業生の多くの方々のご協力のもとに行われたものであることを記し、心から感謝申し上げます。

## 参 考 文 献

- 1) 日本建築学会：“鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説”，(1988)
- 2) H.T.Yan：“Bloom-Base Allowance in The Design of Pile Caps”，Civil Engineering and Public Works Review, Vol.49, No.575, P.493~495, May (1954), No.576, P.622~623, June (1954)
- 3) J. Blévoit and R. Frémy：“Semelles sur pieux”，Annales de l'Institut Technique du Batiment et des Travaux Publics, Vol.20, No.230, P.223~295, Feb. (1967)
- 4) 小幡，大築：“鉛直荷重を受ける杭支持独立フーチングの終局耐力に関する研究-I, II”，日本建築学会論文報告集第289号，P.41~52, (1980)，第299号，P.33~43, (1981)
- 5) 細矢，大築，他3：“鉛直荷重を受ける4本杭支持正方形独立フーチングの曲げ破壊性状について”日本建築学会北海道支部研究報告集No.54，P.28~31 (1981)
- 6) 大築，石丸：“2本杭及び4本杭支持独立フーチングの曲げ破壊実験”日本建築学会北海道支部研究報告集No.63，P.71~74, (1990)
- 7) 大築：“4本杭支持独立フーチングの曲げ破壊性状について”日本建築学会学術講演梗概集(中国) P.817~818 (1990)
- 8) 鈴木，大築：“4本杭支持独立フーチングの曲げ破壊性状について(その2)”日本建築学会学術講演梗概集(東北) (1991)
- 9) 大築，鈴木：“4本杭支持独立フーチングの曲げ耐力について”日本建築学会学術講演梗概集(東北) (1991)
- 10) ACI：“Building Code Requirements for Reinforced Concrete, ACI 313-83”
- 11) J. Moe：“Shearing Strength of Reinforced Concrete Slabs and Footings under Concentrated Loads”，Bulletin D47, Research and Development Laboratories, Portland Cement Association, Skokie, Illinois, May (1961)
- 12) J. L. Clarke：“Behavior and Design of Pile Caps with Four Piles”，Cement and Concrete Association, London, Report No.42, 489, Nov. (1973)

# On the Distributed Coupled-Line Digital Frequency Multipliers-Part II : Output Simulations to Cosine Half Wave Inputs

Iwata SAKAGAMI

## Abstract

The simulations of output responses of distributed coupled-line digital frequency multipliers are discussed. The simulated waveforms are obtained from sampled data of measured amplitude and phase characteristics and found to be in good agreement with experimental photographs.

The input signals here are the cosine half wave pulses sliced at a positive level. Therefore the Fourier transform and the energy ratio within a specified frequency band are also considered.

## 1. Introduction

Speeding up a train of unipolar or bipolar pulses without using nonlinear elements has been discussed for the case of distributed coupled-line (briefly, DCL) networks [1, 2]. The main theme of these past papers was how to synthesize DCL networks from network transfer functions and impulse responses. For the network synthesis, it has been convenient to treat a train of input pulses as a train of impulses. The reasons were as follows: (i) The train of input impulses possesses equi-amplitude and equi-spacing discrete frequency components over  $-\infty < f < \infty$  [3], and (ii) the frequency and phase characteristics of the DCL networks are also periodical at all frequencies of  $-\infty < f < \infty$ , as the network transfer functions are expressed by the delay operator  $z^{-1} = \exp(-2s\tau)$  or the Richards variable  $t = j \tan \beta \ell$  [See II. in [2] for the symbols  $\tau$ ,  $\beta$ ,  $\ell$ , and  $s$ ]. Theoretically, the property of (i) can be matched to that of (ii) at all frequencies, and this eases the synthesis problems.

Normally, the transfer functions of DCL networks are calculated on the basis of TEM wave approximations. Arbitrary waveforms are allowable as input pulses if the waveforms are duration-limited and no overlap occurs at the output port. However, a train of cosine half wave (CHW) pulses will be introduced in this paper for the reasons that (i) the CHW pulse occupies the narrowest bandwidth among many other duration-limited waveforms [4], (ii) the train of CHW pulses can be obtained easily from a sinusoidal oscillator, and (iii) the train of CHW pulses is considered to be suitable to the high speed pulse transmissions.



The main topics here are: ( i ) A CHW pulse in more general form [See Fig. 1] and the Fourier transform; (ii) Energy within a specified frequency; (iii) Energy spectra of periodical CHW pulses; and (iv) Simulations of output responses of the DCL digital frequency multipliers.

In this way, the functions of the digital frequency multipliers will be clarified and verified from the considerations of these subjects.

## 2. Energy Ratio of a CHW Pules on the Frequency Axis

### A. Fourier Transform and Effective Bandwidth

Fig. 1 shows a cosine half wave (CHW) pulse which is sliced at a positive voltage level from a sinusoidal wave. The waveform  $v(t)$  is

$$v(t) = \begin{cases} A (\cos \omega_0 t - \cos \theta_0), & |t| \leq aW \\ 0, & |t| > aW \end{cases} \quad (1)$$

where,  $\omega_0 = \pi / 2W$ ,  $\theta_0 = a\pi / 2$ , and  $0 < a \leq 1$ .

The  $a$  is variable and represents the positive voltage slice level

indirectly. The  $2W$  indicates the duration of the CHW pulse at  $a = 1$ . Designating the Fourier transform of  $v(t)$  by  $V(\omega)$ , the CHW pulse sliced at zero voltage level is given by  $a = 1$  and represented by

$$v(t) = \begin{cases} \frac{1}{\sqrt{W}} \cos(\omega_0 t), & |t| \leq W \\ 0, & |t| > W \end{cases} \quad (2a)$$

$$V(\omega) = \begin{cases} 4\pi \sqrt{W} \cos(W\omega) / (\pi^2 - 4W^2\omega^2), & \omega \neq \pm \pi / 2W \\ \sqrt{W}, & \omega = \pm \pi / 2W \end{cases} \quad (2b)$$

(1) needs to be discussed at first for the following reasons: In general, CHW pulses created by diode circuits and so forth correspond to the case of  $0 < a < 1$ ; and a train of CHW pulses with variable duty ratio can be obtained from a sinusoidal oscillator by changing the positive slice level, though this is a rather primitive method.

For the waveform of total energy 1,

$$\int_{-\infty}^{\infty} |v(t)|^2 dt = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |V(\omega)|^2 d\omega = 1 \quad (3)$$

Using (3),  $A$  in (1) can be given by

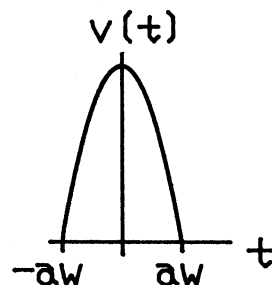


Fig. 1 A cosine half wave (CHW) pulse ( $0 < a \leq 1$ ).

$$A = \sqrt{\pi} / \sqrt{W \{ 2a\pi + a\pi \cos(a\pi) - 3\sin(a\pi) \}} \quad (4)$$

By (A. 2) defined in the Appendix, the effective bandwidth  $\Delta \omega$  of (1) is rewritten by

$$(\Delta \omega)^2 = \int_{-aW}^{aW} |dv(t)/dt|^2 dt. \quad (5)$$

Calculating (5),

$$\Delta \omega = \frac{\pi}{2W} \sqrt{\frac{a\pi - \sin(a\pi)}{2a\pi + a\pi \cos(a\pi) - 3\sin(a\pi)}} \quad (6)$$

$V(\omega)$  can be given by

$$V(\omega) = 4W\pi AP(X), \quad (7)$$

where

$$P(X) = \frac{X\sin(\theta_0)\cos(X/2) - a\pi\cos(\theta_0)\sin(X/2)}{X(\pi + X/a)(\pi - X/a)} \quad (7a)$$

$$X = 2aW\omega. \quad (7b)$$

Putting

$$\tau_1 = 2aW, \quad (8)$$

$\tau_1$  denotes the pulse duration in Fig. 1.

Eqs. (1) and (4) in case of  $a = 1$  represent the same equation as in (2a). In the same way, (7) becomes equal to (2b).

### B. Energy within $|\omega| \leq \Omega$

As the total energy of  $v(t)$  is 1 due to (3) and (4), the energy ratio  $E_{ra}$  of the energy included within  $|\omega| \leq \Omega$  to the total energy is given by

$$E_{ra} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\Omega}^{\Omega} |v(\omega)|^2 d\omega \quad (9a)$$

$$= \frac{4W\pi A^2}{a} \int_{-\tau_1\Omega}^{\tau_1\Omega} |P(X)|^2 dX. \quad (9b)$$

$P(X)$  at  $X = 0, \pm a\pi$  are given by

$$\lim_{X \rightarrow 0} P(X) = \frac{2\sin(\theta_0) - a\pi\cos(\theta_0)}{2\pi^2} \quad (10a)$$

$$\lim_{X \rightarrow \pm a\pi} P(X) = \frac{a\pi - \sin(a\pi)}{4\pi^2} \quad (10b)$$

Taking (10) into account, the numerical calculations of  $E_{ra}$  are carried out as a function of  $(\tau_1\Omega)$

by the double precision Romberg method. The results are shown in Fig. 2. The curves Co. 1 and Co. 2 represent cases of  $a = 1$  and  $a = 0.5$ , respectively. The curve of Rec. indicates the energy ratio of a rectangular wave [See (A. 5) in appendix], presented for comparison with the CHW pulses. It is known that the effective bandwidth  $\Delta \omega$  of the CHW pulse of  $a = 1$  is the narrowest among many other duration limited pulses [See (A. 4) ; when  $\tau_1 = 2W$ , (A.4) is equal to (2a) ]. However, there are no practical differences between Co. 1 and Co. 2, so that the case of energy ratio 99% is examined numerically at first as a standard of bandwidth required for the network design.

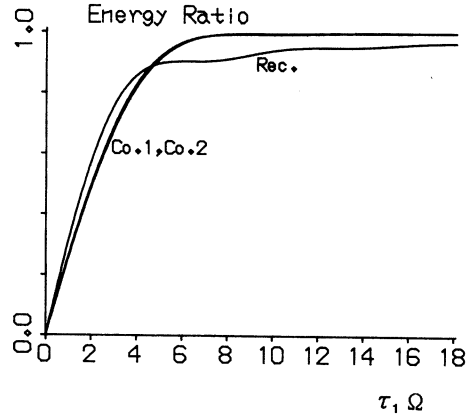


Fig. 2 The energy ratio within  $|\omega| \leq \Omega$  as a function of  $(\Omega \tau_1)$ .

(i) The case of  $E_{ra} = 0.99$

When  $a = 1$ , we have  $\tau_1 \Omega = 7.426$ . For the pulse duration  $\tau_1 = 1.1$  nsec [See C., V. in [2]], we have  $f_\Omega = 1.074$  GHz. Here  $f_\Omega = \Omega / 2\pi$ . When  $a = 0.5$ , we have  $\tau_1 \Omega = 7.484$ . This means  $f_\Omega = 1.083$  GHz for the same value of  $\tau_1$ .

The  $f_\Omega$  of this case indicates that 99% energy of a CHW pulse is included within  $|f| \leq f_\Omega$ .

(ii) The case of  $E_{ra} = 0.997$

It is known that the energy ratio of a Gaussian pulse exceeds 99.7% at three times the effective bandwidth of the Gaussian pulse. For the confirmation, the case of  $E_{ra} = 0.997$  is also examined about the CHW pulses. For  $a = 1.0$ , and  $0.5$ , we have  $\tau_1 \Omega = 12.11$ , and  $12.60$ . Using (6), we have  $\Omega / \Delta \omega = 3.85$ , and  $4.0$ , respectively. This means the energy of 99.7% of the CHW pulses of  $a = 1$  and  $a = 0.5$  are included within 3.85 times and 4.0 times  $\Delta \omega$ .

(iii) The case of rectangular pulse

In order to exceed 99% energy, there must be  $\tau_1 \Omega \geq 64.63$ . Therefore, a fairly large  $f_\Omega$  is required.

In the following sections, the CHW pulse of  $a = 1$  will be used for the calculation of output responses as the curves Co. 1 and Co. 2 are very close to each other.

### 3. Energy Spectrum of a Train of Input Pulses

Now let us consider a train of unipolar pulses  $v_{Tr}(t)$  of time interval  $T$  (period  $T$ ) and a train of bipolar pulses  $w_{Tr}(t)$  of time interval  $T$  (period  $2T$ ) [For instance, see Figs. 6(a), (b)].

A. The Case of  $v_{Tr}(t)$ 

The pulse train  $v_{Tr}(t)$  and its Fourier transform are given by

$$v_{Tr}(t) = \frac{1}{T} \sum_{k=-\infty}^{\infty} V(k\omega^+) \exp(jk\omega^+t), \quad (-\infty < t < \infty) \quad (11a)$$

$$F[v_{Tr}(t)] = \omega^+ \sum_{k=-\infty}^{\infty} V(k\omega^+) \delta(\omega - k\omega^+), \quad (11b)$$

where  $\omega^+ = 2\pi / T$ . When the DCL  $n$ -section networks in Fig. 4 in [2] are used,  $T = 2(n+1)\tau$ . The  $\tau$  indicates the time delay of a unit element [See Fig. 3 in [2]].

As the energy within a period is given by

$$\int_{-T/2}^{T/2} |v_{Tr}(t)|^2 dt = 1,$$

we have

$$\frac{1}{T} \sum_{k=-\infty}^{\infty} V^2(k\omega^+) = 1, \quad (12)$$

where  $V(k\omega^+) = 4W\pi AP(X_k)$  and  $X_k = k\omega^+\tau$ .

 B. The Case of  $w_{Tr}(t)$ 

The pulse train  $w_{Tr}(t)$  and its Fourier transform are

$$w_{Tr}(t) = \frac{1}{T} \sum_{k=-\infty}^{\infty} V\{(2k+1)\omega^+/2\} \exp\{j(2k+1)\omega^+t/2\}, \quad (-\infty < t < \infty) \quad (13a)$$

$$F[w_{Tr}(t)] = \omega^+ \sum_{k=-\infty}^{\infty} V\{(2k+1)\omega^+/2\} \delta\{\omega - (2k+1)\omega^+/2\}. \quad (13b)$$

The  $w_{Tr}(t)$  alternates between the positive and negative polarities at time interval  $T$ . Assuming a positive polarity pulse arrives at the input port of the DCL networks at  $t = 0$ ,

$$\int_{-T/2}^{T/2} |w_{Tr}(t)|^2 dt = 1,$$

Therefore, we have

$$\frac{1}{T} \sum_{k=-\infty}^{\infty} V^2\{(2k+1)\omega^+/2\} = 1, \quad (14)$$

where  $V\{(2k+1)\omega^+/2\} = 4W\pi AP(X_k)$  and  $X_k = (2k+1)\omega^+\tau/2$ .

From (11b) and (13b), it is understood that the frequency components of periodical unipolar pulses or those of bipolar pulses are discrete and given by integral multiples of  $\omega^+$  or odd number multiples of  $\omega^+/2$  and the amplitudes are determined by the Fourier transform of each con-

stituent pulse. As (12) and (14) can be obtained by multiplying the mean power of periodical waves by the period, each term of the left side of each equation represents the energy spectrum.

C. Frequency Characteristics of Test Circuits A and B

Fig.3 shows the same measurement system as in Fig. 1 (a) in [2]. The design parameters of test circuits are the same as those in [2]. Therefore, the amplitude and phase characteristics can be

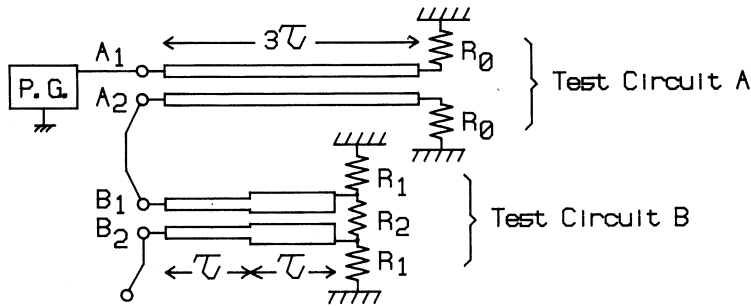
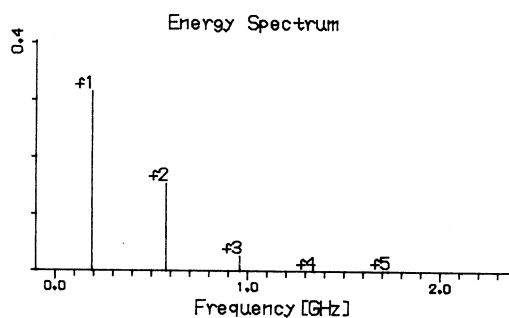
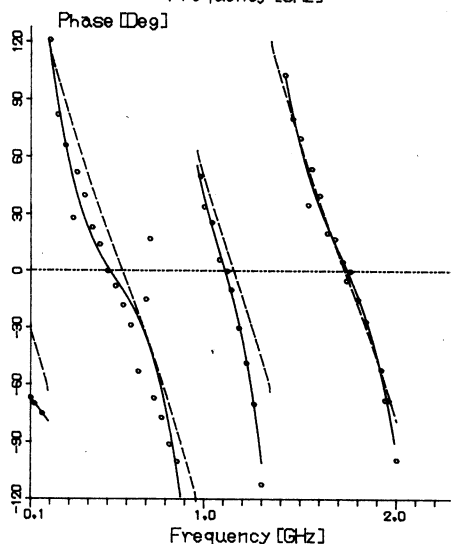
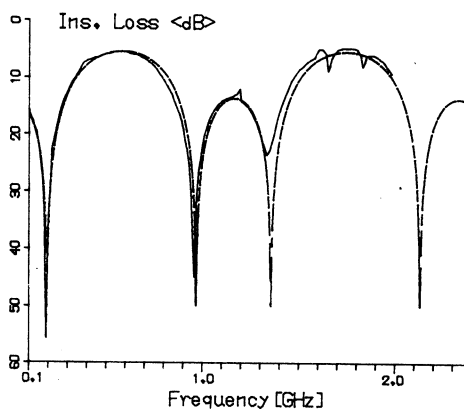
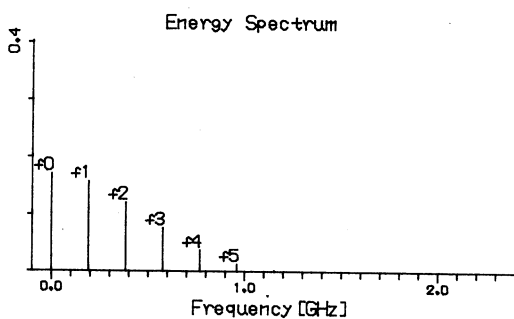
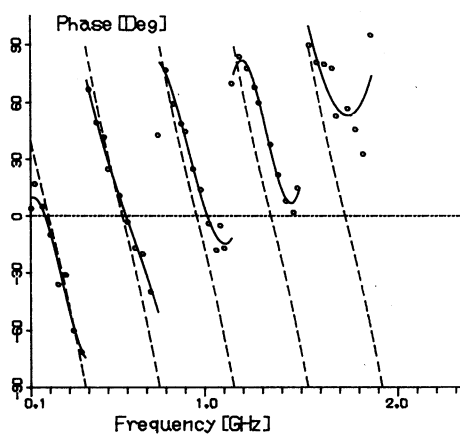
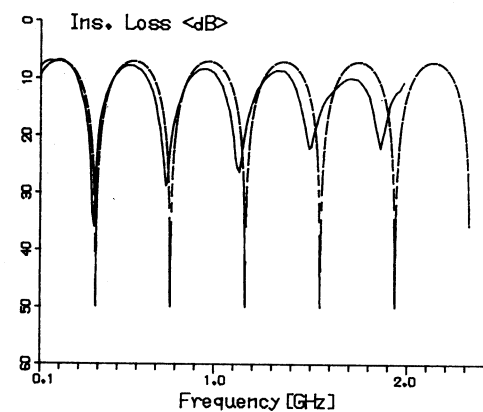


Fig. 3 Test circuits for measurement, where P. G., test circuit A and test circuit B indicate a pulse generator, a 1-section directional coupler and a 2-section coupled-line network.

calculated from their network transfer functions. Figs. 4 (a) and (b) show the amplitude and phase characteristics of test circuit A, and Figs. 5 (a) and (b) are those of test circuit B. In these figures, the theoretical curves are depicted by broken lines to suit the computer drawing. The equipment for the measurement was a set of HP8620A, HP8410A, HP8746B and HP8413A. For the amplitude characteristics, the measurement data were tied with solid lines directly. However, for the phase characteristics, there were not many measurement points. As seen from Fig. 4 (b), the theoretical curves have double values of  $-90^\circ$  and  $+90^\circ$  at integral multiples of 385MHz, so that the data from close to these transition points could not be measured accurately. Therefore, on the phase characteristics of Fig. 4 (b), the 3-rd order least mean square (LMS) polynomials  $y = a_0 + a_1 x + a_2 x^2 + a_3 x^3$  were derived from the measurement data. In Fig. 5 (b), the situations are similar to the above.

D. Discrete Frequency Components of Input CHW Pulses

The trains of CHW pulses for the use of output simulations are respectively shown in Fig. 6 (a) and (b). In Fig. 6 (a), the period  $T_1$  is 5.2nsec and the duration of a CHW pulse  $\tau_1$  is 1.1nsec. In Fig. 6 (b), the pulse interval  $T_2$  is  $T_1 / 2$  or 2.6nsec and the duration is the same as in Fig. 6 (a).



**Fig. 4** (a) Amplitude characteristics of test circuit A.  
Solid lines: measured. Broken lines: theoretical.  
(b) Phase characteristics of test circuit A.  
—: 3-rd order least mean square (LMS) polynomials.  
Broken lines: theoretical.  
(c) Energy spectra of Fig. 6 (a).

**Fig. 5** (a) Amplitude characteristics of test circuit B.  
Solid lines: measured. Broken lines: theoretical.  
(b) Phase characteristics of test circuit B  
—: 1-st order LMS polynomial for the first period and 3-rd order LMS polynomials for other periods.  
Broken lines: theoretical.  
(c) Energy spectra of Fig. 6 (b).

Assuming that the pulse generator P. G. in Fig. 3 outputs the pulse train in Fig. 6 (a), the energy spectra calculated from (12) are shown in Fig. 4 (c). Similarly, assuming the test circuit A generates the pulse train in Fig. 6 (b), the energy spectra given in Fig. 5 (c) can be calculated from (14).

In Fig. 4 (c), the energy of the unipolar CHW pulse train exceeds 99% at  $f = 1.154$  GHz, and the energy of 99.5% is included within  $|f| \leq 1.154$ GHz.

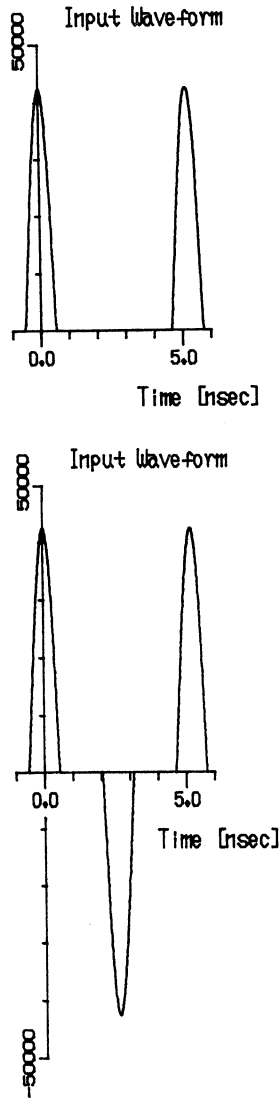
Within  $|f| \leq 1.731$  GHz, the energy of 99.77% is included.

In Fig. 5 (c), the energy of the bipolar

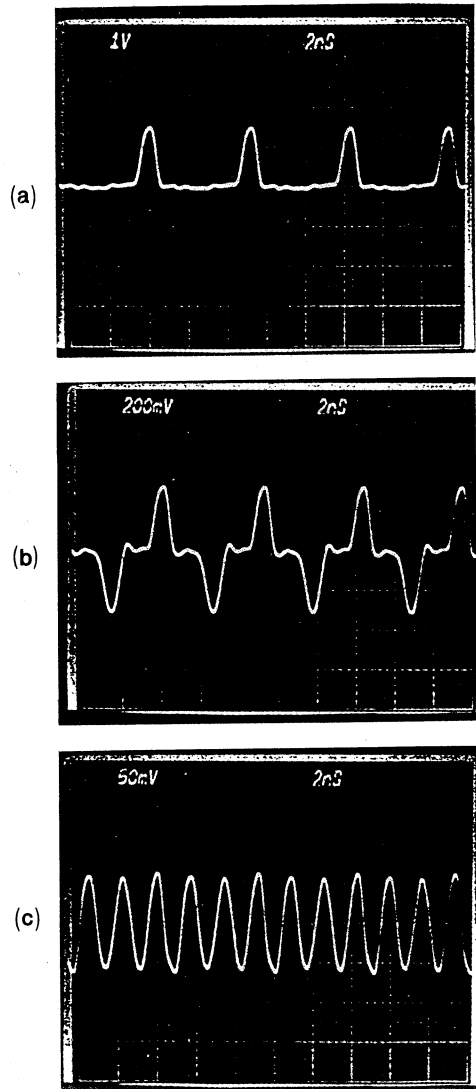
CHW pulse train exceeds 99% at  $f = 0.962$ GHz. The energy of 99.5% and that of 99.85% are respectively included for  $|f| \leq 0.962$ GHz and for  $|f| \leq 1.731$ GHz.

In this paper, the measured data from zero to 1.731GHz are used for the output simulations.

The DC component  $f_0$  in Fig. 4 (c) is cut off completely, as seen from the test circuit A. From Figs. 4 (a), (b) and (c), it is understandable why the frequency components  $f_2, f_4, \dots$  are rejected, and others  $f_1, f_3, \dots$  transmit to output port  $A_2$ . This is the reason why the output pulses can be



**Fig. 6** Trains of CHW pulses.  
 (a) Input for test circuit A.  
 (b) Input for test circuit B.



**Fig. 7** Experimental results at  
 (a) port  $A_1$ , (b) port  $A_2$ , and  
 (c) port  $B_2$ .

formed twice as fast as input. The test circuit A satisfies the prescribed amplitude and phase characteristics approximately in the region where almost all the energy of input pulse train is concentrated.

As seen from Fig. 5 (c), there is no DC component in the train of bipolar pulses. In Figs. 5 (a), (b) and (c), similarly to the case of Figs. 4 (a) (b) (c), the components f1, f3, f4, ... are rejected and f2, f5, ... transmit to output port B<sub>2</sub>. This is the reason why the tripler can be built up with DCL networks. However in the case of Fig. 6 (b), the output pulses overlap each other at both edges as pointed out in Fig. 2 (c) in [2]. Referring to Fig. 5 (c) again, higher frequencies than f5 can be neglected. Therefore, in other words, it can be said that most of the waveform shown in Fig. 7 (c) comes from the transmitted component f2. The duration of an input pulse being shortened, the frequency domain spectra spread to higher bands, so that separated output pulses can be generated three times as fast as the input.

#### 4. Simulations of Output Responses

In this section, the waveforms of output simulations will be compared with photographs in Fig. 7.

In general, when inputs and outputs are denoted by  $a_T(t)$  and  $b_T(t)$  in the time domain, their Fourier transforms  $A_T(\omega)$  and  $B_T(\omega)$  are related by

$$B_T(\omega) = \Gamma_n(\omega) A_T(\omega), \quad (15)$$

where  $\Gamma_n(\omega)$  is the transfer function of n-section DCL network.

When  $B_{1T}(\omega)$  and  $B_{2T}(\omega)$  respectively represent the output Fourier transforms for the train of unipolar input pulses  $a_T(t) = v_{Tr}(t)$  and for that of bipolar input pulses  $a_T(t) = w_{Tr}(t)$ , eqs. (16) and (17) are obtained from (11b), (13b) and (15).

$$B_{1T}(\omega) = \omega^+ \sum_{k=-\infty}^{\infty} \Gamma_n(k\omega^+) V(k\omega^+) \delta(\omega - k\omega^+), \quad (16)$$

$$B_{2T}(\omega) = \omega^+ \sum_{k=-\infty}^{\infty} \Gamma_n \{ (2k+1)\omega^+/2 \} V \{ (2k+1)\omega^+/2 \} \cdot \delta \{ \omega - (2k+1)\omega^+/2 \}. \quad (17)$$

##### A. Output Waveforms of Test Circuit A

When the output of P. G. in Fig. 3 (a) is assumed to be the pulse train of Fig.6 (a), we substitute  $\omega^+ = \omega_1^+ = 2\pi / T_1$  and  $n = 1$  into (16), where  $T_1 = 5.2\text{nsec}$ . Then we have the output Fourier transform of test circuit A.



$$B_{1T}(\omega) = \omega_1^+ \sum_{k=-\infty}^{\infty} \Gamma_1(k\omega_1^+) V(k\omega_1^+) \delta(\omega - k\omega_1^+). \quad (18a)$$

Taking into account the following: (i)  $\Gamma_1(0) = 0$ ; (ii)  $\Gamma_n(\omega)$  and  $V(\omega)$  are even functions; and (iii) Phase  $\theta_n(\omega)$  of  $\Gamma_n(\omega)$  is an odd function, the inverse transform of (18a) can be given by

$$b_{1T}(t) = \frac{2}{T} \sum_{k=1}^{\infty} |\Gamma_1(k\omega_1^+) V(k\omega_1^+) \cos\{k\omega_1^+ t - \theta_1(k\omega_1^+)\}|. \quad (18b)$$

The sampled data for the output simulations are shown in Table I. They are obtained from the

**Table 1** Sampled Data Used in Fig. 8

Freq. [MHz]	0	192	385	577	769	962	1154	1346	1538	1731
Ampli. [dB]	$\infty$	7.0	34.0	7.0	25.0	7.2	21.0	8.0	16.9	8.9
Phase [deg.]	x	-6.1	73.8	4.9	80.9	17.4	76.1	33.0	99.6	53.3

measurement curves at the discrete frequency components in Figs. 4 (a) (b) (c). The phase data were read out from the 3-rd LMS polynomials. Applying the sampled data to (18b), we have the resultant simulation waveform in Fig. 8.

#### B. Output Waveforms of Test Circuit B: - Case of Input Waveform Fig. 6 (b) -

The output of test circuit B can be obtained by substituting  $\omega^+ = \omega_2^+ = 2\pi / T_2$  into (17), where  $T_2 = 2.6\text{nsec}$ .

In the same way as in A. IV.,

$$b_{2T}(t) = \frac{2}{T} \sum_{k=0}^{\infty} |\Gamma_2\{(2K+1)\omega_2^+/2\} V\{(2K+1)\omega_2^+/2\} \cdot \cos[(2k+1)\omega_2^+ t/2 - \theta_2\{(2K+1)\omega_2^+/2\}]|. \quad (19)$$

Applying the sampled data from Figs. 5(a) (b) (c) to (19), the resultant simulation waveform can be obtained.

#### C. Output Waveforms of Test Circuit B: - Case of the Waveform in Fig. 8 being input-

As the input is given by  $B_{1T}(\omega)$  in (18a), we have

$$B_{2T}(\omega) = \omega_1^+ \sum_{k=-\infty}^{\infty} \Gamma_2(k\omega_1^+) \Gamma_1(k\omega_2^+) V(k\omega_1^+) \delta(\omega - k\omega_1^+). \quad (20)$$

In the same way as in A. IV.,

$$b_{2T}(t) = \frac{2}{T} \sum_{k=1}^{\infty} \left| \Gamma_2(k\omega_1^+) \Gamma_1(k\omega_1^+) \right| V(k\omega_1^+) \cdot \cos \left\{ k\omega_1^+ t - \theta_1(k\omega_1^+) - \theta_2(k\omega_1^+) \right\}. \quad (21)$$

The amplitude and phase sampled data for test circuit B can be obtained from the measurement curves in Figs. 5(a) (b), but in this case the sampling points are taken at the discrete frequency components in Fig. 4 (c). Fig. 9 shows the result. It can be said that Figs. 8 and 9 well approximate the photographs in Fig.7.

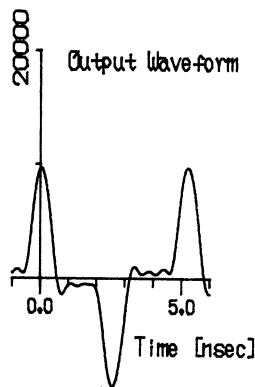


Fig. 8 The simulation of test circuit A when Fig. 6 (a) is the input.

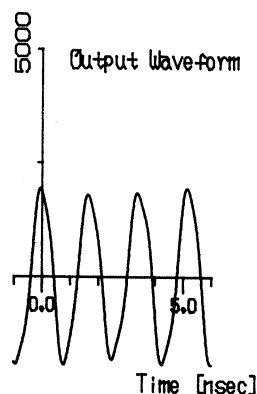


Fig. 9 The simulation of test circuit B when Fig. 8 is the input.

#### D. Output Responses of Ideal Networks

Using the same programs as in A., B., and C., we can show ideal output responses. Followings are the data used here for the test circuit A.

$$\begin{cases} 6.95\text{dB and } 0^\circ & \text{at } (2k-1)\omega_1^+ \\ 100.0\text{dB and } 90^\circ & \text{at } 2k\omega_1^+ \end{cases}$$

Fig. 10 shows the output waveform using the data of  $\omega_1^+ \sim 9\omega_1^+$ . The frequency band of this case is 0~1731 MHz, and 99.8% of the energy of the input pulses is covered.

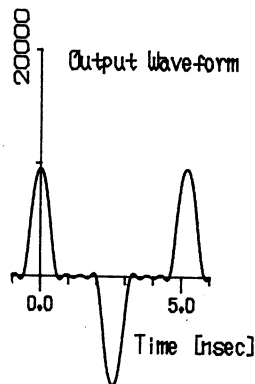


Fig. 10 A theoretical response by an ideal coupler of  $K = 6.95\text{dB}$ .

#### E. Output Waveforms:- Case of duration 0.66nsec-

As stted in D. III., when the duration of input pulses is 1.1nsec, overlaps occur at both edges of each output pulse of the test circuit B. Here let us take up the case of input pulses being shortened to 0.66nsec.

When input waveform Fig.6 (a) is applied to port  $A_1$  in Fig. 3, the approximate output waveform of test circuit B via test circuit A is given in Fig. 11 (a). The calculation is based on (21) and measurement sampling data obtained at A. and C. in IV.. Therefore, the frequency band under

consideration corresponds to 0 ~ 1731 MHz and 99.1% of the energy of input pulses is considered here.

The ideal output response which we can expect is shown in Fig. 11 (b), where the input pulses Fig. 6 (b) are applied to port B<sub>1</sub>. The used data at  $(2k + 1)\omega_2^+ / 2$  are (i) 5.4 dB and 0° for  $k = 1, 4, 7$  and (ii) 100 dB and 61.945° for  $k = 0, 2, 3, 5, 6$ . The frequency band is 0 ~ 2.885 GHz, and 99.8% of the energy of input pulses is taken into account.

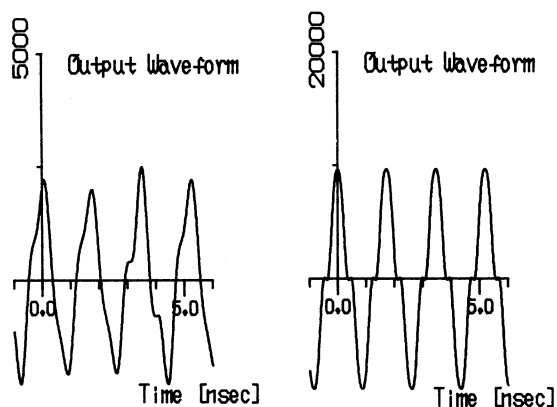


Fig. 11 Output waveforms for CHW pulses of duration  $\tau_1 = 0.66\text{nsec}$ .

- (a) An approximation of the output from test circuit A to B by the measured sampling data, where Fig. 6 (a) is the input.
- (b) A theoretical response of an ideal 2-section network for the input Fig. 6 (b).

## 5. Conclusions

In II., a cosine half wave (CHW) pulse sliced at a positive voltage level has been considered on the Fourier transform and the energy ratio. It has been shown no practical differences exist on the energy concentration in the frequency domain between the case of  $a = 1.0$  and  $0.5$ . Fig. 2 can be used to know the energy concentration on the frequency axis for the CHW pulses and rectangular pulses of arbitrary duration  $\tau_1$ , since the energy ratio  $E_{ra}$  is represented as a function of  $X = \tau_1 \Omega$ .

In III., the energy spectra have been considered on a train of unipolar pulses and on a train of bipolar pulses. It has been found that (i) the frequency components of these periodical pulses are discrete and the amplitudes are determined by the Fourier transform of each constituent pulse, (ii) the proposed distributed coupled-line (DCL) multipliers function like passive linear filters which eliminate certain frequency components and pass others that the trains of input pulses originally possess, and (iii) although the network transfer functions are obtained on the basis of TEM wave approximations, the fabricated DCL networks (test circuits A and B) have satisfied the prescribed frequency characteristics in the frequency band where almost all the input energy concentrates.

In IV., the output simulations of the fabricated DCL networks have been obtained from a few

sampling measurement data by using a 16 bit personal computer and MS-FORTRAN 77. The results have shown good agreements with the experimental photographs.

The experimental networks, test circuits A and B, are handmade, using copper clad laminates. Therefore, precise fabrications with low loss materials will provide even better output waveforms for the input pulse of shorter duration.

#### Acknowledgment

The author is grateful to professor K. Hatori and to three undergraduate students of Hokkaido Institute of Technology for their cooperation in measuring phase characteristics.

#### Appendix [4]

##### The Definitions of the Effective Duration $\Delta t$ and Effective Bandwidth $\Delta \omega$

Under the condition of  $\int_{-\infty}^{\infty} t |v(t)|^2 dt = 0$ ,

$$(\Delta t)^2 = \int_{-\infty}^{\infty} t^2 |v(t)|^2 dt, \quad (\text{A. 1})$$

$$(\Delta \omega)^2 = \int_{-\infty}^{\infty} \omega^2 |V(\omega)|^2 d\omega, \quad (\text{A. 2})$$

where  $V(\omega)$  is the Fourier transform of  $v(t)$ .

##### Theorem

On the effective bandwidth  $\Delta \omega$  of a duration-limited pulse waveform  $v(t)$ ,

$$\Delta \omega \geq \pi / (\tau_1) \quad (\text{A. 3})$$

where  $\tau_1$  is the duration.

Equality is only achieved when

$$v(t) = \begin{cases} \sqrt{\frac{2}{\tau_1}} \cos\left(\frac{\pi}{\tau_1} t\right), & |t| \leq \tau_1 / 2 \\ 0 & , |t| > \tau_1 / 2 \end{cases} \quad (\text{A. 4})$$

##### The Energy Ratio of a Rectangular Wave

When a rectangular wave is represented by

$$v(t) = \begin{cases} A, & |t| \leq \tau_1/2 \\ 0, & |t| > \tau_1/2 \end{cases}$$

the energy ratio within  $|\omega| \leq \Omega$  is defined by

$$E_{ra} = \int_{-\Omega}^{\Omega} |v(\omega)|^2 d\omega / \int_{-\infty}^{\infty} |v(\omega)|^2 d\omega, \quad (\text{A. 5})$$

where  $V(\omega) = \tau_1 \text{Asin}(X/2) / (X/2)$  and  $X = \omega \tau_1$ .

### References

- [ 1 ] I. Sakagami, N. Miki, N. Nagai, and K. Hatori, "Digital frequency multipliers using multi-section two-strip coupled line," IEEE Trans. Microwave Theory Tech., vol. MTT-29, pp. 118-122, Feb. 1981.
- [ 2 ] I. Sakagami, N. Nagai, and K. Hatori, "On Reducing the Period of Input Pulse Trains Using Coupled-Line Networks," IEEE Trans. Microwave Theory Tech., vol. MTT-35, pp. 409-414, April 1987.
- [ 3 ] B. P. Lathi, Communication Systems. New York: Wiley, 1977, ch. 1.
- [ 4 ] T. Hosono, Fundamentals of Information Engineering. Corona Publishing, 1970. (in Japanese)

# Superconducting Magnetic Sensors (SQUID, QFP) and Their Application

Hideaki NAKANE \*

## Abstract

Superconducting magnetic sensors such as SQUID's and QFP are extraordinary sensitive detectors of magnetic flux. Thin film and bulk devices are used at 4.2K in numerous high resolution magnetometer. High sensitivity of these sensors lead the applications of neuromagnetics and non-destructive evaluation. The present status of the device technology and the future subjects on these magnetic sensors are described in conjunction with recent high Tc superconductors.

## 1. Introduction

Electronic applications of superconductors have a wide technology field in both digital and analog. Superconducting magnetic sensors including SQUID's are major application fields of superconducting electronics. The superconducting devices exhibit unique performances in sensitivity and accuracy, comparing the other devices. There unique feature of the superconducting devices come from the macroscopic quantum effect including the Josephson effect. Recently, the superconducting device technology has been much progressed by a new microfabrication technology based on Nb or NbN junctions. This technology has been mainly developed in the course of Josephson computer researches. The present status of the device technology focused on the magnetic sensors and discuss the future subjects for these devices are described in conjunction with recent high Tc oxide superconductors.

## 2. SQUID magnetometer

SQUID are currently the most sensitive detectors for measuring magnetic flux and are used in a wide variety of applications of which neuromagnetism is a very remarkable one. SQUID consists of a superconducting loop including one (rf-SQUID) or two (DC-SQUID) Josephson junctions. DC-SQUID are nowadays often fabricated as a washer type SQUID ring with a planar input coils on top. In these SQUID, the equivalent flux noise at 4.2K is about  $3 \times 10^{-6} \Phi_0 / \sqrt{\text{Hz}}$  ( $\Phi_0$ : flux quan-

---

\* Department of Electrical and Electronic Engineering Muroran Institute of Technology 27-1 Mizumoto-cho, Muroran, 050 JAPAN

tum), which corresponds to a noise energy of a few 100h. In order to deduce the position of the flux source accurately, it is very important to construct a multi-channel SQUID system which is very useful to search nervous activity in human brain. The development of the multi-channel SQUID system is now in progress in a number of laboratories in the world, e.g. the Low Temperature Laboratory in Helsinki (24 channels)(1), BTI (37 channels)(2) and Siemens (37 channels)(3). These DC-SQUID have analog feedback circuits as in Fig.1. The analog feedback circuits make the periodic output signal of DC-SQUID to a linear signal which is proportional to the magnetic flux. The multi-channel SQUID system needs large number of analog feedback circuits that causes integration difficult. A digital feedback circuit has been proposed to make the superconducting feedback circuit on the SQUID's chip. The digital feedback circuit should have functions as a counter and a D/A converter as shown in Fig.2. The magnetic flux coupled the digital feedback SQUID was as low as  $1.0 \times 10^{-3} \Phi_0 / \sqrt{\text{Hz}}$

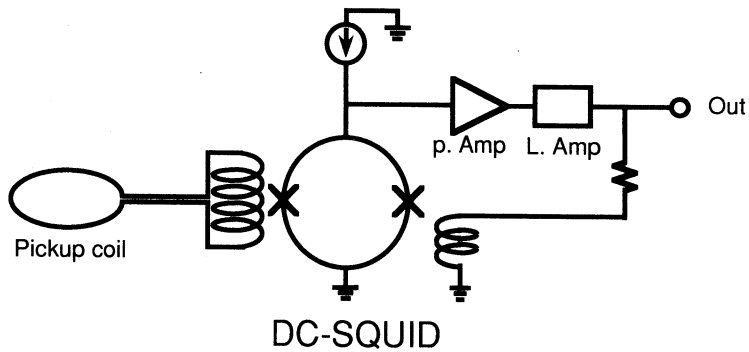


Fig.1. Equivalent circuit of SQUID magnetometer with analog feedback circuit

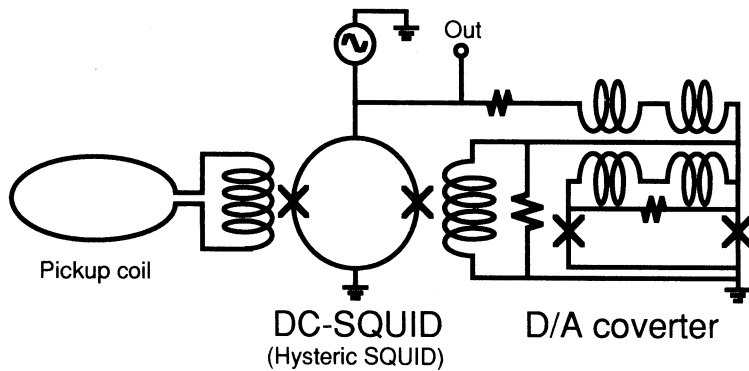


Fig.2. Equivalent circuit of SQUID magnetometer with digital feedback circuit.

### 3. OFP magnetometer

The Quantum Flux Parametron circuit (QFP) is a cryogenic circuit which has higher current gain and much lower power dissipation than other cryogenic circuits. The QFP consists of a superconducting loop having two Josephson junctions, two inductors L1 and L2, and a load inductor Ld as shown in Fig.3. An excitation line coupled magnetically with inductors L1 and L2. A small signal input current flows into the QFP and it is amplified by the excitation current. The QFP does not operate as a conventional analog amplifier, because the amplification gain of the QFP is not linear with the input signal. The QFP can be used as high gain current comparator. The output current of the QFP is detected by a conventional DC-SQUID instead of a Josephson sampler circuit. The QFP magnetometer consists of a sensing coil, the QFP, DC-SQUID current detector and a feedback circuit. The feedback circuit consists of a pre-amplifier, a lockin-amplifier. A sensitivity of the QFP magnetometer will be expected to be  $6.4 \times 10^{-6} \Phi_0 / \sqrt{\text{Hz}}$ (5). It is same order as the

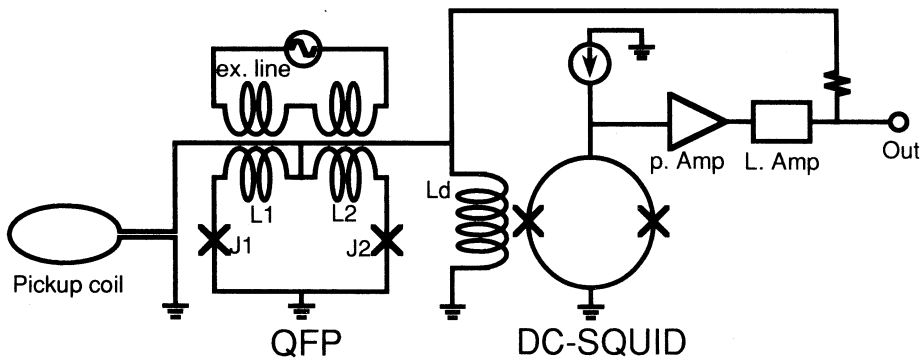


Fig.3. Equivalent circuit of QFP magnetometer

### 4. Oxide superconducting magnetic sensor

Recently, much interest has been generated by the discovery of superconducting properties in copper oxide materials at temperatures in excess of 100K. There is now a very substantial effort directed toward developing fabrication techniques which would enable the community to exploit the unique properties of these materials. In particular, several high Tc SQUID's have been fabricated and operated at liquid nitrogen temperatures and above (6-9). However, the two key structures which have been essential to the operation of high resolution low Tc SQUID have not yet been fabricated out of the new materials. These elements are a high quality Josephson junction and



a low noise, multi-turn transformer or input coil structure. At the present time, the non-linear behavior which occurs at grain boundaries in the material. In thin film SQUID, the film is patterned into a loop which crosses one or more grain boundaries. Josephson-like tunneling at these boundaries then produces a modulation of the screening current in an externally applied field. Noise levels of these SQUID's were still several orders of magnitude higher than the expected value.

In order to realize reliable devices, it is needed to establish technologies for thin films, tunnel junction and microfabrications, all of which are the future subjects.

### References

- 1) M.Kajola, S.Ahlfors, G.J.Ehnholm, Hallstrom. M.S.Hamalainen, R.J.Ilmoniemi, M.Kiviranta, J.Knuutila, O.V.Lounasmaa, C.D.Tesche, V.V.Vilkman, : Advances in Biomagnetism, Plenum Press, New York, p 673, 1989
- 2) BTI, 700 Series Biomagnetometer System, Preliminary Specifications, Biomagnetic Technologies Inc., San Diego, California
- 3) H.E.Hoenig, G.M.Daalman, L.Bar, F.R.Bommel, A.Paulus, D.Uhl, H.J.Weisse, S.Schneider, H.Seifert, H.Reichenberger, K.Abraham-Fuchs : IEEE trans. on Magnetics, MAG-27, p2777, 1991.
- 4) N.Fujimaki, H.Tamura, T.Imamura. S.Hasuo : abstract of the 1988 IEEE Intern. Solid State-circuit Conf., p40, 1988
- 5) H.Nakane, E.Goto : Fluxoid Josephson Computer Technology. World Scientific, Singapore, p12, 1988
- 6) R.H.Koch, C.P.Umbach, G.J.Clark, P.Chaudhari, R.B.Laibowitz : Appl. Phys. Lett., 51, p200, 1987
- 7) H.Nakane, Y.Tarutani, T.Nishino, H.Yamada, U.Kawahe : Jpn. J. Appl. Phys., 26, pL1925, 1987
- 8) J.E. Zimmerman, J.A.Beall, M.W.Cromar and R.H.Ono : Appl. Phys. Lett., 51, p617, 1987
- 9) P.Chaudhari, J.Mannhart, D.Dimos, C.C.Tsuci, M.Oprysko and M.Scheuermann : Phys. Rev. Lett, 60, p1653, 1988

# アンケート調査による日高山脈北部地震(1987. 1. 14)の 室蘭・登別市域の震度分布

河内邦夫・後藤典俊・武藤 章

## Distribution of Seismic Intensities in Muroran City and Noboribetsu City by a Questionnaire Survey on the 1987. 1. 14 Earthquake

Kunio KAWAUCHI, Noritoshi GOTO and Akira MUTO

### Abstract

On January 14 in 1987, a big earthquake occurred in the northern part of the Hidaka Mountains. According to the report of Japan Meteorological Agency (JMA), the seismic magnitude was 7. 1, the maximum intensity as high as V was reported at Kushiro, intensity IV were reported at Obihiro, Urakawa, Hiroo, Morioka, Hachinohe, Nemuro and Tomakomai and the seismic intensity at Muroran was III. Immediately after the earthquake, about 6,000 questionnaire sheets were delivered to the persons in Muroran City and Noboribetsu City. It makes an estimate of the intensity distribution in detail. The results are following as ;

- (1) The seismic intensity of Muroran and Noboribetsu area was determined as 3.5.
- (2) The seismic microzoning map was shown in each area (every town).
- (3) The maps show that seismic intensities depend on the subsurface structure at sites ; for example, the intensities in unstable places of alluvial formation are, on an average, about 0.4~0.5 more than those in relatively stable places of The Tertiary or igneous rock.
- (4) The seismic microzoning maps in Muroran City show the almost same result at the case of the 1968 Tokachioki earthquake.

### 1. はじめに

近年、地震災害に対する行政機関の対策が、首都圏の各行政体を中心に盛んに講じられつつある。しかし、地震災害は、大都市だけの問題ではなく、人間が住む所でひとたび地震が起これば規模は比較的小さくてもそこに住む人々にとって掛替えのない生命や財産を一瞬のうちに失う恐ろしい災害の一つである。

本研究の目的は、室蘭市や登別市のような地方の小都市における地震防災対策の基礎的資料である実際の地震時の地震動に対する当該地域の地区別振動特性(揺れの強さ)の蓄積である。

一方、室蘭地方気象台では、1923年より地震震度階の観測を行なっている。その観測記録によれば、室蘭では観測をはじめてから1989年までに、震度V以上の地震は1回もなく、震度IVが4

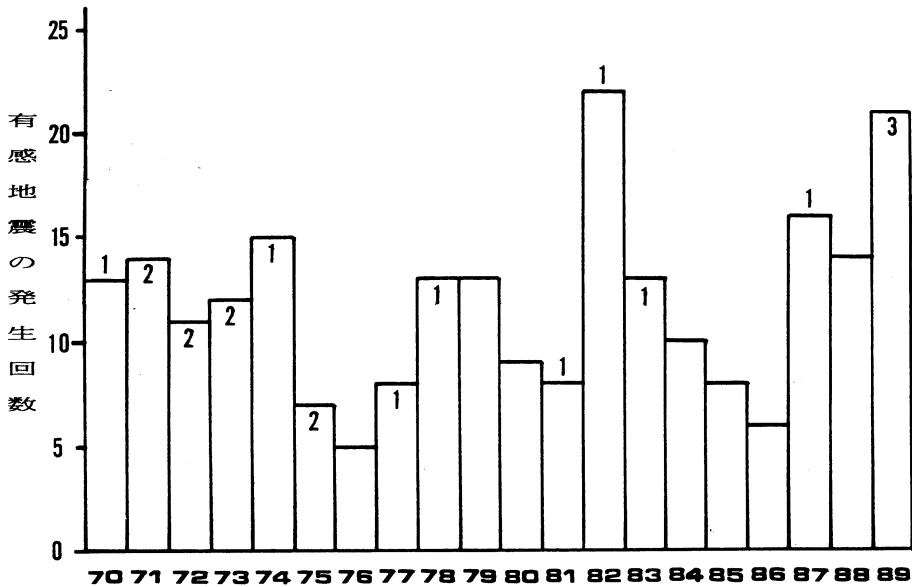
回記録されている。この記録から明かなように室蘭では過去約70年間で震度Ⅳ以上の地震は、たった4回しかない。この事から、ただちに室蘭市・登別市では、大きな地震は起こらないので、地震災害に対する備えは、必要ないと結論できるのだろうか。本研究では、この点にも触れ地震防災対策の必要性についても考察した。

## 2. 室蘭・登別市域の地震

ここでは、室蘭・登別市域の過去20年間の有感地震の数と当該地区で、近年大きな被害をもたらした1968年の十勝沖地震について簡単に述べる。

### 2.1 1970～1989年の室蘭・登別市域の有感地震回数

当該地区で気象庁によって継続的に震度階の観測が行なわれているのは、室蘭地方気象台だけである。従って、当該地区の有感地震回数を、室蘭地方気象台の観測記録によって整理した。また、苫小牧測候所の有感地震回数の記録も当該地区との比較のために整理した。その結果を図一1、図一2に苫小牧と室蘭の最近20年間（1970～1989年）の有感地震回数としてそれぞれ示す。図中の棒グラフの上の数字は、震度Ⅳ以上の観測回数、棒グラフ中の数字は、震度Ⅲの観測回数を示す。この図を比較すると、震度Ⅲ以上の地震の発生回数は、苫小牧では19回、室蘭では9回であった。その内さらに、人間が恐怖感を覚える、と言われる震度Ⅳ以上の地震の回数を比較すると室蘭が1回なのに対し苫小牧が4回であった。



図一1 苫小牧の最近20年間（1970～1989年）の有感地震回数  
（横軸は西暦年で19を省略して示した〔1989は89〕）

アンケート調査による日高山脈北部地震(1987.1.14)の室蘭・登別地域の震度分布

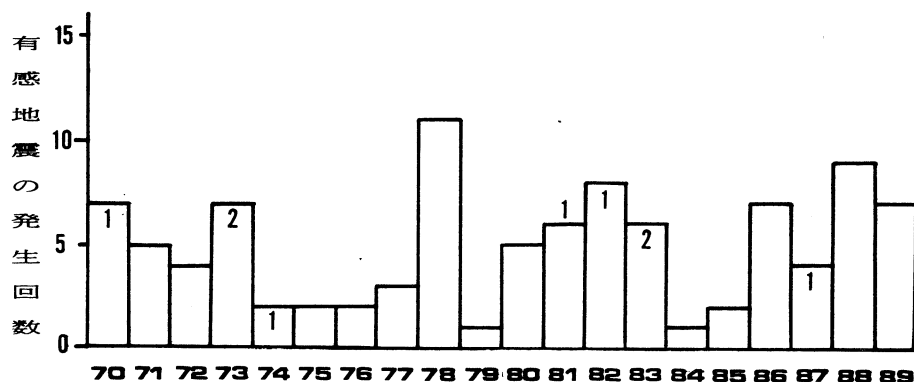


図-2 室蘭の最近20年間(1970~1989年)の有感地震回数  
(横軸は西暦年で19を省略して示した〔1989は89〕)

## 2.2 1968年5月16日の十勝沖地震

1968年5月16日午前9時49分頃襟裳岬沖(東経143°30′, 北緯41°40′)で発生した大地震は、北海道・東北地方のほぼ全域で感じられ、気象庁発表の震度は、苫小牧では、震度Ⅵ、浦河、盛岡、広尾、函館、八戸、青森では震度Ⅴであったが室蘭では震度Ⅳであった。震源の深さは約20km、地震の規模はマグニチュード7.8であった。この時の室蘭港建設事務所のSMAC強震計の記録(1969)<sup>1)</sup>した最大加速度は、南北方向で209 gal、また東西方向の加速度は140 gal、上下方向の加速度は70 galであった。本震に続いて数多くの余震が発生したが本震の次に大きかった余震は、同日の午後7時39分頃に発生した。震源の深さは約20km、地震の規模はマグニチュード7.4であった。この時の室蘭港建設事務所のSMAC強震計の記録(1969)<sup>1)</sup>した最大加速度は、南北方向で95 gal、また東西方向の加速度は62 gal、上下方向の加速度は30 galであった。その時の震度は、浦河、広尾では、震度Ⅴ、秋田、福島、釧路、倶知安、旭川、函館、苫小牧、盛岡、帯広、大船渡、青森、八戸、森、室蘭では、震度Ⅲであった。本研究で対象とした地震(1987.1.14)は、この余震とほぼ同程度であった。この十勝沖地震(以後、単に十勝沖地震と言うのは、1968.5.16のこの地震を指すものとする)の際の室蘭・登別関係の被害を被害報告(1969)<sup>2)</sup>から簡単にまとめ以下に述べる。

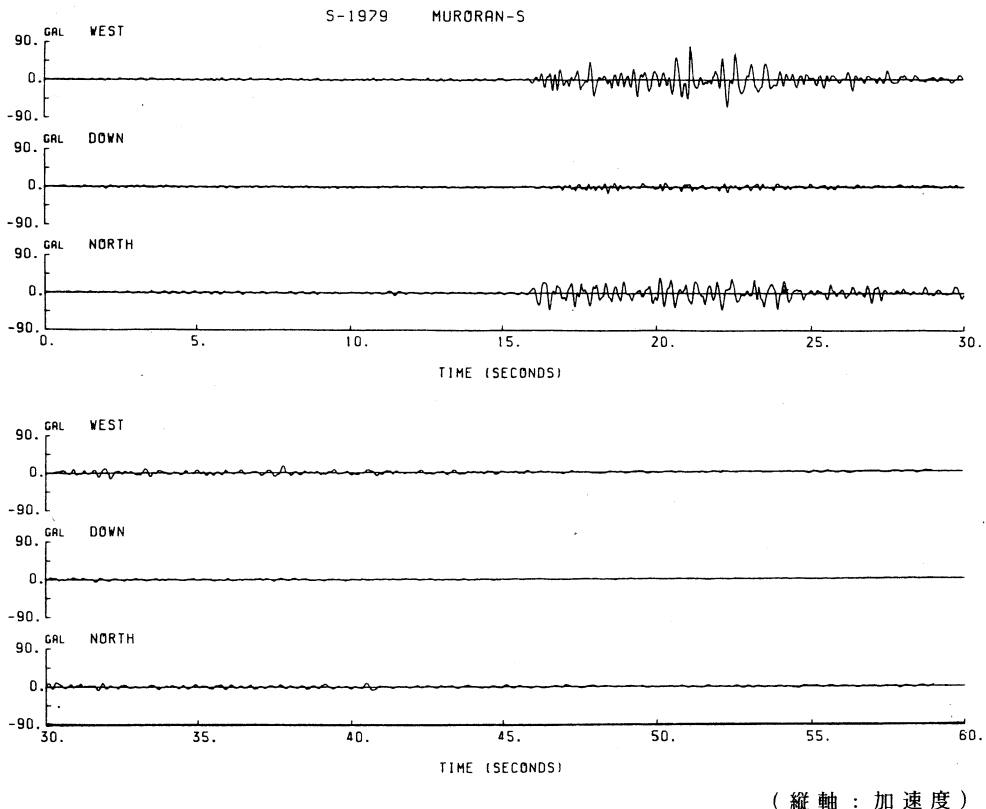
(室蘭市での被害)死者は1名、重軽傷者は35名であった。建物の被害は、一部破損等も含めると300戸以上にのぼり、その大部分は、東町、中島町、輪西町などの軟弱地盤上に発生した。また、港湾施設や埋立地における石油工業・製鉄工業地帯にも被害を生じたが、山の手地域では、かなりの急斜面上で当時宅地造成が行なわれているにもかかわらず、山崩れ・地すべりなどの災害は全く発生しなかった。

(登別市での被害)死者・重傷者はなかった。建物の被害では、海岸近くの砂丘上では全く無かったのに対し、来馬川・幌別川の下流部の低地では室蘭市東町などと同様に地盤が軟弱でそこ

にある小学校・アパートなどで壁の落下、石垣の崩壊などがあった。

### 2.3 1987年1月14日の日高山脈北部の地震

本研究の対象とした地震は、1987年1月14日午後8時3分頃北海道の内陸の日高山脈北部（東経142°55′09，北緯42°32′00）を震央とする，震源深さ119km，マグニチュード7.0の地震であった。有感域は，広く北海道から東北，関東，中部へと広がった。震度Ⅴは，釧路，震度Ⅳは，帯広，浦河，広尾，盛岡，八戸，根室，苫小牧であった。室蘭の震度は，Ⅲであった。この時の当該地区の被害は，ほとんどなかったが当該地区のほぼ全域でこの地震による揺れを感じた。この時の室蘭港建設事務所のSMAC強震計の記録(1988)<sup>3)</sup>を図-3に示す。この時の最大加速度は，東西方向で81.0 gal また南北方向の加速度は40.5 gal 上下方向の加速度は14.8 gal であった。この時の揺れは，東西方向が南北方向の約2倍大きかった。十勝沖地震の時の揺れは，南北方向が東西方向の約2倍大きかったこととは，対照的であった。



(縦軸：加速度)

図-3 1987年1月14日の日高山脈北部地震時のSMAC強震計記録 [室蘭港建設事務所]

### 3. アンケートによる震度調査

ある地震の発生後、その地震の各地の震度をアンケートにより調査する方法は、比較的古くから行なわれており、日本では、1891年10月28日の濃尾地震の際にすでに行なわれ約1,600の回答を回収している。松村(1976)<sup>4)</sup>は、この結果を現在の気象庁震度階に変換しこの地震による震度分布をまとめている。それ以後の地震についても、河角(1979)<sup>5)</sup>を初め多くの研究者がアンケート調査を行なっている。

1972年太田ら(1972)<sup>6)</sup>は、一つの定式化したアンケート調査方法を開発し、山梨県東部(1972.1.27. M=7.4)、八丈島沖(1972.2.29. M=7.2)、八丈島東方沖(1972.12.4. M=7.3)の各地震の際に川崎市で実施し、合計15,000枚以上を一般市民に郵送し約半分の7,500枚を回収した。彼らは、その結果で川崎市のゾーニングマップ(500mメッシュ)を作成した。北海道では、太田・後藤(1973)<sup>7)</sup>は根室半島沖(1973.6.16. M=7.4)地震と2回の余震の際に根室市・釧路市などで約9,000枚を中学校を通じてその父兄に配布し70%以上を回収し、その結果を配布地域の500mメッシュとしてまとめた。それ以後このアンケート方式は、太田方式・北大方式として現在まではほとんどそのままの形式で広く行なわれている。今回のアンケート調査もこの方式(以後特に断わりの無い限りアンケート調査は、太田方式をさす)を使用した。ここでは、その理論と当該地区のアンケート結果について述べる。後の付録にその調査票の全項目を示す。

#### 3.1 アンケート震度調査の理論

このアンケートの最初の設問では、回答者が地震時に当該地区に居たかどうか、無効回答でないかどうかをチェックし、調査票の有効・無効を分類している(付録[1]~[4])。その設問の中(付録[3])では、無感と答えた回答の内で運動をしていたり、乗り物に乗っていた回答者の場合は、無効回答として除外する。以下、地震時に回答者が居た場所(付録[4])をできる限り詳しく記入してもらい、特に回答者の氏名・住所等(付録[35])のプライバシーに関する設問は震度の算出には必要ないので強制していない。ただし、回答の信頼性を判断するために、10才間隔の年齢に関する設問(付録[33])を設けているが直接震度計算には必要ない。震度算出のための設問は、小震度から大震度(無感~震度Ⅵ)にかけて多岐にわたっている。このアンケートの設問は、震度Ⅱ~Ⅴに重点が置かれていて、この範囲で同程度のゆれを意味する問いが重複していて、それらの平均値としてアンケート震度が求まるように工夫されている。詳しいアンケート震度の算出方法については、文献(1979)<sup>8)</sup>に述べられているのでここでは省略する。

一方、気象庁震度階(1979)<sup>9)</sup>を、表-1に示す。この表から気象庁震度階では、階級は、0~Ⅶの8つありそれぞれの階級には中間の数値はない。しかし、アンケート震度では、計算により小数点以下は何桁でも求まる。1972年の開発以来30以上の地震で20万枚以上配布され利用されている(鏡味ら(1986)<sup>10)</sup>)アンケート震度の分解能は、その実績から気象庁発表の震度階の分

表-1 気象庁震度階

階級	説 明	参 考 事 項
0	無感。人体に感じないで地震計に記録される程度。	吊り下げ物のわずかにゆれるのが目視されたり、カタカタと音がきこえても、体にゆれを感じなければ無感である。
I	微震。静止している人や、特に地震に注意深い人だけに感ずる程度の地震。	静かにしている場合にゆれをわずかに感じ、その時間も長くない。立っでは感じない場合が多い。
II	軽震。大ぜいの人に感ずる程度のもので、戸障子がわずかに動くのがわかる程度の地震。	吊り下げ物の動くのがわかり、立っでもゆれをわずかに感じるが、動いている場合にはほとんど感じない。眠っでも目をさますことがある。
III	弱震。家屋がゆれ、戸障子がガタガタと鳴動し、電燈のようなつり下げ物は相当ゆれ、器内の水面の動くのがわかる程度の地震。	ちょっと驚くほどに感じ、眠っている人も目をさます。戸外に飛び出すまでもないし、恐怖感はない。戸外にいる人もかなりの人に感じるが、歩いている場合感じない人もいる。
IV	中震。家屋の動揺が激しく、すわりの悪い花びんなどは倒れ、器内の水はあふれ出る。また、歩いている人にも感じられ、多くの人々は戸外に飛び出す程度の地震。	眠っている人は飛び起き、恐怖感を覚える。電柱・立木などのゆれるのがわかる。一般の家屋の瓦がずれるのがあっても、まだ被害らしいものではない。軽い目まいを覚える。
V	強震。壁に割れ目が入り、墓石・石どうろが倒れたり、煙突・石垣などが破損する程度の地震。	立っことはかなりむずかしい。一般家屋に軽微な被害が出はじめる。軟弱な地盤では割れたりくずれたりする。すわりの悪い家具は倒れる。
VI	烈震。家屋の倒壊は30%以下で、山くずれが起き、地割れを生じ、多くの人々が立っることができない程度の地震。	歩行はむずかしく、はわないと動けない。
VII	激震。家屋の倒壊が30%以上に及び、山くずれ、地割れ、断層などを生じる。	

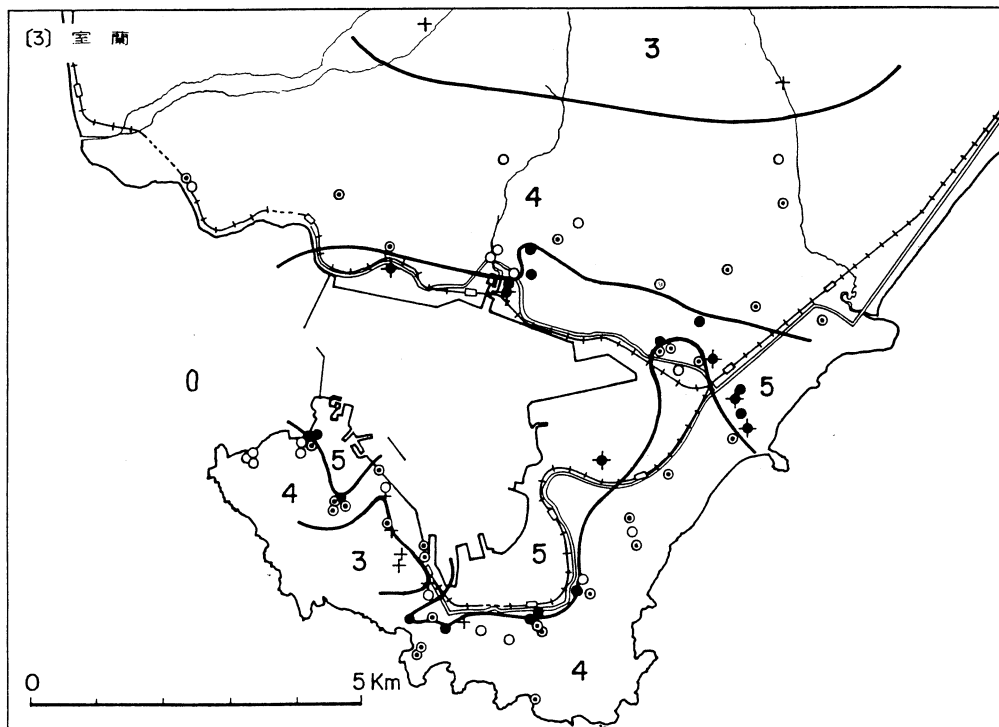


図-4 室蘭市のアンケート震度分布図 北海道大学理学部、田治米ら (1969)<sup>11)</sup>

解能(有効数字1桁)よりは精度が高い(有効数字2桁)であろうと思われる。また、慣例に従って、気象庁震度は、ローマ数字で表示したが、アンケート震度は、算用数字で表示した。

### 3.2 当該地区で行なわれた過去のアンケート震度調査

1968年5月16日の十勝沖の地震の際に北海道大学理学部の田治米ら<sup>11)</sup>により太田方式とは異なるアンケート調査が北海道内1,808か所で実施(その内1,786か所は現地調査)され道内の詳細なアンケート震度分布図がまとめられている。その中には、室蘭市だけの震度分布図が載せられている。図-4にその図を示す。この調査は、北海道全域を調査対象にしているので室蘭市全域を74地点で表わしている。

## 4. 今回のアンケート調査方法及び結果

### 4.1 アンケート票の配布・回収

今回の調査票の配布・回収は、室蘭市と登別市では異なっている。配布・回収方法は、以下のとおりである。

(室蘭市の場合) 学校長を通じて市内の全11中学校の1年または2年の最低1学年全員の家庭の人に配布した。回収も学校長を通じて行なった。

(登別市の場合) 市役所を通じて市内の各事業所・学校関係者・公共施設等に配布可能部数を配布した。また、市役所の防災担当者との協議の結果、市で委託している防災協力員約100名に依頼し10部づつを担当町内会に配布した。回収は市役所の防災担当者と筆者の双方で行なった。

配布数は、室蘭市が約3,600枚、登別市が約2,400枚で合計約6,000枚であった。回収数は、両市あわせて、約65%であった。

### 4.2 アンケート票の集計及び結果

回収されたアンケート票の集計は、各項目を、一旦調査票からデジタイザによってコンピュータに読み込み、1部づつコード化しておこなわれた。今回は、その結果を後で各町内会毎に整理できるように各調査票の最初に当該地区の町内会別のコードを付けた。その後、コード化した調査票1枚ごとに1つの震度をコンピュータで算出した。

その結果、当該地区の有効回答数は、約60%であった。地震時は、夕食後の時間にあっていたので回答者の多くは自宅や他の家の中にいてほとんどの人が地震を感じたと答えていた。しかし、祝日の前夜であったので回答者の内数%は、室蘭市・登別市以外にいたり、1月だったので新年会や慰安旅行などで両市内で酒を飲んで自ら揺れていた回答者も何人か含まれていた。このような回答はもちろん有効回答とはしなかった。

図-5、図-6に、それぞれ、室蘭市域、登別市域におけるアンケート震度の度数分布を示す。

この分布をどちらも $\chi^2$ 検定を使って正規分布であるか5%の有意差検定したが、正規分布であると言う結論にはいたらなかった。その1つの原因は、震度Ⅱ以下や震度Ⅴ以上に何人かの回



答者が存在するためと思われるがここではこれ以上触れない。

図-5, 図-6 から, 室蘭市域, 登別市域, 登別市域の平均震度はどちらも3.5であった。また, 鏡味ら (1988)<sup>12)</sup> は, 今回の地震直後, 道内全市町村を対象とした同ジャンケート調査を実施し, 室蘭市の震度が3.5 (回答数151), 登別市の震度が3.6 (回答数54) と報告している。

今回は, 1つ1つのアンケート震度を更にまとめて各町内会毎の平均震度に集計した。これは, 1つ1つのアンケート震度には, それなりに意味があるがそれをそのまま最終的な震度とするには, 無理があり, このアンケート震度が, 基本的には, 統計的に処理をしてはじめて意味をもつ値であると考えられるからである。回答者の個人差もあり幾つかの回答の平均を取る様ななんらかの平均化処理が必要である。

一般的には, 目的とする地区を適当な大きさのメッシュに区分し, メッシュ毎に平均値を求める方法の研究<sup>13) 14) 15)</sup> が多くみられる。しかし, 室蘭市・登別市は札幌市や他の大都市に比べて人口の分布が特定の地域に集中している。したがって, 適当な大きさのメッシュに区分しても空白のメッシュが多くメッシュ本来の良さが十分に発揮されない。また, メッシュによる表現は, 当該地区の住民に理解され易いとは言えない。

よって, 本研究では, サイスマックマイクロゾーネーションの一つの表現として各町内会毎の平均震度分布を求め, 表-2, 表-3 に示した。

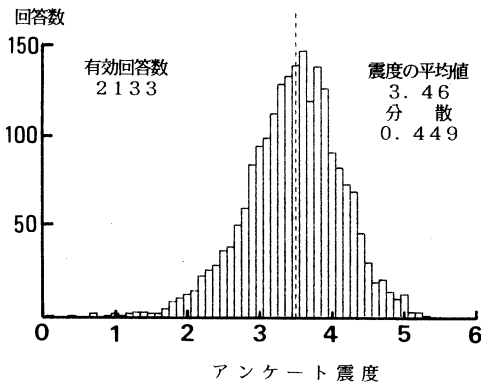


図-5 室蘭市域のアンケート震度の度数分布

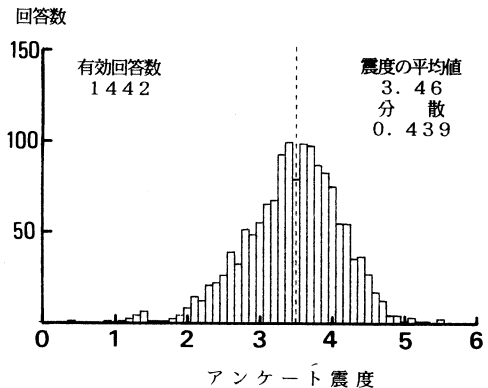


図-6 登別市域のアンケート震度の度数分布

アンケート調査による日高山脈北部地震(1987.1.14)の室蘭・登別地域の震度分布

表-2 室蘭市の各町内会毎の平均震度

町名	回答数	平均震度	分散	町名	回答数	平均震度	分散
絵鞆 1	9	3.0	0.215	輪西 1	36	3.8	0.332
2	51	3.5	0.276	2	39	3.6	0.245
3	38	3.5	0.332	3	32	3.6	0.454
4	0			0	2	3.6	
祝津 1	10	3.4	0.301	東 1	42	3.4	0.503
2	27	3.3	0.581	2	16	3.4	0.334
3	24	3.4	0.315	3	16	3.0	0.869
4	2	3.4	0.403	4	50	3.7	0.291
増市 1	35	3.2	0.410	5	74	3.9	0.356
2	10	3.2	0.241	寿 1	17	3.5	0.388
港南 1	38	3.4	0.460	2	14	3.1	0.695
2	28	3.4	0.436	3	11	3.6	0.451
0	2	3.3	0.684	0	5	3.1	0.275
小橋内 1	31	3.1	0.630	日の出 1	19	3.6	0.371
2	25	3.6	0.279	2	29	3.5	0.494
0	1	3.2		3	17	3.7	0.264
清水 1	0			中島 1	23	3.6	0.304
2	18	2.9	0.914	2	22	4.0	0.332
緑小路 10	3.3	0.349		3	25	3.6	0.292
西小沢 9	2.8	0.264		4	15	3.5	0.223
幕常築海岸 17	3.0	0.722		中島本 1	20	3.9	0.227
1	6	3.1	0.329	2	32	3.6	0.343
2	13	3.2	0.363	3	5	2.9	0.534
3	0			宮の森 1	8	3.8	0.327
1	0			2	9	3.4	0.496
2	9	3.4	0.244	3	15	3.7	0.542
3	14	3.2	0.230	4	8	4.1	0.341
中央 3	3.1	0.262		0	1	3.0	0
1	15	3.5	0.287	知利別 1	10	3.4	0.346
2	7	3.5	0.147	2	28	3.3	0.248
3	7	3.4	0.266	3	14	3.5	0.149
幸本 1	7	3.4	0.450	4	7	3.2	0.448
2	3	3.9	0.182	0	1	3.4	
1	9	3.1	0.351	高砂 1	39	3.5	0.514
2	4	3.2	0.945	2	14	3.8	0.137
舟見 1	11	3.4	0.328	3	10	3.5	0.234
2	8	3.2	0.333	4	18	3.3	0.790
1	4	3.1	1.013	5	13	3.3	0.205
山手 2	7	3.5	0.365	0	3	3.5	0.305
3	2	3.4	0.111	天元神元平代木港 1	12	3.2	0.759
入江 3	3.4	0.124		2	30	3.5	0.221
新富 1	17	3.1	0.527	3	29	3.4	0.571
2	0			4	1	3.5	
0	2	2.8	0.228	5	21	3.5	0.421
1	4	4.7		6	17	3.4	0.291
茶津 1	31	3.3	0.409	7	8	3.5	0.244
母恋北 2	24	3.1	0.578	8	9	3.5	0.223
3	4	3.2	0.546	9	21	3.3	0.321
1	23	3.5	0.312	0	3	3.6	0.083
2	42	3.4	0.326	1	5	4.1	1.520
3	32	3.5	0.383	2	2	3.1	0.109
4	17	3.5	0.373	3	11	3.6	1.377
5	17	3.6	0.496	4	27	3.5	0.384
御前水 1	30	3.6	0.172	5	22	3.5	0.227
2	34	3.6	0.560	0	18	3.6	0.214
3	5	3.1	0.833	1	16	3.7	0.599
0	7	3.7	0.340	幌陣 1	0		
御崎 1	0			2	2	3.2	0.176
2	21	3.3	0.659	3	2	2.8	0.970
0	6	3.3	0.223	4	0		
1	29	3.4	0.581	5	0		
2	17	3.4	0.269	香石川 1	3.9		
3	8	3.2	0.500	4	4.0	0.196	
みゆき 1	22	3.4	0.349	白鳥台 1	37	3.4	0.264
2	20	3.6	0.399	2	48	3.4	0.481
3	13	3.8	0.393	3	21	3.3	0.799
仲崎 5	3.5	0.228		4	30	3.6	0.427
1	1	2.5		5	32	3.4	0.304

表一3 登別市の各町内会毎の平均震度

町名	回答数	平均震度	分散	町名	回答数	平均震度	分散		
美園	1	4	3.6	0.169	幌別	1	6	2.9	0.085
	2	7	3.9	0.180		2	13	3.3	0.155
	3	7	3.3	0.633		3	10	3.2	0.670
	4	12	3.1	0.535		4	9	3.1	0.156
	5	10	3.4	0.150		5	12	3.1	0.452
	6	22	3.1	0.724		6	13	2.9	0.309
鷺別	1	2	3.8	0.553		7	8	3.2	0.226
	2	6	3.6	0.593		8	20	3.7	0.247
	3	24	3.3	0.544	中央	1	17	3.2	0.868
	4	25	3.1	0.288		2	39	3.4	0.244
	5	15	3.2	0.431		3	19	3.4	0.337
	6	11	3.3	0.191		4	11	3.4	0.419
上鷺別		0				5	13	3.7	0.128
若草	1	3	2.9	0.289		6	24	3.2	0.584
	2	9	3.3	0.624		7	22	4.1	0.548
	3	15	3.9	0.221		0	13	3.5	0.355
	4	7	3.7	0.206	富士	1	3	3.4	0.340
	5	8	3.2	0.493		2	6	3.5	0.161
	6	21	3.2	0.355		3	15	3.2	0.307
新生	1	14	3.2	0.262		4	21	3.7	0.354
	2	23	3.4	0.311		5	11	3.6	0.426
	3	21	3.4	0.195		6	6	3.5	0.310
	4	6	3.2	0.255		7	13	3.8	0.790
	5	13	3.3	0.206		0	4	3.8	0.096
	6	7	3.3	0.180	柏木	1	33	3.6	0.444
栄	1	5	2.8	0.622		2	9	3.6	0.226
	2	12	3.4	0.306		3	15	3.8	0.369
	3	5	3.0	0.618		4	14	3.5	0.340
	4	7	3.3	0.527		5	3	4.1	0.190
富岸	1	3	3.5	0.024	常盤	1	13	3.7	0.233
	2	3	3.0	0.397		2	4	3.7	0.565
	3	1	3.0			3	41	3.6	0.395
	0	1	3.9			4	11	3.7	0.561
若山	1	10	3.2	1.311		5	11	3.8	0.278
	2	25	3.6	0.451		6	0		
	3	15	3.5	0.261	千歳	0	2	3.3	0.537
	4	9	3.6	0.464		1	4	3.5	0.095
大和	1	0				2	14	3.1	0.248
	2	5	3.2	0.132		3	15	3.2	0.283
緑	1	7	3.0	0.728		4	36	3.4	0.230
	2	28	3.7	0.256		5	0		
	3	9	3.6	0.138		6	30	3.7	0.275
	4	0				0	6	2.7	0.479
青葉木	1	4	3.4	0.724	札内	1	11	3.2	0.191
桜	1	17	3.6	0.316	新栄	2	2	3.3	1.000
	2	9	3.9	0.314	幸	1	4	4.0	0.426
	3	3	3.4	0.404		2	0		
	4	19	4.2	0.387		3	1	3.1	
	5	3	3.4	0.062		4	1	3.6	
	6	2	2.9	0.052		5	4	3.3	0.303
	0	3	3.9	0.176		6	0		
新川	1	0			富浦	1	17	3.6	0.393
	2	29	3.6	0.487		2	0		
	3	5	3.0	0.120		3	0		
	4	18	3.4	0.251		4	0		
片倉	1	10	3.5	0.336		5	0		
	2	10	3.8	0.160		0	4	4.0	0.151
	3	12	3.2	0.122	登別港	1	0		
	4	0				2	1	2.1	
	5	26	3.5	0.229	登別本	1	13	3.8	0.229
	6	6	3.8	0.116		2	21	3.5	0.261
鉦山		0				3	12	3.9	0.196
川上	5	3.1	0.573		登別東	1	10	3.4	0.266
登別温泉	42	3.5	0.426			2	27	3.4	0.427
カルルス	0					3	11	3.4	0.507
中登別	17	3.5	0.899			4	15	3.4	0.748
来馬	3	3.9	0.133			5	18	3.7	0.246

## 5. アンケート調査による室蘭・登別市域の震度分布

表-4 代表的な行政中心地区・商業地区・住宅地区等の震度の平均

番号	含まれる町内会 【】は回答が無い町会, 0は丁目不明も含む, ()は地区の簡単な説明	有効 回答数	震度の 平均値	分散
01	絵鞆1・2・3、祝津2・3、増市1・2、港南1・2・0、 小橋内1・2・0、清水【1】・2、緑、西小路、沢、幕西、 常盤、海岸2・3 (住宅地区)	415	3.3	0.448
02	【海岸1】、中央1・2・3、幸、本1・2、栄1・2、 舟見1・2、入江 (室蘭市の行政中心地区・商業地区)	89	3.4	0.358
03	山手1・2・3 (室蘭地方気象台周辺)	13	3.4	0.551
04	輪西1・2・3・0 (商業地区・社宅団地)	109	3.7	0.338
05	東1・2・3・4・5 (住宅地区・工場団地)	198	3.7	0.482
06	中島1・2・3・4、中島本1・2 (商業地区・社宅団地)	142	3.7	0.348
07	水元、高砂3・4・5、天神、知利別4 (室工大周辺)	90	3.4	0.433
08	白鳥台1・2・3・4・5 (室蘭のベッドタウン)	168	3.4	0.439
09	鷺別1・2・3、美園1・2・3 (鷺別川の旧氾濫源)	50	3.5	0.543
10	鷺別4・5・6、栄1・2・3・4 (海岸砂丘地区)	80	3.2	0.385
11	若草1・2・3・4、新生1・2・3・4 (新興住宅地区)	99	3.4	0.335
12	美園4・5・6、若草5・6、新生5・6 (丘陵斜面の住宅地)	93	3.2	0.428
13	桜木1・2・3、緑2 (幌別川の旧氾濫源 {三ヶ月湖})	57	3.7	0.303
14	中央1・2・4・6 (登別市の行政中心地区・商業地区)	91	3.3	0.479
15	登別東1・2・3・4・5、登別本1・2・3 (登別駅周辺)	127	3.6	0.396

表-2, 表-3をそれぞれ地図にして図-7, 図-9に示した。さらに, 地形や地質がほぼ同様の隣接する町内会を一緒にして, 幾つかの代表的な行政中心地区・商業地区・住宅地区等の各アンケート震度分布状況を表-4に示した。表中には, 一緒にまとめた町内会名と各アンケート震度の平均値・分散を示した。また, 表-4にまとめた地区は, 図-8, 図-10に01~15の番号で示した。なお, 図中の黒点の施した地区は有効回答が1枚もなかった町内会を示している。また, この町内会は, 図-7, 図-9の空白に対応している。

### 5.1 室蘭市域の震度分布

十勝沖地震では, 前述した様に被害の大部分が東町, 中島町, 輪西町などのいわゆる軟弱地盤上に発生した。被害が多いと言うことは, 一般に地震の揺れが大きかったことを意味する。もちろん, その大きさだけでなく, その揺れの周期と建物等との共振現象が複雑に関係する。しかし, ここでは, 単にアンケートにより求められた震度(以後, 単に震度と呼ぶのはこのアンケート

ト震度を指し、気象台の発表する震度は、気象庁震度と呼び区別する)の大きさをその場所の揺れの大きさと考え以後の議論をする。

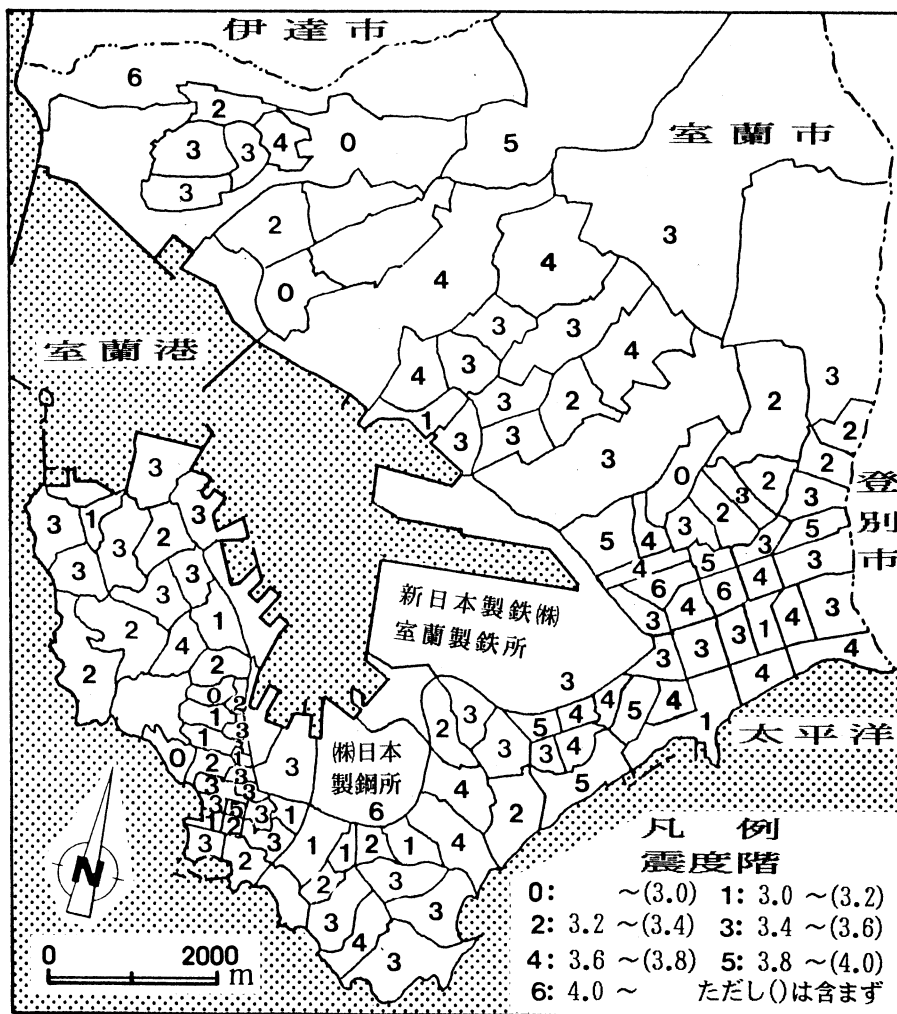


図-7 室蘭市の各町内会毎の平均震度分布図

今回の地震でも、東町、中島町、輪西町などの震度は、当該地区の平均値より大きく平均でいたい3.7であった。これらは、図-8の番号04, 06の地区に対応し震度の平均値は、それぞれ3.7で他の地区と比較すると相対的に大きい値を示している。全体的に、平均で4を越える町内会はほとんどないが、番号04, 05, 06の地区は、今回の地震で気象庁震度Ⅳに近い揺れがあったと言える。これらの地域は、泥炭・粘性土等の沖積層で構成されるいわゆる軟弱地盤で揺れの大きさも相対的に大きかったと考えられる。

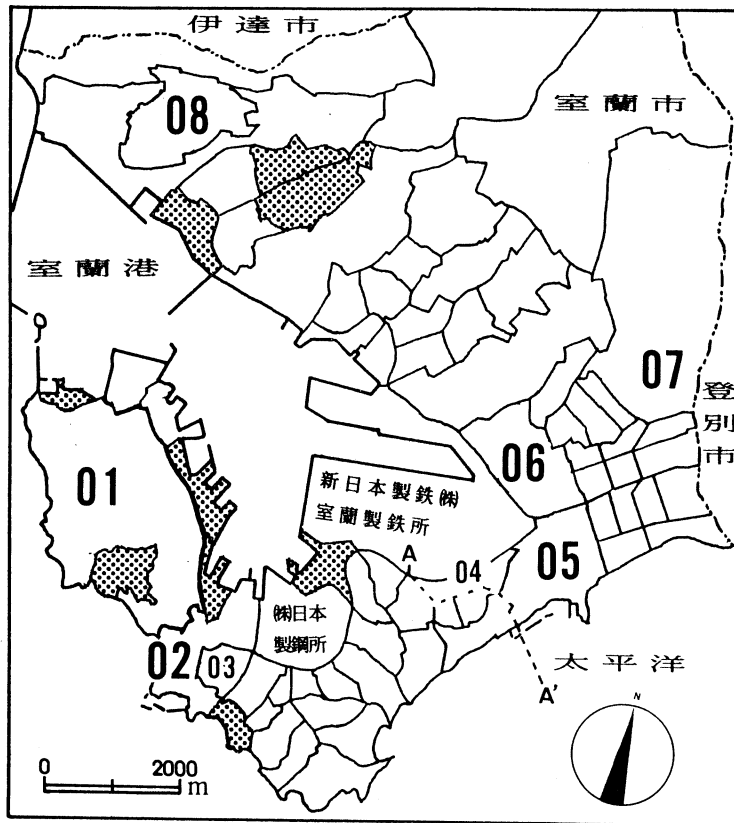


図-8 表-4中の対象地区の位置図(室蘭市)

その反対に、室蘭の半島部の震度は、全体的に室蘭市全体の震度(3.5)より小さい値である。図-8中の波線A-A'より西の半島部全体の震度の平均値及び分散は、それぞれ、3.4(3.36)、0.449、有効回答数は939であった。これは、室蘭市全体の分布(図-5)とはほぼ同様の傾向を示しているが、震度の平均値は0.1ほど小さい。この傾向は、図-8の半島部の各地区(番号01~03)でも同様である。特に、番号01の半島の先端部の(海岸部の一部の低地を除いた)一帯は、室蘭市全体の震度(3.5)より0.2ほど小さい値である。この地域は、新第三紀の火山岩類・堆積岩類で構成され比較的地盤も良いので、揺れの大きさも相対的に小さかったと考えられる。

また、室蘭岳の裾野に広がる山の手地域の震度も、半島部同様に全体的に小さい。これに当てはまる地区は、図-8の番号07、08である。この地域は、室蘭岳の古い火山活動に由来する火山噴出物から主に構成される比較的良い地盤で、揺れの大きさが相対的に小さかったと考えられる。しかし、幾つかの例外がこの地域に含まれている。例えば、香川町の震度は3.9、石川町の震度は4.0である。この値は、他に比較しても大きい。この第一の原因は、有効回答数が少ない事であると考えられる。本来幾つかの値の平均値を用いることで統計的に意味を持つ値であり、

多い方が良いと思われるが、それぞれの有効回答数は、香川町が1、石川町が4であった。

ここで、有効回答数が少ない町内会（とりあえずここでは、有効回答数5未満）を以下にあげてみると、

祝津4 [2], 中央1 [3], 栄2 [4], 山手1 [4]・3 [2], 入江 [3],  
母恋北3 [4], 神代 [1], 港北5 [3], 本輪西1 [2], 陣屋2 [2]・3 [2],  
香川 [1], 石川 [4], 茶津 [1]  
ただし, [ ] 内は、有効回答数を表わす。

以上の町内会は、表-2中の平均震度の扱いに注意を払う必要があると思われる。

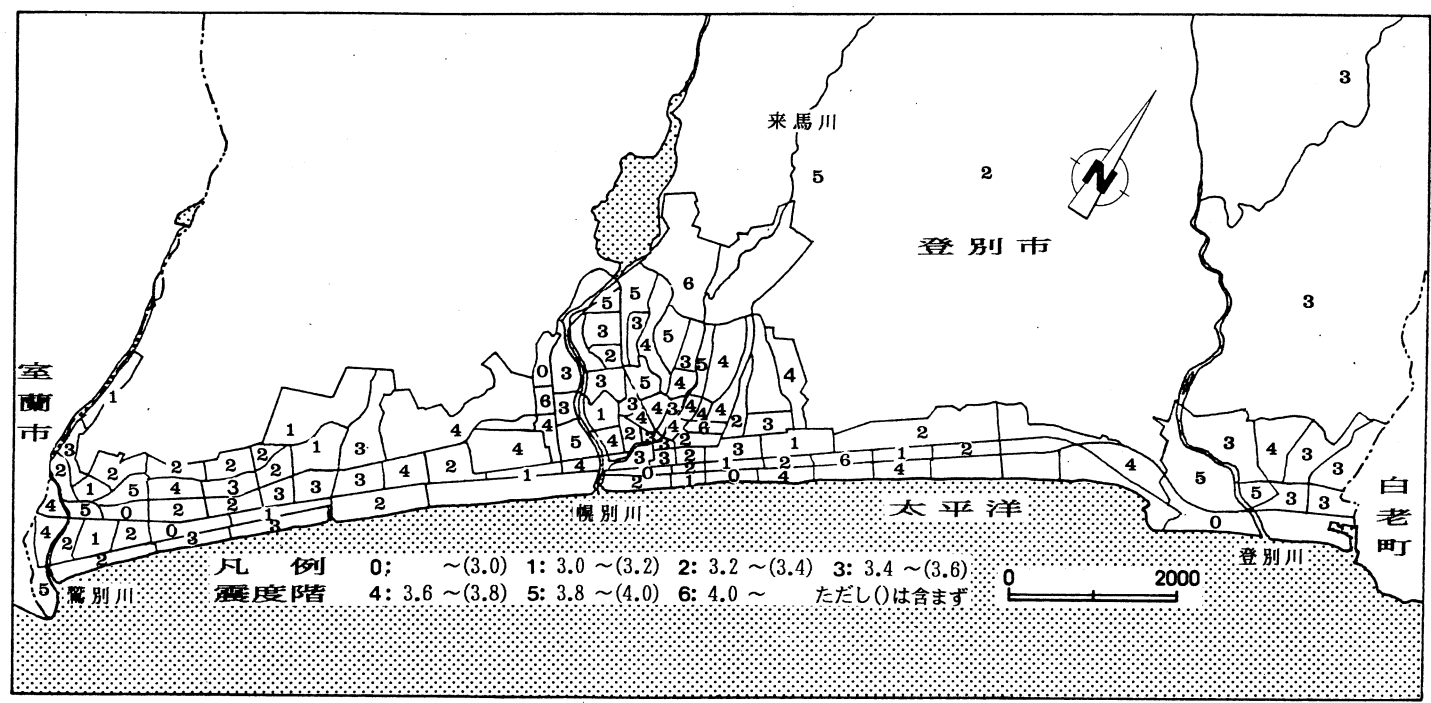
次に、十勝沖地震の時のアンケート調査結果（図-4）を今回の調査結果と比較する。室蘭市全体を前者は74地点でカバーしているのに対して、後者は2,000以上の地点でカバーしている。この点とアンケート調査票が互いに異なる点から全く同一にはあつかえないが、概略的にみるとその傾向は、今まで本研究で述べてきた事と同様である。すなわち、室蘭の半島部は、海岸の低地を除いて気象庁震度Ⅳに等しく震度4に、半島先端部の高台はそれより小さく震度3を示している。また、室蘭岳の裾野に広がる山地丘陵部は、震度3～4でほぼ気象庁震度と同じ震度を示し相対的に小さい揺れを示している。反対に相対的に大きな揺れを示しているのは、半島の海岸部及び東町・中島町・輪西町の沖積層軟弱地盤で気象庁震度Ⅳより大きい震度5を示している。

## 5.2 登別市域の震度分布

十勝沖地震では、来馬川・幌別川の下流の低地で建物の破損等の被害があった。この地域に該当するのは、図-10の番号13の地区である。この地区の震度の平均は3.7で登別市全体の震度の平均（3.5）より0.2ほど大きい。鶯別川の下流の旧氾濫源（番号09）地区は、3.5と登別市全体の平均と同じであったが、他の氾濫源では、登別川の下流の旧氾濫源にあたる番号15の地区で、平均より0.1ほど大きい。行政・商業の中心である番号14の地区は、平均より0.2ほど小さく相対的に揺れ難い。また、登別温泉街は、ほぼ当該地区の平均（3.5）に等しい。

全体的には、海岸部の砂丘地区と室蘭岳の裾野や台地の地区の震度は、平均より小さい。それに比べ河川の下流部に広がる氾濫源地区や砂丘と山地丘陵部に挟まれた後背湿地の地区は、相対的に大きい値を示している。

この点を、図-10の番号10, 11, 12の地区で比較してみる。この3地区は、地形的特徴から海岸砂丘区（番号10）・後背湿地区（番号11）・丘陵末端斜面区（以後、単に斜面区と呼ぶ）（番号12）の3地形区に大別できる。表-4から、後背湿地区は、海岸砂丘区と斜面区より震度の平均が0.2ほど大きいのが全体の平均よりは、0.1ほど小さい。よって、この3地区は、何れも相対的には、揺れ難いことを示している。しかし、この事から直ちに、近年急速に宅地化が進むこの後背湿地区（番号11）が、地震に対して揺れ難い地区であると考えるのは早計である。以下に、この点をさらに考察してみることにする。



図一 9 登別市の各町内会毎の平均震度分布図



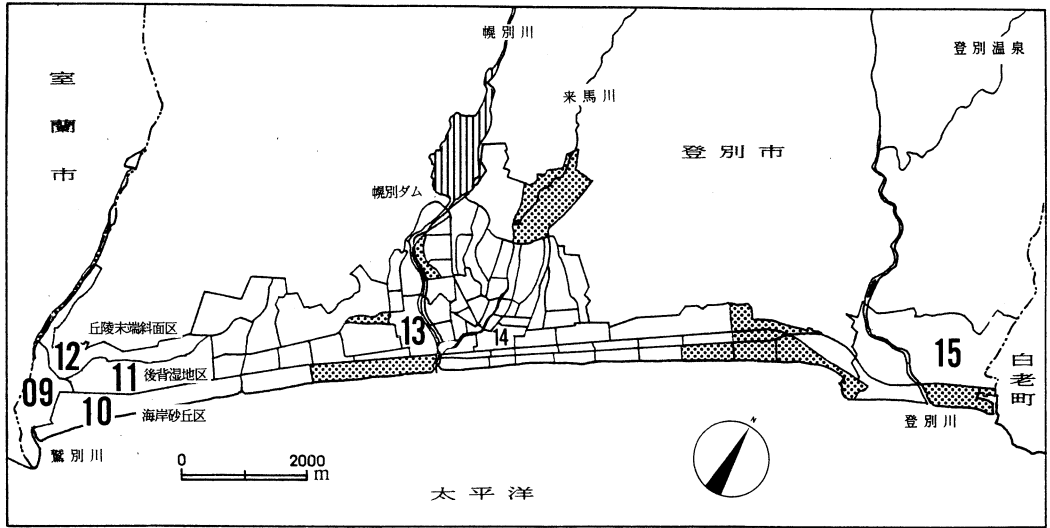


図-10 表-4 中の対象地区の位置図 (登別市)

河内ら (1988)<sup>16)</sup> は、この地区の詳細な報告をしている。以下にその中からこの地域の土地造成史をまとめて述べる。それによると、この地域の後背湿地区は、1980年以降急速に市街化され、主として住宅地として発展してきた。現在 (1991年) では、この地区の中央を東西方向に4車線の舗装道路が建設され、その両側には、商業地区が急速に発展しつつある。しかし、本研究の調査当時 (1987年1月) は、この道路の両側には、商店も住宅もほとんどなく、アンケートの回収も比較的宅地開発が早かった海岸砂丘区や斜面区に隣接する地区に集中していた。また、この報告では、この道路に沿って泥炭・粘性土等が厚く堆積しその中央部で約20mに達し、海岸砂丘区や斜面区に隣接するほどその厚さは薄くなっていると述べている。このような地盤構成から考えると今回のアンケート票回収の分布が、後背湿地区の全体をカバーするのではなく、この地区でも比較的良好な地盤に偏ったと思われる。この事がこの地区の震度の平均が、前述のように比較的小さい値になった主な原因と思われる。この点は、町内会毎の平均震度分布でまとめた場合の欠点の一つにあげられる。従って、同じ町内会でも、地形や地質条件が大きく異なる地区に於いては表-2、表-3の平均震度の扱いに注意を払う必要があると思われる。

次に、室蘭市の場合と同様に、有効回答数が少ない町内会 (とりあえずここでも、有効回答数5未満) を以下にあげてみると、

- 美園1 [4], 鶯別1 [3], 富岸1 [3]・2 [3]・3 [1], 青葉 [4]
  - 桜木3 [3]・5 [3]・6 [2], 富士1 [3], 柏木5 [3], 常盤2 [4]
  - 来馬 [3], 新栄 [3], 幸1 [4]・3 [1]・4 [1]・5 [4], 登別港1 [1]
- ただし、[ ] 内は、有効回答数を表わす。

以上の町内会は、表-3の平均震度の扱いに注意を払う必要があると思われる。

最後に、回収・集計したアンケート震度の中には、周辺の市町村の回答も含まれていた。その中から、いくつか回答者の多い地区をあげると、白老町及び白老郡の震度が3.3(分散:0.357, 有効回答数:25)、伊達市の震度が3.2(分散:0.291, 有効回答数:7)、苫小牧市及び勇払郡の震度が4.6(分散:0.261, 有効回答数:3)であった。白老地区以外は、有効回答数が少なく参考程度の結果と思われるので、ここではこれ以上触れない。

## 6. おわりに

1987年1月14日午後8時3分頃北海道の内陸の日高山脈北部(東経142°55'09, 北緯42°32'00)を震央とする、震源深さ119km, マグニチュード7.0の地震が発生した。この地震の気象庁震度は、釧路がV, 帯広・浦河・広尾・盛岡・八戸・根室・苫小牧がIV, 室蘭はIIIであった。筆者らは、この地震発生後直ちに太田方式のアンケート調査を室蘭・登別地域で実施し約6,000枚の調査票を配布し6割以上を回収しこの地震による当該地域のアンケート震度分布状況を得た。以下に、本研究によって得られた結果を要約する。

- (1) 今回の地震による各町内会毎の平均震度分布図を作成することができ、当該地域の地区別振動特性(揺れの強さ)の一資料が得られた。
- (2) 当該地域のこの地震によるアンケート震度の平均は、室蘭市、登別市とも3.5であった。
- (3) 各町内会毎の平均震度が求められたが、この結果は、各町内会毎のデータ数にかなりのバラツキがあるために、それによって算出される値をもってある範囲の地区を等価震度とみなすことに欠点を有しながらも、以下に述べるような結果が得られた。
  - 1) 気象台のある室蘭半島部の震度は、気象庁震度IIIにほぼ等しい。
  - 2) 海岸砂丘部の震度は、相対的に小さく、沖積平野・旧河道部のいわゆる軟弱地盤での震度は、相対的に大きい。
  - 3) 室蘭の半島部、室蘭岳の裾野の丘陵部(室工大周辺・白鳥台等)は、相対的に震度が小さい。
  - 4) 近年、急速に市街化しつつある登別市の若草町・新生町地区は、今回の調査では、全体的に震度が小さかったが、調査票の配布にかなりのバラツキがあり、今回の結果だけから相対的に揺れ難いと結論することはできない。この点は、今回の町内会毎の平均震度分布のまとめかたの欠点でもある。
- (4) 1968年の十勝沖地震の際に行なわれた室蘭地域のアンケート調査結果と比較し、当時の地区別の振動特性(揺れの強さ)の結果とほぼ同様の傾向を得た。
- (5) 十勝沖地震の調査でも指摘されたが、当該地域の震度が地区によって、気象庁震度より大きいことが、今回の調査でも確かめられた。この事は、気象庁震度では当該地区で過去70年

間で震度Ⅴ以上の地震は一回もないが、震度Ⅳ（４回記録）でも実際には、地区によっては震度Ⅴ以上の地震の揺れを受けている可能性があることを示している。従って、今後十勝沖地震程度の地震（震度Ⅳ）が起これば、近年の市街化地域の拡大に伴って被災地域が拡大する可能性がある。よって、当該地域においても、地震防災対策の策定が必要である。

本研究を遂行するにあたり、お忙しい中、調査票の配布・回収に御尽力頂いた登別市役所の防災係の方々や市内の各事業所等の方々に対しては、御協力に深く感謝致す次第です。室蘭市内の各中学校の先生方には、学校長・教頭先生をはじめ突然の協力依頼にも関わらず快く御協力いただき、ここに深く感謝致す次第です。

また、本研究を遂行するにあたり、調査および集計等に協力いただいた昭和62年度卒業の渡辺博氏（現株ズコーシャ）と当時の本学学生諸氏に対しては、深く感謝の意を表わします。

最後に、本研究が室蘭市・登別市の地震防災対策の基礎的資料の一つになれば、幸いである。

### 参考文献

- 1) 土田 肇, 倉田栄一, 須藤克子: 1968年十勝沖地震とその余震の港湾地域における強震記録, 港湾技研資料No.80, pp.19~21 (1969)
- 2) 1968年十勝沖地震調査委員会: 1968年十勝沖地震調査報告, pp.149~153 (1969)
- 3) 倉田栄一, 野田節男, 樋口豊志: 港湾地域強震観測年報 (1987), 港湾技研資料No.618, pp.136~149 (1988)
- 4) 村松郁栄: 濃尾地震の震度分布について — 当時のアンケート調査から —, 岐阜大学教育学部 研究報告 5, pp.424~440 (1976)
- 5) 河角 広: 地震災害, 第6章, 共立出版, pp.226 (1979)
- 6) 太田 裕, 関口 広, 水上 勲, 山崎捷信: Mail Survey による Seismic microzoning map の作成, 災害科学シンポジウム論文集 9, pp.241~246 (1972)
- 7) 太田 裕, 後藤典俊: 1973年6月17日根室半島沖地震調査報告書, pp.302~325 (1973)
- 8) 太田 裕, 後藤典俊, 大橋ひとみ: アンケートによる地震時の震度の推定, 北海道大学工学部研究報告第92号, pp.117~126 (1979)
- 9) 気象庁: 地震予知業務ハンドブック, 気象庁, (1979)
- 10) 鏡味洋史, 岡田成幸, 太田 裕: 「地震」とその利用に関する研究 (2) 「アンケートによる震度調査法」の見直し, 昭和61年度地震学会講演予稿集, pp.272 (1986)
- 11) 北海道大学理学部地球物理学教室: 北海道内の震度分布の詳細調査: 1968年十勝沖地震調査報告, pp.85~102 (1968)
- 12) 鏡味洋史, 岡田成幸, 太田 裕: 1987年1月14日日高山脈の地震の高密度震度調査, 北海道地区自然災害科学資料センター報告, 3, pp.43~58 (1988)
- 13) 野越三雄: Seismic Microzonation 研究 (I) — 1983年日本海中部地震による高密度震度 (秋田県, 秋田市および能代市) と微地形・表層地質との統計的評価 —, 物理探査, vol.42, no. 3, pp.141~164 (1989)
- 14) 望月利男, 精木紀男, 塩野計司: 東京都区部の震度分布 — 1986年10月4日茨城・千葉県境地震時のアンケート調査 —, 総合都市研究, 第29号, pp.67~82 (1986)
- 15) 桶木紀男, 藤本一郎, 田中直樹, 中島康雅: アンケートによる横浜市内の震度分布の推定 — 1986年6月24日午前11時53分房総半島南東沖地震の場合 —, 関東学院大学工学部研究報告, 第31巻, pp.33~40 (1987)
- 16) 河内邦夫, 後藤典俊, 武藤 章, 鈴木定義, 平塚智幸, 浅井弘二: 登別市海岸平野の地盤特性 (1) — 登別市若草町周辺の軟弱地盤の例 —, 土質工学会北海道支部技術報告集, 第28号, pp.181~190 (1988)

河内邦夫・後藤典俊・武藤 章

付 録

これは今回の地震に対する実態調査であり、地震対策計画の一環として、地震の震度分布推定のための重要な資料となるものです。つきましては、調査の趣旨を充分にご理解いただき、この調査票の質問事項をよくお読みの上、ありのままを正確にお答え下さい。

記 入 上 の 注 意

- 1 おのおのの質問には、ただ1つの答えをえらんで下さい。  
どれも決めにくいときでもよく考えて、あなたの感じに近いほうの番号に○を付けて下さい。
- 2 記入もれないようにして下さい。
- 3 記入に際して他の人と相談されるのは構いませんが、この地震のときあなたのまわりにいた人に限って下さい。

- 
- (1) あなたは、この地震を感じましたか。  
1 感じた 2 感じなかった
  - (2) あなたは、その頃、どこにいましたか。  
1 家(建物)の中にいた 2 屋外にいた 3 その他( )
  - (3) あなたは、そこで何をしていましたか。〔1～3をえらんだひとは( )内の適当な言葉を○で囲んで下さい。〕  
1 動いて(働いて、歩いて、運動して)いた  
2 静かにして(横になって、座って、寝かけて、立って)いた  
3 乗物(電車、バス、自動車、その他)に乗っていた  
4 ねむっていた 5 その他( )
  - (4) あなたは、地震の頃どこにいましたか。その場所を出来るだけ詳しく書いて下さい。

市  
町  
郡 区 丁目 番地 号  
村

---

〔1〕で〔1 感じた〕に○をつけた方は、以下の質問にお答え下さい。  
また〔2 感じなかった〕をえらんだ方は、このままお返し下さい。

- 
- (5) その場所の地形は、次のどれにあてはまると思われますか。  
1 平坦地 2 丘の上 3 斜面 4 崖の上 5 谷あいの土地 6 その他( )
  - (6) その場所の地盤の様子は、次のどれにあてはまると思われますか。  
1 岩盤とか砂利のような、よく締まった地盤  
2 火山灰、赤土のような地盤  
3 粘土、砂からなる、どちらかといえばゆるい地盤  
4 埋立地、泥炭地、湿地のような軟弱な地盤
  - (7) 地震のとき家(建物)の中にいた方にうかがいます。その家(建物)の構造は次のどれですか。  
1 木造 2 ブロック(レンガ)造 3 鉄筋コンクリート造 4 鉄骨コンクリート造 5 その他( )
  - (8) その家(建物)は何階ですか。  
1 平屋建 2 2階建 3 3～5階建 4 6～9階建 5 10階建以上
  - (9) あなたは、地震のときどの階にいましたか。  
1 地階 2 1階 3 2階 4 3～5階 5 6～9階 6 10階以上
  - (10) その家(建物)が造られたのはいつ頃でしょうか。  
1 最近1～2年 2 数年前 3 かなり古い 4 非常に古い
  - (11) あなたは地震のとき、電灯とかスイッチのひも、カレンダーなど、吊してあるものがゆれ動くのを認めましたか。  
1 注意しなかった 2 見たが動きは認められなかった 3 かすかにゆれた  
4 かなり激しくゆれた 5 非常に激しくゆれた
  - (12) 台所の洗い桶、水盤、金魚鉢等の水、又はガラスビンの中のモノの動きはいかがでしたか。  
1 注意しなかった 2 見たが動きは認められなかった 3 わずかに動いた 4 かなり動いた  
5 激しく動いた 6 あふれる程に、激しくうごいた
  - (13) 食器類とか、窓ガラス・戸・障子などの動きは認められましたか。  
1 気が付かなかった 2 かすかに音を立てた 3 カタカタと音を立てて動いた  
4 激しく音を立てて動いた 5 非常に激しく動き、食器・皿・ガラスなど割れたり、戸障子がはずれたものもあった  
6 食器類、ガラスなどの破損が目立った 7 殆んどこわれた
  - (14) すわりの悪いもの、たとえばコケン・花びんとか、棚に雑に置いた品物、ビン類など動きは認められましたか。  
1 殆んど認められなかった 2 わずかに動いた 3 かなり激しく動いた  
4 一部が倒れたり、ズリ落ちたりした 5 殆んど全部が倒れ、または落ちた
  - (15) タンス・戸棚・本箱など、重い家具の動きは認められましたか。  
1 動かなかった 2 わずかにゆれ動いた 3 かなりゆれた 4 多少ズリ動いた  
5 大きくズレたり、倒れたものもあった 6 殆んど全部が倒れた

アンケート調査による日高山脈北部地震(1987.1.14)の室蘭・登別地域の震度分布

- (16) 家(建物)全体としてのゆれはいかがでしたか。  
 1 認められなかった 2 わずかにゆれた 3 かなりゆれた 4 激しくゆれた 5 非常に激しくギンギンゆれた  
 6 倒れんばかりにゆれた
- (17) 家(建物)には、なんらかの被害がありましたか。  
 1 幸い、全然なかった 2 額がはずれたり、掛物が傾いたりした程度 3 壁かけ、額などが落ち、または花びん・ガラス器具が割れた 4 わずかながら壁にヒビ割れが入った 5 かなりヒビ割れが入り、柱の継ぎ目の喰い違いも目につく程度 6 被害はかなり大きく、修理の必要がある 7 家の傾きが目立った
- (18) あなたは、地震のゆれている時間をどのように感じましたか。  
 1 非常に短かった 2 短かった 3 どちらともいえない 4 長かった 5 非常に長かった  
 6 いつ終わるとも知れなかった
- (19) あなたが、地震をもっとも強く感じたのは、どのようなゆれのときですか。  
 1 ドンと突き上げてくる感じのゆれ 2 かなり速い繰り返しの横ゆれ 3 ゆっくりとした横ゆれ  
 4 特に区別できなかった 5 その他( )
- (20) あなたは地震に気がついたとき驚きましたか。  
 1 全然驚かなかった 2 少々驚いた 3 かなり驚いた 4 非常に驚いた 5 このうえなく驚いた
- (21) それでは、こわさの程度はいかがでしたか。  
 1 なんととも思わなかった 2 少々こわいと思った 3 かなりこわいと思った 4 非常にこわいと思った  
 5 絶望的になった
- (22) あなたはそのときどのような行動に出ましたか。  
 1 なにもする必要を感じなかった 2 意識的に身の安全を考えた 3 意識して戸外へのがれた  
 4 ほとんど知らない間に戸外へとび出していた 5 全く本能的に行動したので、よく覚えていない
- (23) あなたは、地震のとき火気(ガスコンロ、石油ストーブ等)をどうしましたか。  
 1 使用していなかった 2 使っていなかったが消す必要を感じなかった 3 危険だと思ったので消した  
 4 無意識のうちに消していた 5 とても余裕がなかった
- (24) 地震のとき、家(動め先)で、ねていた方にうかがいます。  
 1 眠っていなかった(または、他に誰もいなかった)ので、答えられない 2 目覚めた人は少数  
 3 かなりの人が目覚めた 4 殆んどの人が目覚めた 5 全部の人が目を覚ました
- (25) 地震のとき動いていた方にうかがいます。  
 1 行動に少しも支障を感じなかった 2 やや支障を感じた 3 動き続けるのは困難であった  
 4 立っておれない程であった 5 はいつくばってしまった 6 体をすくわれて倒れた
- (26) 戸外にいた方にうかがいます。樹木とか近くに停車中の自動車の、地震による動きを認めましたか。  
 1 注意を向けなかった 2 見たが動きは認められなかった 3 かすかにゆれていた  
 4 かなり激しくゆれていた 5 音がする程ゆれ動いていた
- (27) 自動車を運転していた方にうかがいます。運転に支障を感じましたか。  
 1 全然なんともなかった 2 やや支障を感じた 3 かなり困難を感じた 4 運転不能を感じて止まった  
 5 事故(道路をはずれる、ぶつかる)を起こした
- (28) 停車中の自動車に乗っていた方にうかがいます。  
 1 かすかなゆれを感じた 2 かなり激しくゆれるのを感じた 3 音がする程ゆれ動いた  
 4 車がごわんばかりにゆれ動いた
- (29) あなたのまわりで地震に気がついた人がいますか。  
 1 他に誰もいなかった 2 わずかな人が気がついた 3 かなりの人が地震とわかった  
 4 殆んどの人が気がついた 5 全員が確かに地震だと感じた
- (30) あなたのまわりで板塀、ブロック塀、石垣、集合煙突、サイロなどの被害がありましたか。  
 1 全くなかった 2 塀のねじれ、継ぎ目に沿った割れ、石垣、煙突、サイロのゆるみなどがわずかにみられた  
 3 塀のねじれ、割れ目、石垣、煙突、サイロのゆるみなどがかなり目立ち、くずれおちそうなものもあった  
 4 一部割れたり、ズリ落ちたりしたものもあった 5 かなりのものが壊れた 6 ほとんど壊れた
- (31) あなたのまわりで家屋の大きな被害(半壊、全壊)とか、地変(地割れ、地すべり、道路のキレツ)などがありましたか。  
 1 全然なかった 2 わずかにあった 3 かなり目についた 4 非常に多かった
- (32) あなたのまわりでこの地震が原因の停電・給水停止などがありましたか。  
 1 全然なかった 2 短時間あった 3 かなり長時間にわたった
- (33) あなたのお年は、いくつですか。  
 1 19才以下 2 20~29 3 30~39 4 40~49 5 50~59 6 60才以上
- (34) あなたは、  
 1 男性 2 女性
- (35) おさしつかえなければ、連絡先をご記入下さい。  
 住 所：  
 氏 名：  
 電話番号：

ご協力ありがとうございました。書き落しや書き間違いがないかどうか、もう一度見直していただきましたならば、この調査票を至急お返しくださいますようお願い申し上げます。また、何かお気付きの点がありましたら空欄にご記入して下さい。

# TiO<sub>2</sub> - B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 混合物の Mg 熱還元による TiB<sub>2</sub> の生成反応

平井伸治・土屋美智昭・片山 博

## Formation of TiB<sub>2</sub> by Magnesium-thermic Reduction of TiO<sub>2</sub> - B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> Mixture.

Shinji Hirai, Michiaki Tsuchiya and Hiroshi G. Katayama

### Abstract

Experiments were conducted in order to elucidate the formation mechanism of TiB<sub>2</sub> by the simultaneous magnesium-thermic reduction of TiO<sub>2</sub> - B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> mixture. TiB<sub>2</sub> was formed at 897 K or more, and its X-ray diffraction intensity increased with increasing temperature. In addition to MgO and MgTi<sub>2</sub>O<sub>4</sub>, which were main by-products, Mg<sub>3</sub>(BO<sub>3</sub>)<sub>2</sub> and (Mg, Ti)O were produced at lower temperature and at higher temperature, respectively. In the magnesium-thermic reduction of TiO<sub>2</sub>, Ti<sub>2</sub>O was identified at 1273 K or more, and its X-ray diffraction intensity increased to a maximum at 1373 K, but finally disappeared at 1573 K. In reduction of short time period, however, the formation of Ti<sub>2</sub>O was observed even at 1573 K. On the other hand, in the magnesium-thermic reduction of B<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, the formation of boron could not be identified by X-ray diffraction, but weak diffraction peaks of B<sub>4</sub>C were detected. It was inferred from these results that amorphous boron had been formed. Thermodynamic consideration clarified that TiO<sub>2</sub> is easily reduced to TiO with magnesium, but the additional reduction of TiO to Ti is difficult at higher temperature. Therefore, since the formation of boron precedes in the simultaneous magnesium-thermic reduction of TiO<sub>2</sub> - B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> mixture, it was concluded that TiB<sub>2</sub> is finally formed according to the next reaction:  $\text{TiO} + \text{Mg} + 2\text{B} = \text{TiB}_2 + \text{MgO}$ .

## 1. 緒 言

TiB<sub>2</sub>セラミックスは、高融点 (3123 K)、高硬度 (Hv: 3370 kg/mm<sup>2</sup>) を有し、化学薬品や 1273 K以下の溶融アルミニウム、亜鉛、鉛等に対して優れた耐食性を有することから、耐摩耗性材料、高温耐食性材料として注目されている<sup>(1)(2)</sup>。さらに電気伝導性 ( $0.03 \times 10^{-5} \Omega / \text{m}$ ) を有することから、その焼結体の放電加工が可能であり、またアルミニウム電解用の電極材料等への用途も期待されている。

これらの原料となる TiB<sub>2</sub> 粉末の合成法は次のように分類される。

- (1) 金属チタンと非晶質ホウ素との直接反応法
- (2) ハロゲン化物を原料とした気相析出法
- (3) 酸化物、炭化物を原料とした熱還元法

## (4) その他

(1)の直接反応法は、急激な発熱反応を伴うことから自己燃焼合成法として知られているが、副生成物として TiB が生成した場合は、その融点 (2503 K) が低いため TiB<sub>2</sub> は融着塊となり、また TiB が生成しない場合でも多孔質体となり<sup>(3)</sup> 微細な粉末の合成は困難である。そこで、微細な TiB<sub>2</sub> 粉末を得るには反応熱や反応速度の制御が必要となるが、その一方法として非晶質 B と Ti の混合粉末を Ar あるいは H<sub>2</sub>-Ar 雰囲気中、873 K の比較的低温にて加熱し、予め低結晶性の TiB<sub>2</sub> 前駆体あるいは TiH<sub>2</sub> 前駆体を形成させることにより、その後の高温加熱時の急激な TiB<sub>2</sub> の生成反応を抑制することが提案されている<sup>(4)</sup>。また、Ti 粉末の代わりに TiN 粉末を使用しても、反応熱や反応速度を抑制することができ、微細な粉末の合成に効果的である<sup>(5)</sup>。

(2)の気相析出法では、TiCl<sub>3</sub>-BCl<sub>3</sub> 混合ガスを1500 K 以上にて加熱し、あるいは Ti と BCl<sub>3</sub> を 900 K 以上にて反応させており、いずれも微粒の TiB<sub>2</sub> が得られる<sup>(6)</sup>。その他、B<sub>2</sub>H<sub>6</sub>-TiCl<sub>4</sub> 混合ガスのレーザーによる励起加熱を利用した合成法<sup>(7)</sup> や BCl<sub>3</sub>-TiCl<sub>4</sub>-H<sub>2</sub> 混合ガスのレーザーによる誘電破壊で誘起される気相反応を利用した合成法<sup>(8)</sup> も報告されている。

(3)の熱還元法では、TiO<sub>2</sub>, B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> を出発原料として、Mg を還元剤として用い、TiO<sub>2</sub>:B<sub>2</sub>O<sub>3</sub>:Mg = 1:1:5~7 の混合物から比較的低温にて TiB<sub>2</sub> 粉末を合成することができる<sup>(1)(9)-(11)</sup>。また、TiO<sub>2</sub>-B<sub>4</sub>C-C 混合物のボロン/炭素熱還元によっても合成することができる<sup>(1)(2)(12)(13)</sup>。

その他の合成法として、Ti 粉末-B 粉末-Al チップの混合物を Ar 雰囲気中にて1273 K 以上に加熱し、熔融アルミニウム中で Ti と B を反応させることにより TiB<sub>2</sub> 単結晶を製造する方法が提案されている<sup>(14)</sup>。また、低温における合成法として、Ti と B の混合粉末の288 ks に及ぶメカニカルアロイングによる合成法も報告されている<sup>(15)</sup>。さらに有機溶剤中、383~403 K にて TiCl<sub>4</sub> と BCl<sub>3</sub> の混合物と金属 Na の反応によっても非晶質 TiB<sub>2</sub> を合成することができる<sup>(16)</sup>。

以上の TiB<sub>2</sub> 合成法のうち(3)の熱還元法は、他の方法に比べて原料費が安価で、しかも比較的低温で反応が進行し、また、直接反応法に比べて微粒子が得られるという特徴を有する。しかし、TiB<sub>2</sub> の他に副生成物が生成するために、反応後に脱炭処理や希酸水溶液中における洗浄等の精製処理を要する。したがって、副生成物の生成を出来るだけ抑え、精製処理を容易にするためにも、TiB<sub>2</sub> の生成過程を解明することが是非とも必要である。そこで本研究では、熱還元法の中でも原料費が安価な TiO<sub>2</sub>-B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 混合物の Mg による同時還元法を取り上げ、その反応過程について検討した。また、TiO<sub>2</sub>-B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 混合物の複雑な還元過程を明らかにするための基礎的知見を得るために、TiO<sub>2</sub>, B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> それぞれ単一系の Mg による還元過程についても検討した。

## 2. 試料および実験方法

原料として、平均粒径 2 μm の TiO<sub>2</sub> (アナターゼ型98.5%) と 250~400 μm の B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (95%)



を用いた。これらはいずれも試薬特級品であり、473 K にて1.8 ks 乾燥した後使用した。また、還元剤は -75 μm の Mg 粉末 (99.96%) を用いた。

原料粉末の混合は、次の方法で行った。TiO<sub>2</sub> と B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> をモル比 1 : 1 に配合した後、エタノールを加えて十分攪拌し、次いで徐々にエタノールを蒸発させながらペースト状にし、最後に473 K にて3.6 ks 乾燥した。その後、Mg 粉末を TiO<sub>2</sub> : B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> : Mg = 1 : 1 : 5 になるように配合し、さらに乳鉢を用いて混合した。次に、この混合粉末を約0.5 g 秤量し、内径 8 mm の金型を用い、294 MPa の荷重を加えてタブレットを作製した。

還元装置には、最高使用温度1773 K の縦型管状電気炉を用い、反応管上方に試料昇降用ガラス管を取り付けた。試料は内径15 mm、深さ16 mm の黒鉛るつぼに入れ、反応管の上端に吊り下げた後、試料昇降用ガラス管を気密に連結させた。次に反応管内に Ar ガスを導入し始めてから1.8 ks 以上経過した後に試料を徐々に降下させ、炉の中心部に到達した時点を還元開始時刻とした。873~1573 K 間の各温度にて所定時間経過後、試料を吊り上げ、十分冷却させた。得られた生成物について X 線回折 (CuKα 線, 40 kV, 20 mA) を行い、各相の生成量を Si を内部標準試料とした相対回折強度 ( $I/I_s$ ) を用いて評価した。その際、タブレットを十分粉碎した試料に対して10 wt % の Si 粉末 (99.999%) を加えて乳鉢にて入念に混合した後 X 線回折を行い、Si (200) の回折強度で補正した。

なお、TiO<sub>2</sub> と Mg のモル比 1 : 2 あるいは B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> と Mg のモル比 1 : 3 の混合物圧粉体についても同様の還元実験を行い、TiO<sub>2</sub>、B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> それぞれの還元過程について検討を加えた。

### 3. 結果および考察

#### 1. TiO<sub>2</sub>-B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 混合物の Mg 還元

Fig. 1 は、1173~1573 K 間の各温度において3.6 ks 還元後の反応生成物の X 線回折パターンを示したものである。各温度とも TiB<sub>2</sub> の生成が確認されたが、温度の上昇と共にその回折強度も増大している。また、副生成物として MgO と MgTi<sub>2</sub>O<sub>4</sub> は全ての温度において同定され、その他、1123 K では Mg<sub>3</sub>(BO<sub>3</sub>)<sub>2</sub>、1373 K では MgO に Ti が固溶した (Mg, Ti)O と推定されるものも同定された。なお、未反応の TiO<sub>2</sub> や B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> は同定されず、また、同定不能であった unknown ピークは、マグネシウムボライド (MgB<sub>2</sub>, MgB<sub>4</sub>, MgB<sub>6</sub>) や低級ホウ化チタン (Ti<sub>2</sub>B, TiB) ではないことを確認している。次に、主要な生成相である TiB<sub>2</sub>、MgO、MgTi<sub>2</sub>O<sub>4</sub> 等の相対回折強度と還元温度との関係を Fig. 2 に示す。還元時間は1173 K 以上では3.6 ks、1123 K 以下は1.8 ks とした。TiB<sub>2</sub> の生成は873 K から確認され、その回折強度は温度の上昇と共に増大した。また、MgO や MgTi<sub>2</sub>O<sub>4</sub> の回折強度も温度と共に増大した。1373~1473 K 間に見られる TiB<sub>2</sub> の回折強度の急激な増大は、Mg の沸点が1378 K であることを考慮すると、この温度以上では液相-固相反応から気相-固相反応となるために TiB<sub>2</sub> の生成反応が促進されたものと推定される。1073 K

以下の低温側では、Mg が残留したが、その相対回折強度は温度の上昇と共に減少し、1123 K にて完全に消滅した。Mg<sub>3</sub>(BO<sub>3</sub>)<sub>2</sub> は1123 K 以下の低温側において生成し、一方、(Mg, Ti)O は1473 K 以上の高温側において生成した。

次に、還元温度を1573 K 一定にして還元時間の影響を調べた結果、TiB<sub>2</sub>、MgO、MgTi<sub>2</sub>O<sub>4</sub>、(Mg, Ti)O 等の回折強度は0.9 ks 以後はほとんど変化しなかった。したがって、この温度では

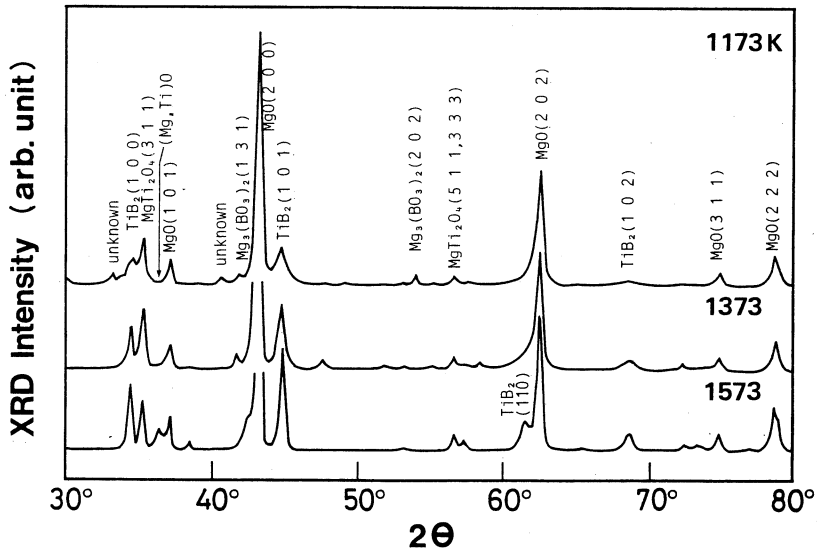


Fig. 1 X-ray diffraction patterns.

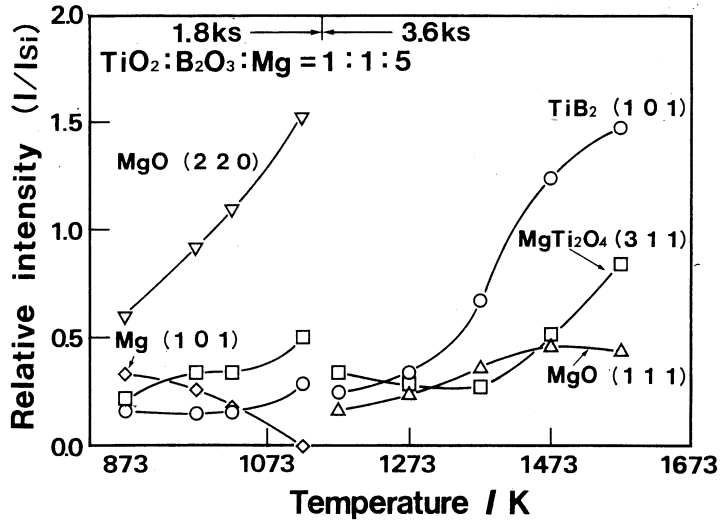


Fig. 2 Change in the relative X-ray diffraction intensities of TiB<sub>2</sub>, MgO, MgTi<sub>2</sub>O<sub>4</sub> and Mg with temperature.

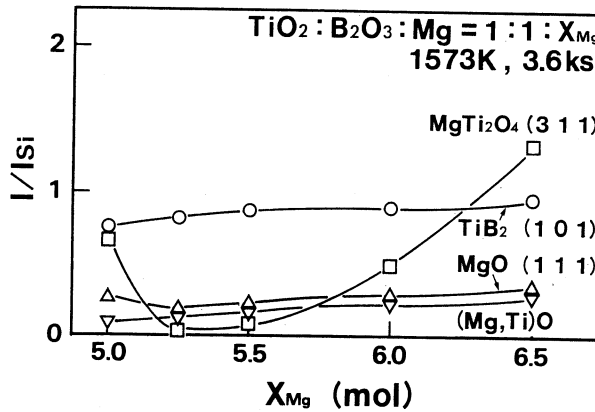


Fig. 3 Change in the relative X-ray diffraction intensities of TiB<sub>2</sub>, MgO, MgTi<sub>2</sub>O<sub>4</sub> and (Mg, Ti)O with the amount of added Mg.

反応は0.9 ks 以内の短時間のうちにほぼ終了したことがわかった。

さらに、還元温度を1573 K、時間を3.6 ks 一定として、各生成相の相対強度に及ぼす Mg 配合比の影響を調べた。その結果を Fig. 3 に示す。本反応系における Mg の当量配合比5 モルから Mg 量を増加させると、5.5モルまでは TiB<sub>2</sub> の相対回折強度が緩やかに増大し、反対に MgO と MgTi<sub>2</sub>O<sub>4</sub> の回折強度は減少した。5.5モル以降は TiB<sub>2</sub> の回折強度はほとんど変化しないが、MgTi<sub>2</sub>O<sub>4</sub> のそれは増大した。すなわち、Mg を過剰に配合しても Ti<sub>2</sub>O<sub>3</sub> までの還元には止まり、TiB<sub>2</sub> の生成を促進するには至らなかった。

ところで、1573 K にて3.6 ks 還元実験を行った試料について、副生成物を除去するために0.1 規定 HCl 水溶液を用い1.8 ks 煮沸した。次いでイオン交換を用いて十分洗浄、ろ過したものを乾燥させ、X線回折を行った。その結果、MgO、MgTi<sub>2</sub>O<sub>4</sub> は完全に HCl 水溶液に溶出し、それらのピークは消滅したが、微弱な (Mg, Ti)O の回折ピークは残留した。洗浄液の濃度を変化させても、そのピークの消滅には効果が見られなかった。したがって、本研究にて設定した洗浄条件では (Mg, Ti)O の除去は難しいことから、還元時に前もって (Mg, Ti)O の生成を抑えておく必要があると判断した。そして、その方策として、還元実験を2回に分けた2段階還元を試みた。TiO<sub>2</sub>:B<sub>2</sub>O<sub>3</sub>:Mg = 1:1:3 の混合物を用いて1回目の還元実験を行った後、さらに Mg のみを3モル加えて2回目の還元実験を行った。2回の還元実験は、それぞれ1573 K にて1.8 ks 行った。1回目の還元実験後の試料には、X線回折により (Mg, Ti)O の生成が認められたが、2回目の還元実験後には (Mg, Ti)O は完全に消滅した。なお、Fig. 3において Mg を当量配合比5モルよりも過剰に配合しても、TiB<sub>2</sub> の生成を促進するには至らなかったが、その原因は還元温度が Mg の沸点以上にあるため還元完了の前に Mg が蒸発して終わったためと考えられる。結局、2段階還元は Mg の浪費の防止と反応の完了に有効であることが判明した。

## 2. TiO<sub>2</sub>のMg還元

Fig. 4は、TiO<sub>2</sub>とMgをモル比1:2に配合し、還元時間を3.6ks一定とした場合の各生成相の相対回折強度と還元温度の関係を示したものである。1173KではMgOが同定され、その相対回折強度は温度の上昇と共に徐々に低下している。一方、1173Kを超えるとTi<sub>2</sub>Oが生成し、その回折強度は1373Kにて最大に達した。なお、このTi<sub>2</sub>Oは、Ti-O系状態図<sup>(17)</sup>によると、高温時において酸素を固溶限近くまで固溶したαTi相から冷却時に形成されたものである。1373Kを超えると、Ti<sub>2</sub>Oの回折強度は低下し、1573Kでは消滅に至り、代わってMgTi<sub>2</sub>O<sub>4</sub>と(Mg, Ti)Oの回折強度が増大し始めた。すなわち、高温側ではTiO<sub>2</sub>のαTi相への還元は起り難く、むしろTi<sub>2</sub>O<sub>3</sub>またはTiOまでの還元止まることが知られる。

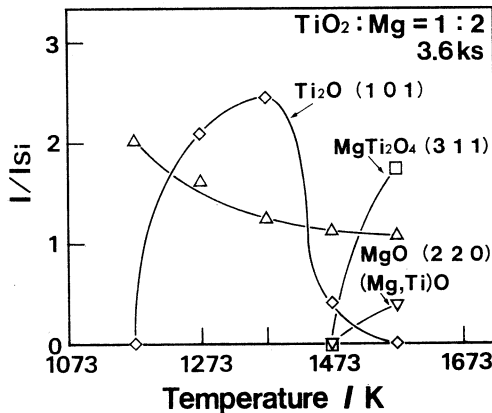


Fig. 4 Change in the relative X-ray diffraction intensities of Ti<sub>2</sub>O, MgO, MgTi<sub>2</sub>O<sub>4</sub> and (Mg,Ti)O with temperature.

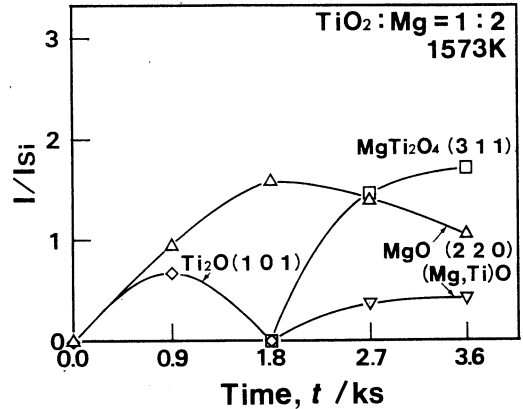


Fig. 5 Change in the relative X-ray diffraction intensities of Ti<sub>2</sub>O, MgO, MgTi<sub>2</sub>O<sub>4</sub> and (Mg,Ti)O with time.

Fig. 5は、還元温度を1573K一定とした場合の各生成相の相対回折強度に及ぼす還元時間の影響を示したものである。Ti<sub>2</sub>Oは、0.9ksの短時間還元では生成するが、1.8ks後には完全に消滅し、代わってMgTi<sub>2</sub>O<sub>4</sub>および(Mg, Ti)Oが増大し始めている。すなわち、高温側ではTiO<sub>2</sub>からαTiへの還元は、初めある程度進行するが、そのαTiは長時間後には再酸化されてMgTi<sub>2</sub>O<sub>4</sub>および(Mg, Ti)O相を生成することがわかる。

## 3. B<sub>2</sub>O<sub>3</sub>のMg還元

Fig. 6は、B<sub>2</sub>O<sub>3</sub>とMgをモル比1:3に配合し、還元時間を3.6ks一定とした場合の各生成相の相対回折強度と還元温度の関係を示したものである。反応生成物としてMgOの他に複酸化物のMg<sub>3</sub>(BO<sub>3</sub>)<sub>2</sub>、さらにB<sub>4</sub>Cが同定された。Bが同定されないのにB<sub>4</sub>Cが同定されたのは、B<sub>2</sub>O<sub>3</sub>のMg還元により非晶質のBが生成し、それがるつぼの黒鉛と反応してB<sub>4</sub>Cを生成したためと推定される。

## 4. 熱力学的検討

以上3つの反応系の結果を整理すると次のようになる。

- ①TiO<sub>2</sub>-B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 混合物の Mg 還元では、高温ほど TiB<sub>2</sub> の回折強度が増大した。  
 ②TiO<sub>2</sub> の Mg 還元では、Ti<sub>2</sub>O (高温では酸素を固溶した αTi 相) の回折強度は、1373 K まで

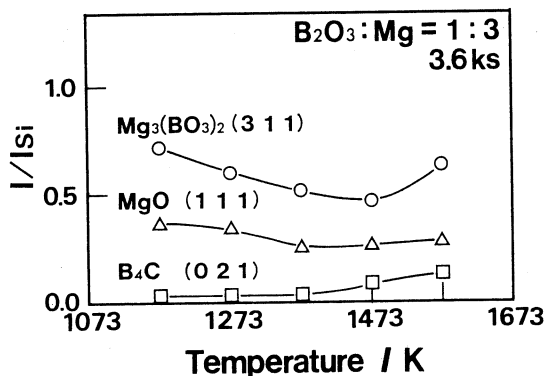


Fig. 6 Change in the relative X-ray diffraction intensities of Mg<sub>3</sub>(BO<sub>3</sub>)<sub>2</sub>, MgO and B<sub>4</sub>C with temperature.

は増大したが、それ以上の高温では低下し、1573 K では消失した。しかし、1573 K の短時間の還元では Ti<sub>2</sub>O の生成が確認された。

③B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> の Mg 還元では、1173 K 以上の温度で B<sub>4</sub>C の生成が確認され、非晶質の B が生成したことが推測された。

以上の知見を基に、TiB<sub>2</sub> の生成反応について各反応の標準生成自由エネルギー変化 (ΔG°) から考察した。Turkdogan が収録した熱力学データ<sup>(18)</sup>を用いて求めた各反応の ΔG° を Fig. 7 に示す。TiO<sub>2</sub> の Mg による還元反応は、次の反応(1)および(2)に従って TiO<sub>2</sub> から

Ti<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, さらには TiO まで容易に進行する。



$$\Delta G^\circ / \text{J} = -229990 + 20.21 T \quad (922 \sim 1363 \text{ K})$$

$$\Delta G^\circ / \text{J} = -349700 + 106.98 T \quad (1363 \sim 1943 \text{ K})$$



$$\Delta G^\circ / \text{J} = -137110 + 7.32 T \quad (922 \sim 1363 \text{ K})$$

$$\Delta G^\circ / \text{J} = -256820 + 94.10 T \quad (1363 \sim 1943 \text{ K})$$

しかし、TiO の Ti への還元反応(3)は、低温側で容易に進行するが、高温側では進行し難くなる。



$$\Delta G^\circ / \text{J} = -95270 + 43.221 T \quad (922 \sim 1363 \text{ K})$$

$$\Delta G^\circ / \text{J} = -214970 + 129.99 T \quad (1363 \sim 1943 \text{ K})$$

これは、②に述べたように高温域の還元では Ti<sub>2</sub>O の生成量がむしろ減少し、長時間後には消失した結果と良く対応する。一方、B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> の Mg による還元反応(4)は、いずれの温度においても比較的容易に起り得る。



$$\Delta G^\circ / \text{J} = -200290 + 47.27 T \quad (922 \sim 1363 \text{ K})$$

$$\Delta G^\circ / \text{J} = -319990 + 125.68 T \quad (1363 \sim 2273 \text{ K})$$

実際に③に述べたように、この反応は必ず進行しているものと推定される。そこで、TiO<sub>2</sub>-B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 混合物の Mg 還元では、初め、反応(1)および(2)による TiO<sub>2</sub> の TiO への還元と、反応(4)による B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> の B への還元が起り、その後反応(5)に従って TiB<sub>2</sub> を生成するものと考えられる。



$$\Delta G^\circ / \text{J} = -379780 + 63.72 T \quad (922 \sim 1363 \text{ K})$$

$$\Delta G^\circ / \text{J} = -499490 + 150.50 T \quad (1363 \sim 1943 \text{ K})$$

なお、Ti-B 系状態図<sup>(19)</sup>によれば、Ti<sub>3</sub>B<sub>4</sub>、TiB 等の低級ホウ化物が存在するが、これらは本実験の生成物中には検出されなかった。この原因は反応(2)より反応(4)が先行し、常に B 過剰側からホウ化チタンの生成が進行したためと考えられる。

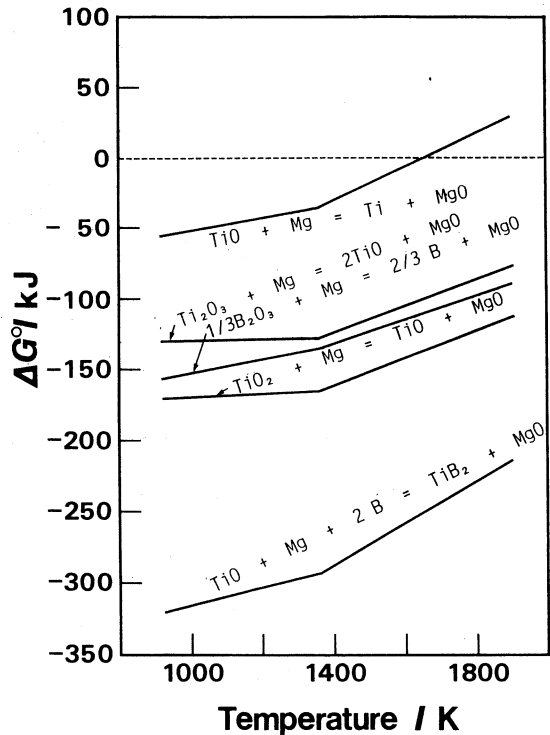


Fig. 7 Temperature dependence of  $\Delta G^\circ$ .

#### 4. 結 論

本研究では、TiO<sub>2</sub>-B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 混合物の Mg による同時還元により TiB<sub>2</sub> を合成する際の反応過程について検討した。得られた結果を以下に要約する。

- (1) TiB<sub>2</sub> の生成は、873 K 以上で確認され、その X 線回折強度は高温ほど増大した。また、副生成物として常に MgO および MgTi<sub>2</sub>O<sub>4</sub> が生成し、その他、低温側では Mg<sub>3</sub>(BO<sub>3</sub>)<sub>2</sub>、高温側では (Mg, Ti)O も生成した。
- (2) TiO<sub>2</sub> の Mg 還元では、1273 K 以上で Ti<sub>2</sub>O (還元温度では高酸素の  $\alpha$  Ti) が同定され、1373 K でその回折強度は最大に達したが、1573 K では消滅した。ただし、0.9 ks の短時間還

元では、1573 K でも Ti<sub>2</sub>O の生成が確認された。

- (3) B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> の Mg 還元では、B の生成を X 線回折によって同定できず、非晶質として生成すると推定された。なお、生成物中には少量の B<sub>4</sub>C が同定され、これは非晶質の B が黒鉛るつぼと反応して生成したものと考えられる。
- (4) 熱力学的検討の結果、TiO<sub>2</sub> の Mg 還元では、TiO<sub>2</sub> から TiO までの還元は容易に起こるが、さらに TiO から α Ti への還元は、高温側では起こり難いことがわかった。また、TiO<sub>2</sub> - B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 混合物の Mg 還元では、まず B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> の B への還元と、TiO<sub>2</sub> の TiO への還元が起り、次いで反応  $\text{TiO} + \text{Mg} + 2\text{B} = \text{TiB}_2 + \text{MgO}$  により TiB<sub>2</sub> が生成するものと推察した。

### [文 献]

- (1) 阿刀田徹三：チタニウム，ジルコニウム，21 (1973)，145.
- (2) J. J. Kim and C. H. McMurtry: *Ceram. Eng. Sci. Proc.* 6 (1985)，1313.
- (3) J. B. Holt, D. D. Kingman and G. M. Bianchini: *Mat. Sci. Eng.*, 71 (1985)，321.
- (4) H. Itoh, T. Matsudaira, S. Naka and H. Hamamoto: *J. Mat. Sci.*, 24 (1989)，420.
- (5) T. Matsudaira, H. Itoh, S. Naka, H. Hamamoto and M. Obayashi: *J. Mat. Sci.*, 23 (1988)，288.
- (6) J. Brynestad, C. E. Bamberger, D. E. Heatherrly and J. F. Land: *High Temp. Sci.*, 19 (1985)，41.
- (7) J. D. Casey and J. S. Haggerty: *J. Mat. Sci.*, 22 (1987)，737.
- (8) 大山俊之，西澤 博，石井忠浩，武内一夫：レーザー科学研究，10 (1988)，72.
- (9) 西山勝廣：粉体粉末冶金協会講演概要集，秋季 (1983)，172.
- (10) 石橋 昇，星野浩邦，飯田武揚，三田村 孝：日本セラミックス協会昭和63年度年会講演予稿集，(1988)，35.
- (11) 平井伸治，土屋美智昭，片山 博：日本金属学会講演概要，春期 (1990)，364.
- (12) J. K. Walker: *Advanced Ceram. Mat.*, 3 (1988)，601.
- (13) 平井伸治，土本克知，片山 博：日本金属学会講演概要，春期 (1991)，324.
- (14) 岡田 繁，阿刀田徹三：神奈川大学工学部研究報告，23 (1985)，37.
- (15) A. Calka and A. P. Radlinski: *J. Less - Common Met.*, 161 (1990)，L 23.
- (16) J. J. Ritter: *Advanced in Ceram.*, 21 (1987)，21.
- (17) J. L. Murray and H. A. Wriedt: *Binary Alloy Phase Diagrams vol. 2*, Ed. by T. B. Massalski, ASM, (1987)，1793.
- (18) E. T. Turkdogan: *Physical Chemistry of High Temperature Technology*, Academic Press, N. Y., (1980)，5.
- (19) J. L. Murray, P. K. Liao and K. E. Speart: *Binary Alloy Phase Diagrams vol. 1*, Ed. by T. B. Massalski, ASM, (1987)，392.

# Ni箔をインサート材とした WC - Co 系超硬合金と鉄鋼の拡散接合

桃野 正・出川恒之・片山 博・柴田 功・湊嘉 洋・金山達也・  
山口和浩・酒井昌宏・牧野 功・鴨田秀一・宮腰康樹

## Diffusion Bonding of WC - Co Hard Metal to Steel Using Nickel Foil as an Insert-metal

Tadashi MOMONO, Nobuyuki DEGAWA<sup>\*1</sup>, Hiroshi G. KATAYAMA,  
Isao SHIBATA<sup>\*2</sup>, Yoshihiro MINATO<sup>\*2</sup>, Tatsuya KANAYAMA<sup>\*2</sup>,  
Kazuhiro YAMAGUCHI<sup>\*2</sup>, Masahiro SAKAI<sup>\*3</sup>, Isao MAKINO<sup>\*3</sup>,  
Syuichi KAMOTA<sup>\*3</sup>, and Yasuki MIYAKOSHI<sup>\*3</sup>

### Abstract

Diffusion bonding of WC - 10% Co hard metal to mild steel (S 20 C) was carried out by holding at 1000 ~ 1075°C for 30 min under the applied pressure of 0.5 ~ 1.5 kgf / mm<sup>2</sup> in vacuum using Ni foil (10 ~ 500 μm in thickness) as an insert-metal. The tensile strength of joints increased through a maximum at 100 μm thickness of Ni foil. Beyond 100 μm however, the strength of the joint was almost independent of the thickness of Ni foil. The improvement of the bonding strength was interpreted by the decrease of the thermal stresses which is due to the difference in the coefficients of thermal expansion of the hard metal and the steel during the cooling of the joints. Thermal stresses have been estimated by the theory of thermal elastic analysis based on the finite element method.

### 1. 緒 言

超硬合金 (Hartmetalle, hard metals, cemented carbides) とは、周期律表第 IV a, V a, VI a 族に属する 9 種類の金属 (Ti, Zr, V, Ta, W etc) の炭化物を対象とし、これらの炭化物粉末を Fe, Co, Ni などの金属をマトリックスとして焼結した合金を総称していうことから、超硬合金には多くの種類がある。いずれの合金も低温硬さはもちろん、高温硬さにも優れ、高強度で諸物性値が安定していることを特徴としている。このような多種類の超硬合金の中で、WC - Co 系超硬合金は硬度、抗折力、圧縮強度、破壊靱性、耐酸化性、耐食性に優れ、熱膨張率が小さいなどの特性を有し、主に切削工具として用いられている。

<sup>\*1</sup> 大学院工学研究科博士前期課程 (材料物性工学専攻)    <sup>\*2</sup> 北海道住電精密株    <sup>\*3</sup> 北海道立工業試験場



一方、このような超硬合金と工具鋼との接合には、従来種々のろう材が用いられてきたが、液相を利用した接合であることから脆性破壊しやすく、その改善が試みられてきた。

本研究では、熱膨張差の大きい異種材料間の拡散接合に関する基本的知見を得るために、WC-Co系超硬合金と鉄鋼材料を固相拡散接合し、最適接合条件を見出すことを主な目的とした。この場合、超硬合金と鉄鋼の両母材を接合後の、冷却時における熱膨張差に起因する残留応力の防止、および炭素の拡散によって生じる脆弱な金属間化合物（7相： $\text{Co}_3\text{W}_3\text{C}$ ）の形成を防止<sup>1)</sup>するため、インサート材として純Ni箔を用いた。

ところで、本系のように両母材の熱膨張係数の差異が大きな場合、熱応力の発生は避けることができない。このような熱応力の軽減法として、須賀<sup>2)</sup>は1) 温度差の低減、2) 熱膨張係数のマッチング、3) 低弾性材料の介在、4) 熱応力制御の4項目を挙げている。本研究はこれら2)~4)の項目に該当するインサート材としてNi箔を選び、箔厚さと熱応力緩和との関連を、有限要素法(FEM)によってシミュレーションした。

## 2. 実験方法

接合に供した超硬合金の化学組成と機械的性質を表1に示す。同母材は10.7%Coを含むものであり、北海道住電精密(株)より提供を受けた。また純鉄とS20C鋼の化学組成を表2に示す。

表1 WC-Co超硬合金の機械的性質

	Co量 (wt%)	抗折力 (kgf/mm <sup>2</sup> )	WC粒径 (μm)	比重	硬 度	
					(H <sub>HA</sub> )	(H <sub>V</sub> )
WC-Co 合金	10.7	300	<7	14.5	87.0	1140

表2 鉄鋼の化学組成

	C	Si	Mn	P	S
純鉄	0.012	0.007	0.229	0.012	0.009
S20C	0.203	0.202	0.330	0.010	0.016

(wt%)

純鉄は溶接用芯材であり、S20C鋼は市販の機械構造用鋼を用いた。

超硬合金の形状はφ11.2×9.3mm、鉄鋼の形状はφ14×20mmであり、インサート材として用いたNi箔の厚さは10, 30, 100, 200, 500μmの5種類である。

組織観察用試料の作成には、超硬合金/Ni箔/鉄鋼の順に3層に積層し、接合強さの評価用試料の作成には鉄鋼/Ni箔/超硬合金/Ni箔/鉄鋼の順に積層し、超硬合金を中心に5層とした。各母材の仕上げ手順は図1に示すとおり

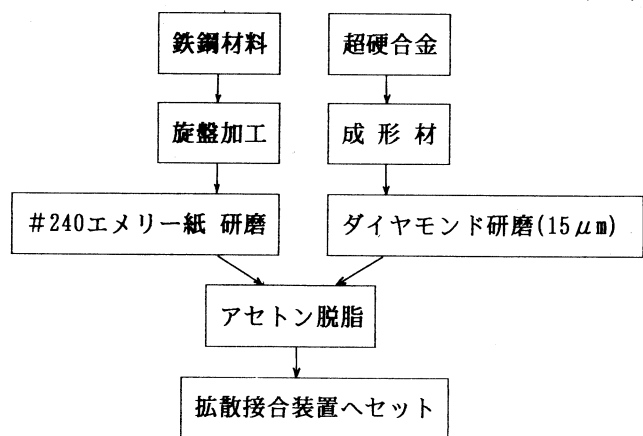


図1 拡散接合手順

各母材の仕上げ手順は図1に示すとおり

であり、鉄鋼は#240エメリー紙研磨、超硬合金は粒径15  $\mu\text{m}$  のダイヤモンド研磨とした。なお Ni 箔は受理材のままとし、アセトン脱脂処理した。

実験に用いた拡散接合装置の概略図を図2に示す。各母材を前述のように積層し端面を突合わせてセットした。接合雰囲気は $10^{-4}$  Torr 台の真空とし、試料への加圧は油圧ポンプにより行ない、圧力 ( $P_B$ ) は小型ロードセルにより検出した。試料の加熱には赤外線反射炉を用い、所定の温度 ( $T_B$ ) に到達後の経過時間を接合時間 ( $t_B$ ) とした。この場合の温度—圧力—時間の関係を図3に示す。なお温度制御には CA 熱電対を接合界面鉄鋼側にスポット溶接し、サイリスターにより制御するとともに温度記録した。

接合強さは、接合界面に対し直角方向に引張試験を行なって求めた。用いた試験片の形状を図4(a), (b)に示す。(a)は平行部を7  $\phi \times 20$  mm とした場合であり、接合後超硬合金と鉄鋼の表層を研削した。(b)は接合後試験片を超硬合金母材の外形に合わせて研削し、両端をM10細目ネジ加工した。引張試験はインストロン型試験機を用い、クロスヘッド速度1.0 mm / min にて室温で試験した。

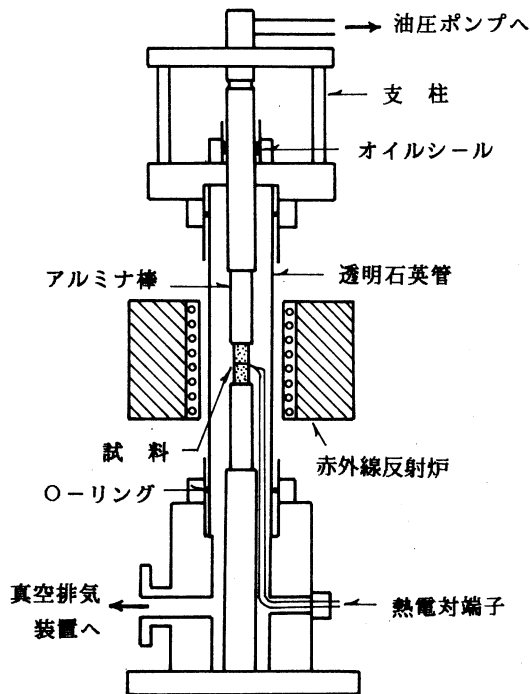


図2 拡散接合装置概略図

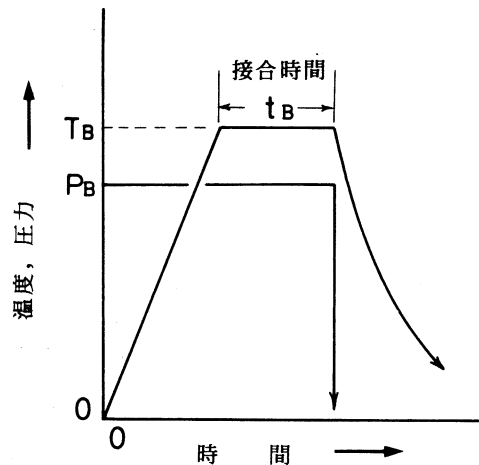


図3 接合温度、接合圧力および接合時間の関係

接合界面に形成される反応層を同定するためのX線解析は、上記の引張試験後の破面からの回折線について行なった。用いた特性X線は Cu-K  $\alpha$  線である。

なお有限要素法による熱応力分布解析は、市販のFEM解析プログラム(マイコンショップ北九州製:有限要素法マスター)を用い、NEC製PC-9800シリーズパーソナルコンピュータにて行なった。

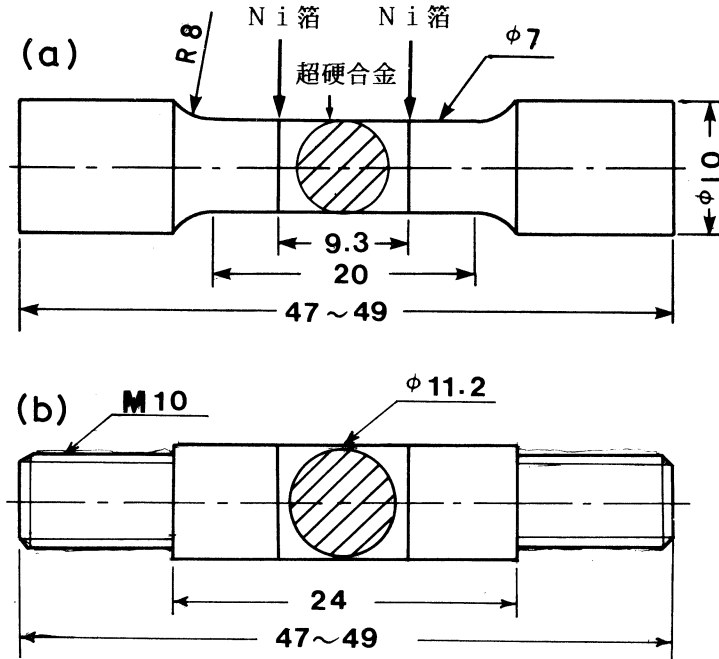


図4 引張試験片の形状

### 3. 実験結果と考察

#### 3.1 接合界面組織

超硬合金と純鉄とを  $T_B = 1075^\circ\text{C}$ ,  $P_B = 1.5 \text{ kgf/mm}^2$ ,  $t_B = 30 \text{ min}$  の接合条件で、インサート材を用いずに直接接合した結果、接合材を室温まで放冷する間に、接合界面で破断あるいは超硬合金内部にクラックの発生が認められた。このような破断はセラミックス・金属接合体においてしばしば観察され、熱膨張係数の差異に起因するものと考えられる。よって以後の接合実験には必ずインサート材として Ni 箔を用いた。

写真1に、厚さ  $10 \mu\text{m}$  Ni 箔インサート材を用いて純鉄と超硬合金とを拡散接合した場合の、接合界面近傍の光学顕微鏡組織写真を示す。接合条件は  $T_B = 1000^\circ\text{C}$ ,  $P_B = 0.5 \text{ kgf/mm}^2$ ,  $t_B = 30 \text{ min}$  である。(a)は接合のままであり、(b)は  $1000^\circ\text{C}$ , 50 hr 後熱処理した結果である。写真より明らかなように、純鉄/Ni 箔界面には化合物層の形成は認められず、相互拡散の結果、時間の増大とともに界面の凹凸が顕著となっている。一方、Ni 箔/超硬合金界面は極めて微小な凹凸が認められ、接合性は決して悪くないことを示唆している。

同様に写真2は、厚さ  $30 \mu\text{m}$  の Ni 箔をインサート材として、純鉄と超硬合金とを拡散接合した場合の、接合界面近傍の光学顕微鏡組織写真を示す。接合条件は  $T_B = 1000^\circ\text{C}$ ,  $P_B = 0.5 \text{ kgf}$

$/\text{mm}^2$ ,  $t_B = 30 \text{ min}$  である。(a)は接合のままであり、(b)は $1000^\circ\text{C}$ , 50 hr 後熱処理した結果である。写真1に比べて Ni 箔/超硬合金界面に未接合部と思われる黒色部が観察される。このような未接合部の消滅には接合温度の上昇, および接合圧力の増大が効果的と考えられ, 以後の接合条件を  $T_B = 1075^\circ\text{C}$ ,  $P_B = 1.5 \text{ kgf}/\text{mm}^2$ ,  $t_B = 30 \text{ min}$  とした。

写真3は厚さ $500 \mu\text{m}$ の Ni 箔をインサート材として, 純鉄と超硬合金とを拡散接合した場合の, 接合界面近傍の光学顕微鏡組織写真を示す。接合条件は  $T_B = 1075^\circ\text{C}$ ,  $P_B = 1.5 \text{ kgf}/\text{mm}^2$ ,  $t_B = 30 \text{ min}$  である。純鉄/Ni 箔, および Ni 箔/超硬合金界面には特有の化合物層の形成は認められず, 接合性が極めて良好であることを示している。

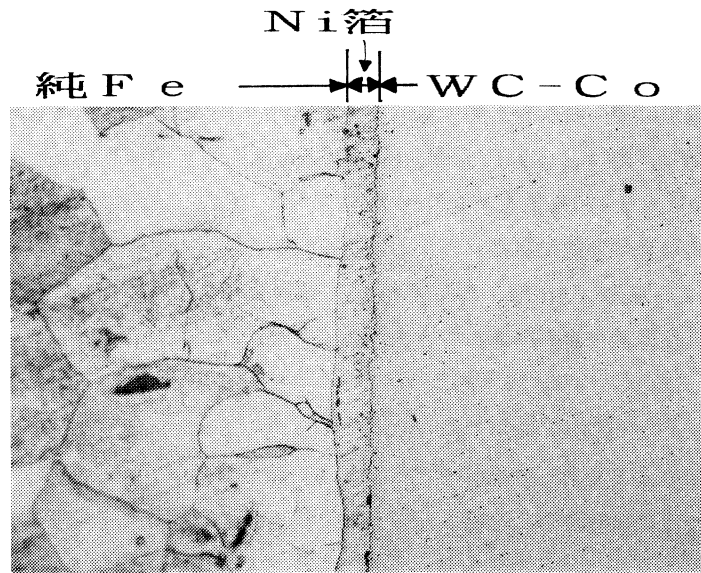
### 3.2 接合強さ

3.1の結果に基づき, 接合条件を  $T_B = 1075^\circ\text{C}$ ,  $P_B = 1.5 \text{ kgf}/\text{mm}^2$ ,  $t_B = 30 \text{ min}$  で一定として接合し, その接合強度を調べた結果を図5に示す。横軸はインサート材として用いた Ni 箔厚さであり, 図中△印は試験片形状を図4(b)のように仕上げて試験した結果である。また○印は図4(a)のように平行部を切削加工して試験した結果である。いずれの曲線も Ni 箔の厚さにとまな急激に接合強さが上昇し, ある Ni 箔厚さ以上ではほぼ一定となる傾向が認められる。またこの曲線の勾配は, 総じて接合強さの大きい方が急であり, インサート材厚さ依存性が大きい。このような傾向は, セラミックス・金属接合体において認められ<sup>3)</sup>, 接合面での結合が強固になり, 金属母材が高強度になればなる程一層顕著となる。

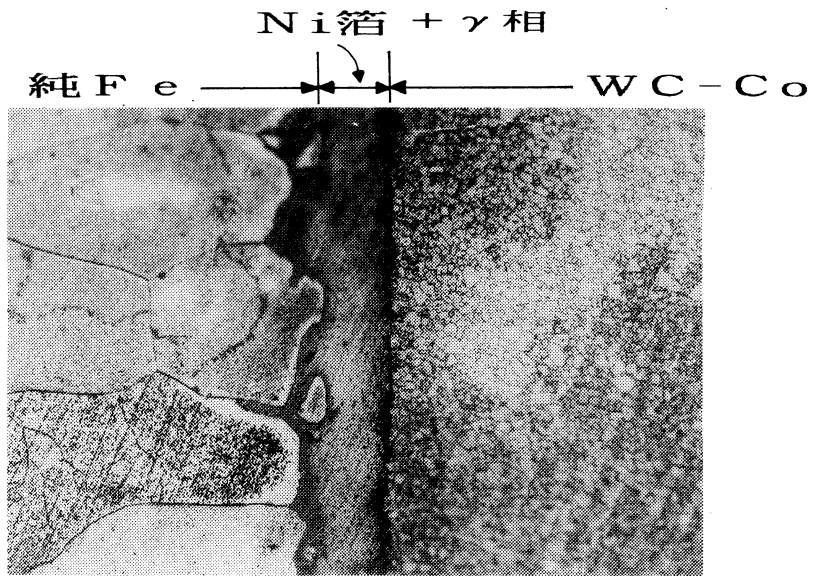
なお, 接合体の表面を切削しない場合, 一般的に接合強さが低い理由として, 超硬合金/Ni 箔接合端における未接合部の残留と, それにとまなう切欠き効果が挙げられる。すなわち超硬合金と Ni 箔, あるいは超硬合金と鉄鋼との端面は, マクロ的に合わすことができても, 必ず微小なずれが生じ, 切欠部として作用するものと推察される。これに対して平行部を研削した場合は, 後述のように, 表面近傍に残留した熱応力が切削除去され, 真の接合強さが測定されたものと考えられる。

以上の観点から図5を考察すると, Ni 箔厚さ $100 \mu\text{m}$ 以上では $40\sim 42 \text{ kgf}/\text{mm}^2$ の接合強さが得られ, Ni 母材とほぼ同程度の強さである。このような不均質材の強度特性に関して, 豊田<sup>4)</sup>が指摘しているように, 一定の箔厚さ以上で強度がほぼ一定となるのは, 界面接合強度支配型から塑性拘束効果支配型へと遷移するためと考えられる。すなわち塑性拘束効果支配型に遷移するまでの小さな箔厚さでは, 熱応力の緩和が不十分であり, 一定厚さ以上では Ni 箔の強度が支配的となったものと考えられる。

なお図5中に示したように, 超硬合金と Ni 丸棒とを直接接合した結果, その接合強さはいずれも超硬合金/Ni 箔/S20C 接合体よりも低い値となった。この原因は未だ判明しないが, 破断が超硬合金/Ni 界面であったことから, より多くの追試験を行ない, 表面清浄度等の影響を検討する予定である。



(a) 接合のまま



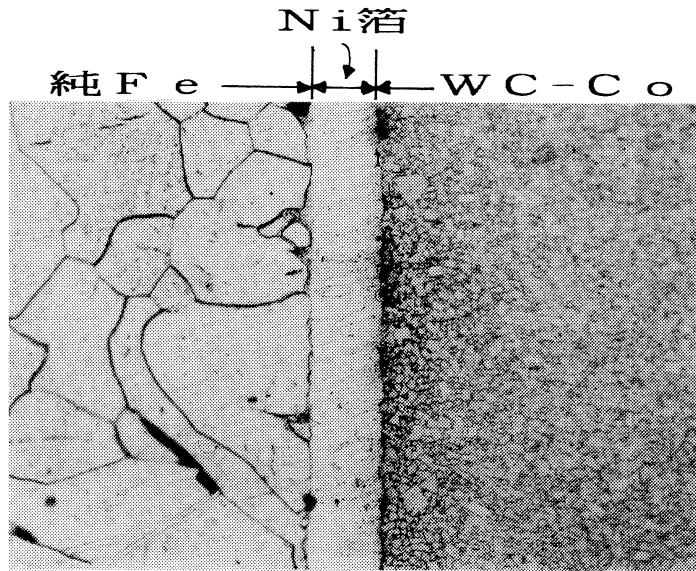
(b) 1000°C, 50hr後熱処理

100  $\mu\text{m}$

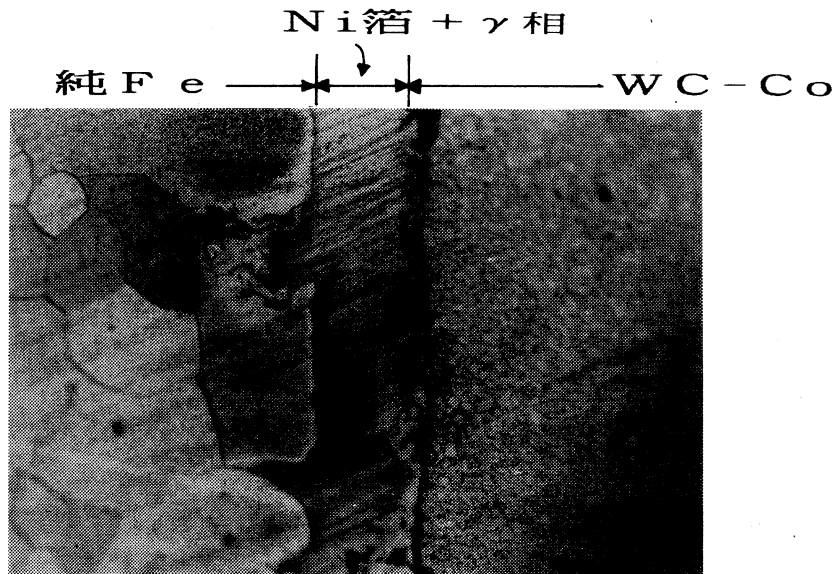
写真1 純鉄/超硬合金接合界面の顕微鏡組織。

接合条件：  $T_B = 1000^\circ\text{C}$ ,  $P_B = 0.5 \text{ kgf/mm}^2$ ,  
 $t_B = 30 \text{ min}$ , Ni箔厚さ =  $10 \mu\text{m}$ .

Ni箔をインサート材とした WC-Co 系超合金と鉄鋼の拡散接合



(a) 接合のまま



(b) 1000°C, 50hr 後熱処理

100  $\mu\text{m}$

写真 2 純鉄/超合金接合界面の顕微鏡組織。

接合条件:  $T_B = 1000^\circ\text{C}$ ,  $P_B = 0.5 \text{ kgf/mm}^2$ ,

$t_B = 30 \text{ min}$ , Ni 箔厚さ = 30  $\mu\text{m}$ .

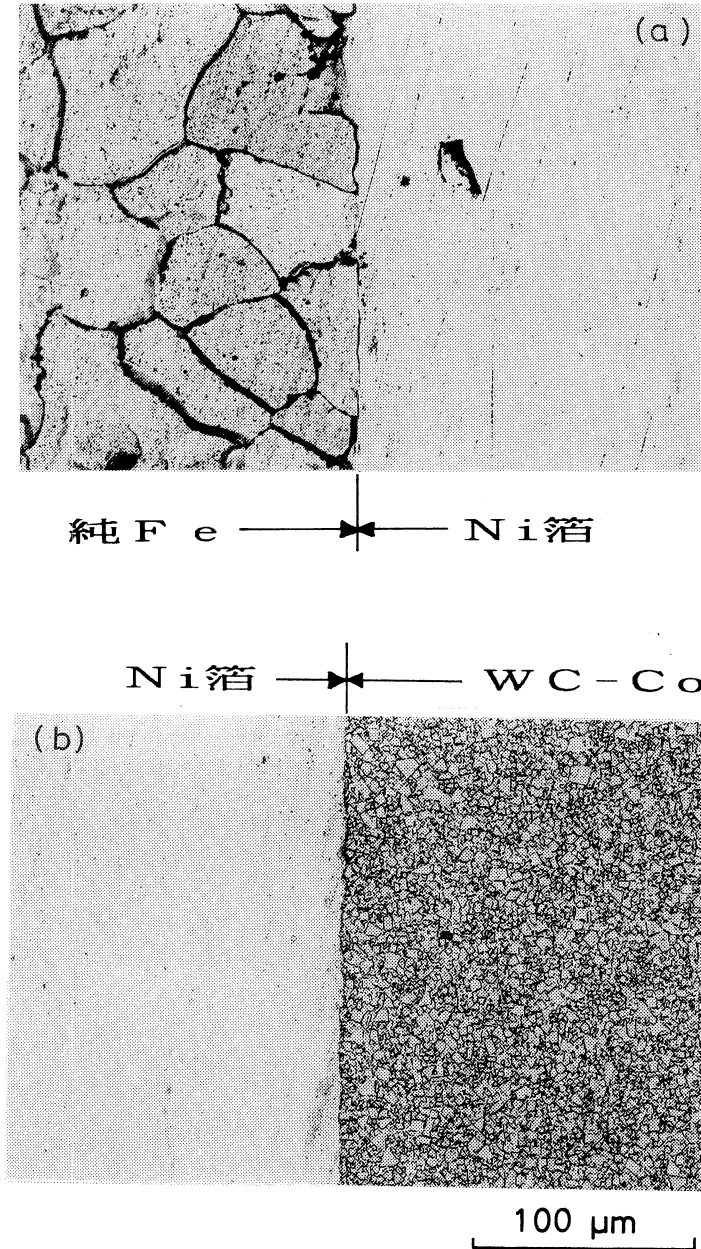


写真3 純鉄/超合金接合界面の顕微鏡組織 (接合のまま)。  
接合条件:  $T_B = 1075^\circ\text{C}$ ,  $P_B = 1.5 \text{ kgf/mm}^2$ ,  
 $t_B = 30 \text{ min}$ , Ni 箔厚さ =  $500 \mu\text{m}$ .

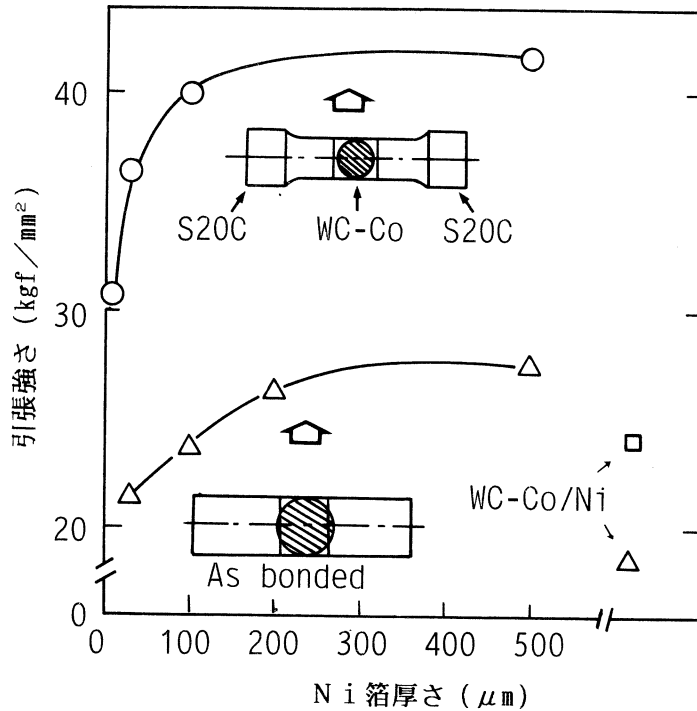


図5 S20C/超硬合金接合体の接合強さと Ni 箔厚さとの関係

### 3.3 破断面の X 線解析

接合界面に形成される反応層を同定するために、引張試験後面母材の破断面を X 線解析した。またこのような解析によって、破断位置の推察も可能となる。

図 6；図 7 は超硬合金と純鉄とを  $T_B = 1000^\circ\text{C}$ ， $P_B = 0.5\text{kgf/mm}^2$ ， $t_B = 30\text{min}$  の接合条件で、厚さ  $30\mu\text{m}$  の Ni 箔インサート材を用いて接合した破断面の X 線解析結果を示す。図 6(a)および図 7(a)は接合のままであり、図 6(b)と図 7(b)は  $1000^\circ\text{C}$  で 50 hr 後熱処理した結果である。両図を比較検討すると、接合のままでは Ni による回折ピークが純鉄母材側に認められ、超硬合金側には認められない。このことから、本接合条件では破断は Ni 箔と超硬合金との間で生じたと推察される。

これに対して後熱処理した場合は、 $\eta$  相 ( $\text{Co}_3\text{W}_3\text{C}$ ) が認められ、純鉄側に超硬合金の一部が同定された。すなわち  $\eta$  相の形成によって超硬合金母材が脆化し、クラックが超硬母材の一部を伝播したと考えられる。

一方、超硬合金と純鉄とを  $T_B = 1075^\circ\text{C}$ ， $P_B = 1.5\text{kgf/mm}^2$ ， $t_B = 30\text{min}$  の接合条件で、厚さ  $500\mu\text{m}$  の Ni 箔インサート材を用いて接合した破断面の X 線解析結果を図 8 に示す。図 8(b)より、超硬合金側には WC 相と Co 以外の特有の相は同定されなかったが、図 8(a)より明らかなように、純鉄側には Ni が同定され、破面観察結果と併せて考えると、この場合の破断は Ni 箔と超硬合金



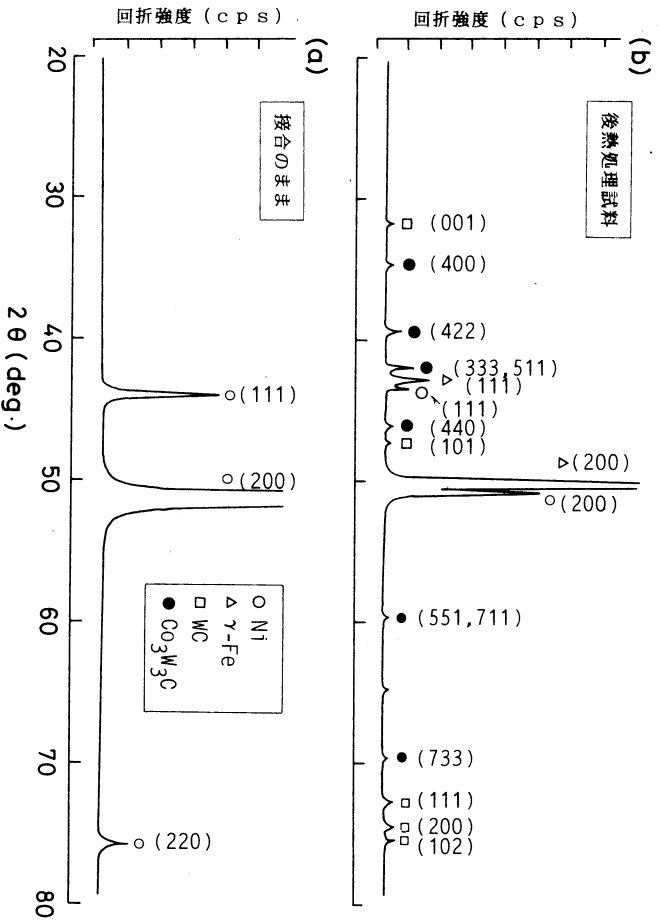


図6 純鉄/超硬合金拡散接合界面のX線解析 (Ni 箔30 μm, 純鉄側)

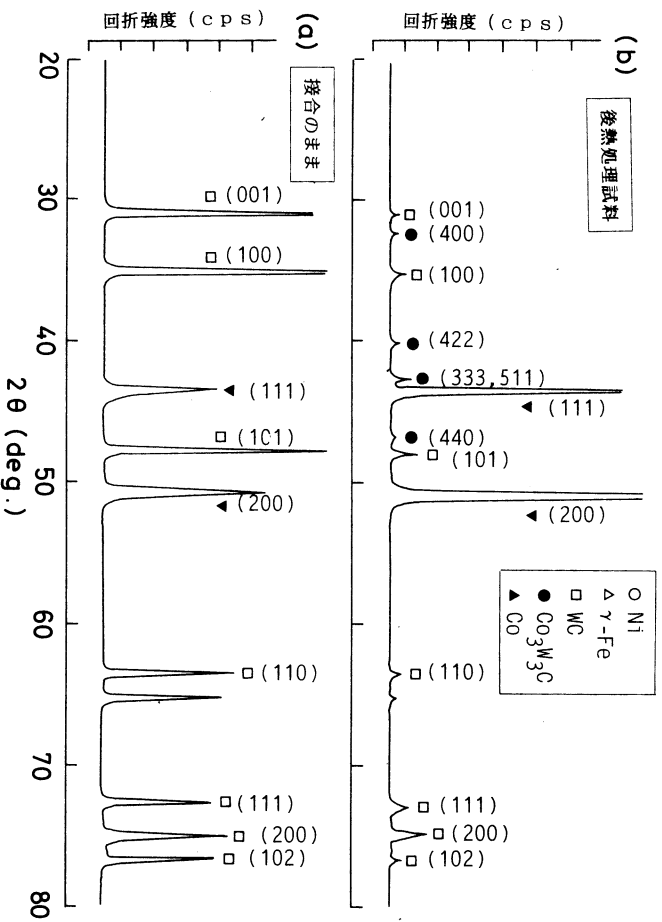


図7 純鉄/超硬合金拡散接合界面のX線解析 (Ni 箔30 μm, 超硬合金側)

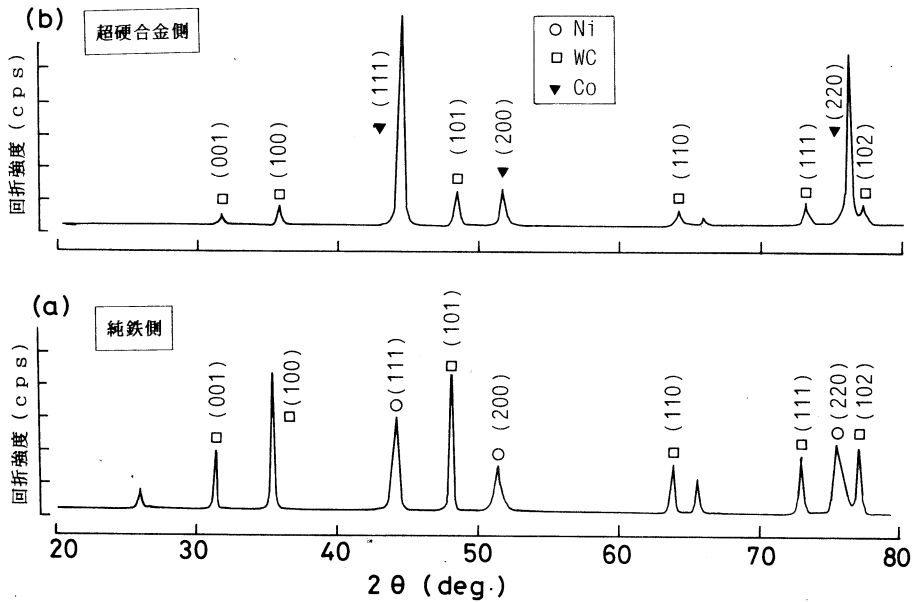


図8 純鉄/超硬合金拡散接合界面のX線解析 (Ni 箔500 $\mu\text{m}$ , 接合のまま)

との間で生じたものと考えられる。また純鉄側に WC 相が観察されることから、超硬合金母材の一部が純鉄側に接合していると推察される。すなわち超硬合金の一部をクラックが伝播したことを示唆している。

なおこの場合 Ni, Co,  $\gamma$ -Fe による回折角は極めて接近していることから、相互の分離および判定は困難であった。

### 3.4 有限要素法 (FEM) による熱応力のシミュレーション

超硬合金と鉄鋼の熱膨張の差異に起因して、接合後の冷却過程で発生する熱応力は、有限要素法を用いた弾性計算により解析した。解析に用いた超硬合金、鉄鋼の諸物性値を表3に示す。

解析モデルは超硬合金、鉄鋼の双方ともに直径11.2mm、長さは超硬合金が9.3mm、鉄鋼が10.0mmの丸棒を突き合わせた接合体とし、与える温度差は接合温度 ( $T_B = 1075^\circ\text{C}$ ) から室温 ( $20^\circ\text{C}$ ) とした。また軸対称応力場において、要素は三節点三角形要素を用い、節点総数、要素総数、拘束条件等を付与して解析した。なおインサート Ni 箔の効果を検討するために、厚さ10 $\mu\text{m}$ と500 $\mu\text{m}$ の場合についてシミュレートした。

図9は解析の結果得られた応力変形図である。軸対称であることから、中心軸より右半分について表示した。矢印は接合界面であり上側が超硬合金、下側が純鉄を示す。超硬合金の変形に比べて、純鉄の変形が大であることが明らかである。また、Ni 箔厚さ10 $\mu\text{m}$ に比べて500 $\mu\text{m}$ の変

桃野 正・出川恒之・片山 博・柴田 功・湊嘉 洋・金山達也・山口和浩・酒井昌宏・牧野 功・鴨田秀一・宮腰康樹

形最大値が大きいのは、Ni 箔の熱膨張係数が大きいため、厚さが増大するにしたがってそれだけが重畳されたためと推察される。

表3 供試材の物性値

材 料	ヤング率 (kgf/mm <sup>2</sup> )	ポアソン比	熱膨張係数 (×10 <sup>-6</sup> /°C)
WC-Co合金	5.2×10 <sup>4</sup>	0.23	5.1
純鉄	2.1×10 <sup>4</sup>	0.30	11.7
純Ni	2.1×10 <sup>4</sup>	0.34	12.6

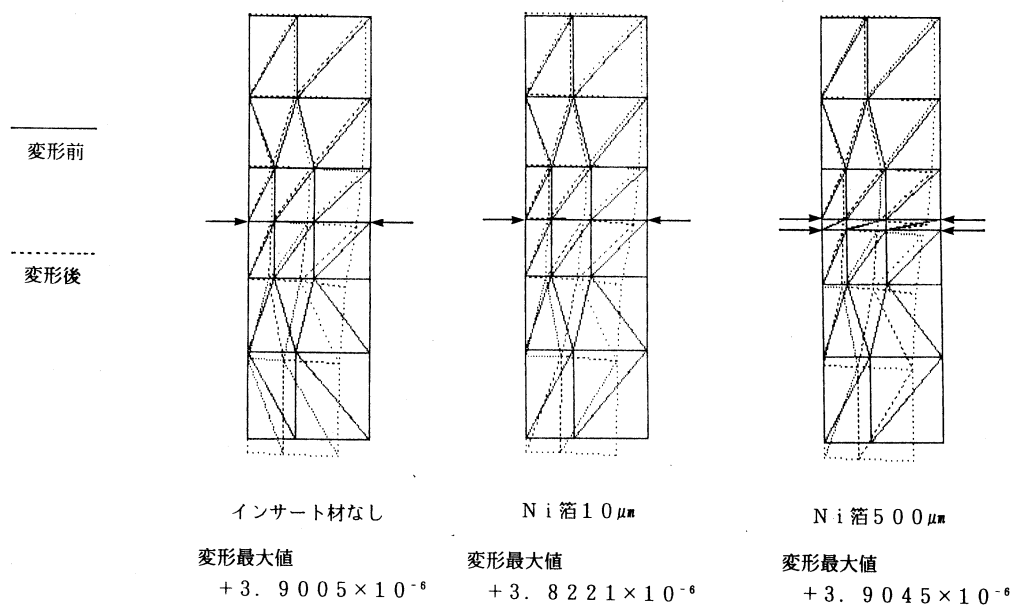
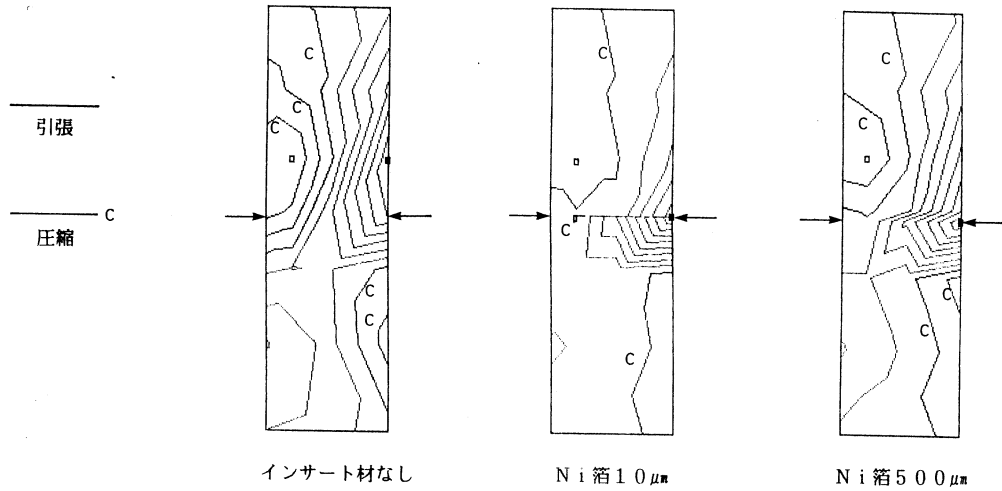


図9 応力変形図

図10は解析の結果得られた最大主応力等高線図である。インサート材を用いない場合は、最大主応力の上端値は接合界面の超硬合金側に引張応力として表わされ、下端値は超硬合金中央付近に圧縮応力として表わされている。すなわち超硬合金内に高い応力場が生じている。これに対して Ni 箔厚さ10 μm では上端値は Ni 箔境界上にシフトし、圧縮応力が超硬合金内と Ni 箔上に停留していることが分かる。すなわち、この厚さでは箔内に不均一な主応力が作用することが明

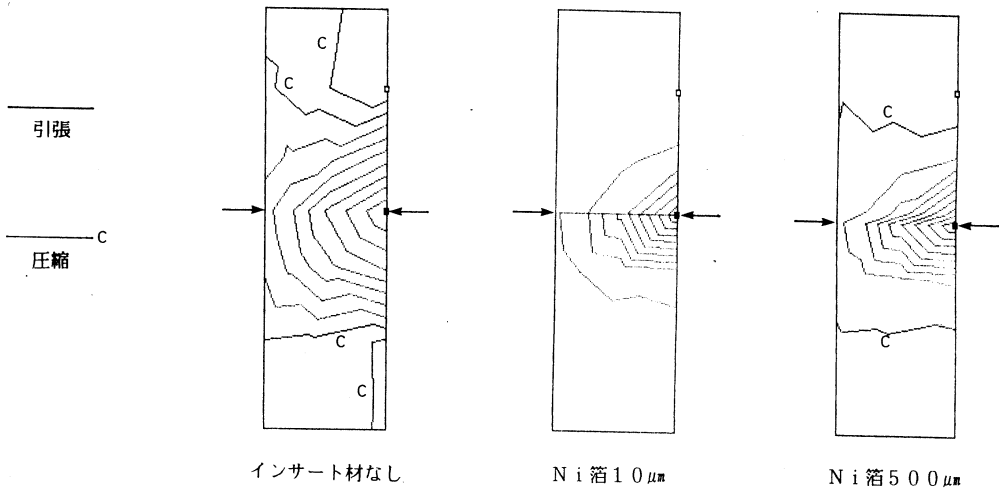
Ni 箔をインサート材とした WC-Co 系超硬合金と鉄鋼の拡散接合

らかである。さらに Ni 箔厚さを  $500\mu\text{m}$  と増加させると、最大主応力の上端値は箔上にシフトす



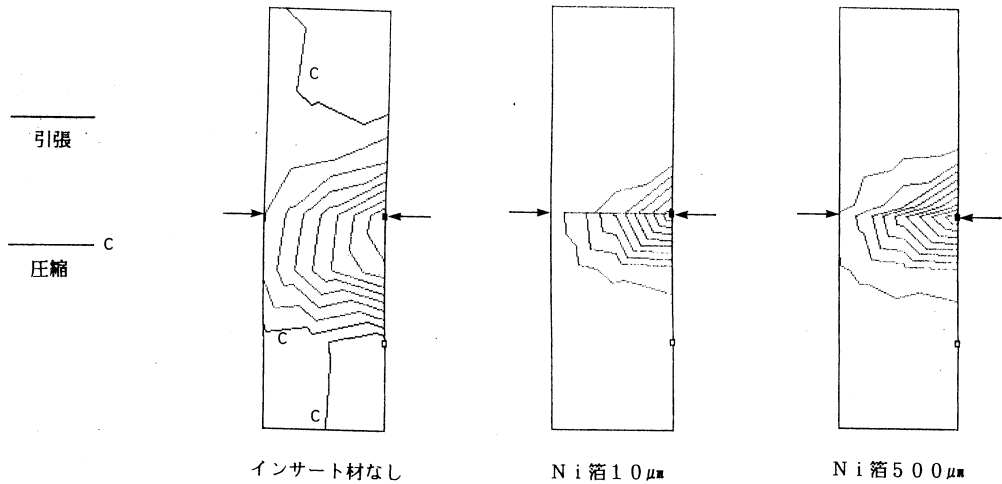
上端値 (■) $\text{kg}/\text{mm}^2$	$+1.6581 \times 10^{-3}$	$+7.3203 \times 10^{-3}$	$+3.3082 \times 10^{-3}$
下端値 (□) $\text{kg}/\text{mm}^2$	$-1.0848 \times 10^{-3}$	$-1.0773 \times 10^{-3}$	$-1.1185 \times 10^{-3}$
増加分 $\text{kg}/\text{mm}^2$	$+2.7429 \times 10^{-4}$	$+8.3977 \times 10^{-4}$	$+4.4267 \times 10^{-4}$

図10 最大主応力等高線図



上端値 (■) $\text{kg}/\text{mm}^2$	$+1.7007 \times 10^{-3}$	$+9.1755 \times 10^{-3}$	$+5.1519 \times 10^{-3}$
下端値 (□) $\text{kg}/\text{mm}^2$	$-6.1670 \times 10^{-4}$	$-6.1787 \times 10^{-4}$	$-6.6321 \times 10^{-4}$
増加分 $\text{kg}/\text{mm}^2$	$+2.3174 \times 10^{-4}$	$+9.7933 \times 10^{-4}$	$+5.8151 \times 10^{-4}$

図11 せん断応力等高線図



上端値 (■) $kg/mm^2$	$+1.5546 \times 10^{-7}$	$+1.1674 \times 10^{-6}$	$+6.5470 \times 10^{-7}$
下端値 (□) $kg/mm^2$	$-5.2969 \times 10^{-8}$	$-5.0864 \times 10^{-8}$	$-4.8474 \times 10^{-8}$
増加分 $kg/mm^2$	$+2.0843 \times 10^{-8}$	$+1.2183 \times 10^{-7}$	$+7.0317 \times 10^{-8}$

図12 せん断歪等高線図

るが、 $10\mu m$ に比べて緩衝効果が認められる。

同様にせん断応力等高線図を図11に示す。いずれの場合も、せん断応力の上端値は接合界面に位置し、この上端値より各等高線に垂線を描くと、超硬合金側にレンズ状に割れが入り剝離することが分かる。これに対してNi箔厚さ $10\mu m$ では、等高線の扱りは小さいものの、その間隔は小さく、勾配が急であることを示している。なお $500\mu m$ の場合には、見かけ上間隔は小さく、勾配が急であるが、本解析が弾性範囲内であるためと考えられる。なお図12に示すように、せん断歪等高線図においても、図11とほぼ同様のことが理解される。

#### 4. 結 言

Ni箔をインサート材として、WC-Co系超硬合金と鉄鋼との拡散接合を試み、両者の熱膨張差に起因して発生する熱応力、接合強さに及ぼすインサート材厚さの影響について検討し、以下の結論を得た。

1. 接合強さはインサート材厚さの増加にともない向上するが、ある厚さ以上では一定となる。このことは、軟質なインサート材により超硬合金表面部に発生する熱応力を緩和するが、一定以上厚くなるとインサート材自体の強度が接合強さを支配するためと考えられる。

2. 接合界面にNi箔をインサート材として用いることで、接合強さを低下させる $\gamma$ 相( $Co_3W_3C$ 相)の生成を防止できる。しかし長時間高温に暴露されることによって、 $\gamma$ 相が析出し、接合体

の強度が劣化することが予測される。

3. Ni 箔厚さ  $100\ \mu\text{m}$  以上,  $T_B = 1075^\circ\text{C}$ ,  $P_B = 1.5\text{kgf}/\text{mm}^2$ ,  $t_B = 30\text{min}$  の接合条件で,  $40\text{kgf}/\text{mm}^2$  以上の接合強さが得られることが判明した。これはインサート材 Ni 箔による超硬合金側の熱応力の緩和が, 接合強さの向上に極めて有効であることを示している。

4. 接合端面を切削除去することによって, 最大せん断応力や未接合に起因する切欠き効果が低減し, 真の接合強さに近い測定値が得られる。

5. 有限要素法を用いた弾性計算により, Ni 箔による熱応力緩和効果をシミュレートできた。

#### 参考文献

- 1) 鈴木 寿: 超硬合金と焼結硬質材料—基礎と応用—, 丸善, (1986)
- 2) 須賀唯知: ファインセラミックス材料・部品の精密加工技術, リアライズ社, (1987)
- 3) 石田洋一: 日本金属学会会報, 29 (1990), 888
- 4) 豊田政男: 溶接学会誌, 59 (1990), 78

# Semantic Analysis of a Declarative Language Based on Knowledge Representation

Hiroyoshi BABA, Ichiro SUGIOKA

## Abstract

The objective of this research is analyzing and understanding the deep mechanism of a declarative language, for example Prolog, by adopting time-state, hypothetical and multi-universe inferences in such a symbolic processing. We coded the analysis system in Automated Reasoning Tool (ART\*) and LISP. The main part of the system is separated into three parts, namely, the first part is 'syntax tree construction', the second part is 'attribute evaluation' and the final part is 'viewpoint network simulation'. The input to the system is source codes of Prolog. Then, after passing through inside the system, the result of processing is outputted. The result means the simulated variable at each stage, that are temporary, hypothetically and hierarchy.

This paper describes the peculiarity of declarative language, the methodologies for representing incomplete knowledge that related to the programming of our system. Then, about the implementation of the syntax and semantic analyzer, some considerations regarding the system are described.

## 1. Introduction

In the researches of the field of artificial intelligence (AI), it was since the last decade that some AI researchers have started to study knowledge representation including the concepts of temporal processes.

Compilers, in the other words, language processors, consists of two parts -- an analysis part and a synthesis part. In the analysis part, it is necessary to formalize the semantics of the languages for their semantic analysis and context analysis. Usually, semantic analysis are divided into static analysis and dynamic analysis. The former plays a role of verifying the correspondence between the usage of names and their declarations, inspecting the information of types, and checking whether each definition is duplicated or not. To fulfill such analysis, the attribute grammar of each programming language are basically introduced. But we still don't have the unified methodologies for the latter, dynamic analysis. Theoretically, an attribute grammar is also able to analyze the semantics of programming languages dynamically, but we tried from a different direction -- simulating the processes of a program to apply temporal, hypothetical and multi-universe reasoning. Partly because temporal inference is related to nonmonotonic reasoning while hypothetical one related to monotonic reasoning, they are the main topics of the recent researches of knowledge

---

\*ART is the trademark of Inference Corp.

representation.

Monotonic implies that the number of facts in the database is always increasing, but nonmonotonic is not always increasing.

As concerns knowledge, there are four different kinds of ambiguities : Uncertainty incompleteness, polysemy and fuzziness. In our study, we focused on specially the incompleteness of knowledge to analyze the language processing. In incomplete knowledge, it is possible to be denied previous true facts concluded by some inferences at the time new facts are loaded in a knowledge base. So this situation has nonmonotonic characteristics. Some AI researchers have been studying the logic for incomplete knowledge, also the other establishing dynamic inference systems that can update a set of the truth in a knowledge base in real time (or, in each step of changing conditions), effectively. The representatives of the former are nonmonotonic logic and a default reasoning, and the ones of the latter are a truth maintenance system, and an assumption-based truth maintenance system. We put the essence of their concepts in the analyzer.

There are many classes in attribute grammars. Originally, an attribute grammar stemmed from an context free grammar as its semantics. Even though many researchers presented their theories and systems using an attribute grammars, it is hard to find the relationship between non-procedural languages, like Prolog or LISP, and their attribute grammars. Under such a situation, we decided to attempt analyzing Prolog language. Prolog is one of the non-procedural, namely, declarative languages. In analyzing Prolog symbolically, we considered its attribute grammars from the context free grammars as the processes of static semantic consulting.

## 2. Declarative Language

There are two different categories in the programming languages -- a procedural language and a declarative language. In a procedural language like FORTRAN and Pascal, programmers show exact steps of processing. In other words, they have to implement HOW to solve problems in their programs. On the contrary, we just write codes WHAT to solve programs in a declarative language like Prolog. A declarative language is sometimes called a relational language as they only describe the relationship among different predicates and clauses.

Nondeterminism is another peculiarity of a declarative language. It is the theoretical concept for the definition of abstract calculus models. Intuitively, a true nondeterministic machine is the one that can choose the next proper way at each alternative. We hardly realize such a machine truly, but we might simulate, or resemble its mechanism. A logic programming model is a good tool for doing it, and the model of the programming language is declarative. Technically, a generate-and-



test method is the representative strategy for simulation. However, a don't-know nondeterminism is more difficult to figure out the right choice at each alternative than a don't-care nondeterminism as it's not always true to reach the goal through each division in a don't-know nondeterminism and the latter one is opposite : any different decisions never fail. The former nondeterminism has a limitation that we cannot find the way should be proceed to next at the each time.

Some simulation programs are suitable examples for application of the nondeterministic programming, and especially, to simulate the transition of an nondeterministic finite automaton (NFA) is better instance for a don't-know nondeterminism. It is very easy to implement the interpreter for various kinds of automata in Prolog so that we programmed NFA in the declarative language as a material for verification of our simulator.

We implemented the dynamic semantic analyzer for a declarative language as its simulation of a don't-know nondeterminism. We don't think it is valid to simulate the meaning of a procedural language simply because the language is quite deterministic -- the sequences of each different process has been determined in advance.

The nondeterminism of Prolog is deeply related to its recursion in the program. Sometimes it is very complicated the transitions of variables in Prolog because the both characteristics are involved tightly each other. Therefore, we constructively applied hypothetical reasoning to Prolog's nondeterministic characteristics, and simultaneously, we also did temporal and multi-universe reasoning to its recursive functions -- to inspect the language multiply -- or, in a sense, three dimensionally.

### 3. Knowledge Representation

In this chapter, mainly, the methodologies for representing an incomplete knowledge, and temporal reasoning are described and discussed briefly.

#### 3.1 Frame Problem

In [1], one of the few philosophical problems in artificial intelligence was pointed out -- the frame problem. The frame problem implies such a truth that the quantities of the descriptions might be enormous and intractable in a trial to express all the changes of conditions in the world only by logic. This is an essential problem of the complexity, and the frame problem suggested that we describe or process only a partial information in a huge world. More concretely, the problem is separated into two classes : the frame problem for description and that for processing. The former is an approach to attract the best conclusion by describing the situation partially in incomplete information. The concept of complexity is related to both space and time, that is to say, pro-

cessing and description.

In [2], an another direct approach toward the frame problem, the unless operator, is described. This trial contains two ideas : the one is for properties and one for actions. In the former, an object retains its property until the property is explicitly changed. In the latter, an action is keeping until it is explicitly discontinued by another action.

### **3.2 Default Reasoning**

A default type of reasoning is to formalize the inferences logically under an incomplete information. More concretely, it approaches to expand the first order predicate logic so that the logic can accepts some exceptions and such an intuitive semantics. Default reasoning [3] and nonmonotonic logic [4] are the representatives of trials to deal with calculating the situation in incomplete knowledge from the side of logic approach. Both realize the impossibilities of proofs for some facts by an original modal symbol. The difference between them, however, is that in default reasoning, the sentences include its modal symbol appear only in the inference rules, while in nonmonotonic logic, the modal symbol itself is admitted as an formative element for logical expressions. Truth maintenance system, it may be described later, implies some methodologies how to realize such modal logical formalizing instead of the difficulties for apply their concept on a computer.

#### **3.2.1 Default Reasoning and Nonmonotonic Logic**

The default logic consists of a set of axiom and a set of default. It introduced a modal symbol, called consistent, for the inference rules. Default rules are supposed to indicate what conclusions to jump to.

In default reasoning, it is always possible that an inspection of its noncontradictory for judging whether a logic expression is a theorem or not fails into an infinite loop. It is because the inference rules show defaults unable to exist in the range of the countable and finite number. The serious defects of such an default type reasoning comes from the difficulty of talking into consideration the concept of time -- its mono-directional characteristics. We must consist the symbolic system and computational system that adapt the structure of our understandings under the temporal transition in a world. That is, the main problem is how to build the ontology of time and world into a logical machinery.

#### **3.2.2 Truth Maintenance System**

Truth maintenance system (TMS) realized to attract the facts as conclusion of default inference under incomplete knowledge, and to modify such conclusions dynamically and timely when they have been proved to be failures. In TMS, each fact has the attributes to show the condition : 'in' or 'out'. If a certain fact is believed at this time, its attribute is 'in', and if not, the attribute is 'out'.

This concept independent of the fact is true or false.

So the keypoint of default reasoning on a computer is how to figure out the default value caused a contradictory effectively and efficiently. Every fact in TMS consists of a node, a statement and a justification -- a node is a time tag for the fact and a justification contains the reasons of the knowledge.

### **3.2.3 Assumption-based Truth Maintenance System**

An assumption-based truth maintenance system (ATMS) is originally based on the theory of hypothesis-based reasoning. In hypothesis-based reasoning, hypothesis generation is defined as a symbolic process to infer a hypothesis "H" which is unrecognized knowledge from an observed fact "O" that is experienced knowledge and a known axiom "H | -O" that is general knowledge. The symbol " | -" means a provability.

ATMS is a truth maintenance system which determines what nodes are believed in the current situation. A particular situation in ATMS is called context. Also, the fundamental function in ATMS is to maintain consistency and non-contradictory in the whole of knowledge base. In ATMS, a fundamental unit of data is called node and a node consists of three parts -- datum, label, and justifications.

A datum is the contents of data and justifications is the same as that in TMS. A label contains several hypothetical lists called environment. Environment is a set of hypotheses and every environment is recorded in the label of each node. The fact doesn't depend on any particular reasons is called promise. At the time when we retracting on the processing of each inference, we will reach a fact or a hypothesis finally. As a result, ATMS is designed to function in tandem with a problem solver as part of an overall reason system, and the problem solver records all the inferences they make justifications and all the hypotheses make assumptions.

### **3.3 Temporal Reasoning**

In the researches of AI, there are two standpoints toward the concept of time : the law of causality and an event. Mostly, time is regarded as the changes of a situation. The law of causality comes from the definitions of the natural transition among situations. In other words, it is the relationship of the causality from a situation to a situation. This approach aims to understand the time, that means a kind of projection from the past to the future, by predicting a dynamics in the world. On the other hand, an event is a sort of incident that causes the change of situation and it happens at a certain time. Especially, the event by the specific people is called an action. This point of view formalizes the time stream as a sequential relation of 'precedence' or 'earlier-later'.

The formal model of time is mostly established with predicate logic : to formalize the expressions

and reasoning of temporal transition in the world by using predicate logic. But unfortunately, the world of predicate logic is inadequate to describe the change of situation caused by time. To overcome such a defect, people try to expand predicate logic.

In [5], time is a set of states that are instantaneous universes and there is temporal sequence among all the states. The set of state which corresponds to a time stream from the past to the future is called chronicle. Facts are the static element of its temporal representation and events are the dynamic one. This idea approaches to the inference of causality, sequential transition with representing such facts and events.

The other temporal reasoning based on time intervals is supposed in [6].

These temporal inferences realize the concepts of causality, persistency and sequentially, and rich environment with the elements for representation, but it seems to be considered, somehow, the expansion of predicate logic attaches limitations.

#### 4. Analysis System Implementation

We coded the analysis system in the Automated Reasoning Tool (ART) and LISP. ART is so far called the second generation tool for expert systems. Its syntaxes are quite similar to those of LISP and it has some feathers for realizing expert systems : schemata, logic dependencies and viewpoints. Therefore, ART is like the preprocessor of LISP language.

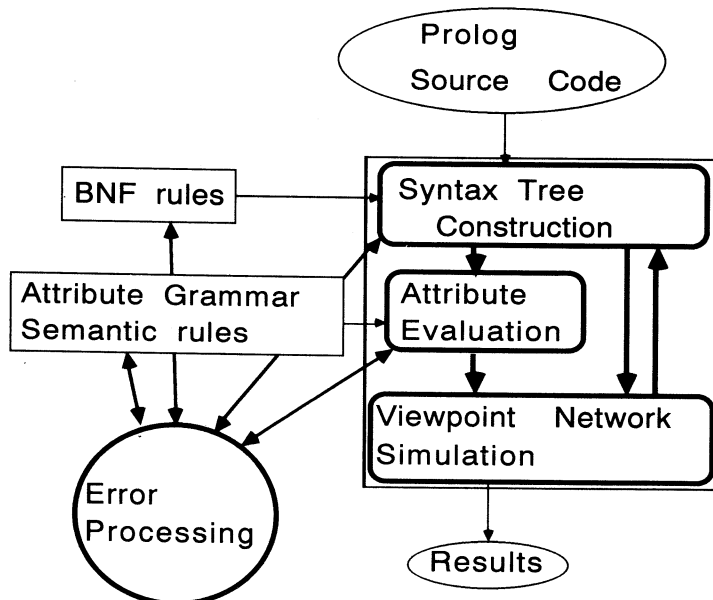


Fig.1 The analysis system

Fig.1 shows the whole structure of our analysis system we implemented.

The input to this system is source codes of Prolog. The main part of the system is separated into three parts, the first part is to do symbolic processing from the inputted codes into tree structure ('syntax tree construction'), the second part, 'attribute evaluation' checks the static semantics of the tree, and the final part, that is, 'viewpoint network simulation' is for the processing of dynamic semantic analysis. Then, after passing through inside the system, the result of processing is outputted. The result means the simulated variable at each stage -- temporary, hypothetically and hierarchy. Or, otherwise, some error messages may appear as result in turn, if the Prolog source codes have initially some syntax or semantic problems. The first step, 'syntax tree construction' relies its processes on the knowledge base, Backus Nour Form (BNF) rules. Also, the next process for evaluating the attributes of Prolog has another database called 'attribute grammar semantic rules'. These two previous sections access the part, 'error processing'. The error processing division can be regarded as the other database.

#### 4.1 Syntax Analysis

The original idea in this analyzing is the unique way to convert Prolog into a LISP-like list structure.

##### 4.1.1 Backus Nour Form

BNF is another form of context free grammars (CFG). CFG is the unified theory or methodology for designing programming language or some tools that have their original languages. Of course, CFG exists in a declarative language because the grammar is also the production rules from the start symbol toward all the terminal symbols via

```

<clause> ::= <fact> . | <rule> .
<fact> ::= <relational-expr>
<relational-expr> ::= <name> ( <termlist> )
<name> ::= <small-letter> { <small-letter> | _ } *
<termlist> ::= <term> | <term> , <termlist>
<term> ::= <number> | <list> | <variable> |
<compoundterm>
<number> ::= <digit> { <digit> } *
<list> ::= [ ] | [ <elementlist> ]
<elementlist> ::= <term> | <term> | <term>
<compoundterm> ::= <name> [ ( <termlist> ) ]
<variable> ::= <capitalletter> [ <name> ]

<rule> ::= <relational-expr> :- <subgoal-list>
<subgoal-list> ::= <subgoal> | <subgoal> ,
<subgoal-list>
<subgoal> ::= <relational-expr> | <comparison>
<comparison> ::= <variable> <compare> <variable> |
<arithmetic>
<mult-exp> ::= <mult-exp> <adding> <mult-exp> |
<mult-exp>
<mult-exp> ::= <number> | <variable> |
<arithmetic>
<compare> ::= is | \== | < | > | <= |
>=
<adding> ::= + | -
<multiplying> ::= * | /

<digit> ::= 0 | 1 | 2 | ..... 8 | 9
<small-letter> ::= a | b | ..... x | y | z
<capital-letter> ::= A | B | ..... X | Y | Z
    
```

Fig.2 The Backus Nour From for Prolog

nonterminal symbols. The start symbol is also categorized in nonterminal. Fig.2 shows the BNF of Prolog.

We should keep in mind not to confuse between several terminal symbols that peculiar to each language and the meta symbols for BNF. Especially, the symbols, a vertical bar and left-and-right brackets. In BNF, a vertical bar expresses the alternation in the body parts of the each sentences while in Prolog, that is a division in the list. The other meta symbols in BNF and their intentions are as follows : " ::= " (production), " < .. > " (nonterminal symbols), " { ... } \* " (repetition), " [ ... ] " (possible to omit). In the rules, we can easily find out all the symbols except meta symbols and the name surrounded by " < > " are the terminal symbols that appear at each leaves in the tree.

Fig.3 and Fig.4 are the hierarchical structures of Prolog's BNF rules. In a bottom-up parsing, the analysis starts from the terminal symbols and traverses inside the tree from downside to upside along branches, then, checks whether can arrive at the root of nonterminal, "clause" or not. If it succeed, the Prolog source sentences are proved as syntactic okay. On the other, a top-down parsing begins with the root then passes down toward each leaf, terminal symbol. We designed a bottom-up parsing for syntax analysis at this time with the LISP-like lists. Next, we explain the algorithms how to make the LISP-like lists from source codes.

Fig.5 is an example of ordinary syntax tree. In every programming language, its sentence is able to be drawn to such as a tree once the context free grammars of the language has been established.

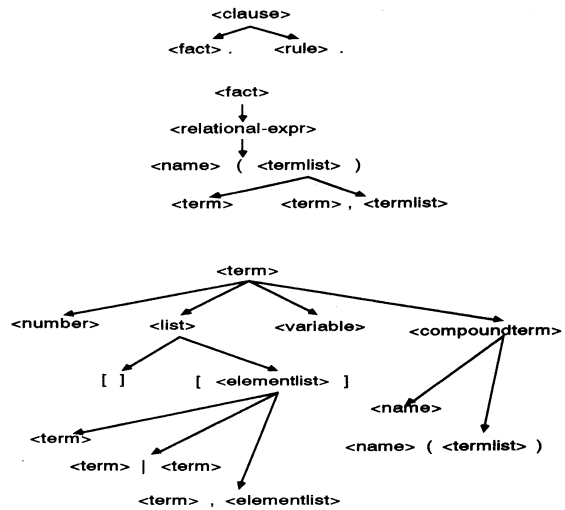


Fig.3 The tree structure for BNF of Prolog's fact

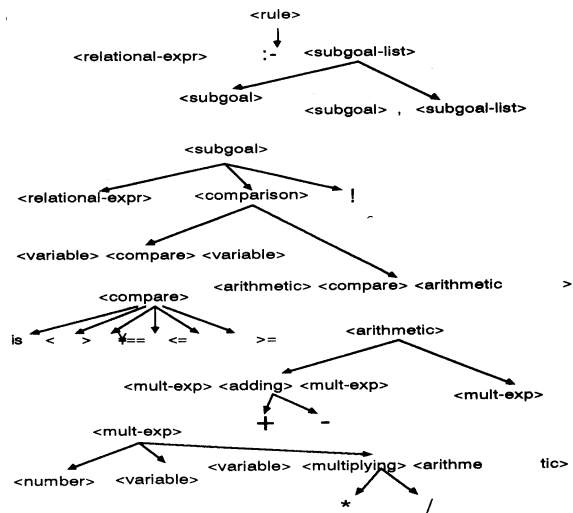


Fig.4 The tree structure for BNF of Prolog's rule

Obviously, all the leaves of the tree keep terminal symbols while the nodes are occupied with non-terminal ones.

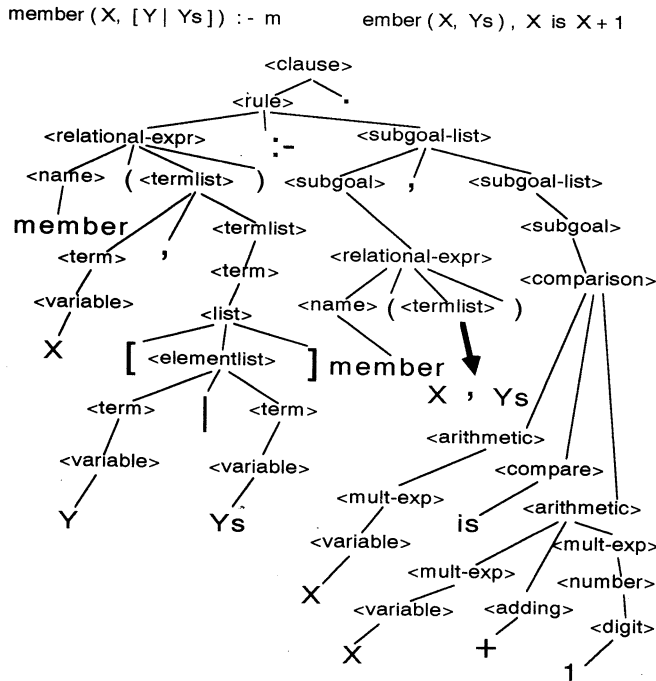


Fig.5 The traditional BNF system tree for Prolog's rule

## 4.2 Semantic Analysis

Semantic analysis can be divided into two components, analyzing static semantics and dynamic semantics. We originally designed the structure of intermediate codes from the BNF tree of source programs. The LISP-like list structure is useful to detect the nature of attributes of the each terminal symbol and helps to convert the codes into the mechanism of dynamic semantic analysis.

### 4.2.1 Static Semantic Analysis

The main part of analyzing static semantics of Prolog relies the fundamental concepts on attribute grammars. Namely, the system achieves its purpose, checks whether the declaration of terms and their usages have been matching correctly, by attributes.

#### 4.2.1.1 LISP-like Lists

The essence of LISP-like lists is simple : reflecting the depth from the root in BNF tree of each terminal symbol to the depth of the nest in the list. In Fig.6, each number from 1 to 5 intends the depth of terminal symbols. Now we ignore the configuration of nonterminal symbols. As shown in Fig.6, for example, "." is in the depth "1", the name "member", "(" and ")" are located in the

depth '2', and the symbols "[ " and "]" are in the ' 4 '. Then, Fig.7 may be able to construct.

First, we changed all the symbols themselves, except the names which have alphabetical notation initially as "member", into their English notations such as from "|" to "bar". It is not convenient to keep their symbolic notations still inside a nested list. Also, we must avoid confusing between the parentheses for signs of the beginning and the end of list and "left parenthesis" or "right parenthesis".

Then, we arranged the terminal symbols horizontally at each nest from the left to right in order, reflected the position in BNF tree. The new tree drawn at the bottom in Fig.7 shows the nesting situation of each terminal symbol by hierarchical structure. This is not the tree that simply come from the BNF rules. This is the original. All the nonterminal symbols are hidden in the rectangles in the tree. Apparently, every leaf of the tree has been occupied by terminal symbol and this tree shows the depth of nesting of the symbols exactly.

Fig.8 shows more elegant structure compared with the previous pictures in both the original list and tree. As it is troublesome and there aren't any serious reasons to keep "left-and right-parentheses" separately, we combined them like "parentheses" or "brackets". And we have rearranged the position of these terminal symbols so that nonalphabetical symbols appear at the left-most side in each nested list. The reason is simple : it is easier to control the list processing in LISP by the functions such as "car" or "caddr". In addition, the tree below LISP-like lists has changed the location of its leaves correspondingly.

Fig.8 and Fig.9 are almost final stages for designing the LISP-like lists from BNF tree. The Pro-

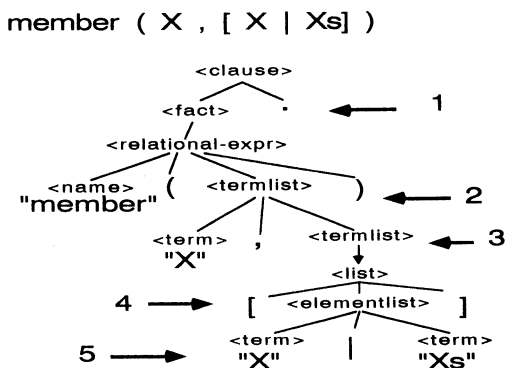


Fig.6 The first approach for the L.L.L. from the BNF tree (The expression L.L.L. is the abbreviation of LISP-like lists)

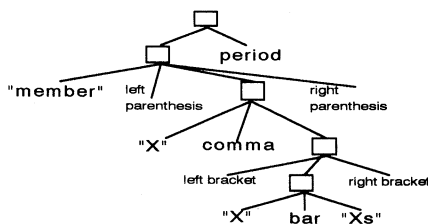
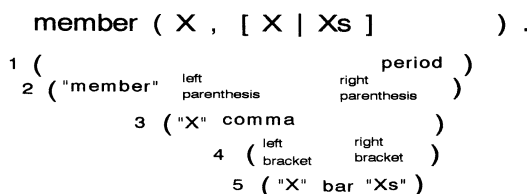


Fig.7 The initial L. L. L. structure and its supplemental tree



log sentence in Fig.9 is a rule while the one in Fig.8 a fact. In the latter, the nonalphabetical symbol " :- " appears as the English word " if ". Plus, we finally prepared the list as if it were LISP programs. The element in the list consists of six different nonalphabetical symbols and the English names depends on the programmer : " period ", " if ", " parentheses ", " comma ", " brackets ", " bar ", and so on. The fact described here is all caused by the Prolog's grammar, and is figured

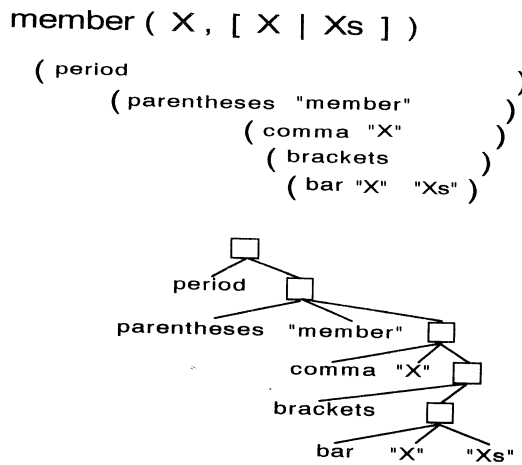


Fig.8 The goal of L. L. L. and its supplemental tree

member ( X , [ Y | Ys ] ) :- mem ber ( X , Ys ) .

```

(period
  ( if ( parentheses "member"
        ( comma "X"
          ( brackets
            ( bar "Y" "Ys" )
          )
        )
      )
    ( parentheses "member"
      ( comma "X" "Ys" )
    )
  )
)

```

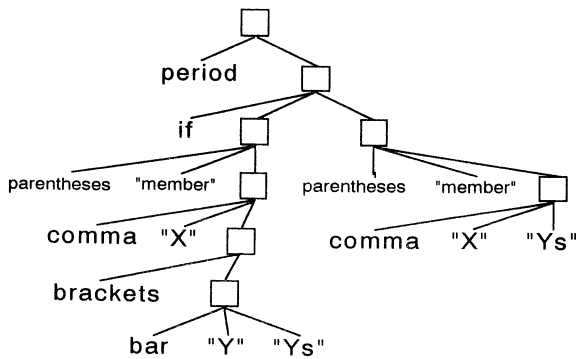


Fig.9 An another example of the L. L. L. using Prolog's rule

out by the symbolic analyzing with LISP-like lists and their supplemental tree structure.

#### 4.2.1.2 Attribute Grammars

The attribute grammar is proposed to describe the semantics of context free grammars (CFG). In Prolog, we found out the several rules of semantic checker that are out of the range of CFG, otherwise BNF rules of Prolog. Remark the sequential ordering of nonalphabetical terminal symbols shown in the supplemental tree, and we might notice the priorities of the appearance from a root of the tree. First, the symbol "period" must be appeared. Second, if the specific sentence of Prolog is a rule, the symbol "if" should be followed. If the sentence is just a fact, "if" never show up. We show the order vertically from up to down with an arrow in Fig.10.

Even though the rule shown in Fig.10, only the symbol "comma" is exception : that is no rules for the "comma" regarding the order of its appearance. For instance, sometimes the "comma" is followed by the "parentheses", and the other sometimes the vice versa. The reason of such a strange behavior in the "comma" is rather serious and important : it is an explicit fact that the different kinds of "comma" have been existing. The one plays a role of dividing between the variables contained by the specific one predicate, and the other does between predicates themselves that in the body part of the rule sentence in Prolog. Therefore, we may not make the "comma" join to such an attribute rule directly without consideration unless we introduce the special treatment only for the "comma", like as defining the two different commas, "the meta comma" and "the ordinary comma".

In addition to that, we checks the attributes from another point of view with the LISP-like lists. At first, each nonalphabetical symbol has the determined number of arguments. As an example, the "period" attracts one argument while "parentheses" and "comma" must have two. Secondly, the declaration of arguments in the different list is also a target to be examined as follows :

- < rule 1 >
- (parentheses argument1 argument2)
- > The argument1 must be the name of predicate, not be variables.
- < rule 2 >
- (operator argument1 argument2)
- > Both the argument1 and argument2 must not be the name.

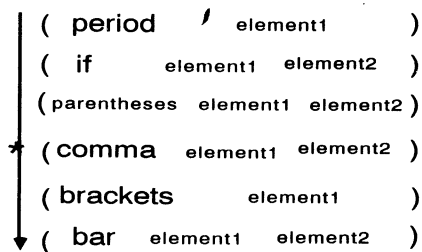


Fig.10 The sequential priority of the appearance of symbols

They should be arithmetical operands.

In the rule2, the meaning of "operator" is the mathematical symbols such as "+", "-" and so forth. The most of the time in Prolog, it is obvious that those arguments should be a integer number. Fig.11 shows an example of the attribute checking.

The original Prolog code of the supplemental tree in Fig.11 as follows :

```

fib (N,F) :- N1 is N - 1, N1 >= 0,
            N2 is N - 2, N2 >= 0,
            fib (N1,F1), fib (N2,F2), F is F1 + F2.
    
```

The bold or plain text rectangles that surround some sets of leaves, or some of the subtrees, shows the necessity of the rule2 ("minus N 1" or "plus F1 F2" etc.) and the unpredictability of the appearance the "comma".

All the arguments of arithmetical operators such as "minus" or "plus" must be integers or variables. Also, as the rule1, the first argument of the "parentheses" must be the name of the specific predicate something like "fib".

#### 4.2.2 Dynamic Semantic Analysis

The purpose of a trial to analyze the Prolog language's semantics dynamically is to examine the nondeterministic characteristics behind its syntax as a background. As technological problems, we had to rely our original idea of analysis on a practical tool the ART. The fundamental objects in implementing with ART is to construct some kinds of expert systems. More specifically, the ART has a peculiar feather called viewpoints that is able to realize the temporal and hypothetical reasoning simultaneously.

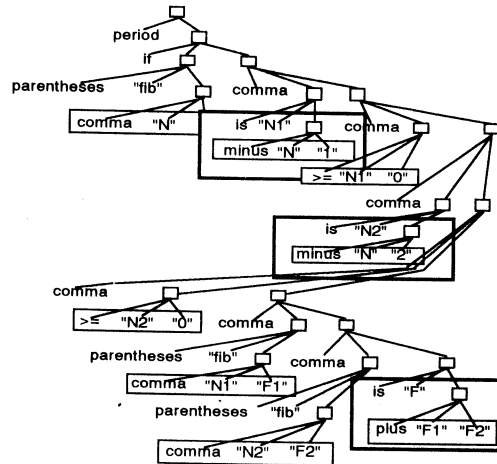


Fig.11 The supplemental tree for an attribute grammar

Fortunately, some theoretical approaches toward knowledge representation have implied the positive flexibility in the tool in the field of mono-directive inferences such as time stream and in that of assumption-based inferences such as hypothetical-based reasoning.

The function of viewpoints in the ART is to help updating a set of the structured facts. These flexible facts is also stored in the fact database in the system. Additionally, it is possible to modify such facts dynamically and drastically with transiting inferences. Concretely, viewpoints multi-

plies the fact database constructs a fact network where facts can easily be connected and taken apart. Originally, these are two types of viewpoints called time-based and hypothetical-based, but we have put some essences to accomplish the multi-universe reasoning, too.

#### 4.2.2.1 Temporal and Multi-universe Viewpoint

At first, we describe the usage of viewpoint without the hypothetical one, only the concept of joining both temporal and multi-universal transition. Fig.12 explains visually the changing the situation under the two different criteria in an example of the Prolog rule sentence. The above picture in Fig.12 shows that the head or the left-hand side of the rule is in the standard "Time-1 & Universe-1", then the body or the right-hand side is in the "Time-2 & Universe-1" at the top-level or at the most outside's standpoint. We can notice that the body part has been nested by the condition "Time-1 & Universe-2".

This definition is not so hard to understand: the transition from the left-hand to the right-hand might be recognized as time passing, and in the body part, it might be necessary to restandardize at the universal point of view in order to reset a time. That's why the inside situation in the left-hand is in "Time-1 that means the time resetting & Universe-2".

On the other hand, the below chart in Fig.11 shows the same concept by the LISP-like lists of the Prolog rule. In this case, the supplemental tree for the lists is omitted. The upper nested list starts by "parentheses no\_double" is analogy of the head of the rule while the lower sublist corresponds the

body so that it is in the both "Time-2 & Universe-1" and "Time-1 & Universe-2".

Fig.13 describes the different situation. This is also the rule sentence in Prolog, but the body contains two independent predicates. Those predicates are joined by a comma so that we introduce the temporal transition from before to after comma. This chart is quite understandable that the first predicate in the left-hand side, "member" in the situation defined "Time-1 & Universe-2", that show the time criterion at this point in the nested level. Then, the second predicate exists in the world "Time-2 & Universe-2" where the one time interval from the first have been passed.

`no_double (Xs, Ys) :- no_doubles ( Xs, [ ], Ys ) .`

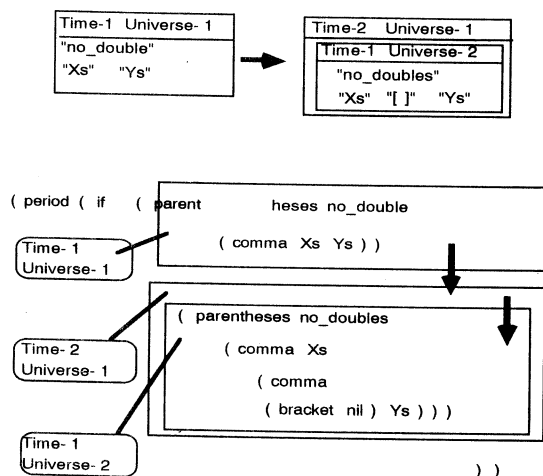


Fig.12 How to apply the temporal and multi-universe viewpoints

```
no_doubles ([X|Xs], Ans, Ys) :- member (X, Ans)
                                n
                                o_doubles (X, Ans, Ys) .
```

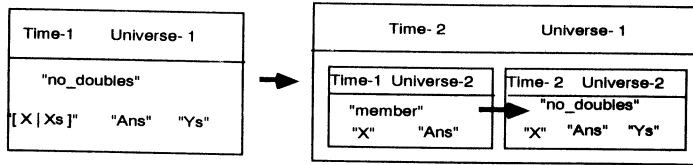


Fig.13 An second example of the two viewpoints

#### 4.2.2.2 Hypothesis-based Viewpoint

The hypothesis-based viewpoint is called only when the heads of plural sentences of the rule happen to coincide. In Fig.14, the heads of both rule sentences are the same : the name of predicate, the number of arguments those predicates contain, the contents of the three argument. This is a real don't-know nondeterministic situation. At this point, we have no keys or priorities which body should be selected at first. Therefore, we labeled the both alternatives from the upper "Hypothesis-1" and "Hypothesis-2" respectively. Other determination for setting conditions at each predicate is all followed by the rule described at the previous section 4.2.2.1.

```
no_doubles ([X|Xs], Ans, Ys) :- member (X, Ans) ,
                                no_dou
                                bles (X, Ans, Ys) .

no_doubles ([X|Xs], Ans, Ys) :- nonmember (X, Ans) ,
                                no_dou
                                bles (X, [X|Ans], Ys) .
```

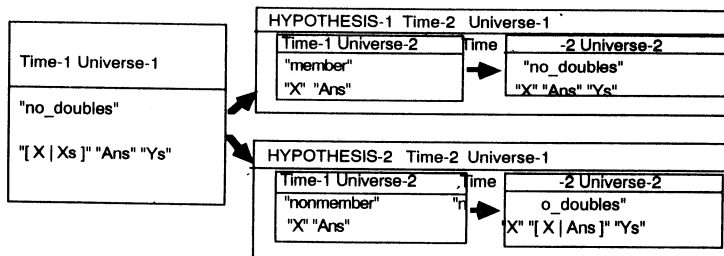


Fig.14 A fundamental concept of the hypothetical viewpoint

As a result of these definition, the temporal and multi-universal position are determined all the predicates, the head and the body, the fact and the rule, but whether the hypothetical reasoning is

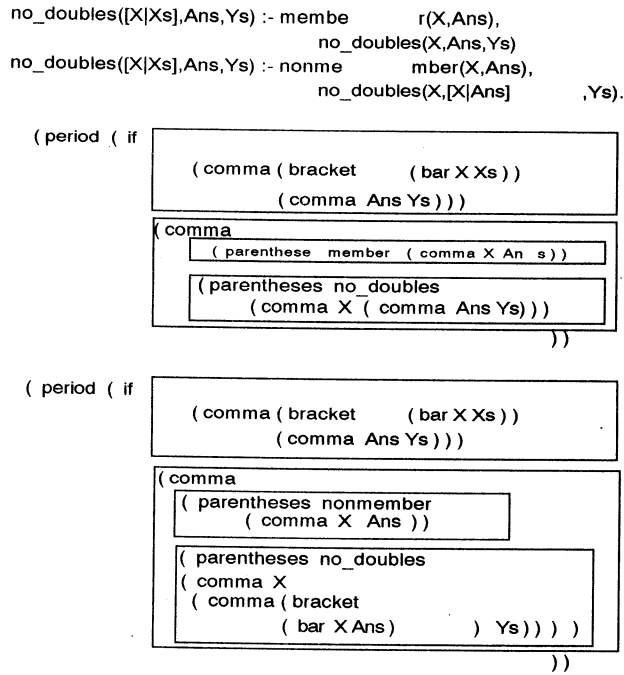


Fig.15 An example clauses for applying three viewpoints

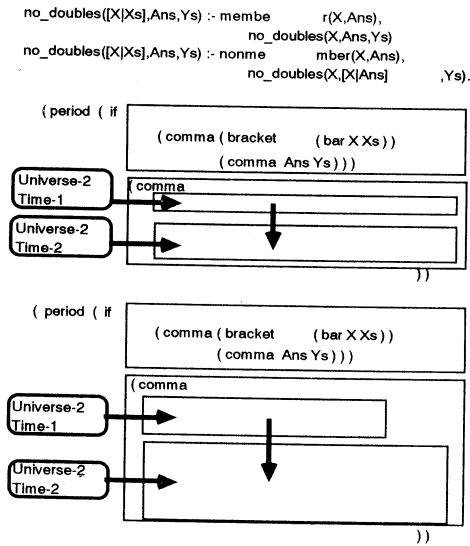


Fig.16 How to apply the two viewpoints to the L.L.L.

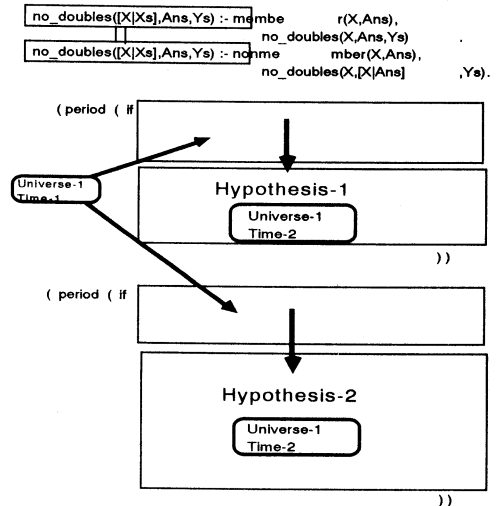


Fig.17 How to apply three viewpoints to the L.L.L.

required or not is quite depends on the Prolog source code. It is because some Prolog programs do not need a don't-know nondeterministic processing, just enough to process procedurally.

This time, we describe the relationship among these different viewpoints from standpoints of the LISP-like list. Fig.15 is an instance of the two Prolog rules and their conversion into the lists. All the rectangles appeared on the lists. And we show another two independent lists in Fig.16 and Fig.17. Fig.16 presents the relationship between the temporal and multi-universal viewpoints. In each sentence of Prolog, the first argument of the "comma" list is regarded in the situation "Universe-2 & Time-1", and the second one is in "Universe-2 & Time-2". Because of the "comma" list itself has been regarded as the second argument of the list "if". The depth of the "comma" is incremented from the top-level, that is why the level of "universe" is 2. Also, the time is counted in each transition of the situation, so the level of "time" is incremented by passing from the first argument of the list "comma" to the next.

Fig.17 describes the relationship when the hypothesis-based viewpoint has been also considered. Both of the first argument of the list "if" in the two Prolog sentence are coincided exactly (Fig.15), so that the second arguments of the "if" list are determined as "Hypothesis-1" and "Hypothesis-2" from up to down, respectively. In addition, the first arguments of the list "if" are both in "Universe-1 (that means they are in the top-level) & Time-1" and the second argument of the "if" list are considered as "Universe-1 & Time-2" in the each sentence. These definitions stand along at each sentence. Remember, the hypothesis viewpoints are not always defined in Prolog programs.

Finally, we reexamine the methodology of time, hypothesis, and universe viewpoints by using the tree structure (Fig.18 and Fig.19). These are not the BNF syntax tree but the supplemental tree for the LISP-like lists. Fig.18 shows how to apply both concepts of time and universe to the tree. The flow of time can be drawn as the horizontal arrow while the nesting of universe as the vertical arrow. For example, the node "parentheses nodoubles" where the first argument of "if" is in "T-1" (Time-1), and the node "comma" that is located the right side of the "parentheses" node, we can also say this is the second argument of the list "if" by observing the tree horizontally at the third level from the root, is in the position "T-2" (Time-2). These time flowing are both in the depth "Universe-1". Also, we can find out another time flowing on the "Universe-2" where all nodes are the children of "Universe-1". Be careful that there are not any realtions among the time points in the different universes. Once we traverse the tree toward its leaves, the time arrangement in the previous depth might be all void. We must initialize the time interval again at that updated depth. Fig.18 is presenting another aspect as regards these viewpoints as a two-dimensional

space.

On the other hand, Fig.19 is implemented the concept hypothetical-based viewpoint. This tree intends the following discovery : if the structure of the subtree that is recognized as the first argument of the "if" list is exactly the same as that in the other tree, the whole structure of the next subtree as the second argument of the "if" list should be regarded as the one of hypotheses. The

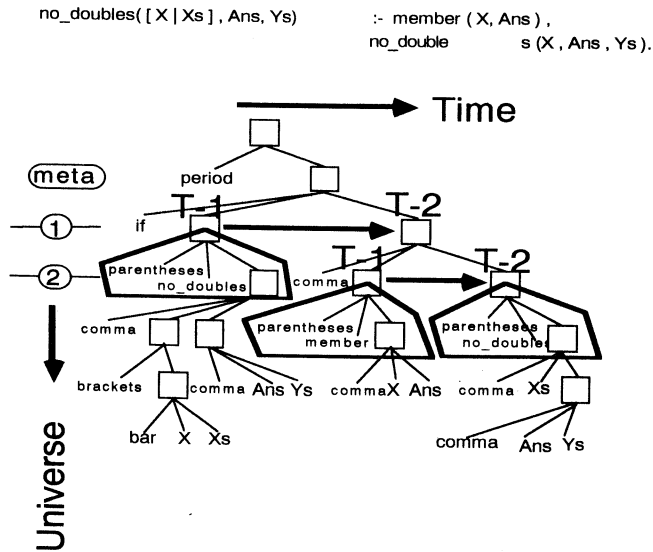


Fig.18 Two-dimensional relation between time and universe

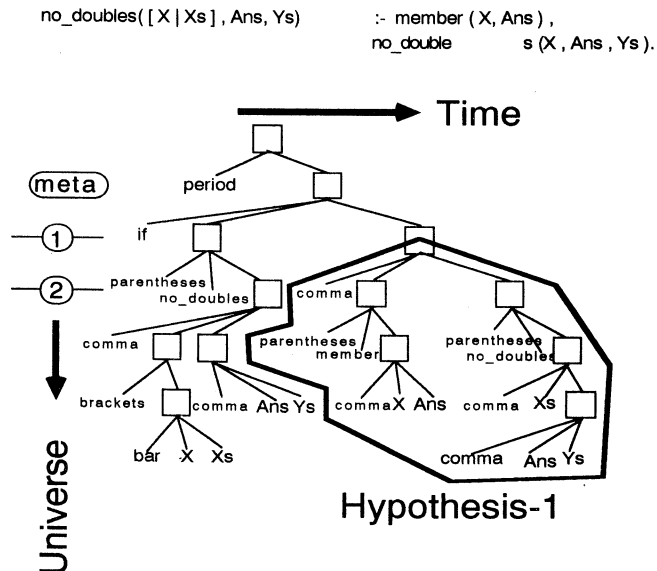


Fig.19 Three-dimensional relation among time, universe and hypothesis



subtree surrounded by a bold polygon is in the situation "Hypothesis-1". And the "Hypothesis-2" condition must exist in the part of (or the subtree of) some different trees. Each Prolog sentence either a fact or a rule has such a LISP-like list's tree, and if we try to pile the plural trees one another, we might discover the fact such that some subtrees located on the first argument of the "if" list have coincided perfectly and these on the second argument are consist of the different structures. The latter must be defined as hypotheses. Therefore, as the final conclusion of the estimation concerned with multi viewpoints, we have found out that the tree independent viewpoints these are time, universe and hypothesis are developed to form a three-dimensional world of the tree. That is, time viewpoint is spread out horizontally, the universe spread out vertically, and the hypothesis viewpoint grown toward the above by piling on the hypotheses.

## 5. Conclusion

As the final remark of this paper, we conclude the research as follows :

We proposed an algorithm, such as how to construct the LISP-like list from a target language Prolog, that asserts the dynamics of semantic analysis as the central part of compilers for designing a declarative language processor.

When we design a new programming language, once we determine the precious grammar, its peculiar context free grammar, we can adopt the concepts of our algorithm. Of course, the reserved words of each independent language are peculiar. But imaging the analogies from the idea in this paper is not so hard. We believe it might be one of the most optimal method that to analyze the language, especially, a nondeterministic language, symbolically such as using dynamic and simple data structures in LISP.

We did rather stress on the relationship between the field of "semantic analyzer" and that of "knowledge representation".

The validities of applying reasoning deal with the concept of time,hypothesis and multi-universe to the processing and the result of the symbolic analysis of a nondeterministic calculus model via Prolog are gotten in this research. But, these are omitted on account of limited space unavoidably. Moreover, it is much to be regretted that there are still unsolved matters for the some phrase in a compiler such as error consulting.

### References

- [1] McCarthy, J., et al. : Some Philosophical Problems from the Standpoint of Artificial Intelligence, Machine Intelligence, Vol.4, pp.463-502, 1969
- [2] Sandewell, E. : An Approach to the Frame Problem and its Implementation, Machine Intelligence, Vol.7, pp.195-204, 1972.
- [3] Reiter, R. : A Logic for Default Reasoning, Artificial Intelligence, Vol.13, pp.81-132, 1980.
- [4] McDermott, D. V., Doyle, J., : Nonmonotonic Logic I, Artificial Intelligence, Vol.13, pp.41-72, 1980.
- [5] McDermott, D. V. : A Temporal Logic for Reasoning About Processes and Plans, Cognitive Science, Vol.6, pp.101-155, 1982.
- [6] Allen, J. F. : Towards a General Theory of Action and Time, Artificial Intelligence, Vol.23.
- [7] ART Reference Manual, Inference Corp.  
ART Programming Tutorial, Inference Corp.

# A MATHEMATICAL THEORY FOR BLOOD FLOW DYNAMICS IN THE ARTERIAL SYSTEM.

an induction of blood flow velocity.

Hirohumi HIRAYAMA, Kohichi ONO, Hisakazu, YASUDA

## Summary

A theoretical expansion of mathematical models of the cardiovascular system are developed. We established a distributed parameter model of the arterial system. In this paper we have deduced the blood flow velocities in the longitudinal and radial direction based mainly on the Womersley theory. Neglecting the non-linear terms (the convective acceleration terms) in the Navier-Stokes equation and setting linear cyclic solutions, the N-S equations were reduced to the Bessel type ordinary differential equations. By utilizing the Stokes stream function, the equation which input pressure satisfy was proved to be a Bessel type differential equation. Applying the Bessel type pressure function to the linearized N-S equation, a strict form of the solution of the blood flow velocities were obtained. these solutions were confirmed to satisfy the conservative law of mass.

To ensure whether these solution satisfy the Stokes stream function another process was used to obtain the blood flow velocities. Turning to the stream function and differentiating directly of these functions also induced a series of solutions which are identical with the solution that were obtained by solving the Bessel type N-S equation. By these strict mathematical process, linear solutions of the blood flow velocities were obtained. To simplyfy the system and problems we made some assumptions and we have discussed the validity of these assumptions within the range we concern.

## Introduction

It is important to correlate the biological phenomenone and their interactions quantitatively. In such a stand point, the cardiovascular system is one of the most suitable subject for such analysis. Especially to represent the pulse wave transmission phenomenone in human arterial system gives much advantages for understanding the control mechanisms of the circulatory system. Furthermore in the pathophysiological state especially for the congestive heart failure or the transplantation of the heart, it should be analyzed that the interaction and feed back control mechanisms of pulse wave conduction which should appear dynamically between the heart and the peripheral circulation.

To satisfy such requirement, mathematical or physical models of the circulatory system have

---

Muroran Institute of Technology. Deaprtmant of Caridovascular Medicine.Hokkaido univ.

been presented. For the arterial system, beginning with Witzig (1914), the essential and pioneering work of the elastic tube theory have been expanded by Womersley (1958) [1]. On the other hand the physical electrical model also have been constructed elaborously at the same time and the basic model was completed by the group of Westerhoff and Nordergraaf (1967) [2].

The mathematical model can be classified into 3 categories on the basic of common feautuers of assumptions. The first group is the thin walled model which is based on the membrane theory. Morgan (1954), Womersley (1954) [3], Klip (1962), Atabeck (1968), and Chow (1967) participated in this type of model.

The second group is the thick walled model. Klipp (1967), Mirsky (1967), Cox (1969), Jager (1966) [4], Whirlow (1965), concerned this field of model. The last group is the longitudinal tethering model and is consequently indetical with the rigid tube model. Witzig (1914), Womersley (1958), Taylor (1959), Jones (1969) dealed with this model.

Althought precise and complicated models have been presented by these researchers, they concerned only with the pulse wave velocity or the transmission efficiency. What we should make clear is how transmission phenomenone can be represented or revealed realistically. Yet these problems are solved.

About for the physical models, kind of electrical or hydrodynamical analog have been constructed. By connecting many condencers or registances, the blood flow waves can be simulated in the arbitrary precision. To increase the approximation, one can reinforce the elements of the circuit and further complex circuit can be easily constructed. However the biophysical significances of each elements embeded in the circuit would become obscure [5].

Because of the histhero mentioned grounds, there exists a reasonable necessity to establish a comprehensive and easier recongnizable mathematical model. It is a vital necessity for the purpose of analyzing the effects of changes of the arterial wall and blood properties on the arterial blood flow.

In the series of these papers, we have constructed 3 basic models about the cardiovascular system, the distributed parameter model of the arterial system, the exponential paramerter model of the aortic arch, the lumped circuit model of the total systemic circulation.

In these three models we firstly show the theoretical expansion about the distributed parameter model of the peripheral arterial system which is based mainly on the transmission line theory in 4 steps.

Then we reveal how it does express the pulse wave transmission phenomenone in time and space domain realistically and the effects of changes in the biophysical parameters of the arterial

wall and blood on the blood flow parameters. In this paper as the first step for the mathematical expansion, we have deduced the strikt form of the blood flow velocities from the linearlyzed Navier-Stokes equations by two different solution process.

### MATHEMATICAL EXPANSION-1

To represent the pulsatile flow through a distensible tube mathematically, it is necessary to obtain sets of equations which include not only the blood properties itsself but also the mechanical properties of arterial wall

For the purpose of such requirements, the equation about the blood flow dynamics and wall motion should be given independently. Then those equations must be associated by setting the adequate boundary conditions. In this chapter we reduce the blood flow velocities from the Navier-Stokes fluid dynamic equations.

Before solving the equations, we have made following assumptions about the blood properties and the geometric characters of the vessels.

1. The blood is Newtonian and incompressive.
2. The blood viscosity is independent of blood shear rate, haematocrit, body temperature, blood flow velocity nor internal radius of the artery.
3. The blood flow contains only laminar flow. The tangential blood flow velocity is very small and the secondary flow, nor turbulence exists.
4. The abnormal viscosity does not exist.
5. The effects of the entry zone are negligible.
6. The slippage between the blood and the vessel wall at the inner surface of the wall does not exist.
7. The vessel is straight, cylindrical, and axisymmetric.
8. The biophysical properties of the vessel wall are constant and independent of the distance from the entry zone.
9. There exists no tapering of the vessel and no leakage flow.
10. The effect of the gravity is negligible.

1 | The fluid dynamic equations of the blood flow.

The movements of the blood in the closed space especially in the cylindrical tube as a vessel are expressed in the Navier Stokes equations. In the cylindrical coordinates, the blood flow velocities satisfy following equations.

For the longitudinal direction

$$\rho \left( \frac{\alpha V_z}{\alpha t} + V_r \frac{\alpha V_z}{\alpha r} + V_z \frac{\alpha V_z}{\alpha z} \right) = -\frac{\alpha P}{\alpha z} + \mu \left( \frac{\alpha^2 V_z}{\alpha r^2} + \frac{1}{r} \frac{\alpha V_z}{\alpha r} + \frac{\alpha^2 V_z}{\alpha z^2} \right) \quad (1)$$

For the radial direction

$$\rho \left( \frac{\alpha V_r}{\alpha t} + V_r \frac{\alpha V_r}{\alpha r} + V_z \frac{\alpha V_r}{\alpha z} \right) = -\frac{\alpha P}{\alpha r} + \mu \left( \frac{\alpha^2 V_r}{\alpha r^2} + \frac{1}{r} \frac{\alpha V_r}{\alpha r} + \frac{\alpha^2 V_r}{\alpha z^2} - \frac{V_r}{r^2} \right) \quad (2)$$

The variables and parameters are defined as followings

$V_z$  : the instantaneous blood flow velocity parallel to the vessel axis. (the longitudinal blood flow velocity.)

$V_r$  : the instantaneous blood flow velocity along the radial coordinates. (the radial blood flow velocity.)

$Z$  : the longitudinal space coordinates.

$r$  : the radial space coordinates.

$p$  : the internal pressure.

$\rho$  : the blood density.

$\mu$  : the blood viscosity.

The left sides of the equation 1,2 are in the form of unit mass( $\rho$ ) multiplied by the acceleration  $DV/Dt$  which mean the internal force in the longitudinal direction and the radial direction respectively. To balance such forces, two forces are given in the right hand of these equations. these are the pressure gradient along the axis  $\alpha p/\alpha z$  and along the radius  $\alpha p/\alpha r$ .

Furthermore the viscous retardation force (the frictional force) contributes. In general, for the case of dynamically moving fluid, the stress changes parallelly with the velocity of the deformation of the fluid, that is the shear rate of the blood flow.

Assuming there exists no leakage flow, the conservative law stands.

Then continuity equation is given as following.

$$\frac{\alpha \rho}{\alpha t} + \frac{1}{r} \frac{\alpha (\rho V_r * r)}{\alpha r} + \frac{1}{r} \frac{\alpha (\rho V_\theta)}{\alpha \theta} + \frac{\alpha (\rho V_z)}{\alpha z} = 0 \quad (3)$$

We also assume the incompressibility of the blood, the blood density does not change with time. Then the eq 3 is reduced as following.

$$\frac{\alpha V_r}{\alpha r} + \frac{V_r}{r} + \frac{\alpha V_z}{\alpha z} = 0 \quad (4)$$

Since we concern only in the linear system, we seek the linear solutions for this system. Therefore these above mentioned non linear partial differential equations should be linealized. Assuming that the effects of the convective acceleration terms such as

$$V_r \frac{\alpha V_z}{\alpha r}, V_z \frac{\alpha V_z}{\alpha z}, V_r \frac{\alpha V_r}{\alpha r}, V_z \frac{\alpha V_r}{\alpha z}$$

on the flow velocity are negligible, we linealized the equ 1 2 to following form.

$$\frac{\alpha V_z}{\alpha t} = -\frac{1}{\rho} \frac{\alpha P}{\alpha z} + \frac{\mu}{\rho} \left( \frac{\alpha^2 V_z}{\alpha z^2} + \frac{1}{r} \frac{\alpha V_z}{\alpha r} + \frac{\alpha^2 V_z}{\alpha r^2} \right) \quad (5)$$

$$\frac{\alpha V_r}{\alpha t} = -\frac{1}{\rho} \frac{\alpha P}{\alpha r} + \frac{\mu}{\rho} \left( \frac{\alpha^2 V_r}{\alpha z^2} + \frac{1}{r} \frac{\alpha V_r}{\alpha r} + \frac{\alpha^2 V_r}{\alpha r^2} - \frac{V_r}{r^2} \right) \quad (6)$$

A ] The induction of the equation which satisfy the input pressure P.

Before solving the linealized N-S equations, we should obtain the functional form of the input pressure P.

Define the Stokes stream function  $\psi$  which satisfy the continuity equation 3 as following. [6]

$$V_z = -\frac{1}{r} \frac{\alpha \psi}{\alpha r} \quad (7) \quad V_r = \frac{1}{r} \frac{\alpha \psi}{\alpha z} \quad (8)$$

For the sake of obtaining the relation between and P, we input equ 7 into equ 5, then

$$\begin{aligned} \frac{\alpha}{\alpha t} \left( -\frac{1}{r} \frac{\alpha \psi}{\alpha r} \right) &= \frac{\mu}{\rho} \left( \frac{\alpha^2}{\alpha z^2} \left( -\frac{1}{r} \frac{\alpha \psi}{\alpha r} \right) + \frac{1}{r} \frac{\alpha}{\alpha r} \left( -\frac{1}{r} \frac{\alpha \psi}{\alpha r} \right) + \frac{\alpha^2}{\alpha r^2} \left( -\frac{1}{r} \frac{\alpha \psi}{\alpha r} \right) \right) \\ &\quad - \frac{1}{\rho} \frac{\alpha P}{\alpha z} \\ &= \frac{\mu}{\rho} \left( \frac{1}{r} \frac{\alpha}{\alpha r} \left( -\frac{\alpha^2 \psi}{\alpha z^2} \right) + \frac{1}{r} \left( \frac{1}{r^2} \frac{\alpha \psi}{\alpha r} - \frac{1}{r} \frac{\alpha^2 \psi}{\alpha r^2} \right) + \frac{\alpha}{\alpha r} \left( \frac{1}{r^2} \frac{\alpha \psi}{\alpha r} - \frac{1}{r} \frac{\alpha^2 \psi}{\alpha r^2} \right) \right) \\ &\quad - \frac{1}{\rho} \frac{\alpha P}{\alpha z} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 &= \frac{\mu}{\rho} \left( \frac{1}{r} \frac{\alpha}{\alpha r} \left( -\frac{\alpha^2 \psi}{\alpha z^2} \right) + \frac{1}{r^3} \frac{\alpha \psi}{\alpha r} - \frac{1}{r^2} \frac{\alpha^2 \psi}{\alpha r^2} - \frac{2}{r^3} \frac{\alpha \psi}{\alpha r} + \frac{2}{r^2} \frac{\alpha^2 \psi}{\alpha r^2} - \frac{1}{r} \frac{\alpha^3 \psi}{\alpha r^3} \right) \\
 &\quad - \frac{1}{\rho} \frac{\alpha P}{\alpha z} \\
 &= \frac{\mu}{\rho} \left( \frac{1}{r} \frac{\alpha}{\alpha r} \left( -\frac{\alpha^2 \psi}{\alpha z^2} \right) - \frac{1}{r^3} \frac{\alpha \psi}{\alpha r} + \frac{1}{r^2} \frac{\alpha^2 \psi}{\alpha r^2} - \frac{1}{r} \frac{\alpha^3 \psi}{\alpha r^3} \right) - \frac{1}{\rho} \frac{\alpha P}{\alpha z} \\
 &= \frac{\mu}{\rho} \left( \frac{1}{r} \frac{\alpha}{\alpha r} \left( -\frac{\alpha^2 \psi}{\alpha z^2} \right) + \frac{1}{r} \frac{\alpha}{\alpha r} \left( \frac{1}{r} \frac{\alpha \psi}{\alpha r} \right) - \frac{1}{r} \frac{\alpha}{\alpha r} \left( \frac{\alpha^2 \psi}{\alpha r^2} \right) \right) - \frac{1}{\rho} \frac{\alpha P}{\alpha z} \\
 &= \frac{\mu}{\rho} \left( \frac{1}{r} \frac{\alpha}{\alpha r} \left( -\frac{\alpha^2 \psi}{\alpha z^2} + \frac{1}{r} \frac{\alpha \psi}{\alpha r} - \frac{\alpha^2 \psi}{\alpha r^2} \right) \right) - \frac{1}{\rho} \frac{\alpha P}{\alpha z}
 \end{aligned}$$

We also input equ 8 into equ 6, then,

$$\begin{aligned}
 \frac{\alpha}{\alpha t} \left( \frac{1}{r} \frac{\alpha \psi}{\alpha z} \right) &= \frac{\mu}{\rho} \left( \frac{\alpha^2}{\alpha z^2} \left( \frac{1}{r} \frac{\alpha \psi}{\alpha z} \right) + \frac{1}{r} \frac{\alpha}{\alpha r} \left( \frac{1}{r} \frac{\alpha \psi}{\alpha z} \right) + \frac{\alpha^2}{\alpha r^2} \left( \frac{1}{r} \frac{\alpha \psi}{\alpha z} \right) - \frac{1}{r^3} \frac{\alpha \psi}{\alpha z} \right) \\
 &\quad - \frac{1}{\rho} \frac{\alpha P}{\alpha r} \\
 &= \frac{\mu}{\rho} \left( \frac{1}{r} \frac{\alpha^3 \psi}{\alpha z^3} + \frac{1}{r} \left( -\frac{1}{r^2} \frac{\alpha \psi}{\alpha z} + \frac{1}{r} \frac{\alpha^2 \psi}{\alpha r \alpha z} \right) + \frac{\alpha}{\alpha r} \left( -\frac{1}{r^2} \frac{\alpha \psi}{\alpha z} + \frac{1}{r} \frac{\alpha^2 \psi}{\alpha r \alpha z} \right) \right) \\
 &\quad - \frac{1}{r^3} \frac{\alpha \psi}{\alpha z} \Big) - \frac{1}{\rho} \frac{\alpha P}{\alpha r} \\
 &= \frac{\mu}{\rho} \left( \frac{1}{r} \frac{\alpha^3 \psi}{\alpha z^3} - \frac{1}{r^3} \frac{\alpha \psi}{\alpha z} + \frac{1}{r^2} \frac{\alpha^2 \psi}{\alpha r \alpha z} + \frac{2}{r^3} \frac{\alpha \psi}{\alpha z} - \frac{1}{r^2} \frac{\alpha^2 \psi}{\alpha r \alpha z} - \frac{1}{r^2} \frac{\alpha^2 \psi}{\alpha r \alpha z} \right) \\
 &\quad + \frac{1}{r} \frac{\alpha^3 \psi}{\alpha z \alpha r^2} - \frac{1}{r^3} \frac{\alpha \psi}{\alpha z} \Big) \\
 &= \frac{\mu}{\rho} \left( \frac{1}{r} \frac{\alpha^3 \psi}{\alpha z^3} - \frac{1}{r^2} \frac{\alpha^2 \psi}{\alpha z \alpha r} + \frac{1}{r} \frac{\alpha^3 \psi}{\alpha z \alpha r^2} \right) - \frac{1}{\rho} \frac{\alpha P}{\alpha r}
 \end{aligned}$$



$$= \frac{\mu}{\rho} \left( \frac{\alpha}{az} \left( \frac{\alpha^2 \psi}{az^2} - \frac{1}{r} \frac{\alpha \psi}{ar} + \frac{\alpha^2 \psi}{ar^2} \right) \right) - \frac{1}{\rho} \frac{\alpha P}{ar}$$

then we get equ 9, equ 10,

$$- \frac{1}{r} \frac{\alpha^2 \psi}{arat} = \frac{\mu}{\rho} \frac{1}{r} \frac{\alpha}{ar} \left( - \frac{\alpha^2 \psi}{az^2} + \frac{1}{r} \frac{\alpha \psi}{ar} + \frac{\alpha^2 \psi}{ar^2} \right) - \frac{1}{\rho} \frac{\alpha P}{az} \quad (9)$$

$$\frac{1}{r} \frac{\alpha^2 \psi}{azat} = \frac{\mu}{\rho} \frac{1}{r} \frac{\alpha}{az} \left( \frac{\alpha^2 \psi}{az^2} - \frac{1}{r} \frac{\alpha \psi}{ar} + \frac{\alpha^2 \psi}{ar^2} \right) - \frac{1}{\rho} \frac{\alpha P}{ar} \quad (10)$$

Next step we eliminate P in equ 5, equ 6 by differentiating equ 5 with respect to r and differentiating equ 6 with respect to z. firstly we differentiate equ 5 from left side.

$$\begin{aligned} \frac{\alpha}{ar} \left( \frac{\alpha Vz}{at} \right) &= - \frac{1}{\rho} \frac{\alpha}{ar} \left( \frac{\alpha P}{az} \right) + \frac{\mu}{\rho} \left( \frac{\alpha^3 Vz}{az^2 ar} + \frac{\alpha^3 Vz}{ar^3} - \frac{1}{r^2} \frac{\alpha Vz}{ar} + \frac{1}{r} \frac{\alpha^2 Vz}{ar^2} \right) \\ &= \frac{-1}{\rho} \frac{\alpha}{ar} \left( \frac{\alpha P}{az} \right) + \frac{\mu}{\rho} \left( \frac{\alpha^2}{az^2} + \frac{1}{r} \frac{\alpha}{ar} + \frac{\alpha^2}{ar^2} - \frac{1}{r^2} \right) \cdot \frac{\alpha Vz}{ar} \end{aligned} \quad (11)$$

Differentiate equ 6 from left side.

$$\begin{aligned} \frac{\alpha}{az} \left( \frac{\alpha Vr}{at} \right) &= \frac{-1}{\rho} \frac{\alpha}{az} \left( \frac{\alpha P}{ar} \right) - \frac{\mu}{\rho} \left( \frac{\alpha}{az} \left( \frac{\alpha^2 Vr}{az^2} \right) + \frac{\alpha}{az} \left( \frac{1}{r} \frac{\alpha Vr}{ar} \right) + \frac{\alpha}{az} \left( \frac{\alpha^2 Vr}{ar^2} \right) \right. \\ &\quad \left. - \frac{\alpha}{az} \left( \frac{Vr}{r^2} \right) \right) \\ &= \frac{-1}{\rho} \frac{\alpha}{az} \left( \frac{\alpha P}{ar} \right) + \frac{\mu}{\rho} \left( \frac{\alpha^2}{az^2} + \frac{1}{r} \frac{\alpha}{ar} + \frac{\alpha^2}{ar^2} - \frac{1}{r^2} \right) \cdot \frac{\alpha Vr}{az} \end{aligned} \quad (12)$$

Subtracting both sides of equations each other, we get

$$\left\{ \frac{\alpha}{at} - \frac{\mu}{\rho} \left( \frac{\alpha^2}{az^2} + \frac{1}{r} \frac{\alpha}{ar} + \frac{\alpha^2}{ar^2} - \frac{1}{r^2} \right) \right\} \cdot \left( \frac{\alpha Vr}{az} - \frac{\alpha Vz}{ar} \right) = 0 \quad (13)$$

By equ 7 and equ 8, then second factor in equ 13 is

$$\frac{\alpha V_r}{\alpha z} - \frac{\alpha V_z}{\alpha r} = \frac{1}{r} \left( \frac{\alpha^2 \psi}{\alpha z^2} - \frac{1}{r} \frac{\alpha \psi}{\alpha r} + \frac{\alpha^2 \psi}{\alpha r^2} \right) \quad (14)$$

Inputting equ 14 into equ 13, we obtain,

$$\left\{ \frac{\alpha}{\alpha t} - \frac{\mu}{\rho} \left( \frac{\alpha^2}{\alpha z^2} + \frac{1}{r} \frac{\alpha}{\alpha r} + \frac{\alpha^2}{\alpha r^2} - \frac{1}{r^2} \right) \right\} \cdot \left\{ \frac{1}{r} \left( \frac{\alpha \psi^2}{\alpha z^2} - \frac{1}{r} \frac{\alpha \psi}{\alpha r} + \frac{\alpha^2 \psi}{\alpha r^2} \right) \right\} = 0 \quad (15)$$

The second factor in equ 15 can be modified as following by recognizing the meaning of the differential operator (this step of the mathematical treatment is refered in the appendix)

$$\left\{ \frac{\alpha}{\alpha t} - \frac{\mu}{\rho} \left( \frac{\alpha^2}{\alpha z^2} + \frac{1}{r} \frac{\alpha}{\alpha r} + \frac{\alpha^2}{\alpha r^2} - \frac{1}{r^2} \right) \right\} \cdot \left\{ \frac{\alpha^2}{\alpha z^2} + \frac{1}{r} \frac{\alpha}{\alpha r} + \frac{\alpha^2}{\alpha r^2} - \frac{1}{r^2} \right\} \cdot \frac{\psi}{r} = 0 \quad (16)$$

Define the spatial differential operator as

$$D = \frac{\alpha^2}{\alpha z^2} + \frac{1}{r} \frac{\alpha}{\alpha r} + \frac{\alpha^2}{\alpha r^2} - \frac{1}{r^2} \quad (17)$$

Then we can get the simple operator equation.

$$\left( \frac{\alpha}{\alpha t} - \frac{\mu}{\rho} D \right) \cdot D \cdot \frac{\psi}{r} = 0 \quad (18)$$

Here we assume that eq 18 can be given by summing two independent solutions  $\psi_1$  and  $\psi_2$  as,  $\psi = \psi_1 + \psi_2$ .

Then either  $\psi_1$  or  $\psi_2$  must satisfy either of those equations.

$$D \left( \frac{\psi_1}{r} \right) = 0 \quad \left( \frac{\alpha}{\alpha t} - \frac{\mu}{\rho} D \right) \cdot \frac{\psi_2}{r} = 0$$

Operating these differentiations by eq 17, next equations are induced.

$$\frac{\alpha^2 \psi_1}{\alpha z^2} - \frac{1}{r} \frac{\alpha \psi_1}{\alpha r} + \frac{\alpha^2 \psi_1}{\alpha r^2} = 0 \quad (19)$$

$$\frac{\alpha^2 \psi_2}{\alpha z^2} - \frac{1}{r} \frac{\alpha \psi_2}{\alpha r} + \frac{\alpha^2 \psi_2}{\alpha r^2} - \frac{\rho}{\mu} \frac{\alpha \psi_2}{\alpha t} = 0 \quad (20)$$

Summing equ 19 and equ 20 and utilizing the relation  $\psi = \psi_1 + \psi_2$ , then

$$\frac{\alpha^2 \psi}{\alpha z^2} - \frac{1}{r} \frac{\alpha \psi}{\alpha r} + \frac{\alpha^2 \psi}{\alpha r^2} = \frac{\rho}{\mu} \frac{\alpha \psi_2}{\alpha t} \quad (21)$$

Inputting equ 21 into equ 9 and equ 10

$$-\frac{1}{r} \frac{\alpha^2 \psi}{\alpha r \alpha t} - \frac{\mu}{\rho} \frac{1}{r} \frac{\alpha}{\alpha r} \left( -\frac{\rho}{\mu} \frac{\alpha \psi_2}{\alpha t} \right) = -\frac{1}{\rho} \frac{\alpha P}{\alpha z} \quad (22)$$

$$\frac{1}{r} \frac{\alpha^2 \psi}{\alpha z \alpha t} - \frac{\mu}{\rho} \frac{1}{r} \frac{\alpha}{\alpha z} \left( \frac{\rho}{\mu} \frac{\alpha \psi_2}{\alpha t} \right) = -\frac{1}{\rho} \frac{\alpha P}{\alpha r} \quad (23)$$

Because of  $\psi_1 = \psi - \psi_2$ , then equ 22 and equ 23 are

$$\frac{\rho}{r} \frac{\alpha^2 \psi_1}{\alpha r \alpha t} = \frac{\alpha P}{\alpha z} \quad (24)$$

$$-\frac{\rho}{r} \frac{\alpha^2 \psi_1}{\alpha z \alpha t} = \frac{\alpha P}{\alpha r} \quad (25)$$

To eliminate  $\psi_1$ , multiplying r both equations in each sides and differentiate equ 24 with respect to r and differentiate equ 25 with respect to z, then

$$\frac{\alpha}{\alpha z} \left( r \frac{\alpha P}{\alpha z} \right) + \frac{\alpha}{\alpha r} \left( r \frac{\alpha P}{\alpha r} \right) = 0$$

Therefore the partial differential equation which include only function P is

$$\frac{\alpha^2 P}{\alpha z^2} + \frac{1}{r} \frac{\alpha P}{\alpha r} + \frac{\alpha^2 P}{\alpha r^2} = 0 \quad (26)$$

B. The solution of the equation which satisfy P.

As P is the cyclic function which depends on the cardiac rhythm, we assume the linear cyclic solution as in the following form,

$$P = P(r) * \exp \{ i n (t - z/c) \} \quad (27)$$

n : the angular velocity  $n = 2 \pi f$

$c$  : the pulse wave velocity

$i$  : imaginary unit.

Which means one can separate the solution into time and space domains and these quantities should have no interaction.

Inputting equ 27 into equ 26, equ 26 is reduced to the 0 order Bessel type differential equation of  $P(r)$ .

$$\frac{d^2P(r)}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{dP(r)}{dr} - \frac{n^2}{c^2} P(r) = 0 \quad (28)$$

As the limiting case  $r \rightarrow 0$ , there exists a finite solution. So the second order solution should be discarded. Then one can easily obtain the solution as

$$P(r) = J_0(i n r / c)$$

Therefore  $P$  can be given in the form as,

$$P = A_1 J_0(inr/c) \exp(i n (t - z/c)) \quad (29)$$

c | The solutions of the linearized Navier-Stokes equations

Assuming the linearity of the arterial system, then the frequency of the input and output must be identical. Consequently the blood flow velocities  $V_z$ ,  $V_r$  can be written in the form similar to input pressure,

$$V_z = w(r) \exp\{i n (t - z/c)\} \quad (30)$$

$$V_r = v(r) \exp\{i n (t - z/c)\} \quad (31)$$

$$P = P(r) \exp\{i n (t - z/c)\}$$

Inputting equ 27, equ 30, equ 31 into equ 5, 6, then

$$inW = \frac{1}{\rho} \frac{in}{C} P(r) + \frac{\mu}{\rho} \left( \frac{\alpha^2 V}{\alpha r^2} + \frac{1}{r} \frac{\alpha W}{\alpha r} + \left( \frac{-in}{C} \right)^2 W \right) \quad (32)$$

$$inV = \frac{-1}{\rho} \frac{\alpha P(r)}{\alpha r} + \frac{\mu}{\rho} \left( \frac{\alpha^2 V}{\alpha r^2} + \frac{1}{r} \frac{\alpha V}{\alpha r} + \left( \frac{-in}{C} \right)^2 V - \frac{V}{r^2} \right) \quad (33)$$

Which are the equations including variable  $r$  only.

The continuity equation 4 also should be modified into the following form

$$\frac{\alpha V}{\alpha r} + \frac{V}{r} + W \frac{-in}{C} = 0 \quad (34)$$

Rearranging equ 32, then

$$\frac{\alpha^2 W}{\alpha r^2} + \frac{1}{r} \frac{\alpha W}{\alpha r} - \left( \frac{\rho in}{\mu} - \left( \frac{-in}{C} \right)^2 \right) W = \frac{1}{\rho} \frac{\rho}{\mu} \left( \frac{-in}{C} \right) P(r) \quad (35)$$

Which is the 0th order Bessel type differential equation. In general about for the Bessel type equation as

$$Y'' + Y'/z - (\beta^2 + \nu^2/z^2) Y = 0$$

The finite converging solution is  $Y = J_\nu(i\beta z)$

Therefore in equation 35, putting

$$\beta^2 = \frac{in\rho}{\mu} + \frac{n^2}{C^2} \quad (36)$$

Then the solution of the equ 31 is

$$W_1 = C_1 J_0(i\beta r)$$

$C_1$  : integral coefficient

on the other hand the specific solution is

$$- \beta^2 W_2 = \frac{1}{\rho} \frac{\rho}{\mu} \left( \frac{-in}{C} \right) P(r)$$

Therefore utilizing equ 29,

$$W_2 = \frac{in}{\beta^2 \mu C} P(r) = \frac{inD J_0(inr/C)}{\beta^2 \mu C} \quad (37)$$

Then the general solution is

$$W = C_1 J_0(i\beta r) + \frac{inD J_0(inr/C)}{\beta^2 \mu C} \quad (38)$$

As for the radial direction  $V$ , simillary rearranging the equ 33

$$\frac{\alpha^2 V}{\alpha r^2} + \frac{1}{r} \frac{\alpha V}{\alpha r} - \left( \frac{\rho \text{in}}{\mu} - \left( \frac{-\text{in}}{C} \right)^2 + \frac{1}{r^2} \right) V = \frac{1}{\rho} \frac{\rho}{\mu} \frac{\alpha P(r)}{\alpha r} \quad (39)$$

Utilizing equ 36, equ 39 is converted into 1st order bessel type differential equation. The solution of it is given as

$$V_1(r) = C_2 J_1(i\beta r) \quad (40)$$

$C_2$  : integral coefficient.

As for the  $P(r) = D * J_0(i * n * r/c)$ , (here the integral coefficient is redefined as  $D$  instead of  $A_1$ ). According to the formula about the differentiation of the Bessel function,

$$\frac{dZ^\nu(r)}{dr} = \frac{\nu}{r} Z^\nu(r) - Z^{\nu+1}(r)$$

Then,

$$\frac{dP(r)}{dr} = -D \frac{\text{in}}{C} J_1(\text{in}r/C)$$

Therefore the specific solution is given as

$$V_2 = D \frac{\text{in}}{C} \frac{J_1(\text{in}r/C)}{\mu \beta^2} \quad (41)$$

Then the general solution is

$$V = C_2 J_1(i\beta r) + \frac{D \text{in}}{C} \frac{J_1(\text{in}r/C)}{\mu \beta^2} \quad (42)$$

Now we set.

$$\alpha_0^2 = \frac{i^3 a^2 n}{\nu} = i^3 \alpha^2 \quad : \quad \nu = \frac{\mu}{\rho} \quad (43)$$

$$\beta_0 = \frac{\text{ina}}{C} \quad (44)$$

$\alpha$  : the Womersleys coefficient.

a : the internal radius of the artery.

$$\text{since } n^2/C \rightarrow 0, \text{ then } \beta^2 = \frac{i n \rho}{\mu} \quad (45)$$

Then

$$\frac{D i n}{C \mu \beta^2} = - \frac{D \beta_0 a}{\mu \alpha_0^2} \quad (46)$$

$$i \beta = \left( \frac{i^3 n \rho}{\mu} + \frac{i^3 n^2}{C^2} \right)^{1/2} = \left( \frac{\alpha_0^2}{a^2} + \frac{\beta_0^2}{a^2} \right)^{1/2}$$

(the pulse wave velocity C is 13-18m/sec in human arterial system).

By utilizing the  $\alpha_0$  and  $\beta_0$ , changing the integral constants C1, C2, D into A1, A2, the solution 38, 42 are expressed in the following

$$W = V_z = A_2 \frac{(\alpha_0^2 + \beta_0^2)^{1/2}}{\alpha_0 J_0(\alpha_0)} J_0 \left( \frac{(\alpha_0^2 + \beta_0^2)^{1/2} r}{a} \right) - \frac{A_1 \beta_0 a}{\mu \alpha_0^2} * J_0 \left( \frac{\beta_0 r}{a} \right) \\ * \exp \{ \ln (t - z/c) \} \quad (48)$$

$$V_r = A_2 \frac{\beta_0}{\alpha_0 J_0(\alpha_0)} J_1 \left( \frac{(\alpha_0^2 + \beta_0^2)^{1/2} r}{a} \right) - \frac{A_1 \rho \alpha}{\mu \alpha_0^2} J_1 \left( \beta_0 \frac{r}{a} \right) * \exp \{ \ln (t - z/c) \} \quad (49)$$

$$P = A_1 J_0 \left( \beta \frac{r}{a} \right) * \exp \{ \ln (t - z/c) \}$$

Now the coefficients are normalized by  $\alpha J_0(\alpha_0)$ .

Since  $n/c \rightarrow 0$ , so by equ 43 and equ 44, then  $\alpha_0^2 + \beta_0^2 \rightarrow \alpha_0^2$

Putting  $r/a = r/R = y$  and  $i * n * a/c = k$ , then we get the following form of solutions.

$$V_z = A_2 \frac{J_0(\alpha_0 y)}{J_0(\alpha_0)} - \frac{A_1}{\mu} \frac{i n a}{C} \frac{a}{i^3 \alpha^2} J_0(ky) \quad (51)$$

$$V_r = A_2 \frac{\beta_0}{\alpha_0} \frac{J_1(\alpha_0 y)}{J_0(\alpha_0)} - \frac{\alpha}{\mu} \frac{k A_1}{i^3 \alpha^2} J_1(ky) \quad (52)$$

If one redefines  $A_2 \beta_0 / \alpha_0 = C_2$ , this form is identical with what Womersley had induced.

D. The satisfactory condition for the conservative law.

As those solutions and equations are based on the Stokes stream function, as mentioned in eq 7, 8 which had been assumed to satisfy the conservative law eq 4, eq 51 and 53 should be examined whether the continuity equation 4 satisfy. The continuity equation should be converted into

$$\frac{1}{y} \frac{d(V r y)}{dy} = \frac{\text{inR}}{C} V_z \quad (53)$$

Utilizing the differentiation formula of the Bessel function for eq 52

$$\frac{dJ_1(\alpha_0 y)}{dy} = J_0(\alpha_0 y) - \frac{J_1(\alpha_0 y)}{\alpha_0 y} \alpha_0$$

We now put

$$\frac{A_2 \beta_0}{\alpha_0} = C_2$$

Then the left side of the eq 53 becomes

$$\begin{aligned} & \frac{C_2}{J_0(\alpha_0)} \left[ \alpha_0 J_0(\alpha_0 y) - \frac{J_1(\alpha_0 y)}{y} \right] - \frac{\text{Rk}A_1}{\mu i^3 \alpha^2} \left[ k J_0(ky) - \frac{J_1(ky)}{y} \right] + C_2 \frac{J_1(\alpha_0 y)}{J_0(\alpha_0) y} \\ & - \frac{\text{Rk}A_1 J_1(ky)}{\mu i^3 \alpha^2 y} = C_2 \frac{\alpha_0 J_0(\alpha_0 y)}{J_0(\alpha_0)} - \frac{\text{Rk}^2 A_1}{\mu i^3 \alpha^2} J_0(ky) \end{aligned} \quad (54)$$

and the right side of eq 53 reduces to

$$\frac{\text{inR}}{C} A_2 \frac{J_0(\alpha_0 y)}{J_0(\alpha_0)} - \frac{\text{inR}}{C} \frac{\text{inR}^2}{\mu C i^3 \alpha^2} A_1 J_0(ky)$$

The equation 54 and and 55 should coincide. Therefore the coefficients of  $J_0(\alpha_0 y)$ ,  $J_0(k * y)$  in both side should be identical. Then



A MATHEMATICAL THEORY FOR BLOOD FLOW DYNAMICS IN THE ARTERIAL SYSTEM.

$$\frac{C_2}{A_2} = \frac{\text{inR}}{C \alpha_0} = \frac{\text{inR}}{C \alpha_1^{3/2}}, \quad k = \frac{\text{inR}}{C} \quad (56)$$

This is exactly what we have put  $k = i * n * a/c$ . Therefore equ 51 and equ 52 satisfy the continuity equation 4.

Assuming  $n/c \rightarrow 0$ , the approximation formula for the Bessel function reduce the term  $J_0(i * n * R/c)$  approaches to 1 and  $J_1(n * R * y/c)$  reduces to  $n * R * y/2c$ .

Ultimately the blood flow velocities are given as followings

$$V_z = A_2 \frac{J_0(\alpha_0 y)}{J_0(\alpha_0)} + \frac{A_1}{\rho C} \quad (57)$$

$$V_r = \frac{\text{inR}}{2C} \left( A_2 \frac{2 J_1(\alpha_0 y)}{\alpha_0 J_0(\alpha_0)} + y \frac{A_1}{\rho C} \right) \quad (58)$$

$\alpha$  : the Womersleys coefficient

E. Another solution of the blood flow velocity by the Stokes stream function.

In equ 19 and equ 20, assuming that the two stream function  $\psi_1$  and  $\psi_2$  is separable in time and space domaine, one can express the solution in the linear form as

$$\psi_1 : F(r) * \exp \{i * n * (t - z/c)\} \quad (59)$$

$$\psi_2 : G(r) * \exp \{i * n * (t - z/c)\} \quad (60)$$

Inserting equ 59 and equ 60 into equ 19 and equ 20,

$$\frac{d^2 F}{dr^2} - \frac{1}{r} \frac{dF}{dr} - \frac{n^2}{C^2} F = 0 \quad (61)$$

$$\frac{d^2 G}{dr^2} - \frac{1}{r} \frac{dG}{dr} - \frac{n^2}{C^2} G - \frac{\text{in} \rho}{\mu} G = 0 \quad (62)$$

Putting  $F = r * f(r)$  and  $G = r * g(r)$  and simple calculation brings us to the following Bessel type differential equations.

$$\frac{d^2 f}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{df}{dr} + \left( -\frac{n^2}{c^2} - \frac{1}{r^2} \right) f = 0 \quad (63)$$

$$\frac{d^2 g}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{dg}{dr} + \left( -\frac{n^2}{C^2} - \frac{1}{r^2} - \frac{\ln \rho}{\mu} \right) g = 0 \quad (64)$$

Then putting as before equ 43 and equ 44 as

$$\beta = \frac{\ln \rho}{C}, \quad \alpha = \left( \frac{n^2}{C^2} + \frac{\ln \rho}{\mu} \right)^{1/2}$$

Here we newly defined  $\alpha$  as above and is different from the Womersley coefficient.

Then the solution can be easily attained as

$$f(r) = \frac{F}{r} = A J_1(i\beta r) = A J_1\left(\frac{\ln r}{C}\right)$$

$$g(r) = \frac{G}{r} = B J_1(i\alpha r) = B J_1\left(i \left( \frac{n^2}{C^2} + \frac{\ln \rho}{\mu} \right)^{1/2} r\right)$$

The  $J(i * x)$  is the pure imaginary number, then to have non trivial solution, the coefficients should redefined as

$$A = A * i \quad B = B * i$$

Then the Stokes stream function is given as following

$$\begin{aligned} \psi &= \psi_1 + \psi_2 = (F(r) + G(r)) * \exp\{i * n * (t - z/c)\} \\ &= r (A_1 J_1(i\beta r) + \beta_1 J_1(i\alpha r)) * \exp\{i n (t - z/c)\} \end{aligned}$$

Because of the definition of the equ 7,

$$V_z = -\frac{1}{r} \frac{\alpha}{\alpha r} \left( r i (A J_1(i\beta r) + B J_1(i\alpha r)) \right) \quad (65)$$

Utilizing the differential equation of the 1st order Bessel function

$$\frac{d J_1(i\beta r)}{dr} = \frac{d J_1(i\beta r)}{d(i\beta r)} \frac{d(i\beta r)}{dr} = \left( J_0(i\beta r) - \frac{J_1(i\beta r)}{i\beta r} \right) i\beta$$

Then

$$\begin{aligned}
 V_z &= \frac{-i}{r} \left( A J_1(i\beta r) + \beta J_1(i\alpha r) + r \left( A \left( J_0(i\beta r) - \frac{J_1(i\beta r)}{i\beta r} \right) i\beta \right. \right. \\
 &\quad \left. \left. + B \left( J_0(i\alpha r) - \frac{J_1(i\alpha r)}{i\alpha r} \right) i\alpha \right) \right) \\
 &= \frac{-i}{r} \left( r i\beta A J_0(i\beta r) + r i\alpha B J_0(i\alpha r) \right) \\
 &= A\beta J_0(i\beta r) + B\alpha J_0 \left( i \left( \frac{n^2}{C^2} + \frac{i n \rho}{\mu} \right)^{\frac{1}{2}} r \right) \tag{66}
 \end{aligned}$$

As for the radial velocity only, the differentiation with respect to  $z$  reduces to

$$V_r = A \frac{n}{C} J_1(i\beta r) + B \frac{n}{C} J_1(i\alpha r) \tag{67}$$

As  $C$  (pulse wave transmission velocity) is 13-18m/sec in human arterial system, then  $n/c \rightarrow 0$ , and  $J_0(i\beta r) \rightarrow 1$

$$\alpha = i^{\frac{1}{2}} \left( \frac{n\rho}{\mu} \right)^{\frac{1}{2}} = i^{\frac{1}{2}} * \alpha \star$$

$$V_z = \frac{iAn}{C} + B i^{\frac{1}{2}} \alpha \star J_0(i^{3/2} \alpha \star r)$$

At the innersurface of the arterial wall, the blood flow velocity attains the finite value

$$V_z(r=R) = V \star, \text{ Then}$$

$$V \star = \frac{Ani}{C} + B i^{\frac{1}{2}} \alpha \star J_0(i^{3/2} \alpha \star R)$$

So the coefficient  $B$  is

$$B i^{\frac{1}{2}} \alpha \star = \frac{V \star - An i/C}{J_0(i^{3/2} \alpha \star R)}$$

Therefore

$$V_z = \frac{A_{in}}{C} + \left( V_{\star} - \frac{A_{in}}{C} \right) \frac{J_0(i^{3/2} \alpha \star r)}{J_0(i^{3/2} \alpha \star R)}$$

Here redefine the coefficient and parameter as following

$$\frac{A_{in}}{C} = \frac{A_1}{\rho C}, \left( V_{\star} - \frac{A_{in}}{C} \right) = C_1$$

$$R \star \alpha \star = \alpha, y = r / R$$

Here the coefficient  $\alpha$  identical with womersleys coefficient.

Then the longitudinal blood flow velocity is obtained as

$$V_z = \frac{A_1}{\rho C} + C_1 \frac{J_0(\alpha i^{3/2} y)}{J_0(\alpha i^{3/2})} \quad (68)$$

The same procedure bring us to the following equation with respect to the radial blood flow velocity is

$$V_r = \frac{i n R}{2 C} \left( C_1 \frac{2 J_1(\alpha i^{3/2} y)}{\alpha i^{3/2} J_0(\alpha i^{3/2})} + y \frac{A_1}{\rho C} \right) \quad (69)$$

The eq 68 and 69 are identical with eq 57 and eq 58 respectively.

Therefore the solutions of the linearlyzed Navier-Stokes equation are obtained in the form as eq 57, 58 or eq 68, 69.

## APPENDIX

$$\begin{aligned} & \left( \frac{\alpha^2}{\alpha z^2} + \frac{1}{r} \frac{\alpha}{\alpha r} + \frac{\alpha^2}{\alpha r^2} - \frac{1}{r^2} \right) \left( \frac{\psi}{r} \right) \\ &= \frac{1}{r} \frac{\alpha^2 \psi}{\alpha z^2} + \frac{1}{r} \left( -\frac{\psi}{r^2} + \frac{1}{r} \frac{\alpha \psi}{\alpha r} \right) + \frac{\alpha^2}{\alpha r^2} \frac{\psi}{r} - \frac{\psi}{r^3} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 &= \frac{1}{r} \frac{\alpha^2 \psi}{\alpha z^2} + \frac{1}{r^2} \frac{\alpha \psi}{\alpha r} - \frac{\Psi}{r^3} + \frac{\alpha}{\alpha r} \left( \frac{1}{r} \frac{\alpha \psi}{\alpha r} - \frac{\psi}{r^2} \right) - \frac{\psi}{r^3} \\
 &= \frac{1}{r} \frac{\alpha^2 \psi}{\alpha z^2} + \frac{1}{r^2} \frac{\alpha \psi}{\alpha r} - \frac{2\psi}{r^3} - \frac{1}{r^2} \frac{\alpha \psi}{\alpha r} + \frac{1}{r} \frac{\alpha^2 \psi}{\alpha r^2} - \frac{1}{r^2} \frac{\alpha^2 \psi}{\alpha r} + \frac{2\psi}{r^3} \\
 &= \frac{1}{r} \frac{\alpha^2 \psi}{\alpha z^2} + \frac{1}{r} \frac{\alpha^2 \psi}{\alpha r^2} - \frac{1}{r^2} \frac{\alpha \psi}{\alpha r} \\
 &= \frac{1}{r} \left( \frac{\alpha^2 \psi}{\alpha z^2} - \frac{1}{r} \frac{\alpha \psi}{\alpha r} + \frac{\alpha^2 \psi}{\alpha r^2} \right)
 \end{aligned}$$

## DISCUSSION

In the first chapter of the series of mathematical modeling of the cardiovascular system, we have developed a distributed parameter model of human arterial system. This paper treated with the mathematical expansion for the pure blood flow velocities which does not include the arterial wall properties. To obtain the velocities (which are the solutions of the Navier-Stokes equations), we made some assumptions about the blood and artery. We discuss firstly the significance of modeling and the Navier-Stokes equation, then expand the discussion mainly about the blood properties.

### 1. The modeling of the biological system.

There are several candidates of the models which can express the cardiovascular system. To describe the effects of the cardiovascular elements on the blood flow two typical models exist.

First is the lumped circuit model in which many biophysical properties of the arterial wall and blood are gathered together.

The classical but representative model is the windkessel type model as Frank had suggested. Such model is composed of the resistance and compliance only. So each character of the element which compose the arterial blood flow and the effects on the flow wave were made obscure. Furthermore it can be seen which component (for example whether arterial wall thickness or the blood density) mainly contribute to the change of the total arterial resistance or the arterial compliance. Of course such lumped circuit model cannot represent the transmission phenomenon even much elements are incorporated, since this type of model never contains the variable  $x$ . However to look the dynamical system macroscopically and analyze overall behaviour of the large system, the

lumped circuit model is suitable.

On the other hand the distributed parameter model is arranged utilizing R,L,C,G in the axial direction and radial direction (the ladder circuit) depending on the distance from the entry zone. So a simple increment of the number of the elements brings us to more precise representation of the transmission phenomenon of flow wave. But when one should look the cardiovascular system exclusively and to analyze the effects of the change of some compartment of the artery (such as aortic arch or small arterioles), one would confuse to treat such distributed model since the parameters all change continuously in the special domain and these sequential parameter change may obscure the segmental change which one concerns.

In any way the selection of the model is depend on the purpose or phenomenon that one wish to analyze and to disclose. In the first series of the papers we analyze the pulse wave transmission phenomenon. So we adopted the distributed parameter model.

The candidates of the arterial that satisfy these mentioned assumptions are rather many in human arterial system. We apply this model for the middle sized arterial system such as femoral artery or brachial artery.

## II. The solution of the Navier-Stokes equation.

We have deduced the blood flow velocities in the longitudinal and radial directions from linearized Navier-Stokes equations. As a conventional way, we utilized the Stokes stream function and induced the differential equation about the input pressure P. The pressure was shown to be a Bessel type function.

There is at least two process to obtain the blood flow velocity from the N-S equations utilizing the Bessel type function of blood pressure P. First is to solve the linearized N-S equation as a Bessel type 0th order or 1st order differential equation. The second is from differentiating the Stokes stream function. In either solution process, the Bessel function and its differential are included. By setting adequate coefficients, these solutions proved to coincide each other and also satisfy the conservative law.

The linearized solutions include those parameters as  $y=r/R$ ,  $\rho$  (the blood density), C (the pulse wave velocity),  $\alpha$  ( the Womersley coefficient :  $r * \sqrt{n * \rho / \mu}$  , n : the angular velocity). The Womersleys coefficient is the ratio of radius of tube and thickness of the vibratory boundary layer and this ratio directly relates to the velocity profiles of the flow in an artery especially for the pulsatile flow.

Therefore the blood velocity are the function of both the blood and arterial wall properties. This interrelationships intimately correlate with the specificity of the distributed parameter model and

transmission line theory.

### III. The significance of the Navier-stokes equation

When the fluid moves, it travels continuously in time and space domain. Therefore it is the velocity in the time and space domain and not position that should satisfy the N-S equation. In general the N-S equation can be expressed as following form,

$$DV/Dt = F - \text{grad } P + f.$$

$D/Dt$  is the Lagrange's differential operator and indicates the change of the velocity of each particle in the fluid. This also corresponds to the inertial force that act on the unit mass of the fluid.  $F$  is the external force.  $\text{Grad } P$  is the pressure gradient.  $f$  is the viscous stress inherent of the viscous fluid. The N-S equation represent the balancing state of the forces acting on the viscous fluid. As in the analysis of the electromagnetic field, the interruption of these equation is different when the fluid dynamical phenomenon is looked in a macroscopic view or microscopic view. Applying the conservative law of the momentum to a given time and space domain in the arbitrary point of the fluid and squeezing these region infinitely small, then one can obtain the limiting equation. That is the Navier-Stokes equation. Therefore it is suitable to express minutely the local flow state qualitatively. On the other hand to apply the conservative law to a finite time and space domain, the N-S equation should be integrated. This is the integral equation of the momentum and applied to the analysis of the macroscopic flow state. In such a stand point N-S equation also can represent the turbulent flow and movement of the compressible fluid. The N-S equation is different in form of the solution depending on the character and quality of the flow which the N-S equation express. In the case of the Reynolds number smaller than 1, the dominant term is the dissipative term and the solutions are always stable. However when  $Re$  increase, the convective acceleration term increase and the differentiation of the flow should occurs. Such that the main flow part is the one viscous flow and in the boundary layer, the shearing flow exist. Until the  $Re$  exceed 1000, the flow is mainly laminar but for the larger  $Re$ , there develops the turbulent flow and the analysis is extremely difficult. About for the practical solution of the N-S equation, many approaches have been presented such as

1. Conversion into the difference equations
2. The utilization of the functional derivation of the Navier-Stokes equation and apply the variational principle.
3. The linearization of the Navier-Stokes equation.

In our studies based on the linearization of the whole system we adopted the 3rd analyzing method. The reasons for the validity of utilization of the linearity are discussed in the 5th paper

of our studies.

#### IV. The non Newtonian property of the blood.

The fluid which obeys the law of the Newton is called the Newtonian fluid. In the newtonian fluid the flow velocity gradient  $D$  parallels with the shearing stress ( $S$ ). Then the relation  $D = 1/\eta * S$  holds. The proportion coefficient  $\eta$  is the viscos coefficient. Such law stands only for the simple liquid and gas. For the deformative substance, another expression of the formula is  $\gamma = S/n$ , where  $\gamma$  is the shear rate. As a result the shear rate parallels with the shear stress. However in the fluid such as colloid solution, a simple parallel relation does not hold between the shear rate and the shear stress. In the non Newtonian fluid, the viscosity of the fluid is defined as  $\eta_a = S/\gamma$  which is the apparent viscosity. In the blood the apparent viscosity decrease with increase of  $\gamma$  and this phenomenon is called the shear thinning.

The apparent viscosity depend on the following factors.

- a. The temperature of the liquid.
  - b. The length of the tube.
  - c. The diameter of the tube.
  - d. The concentration of the RBC and Haematocrit.
  - e. The velocity of the blood flow (the shear rate)
- a) The apparent viscosity falls with the increase of the temperature. But except for the extremely low shear rate (below 1/sec), the viscosity is almost constant as 10-40c
- b) The viscosity changes depending on the length of the tube which character is called the thixotropic effect. This effect can be neglected since the length of our model will be assumed to 60 cm and the radius of the artery 0.35cm at most. So the length of the artery is 100 times larger than its diameter.
- c) When the diameter of the tube decreased below hundred  $\mu$  m, the apparent viscosity decreased with the decrease of the tube diameter. This phenomenon is called the Fahraeus-Lindqvist effect. This phenomenon is explained by the local change of the Haematocrit (the axial accumulation) and is negligible for the range of radius as femoral artery.
- d) The apparent viscosity increase parallelly with Hct increase, yet the viscosity strongly depends on the diameter of the viscometer. According to Whittaker and Winton (1933) such results are also obtained in Vivo (the perfused canine hind limb). Their data were clearly coincided with data obtained by the viscometer when the results are corrected by the inertial losses [7].
- e) The relation between the shear stress applied on the blood and resulting shear rate is expressed in the Casson's equation



## A MATHEMATICAL THEORY FOR BLOOD FLOW DYNAMICS IN THE ARTERIAL SYSTEM.

$$s = k * \gamma + C \quad s : \text{shear stress,} \quad \gamma : \text{shear rate.}$$

C is the shearing stress necessary for beginning the fluid movement and is called the yield stress. As a matter of course the viscosity coefficient also depends on the Hct and decreases with the increase of the shear rate. However this tendency is explicit only for the shear rate smaller than 10/sec. and is constant for the range greater than 100/sec. at any Hct value [8]. However these results are obtained under the condition of steady flow and in small diameter glass tube. Nevertheless in human arterial system, the shear rate for the ascending aorta is 190/sec at wall (mean 130/sec) and for the large artery such as the femoral artery, the shear rate is 700/sec at wall (mean 470/sec) [9]. Therefore theoretically the viscos coefficient should be independent of the shear rate. If this holds true, then the relation between the pressure difference P and the flow rate should parallel under the condition of the steady flow. However in general these relation is all nonlinear. Bayliss [10] firstly measured this relation at Hct = 49% for the steady flow using the tube with the radius 408  $\mu$  m, length 155cm. The resulting pressure flow relation was nonlinear. So the Poisseulie's law does not hold.

The conditions that hold for the Poisseuile law originate mainly in the Newtonian properties of the blood. These are followings.

1. The tangential stress between the shearing cylindrical laminar of the fluid parallel with the velocity gradient across the laminae. This indicate the consistency of the proportionality of the viscous coefficient and is independent of the velocity gradient (the shear rate).

2. The flow is laminar which means the viscous forces responsible for energy dissipation are parallel to the axis of the tube.

3. The velocity profile should be parabolic.

4. The fluid is homogeneous.

These conditions are demanded however only in the steady flow. In the non Newtonian fluid such as the blood, some different experimental results were reported. Rivlin (1948) already had shown the existence of the normal components of the stress tensor in the non Newtonian fluid.

Haynes and Burton (1955) [11] showed the existence of the dissipative normal forces to the axis of the tube and concluded the blood flow was not laminar. They also calculated the viscous coefficient along the radial direction. It increased from 4P at the wall to 6P at the axis by the axial accumulation. After these study they analyzed the effects of the non-Newtonian properties of the blood on the pressure-flow relation in the glass tube of the radius from 50 to 800  $\mu$  m. The experimentally obtained curves had become linear as the flow rate increased. Based on these data, curves of shear rate as the wall  $4Q/R3$  versus shearing stress at the wall  $PR/2$  were constructed

under the steady flow. These curves were all linear at shear rate  $PR/2$  greater than 20 dyn/cm. In the human artery, the stress at the wall is 60 dyn/cm for large artery ( $R = 0.5\text{cm}$ ) and 93 dyn/cm for the terminal artery. So theoretically in the femoral artery, obviously  $PR/2 > 20$  dyn/cm. Then the relation should be linear and the non-Newtonian properties should not be reflected. Since these results were obtained under the condition of the steady flow in the small diameter, and in the rigid circular tube and above mentioned data were obtained all in Vitro and some differences may exist between the results obtained in Vivo.

Benis [7] and his colleagues assessed the effects of these non-Newtonian properties of the blood on the non-linear relation of the pressure-flow. These experiments were performed in the perfused isolated hind paw of the dog. They used the specific parameter  $R_v/R_{v0}$  ( $R_v$ : the viscous vascular resistance,  $R_{v0}$ : viscous flow resistance for cell free perfusate). This variable was not affected by the vascular geometric parameter and has been corrected for the inertial losses. So it reflected only the rheological behaviour of the perfusate. The change of the  $R_v/R_{v0}$  could be regarded to originate in the non-Newtonian viscosity of the RBC suspension. The  $R_v/R_{v0}$  increased with the increase of Hct and with decrease of the normalized flow rate. At Hct of 20.5%, the increase of the relative normalized flow rate of about 240% reduced the  $R_v/R_{v0}$  only for 8%. For the case of Hct = 50.6%, the increase of relative normalized flow rate of 260% reduced the  $R_v/R_{v0}$  only for 11%. Consequently the significant change of the true viscosity occurred only in the case of extremely large change of the flow rate. These observations were done under the perfused steady flow state and is not directly comparable with the pulsatile flow. Nevertheless even under the pulsatile flow such large flow rate change would not occur. So the viscosity should not change and can be regarded as independent of the flow rate.

#### V. The turbulence

For the steady state flow in the straight circular cylindrical tube, it has been known that the laminar flow transitions to the turbulent flow if the conditions that satisfy the critical Reynolds number have been reached. The critical Reynolds number is defined as

$Re = U * D * \rho / \mu$  ( $U$ : the blood flow velocity,  $D$ : the diameter of the tube,  $\rho$ : the blood density,  $\mu$ : the blood viscosity)

According to the physical experiment the critical Reynolds number  $Re$  is calculated to be 2000 when the steady flow passes through the circular rigid tube. Calculating the  $Re$  for the case of human femoral artery, assuming  $V_z = 100\text{cm/sec}$ ,  $D = 0.5\text{cm}$ ,  $\rho = 1.05$ ,  $\mu = 0.03$ , then  $Re = 1758$  which is underestimated. On the other hand by Whitmore (1968) [9], it was revealed that for the human ascending aorta, the Reynolds number ranged as  $3600 < Re < 5800$ , for the descending aor-

ta it ranged as  $1200 < Re < 1500$ , for the large artery such as the diameter  $0.2 < D_{cm} < 0.6$ ,  $Re = 850$ . However these calculations were done on the assumption of the steady flow in the rigid circular tube. Practically the blood flow in the main arteries are pulsatile nature and the tube has inevitable visco-elastic properties. Consequently these simple mathematical theory can't be applicable. Some physical engineering experiments have been reported especially with respect to the pulsatile flow of the arterial system.

Sarpkaya (1967) [12] studied the conditions of the critical Reynolds number under the condition of the pulsating flow in the rigid tube. The  $Re$  was a function not only of the frequency parameter  $\alpha$  (the Womersley's parameter) but also of the flow amplitude ratio  $\lambda$  (the ratio of the periodic mean velocity versus total mean velocity). According to his data the critical  $Re$  was not a simple increasing function. It increased with  $\lambda$  (the pulsatile flow velocity component) and had reached maximum value, then decreased exponentially. For example in the case of  $\alpha = 4.0$ ,  $Re$  increased with  $\lambda$  and had attained  $max = 5150$  for  $\lambda = 0.625$ , then it decreased to  $Re = 400$  for  $\lambda = 1.0$ . For the case of  $\alpha = 7.2$ ,  $Re$  attained  $max = 2950$  at  $\lambda = 0.28$ , then decreased to 0 at  $\lambda = 0.65$ . The  $Re$  increased with  $\lambda$  and decreased with  $\alpha$ . He concluded that for the same mean pressure gradient, the  $Re$  for the pulsatile flow is higher than steady flow. In addition the  $Re$  for the nonharmonic oscillation were lower than those of the harmonic pulsating flow. Nevertheless his data referred only to the ratio of  $\lambda$  until 0.95. These flow were mainly steady flow and the proportion of the pulsatile components in his experiment was extremely small comparing with the actual flow. For example for the human aorta the flow ratio is 2 to 5 and for the femoral artery the ratio is 7 to 8. As the  $Re$  had decreased exponentially after attaining the max value, the large  $\lambda$  would cause the  $Re$  decreased markedly for the large value of the frequency parameter  $\alpha$ . So their results are not easily applicable for our studies.

Hino (1978) [13] analyzed the behaviour of the critical  $Re$  under the condition of the purely oscillatory pipe flow. So the flow ratio  $\lambda$  was infinite. They used the following parameters  $Re$ ,  $Rd$  ( $= U * d/v$ ,  $d = 2v/w$ ,  $v$ : the kinematic viscosity,  $w$ : the angular velocity) which is the Reynolds number defined in terms of  $U$  (flow velocity) and stokes layer thickness  $d$ . The relation of  $Re$  and  $Rd$  was  $Re = 2 * \lambda * Rd$ . The  $\lambda$  was the stokes parameter which relates the frequency parameter of Womersley as  $Re = 2 * \lambda * Rd$ . Their data did not include the steady flow components. The types of the observed oscillatory flow could be classified into 4 types in terms of the  $Re$  and the stokes parameters. Each flow pattern depended on these parameters differentially. They were

1. The laminar flow

2. The distorted flow

3. The weakly turbulent flow

4. The conditional turbulence in which the turbulence appears only in the decelerating phase of the flow although in the acceleration phase the flow transient to the laminar like flow. For the laminar or distorted laminar flow the critical  $Re$  increased with the decrease of  $\lambda (= 1/2 * \alpha)$ . For example when  $\lambda = 4.5$ , then  $Re = 670$  and  $\lambda = 3.1$ , then  $Re = 1330$ . This pattern coincided with the data of Sarpkaya. However these data were scattered and dissipated much and the interpretation was tentative. For the type 4 flow, the  $Re$  increased with  $\lambda$ , for  $\lambda = 1.45 (* 2 = \alpha)$  then  $Re = 2900$  and for  $\lambda = 3.85$ , then  $Re = 4200$ . In addition Hino's data was obtained under the condition of lucite circular pipes having the inner diameter of 14.5 to 29.7mm and the length of 400cm. These values were far from the physiological data of femoral artery.

Yellin (1967) [14] examined the laminar-turbulent transition process. They analyzed the factors that influence the transition from the laminar flow to turbulence under the condition of pulsatile flow. The growth rate of the turbulence decreased in the flow with low frequency and with large flow amplitude ratio which was the ratio between the steady component of the volume flow vs the amplitude of the periodic component of volume flow. He analyzed the effects of these parameters independently. Increasing the flow amplitude ratio from 0.1 to 0.3 as  $\alpha = 7$  (the frequency parameter of Womersley) had decreased the growth factor. decreasing the frequency parameter depressed the growth factor almost to 0 for the flow amplitude ratio of 0.33 (in this case the pulsatile component was rather small) at  $\alpha < 7$  ( $Re = 2650$ ). This phenomenon was explicit in the lower Reynolds number. However for the frequency range of  $0 < \alpha < 2.5$ , the growth factor decreased with an increase of  $\alpha$ . According to their data for the frequency range of  $3 < \alpha < 8$ , the remarkable decrease of the growth factor of the turbulence appeared. This tendency was reinforced much by only slight increase of the flow amplitude ratio which indicated the increase of the pulsatile component. In his studies he used the sinusoidal flow which differs from the practical arterial flow. So the results were not completely comparable with the actual blood flow. However the fact the increase of the pulsatile component would decrease the turbulence gives much confidence of our study, for in the systolic phase of femoral artery, large acceleration induces a much greater flow and the flow amplitude ratio will be augmented to 6.5 to 8 times where even in his result shows much depression of the turbulence for the ratio of 0.1 to 0.3

About for the animal experiments firstly carried by Hele (1955) [15]. He had visualized the pulsatile nature of the blood using canine arterial system. He injected the dye in the canine femoral

artery in Vivo and analyzed the stream line by high speed cinematography. As a result under the condition of the pulsatile flow, only laminar flow existed and the turbulence could not be observed. On the other hand in the Rabbit abdominal aorta McDonald (1952) [16], discovered the existence of the turbulence. The difference between the results of Hale and McDonald would originate in the heart rate. The rabbit's HR was twice larger than that of the dog. This factor is comparable of the Sarpkaya's data. Dick [17] analyzed the relationship between the turbulence and the power spectrum density of the nonlinear components that were included in the pressure flow relation in the canine aorta. By injecting the Norepinephrine, the nonlinear components of the power spectrum density were markedly decreased and the blood pressure-flow relation approached to the linear one. Nevertheless the turbulence did not change. Based on these physical experiments, he inferred the independency of turbulence and the nonlinear blood pressure-flow relation.

Associating these theoretical and experiments results, the turbulence can be inferred to be small in pulsatile flow in the viscoelastic middle sized artery such as in the femoral artery.

Further more even if one assumes the existence of the turbulence, the effects of the turbulence on the linear or the nonlinear blood pressure-flow relation would be small in comparison with the other factors. Recently the analysis of the turbulence itself have been developed extensively and elaborously. But the mathematical and physical treatment is extremely difficult. One cannot express the component of the turbulence and laminar flow in an identical equation.

#### **VI. The internal radius.**

In this paper the radius of the artery was assumed to be independent of the change of the pressure and the distance from the entry zone. However the radius is never constant during the cardiac cycle and along the given compartment of the arterial segment. The radius changes in time and space domain. These cubic deformation are transmitted along the arterial segments. Since the components of the arterial wall changes depending on the distance from the entry zone, there should be development of the shearing or bending stress in the arterial wall. Then these forces will make the deformation complex. As a matter of course such complicated wall deformation cause the change of the radius intricately. Consequently the radius of the artery is in itself the function of the pressure, distance and the stress. So one cannot treat the radius as a simple independent variable.

The relation between the radius and the pulsatile pressure had been already reported. Barnett (1961) [18] firstly measured the  $\Delta R/R_s$  ( $R = R_d$  (the diastolic radius)-  $R_s$  (the systolic radius)) of the descending aorta in the living dog. He reported that at the BP 60mmHg < BPmmHg < 140mmHg, it ranged as 2.5% <  $\Delta R/r_s$  < 7%. Furthermore the per unit pressure change (dynamical

extensibility index)  $\Delta R / \Delta P$  was 0.022 to 0.048 cm/mmHg. In addition there existed close relation between the radius and pressure. The relative coefficient was  $\gamma = 0.9$ . Patel (1963,64) [19,20] analyzed further minutely for the human and canine arterial system in Vivo. For human ascending aorta, pulmonary artery, carotid artery and the femoral artery, the  $\Delta R/R_s$  were 0.091, 0.107, 0.011, 0.013 respectively. The  $\Delta R / \Delta P * 10 \text{ cmH}_2\text{O}$  were 1.8, 8.77, 0.071, 0.07 respectively. For canine ascending aorta, descending aorta, abdominal aorta and the brachial artery, the  $\Delta R/R_s$  were 0.0458, 0.035, 0.0075, 0.0198 respectively. The  $\Delta R / \Delta P * 10 \text{ cmH}_2\text{O}$  were 1.472, 0.943, 0.126-0.211, 0.209 respectively. The higher values of the  $\Delta R/R_s$  in the pulmonary artery were due to the proximity to the heart and the effect of the respiration.

Arndt (1968) [21] also measured the change of the radius in the human carotid artery in Vivo. The results were  $\Delta R/R_s = 0.0143$ ,  $\Delta R / \Delta P * 10 \text{ cmH}_2\text{O} = 0.855$ . The internal radius increased linearly with the blood pressure within the BP range of 60mmHg < BPmmHg < 130mmHg.

Cox, R.H (1975) [22] emphasized the dependency of the change of the radius on the pressure in the living dog. For descending aorta with 90mmHg < BPmmHg < 110mmHg,  $\Delta R/R_s = 0.083$ ,  $\Delta R / \Delta P = 0.63 \text{ cm/mmHg}$ . For the abdominal aorta with 145mmHg < BPmmHg < 190mmHg,  $\Delta R/R_s = 0.022$ ,  $\Delta R / \Delta P = 0.456 \text{ cm/mmHg}$ . For the subclavicular artery with 75mmHg < BPmmHg < 90mmHg,  $\Delta R/R_s = 0.024$ . For the carotid artery with 130mmHg < BPmmHg < 170mmHg,  $\Delta R/R_s = 0.021$ . For femoral artery with 120mmHg < BPmmHg < 180mmHg,  $\Delta R/R_s = 0.023$ ,  $\Delta R / \Delta P = 0.196 \text{ cm/mmHg}$ .

Associating these results, the change of the radius due to the pulse pressure in the femoral artery is 2% to 3% at best which depend of course on the range of the change of the pressure. On the other hand data obtained in Vitro state are conflicted and many different results have been reported.

Tickner (1967) [23] presented that the results of the canine branchial artery under the strong longitudinal tethering with BP 75mmHg < BPmmHg < 300mmHg. The internal radius and the outer radius maintained almost constant value independent of the internal pressure change.

Cox (1975,76) [24,25] analyzed the canine iliac, carotid artery in Vitro. Untill BP 120mmHg, the internal radius showed nonlinear increase with pressure. Beyond this pressure, the radius did not change and kept a constant value even marked change occurs in the BP. Adding the Norepinephrine in this specimen and he activated the smooth muscle, then the behaviour of the radius changed from the previous result. Below BP = 83mmHg, the radius have constant value and was independent of pressure. With the range of 83mmHg < BPmmHg < 166mmHg, the radius changed parallelly with the pressure. Over this pressure, the radius also maintained the constant value.

These response pattern was sigmoid.

Attinger (1966) [26] examined the change of radius by driving the wide range of pressure for canine arterial system in Vitro. He used the initial distending pressure about  $2\text{cmH}_2\text{O} = 1.474\text{mmHg}$ . For the pressure range of  $59\text{mmHg} < \text{BPmmHg} < 147.4\text{mmHg}$ , in the descending aorta the relative change of the radius was  $1.45 < \Delta r/r_0 < 2.02$  and in the carotid artery the ratio was  $1.83 < \Delta r/r_0 < 2.17$ . He emphasized the marked nonlinearity of the radius and expressed the minimum change of the pressure induces a remarkable change in radius.

Associating these data, one cannot identify these results since different material, different measurement instrument and experimental conditions. However the difference between the data in Vivo and in Vitro seems to originate from the longitudinal tethering effect of the arterial wall in Vivo. Releasing these constraints would cause the specimen in free movable states. Consequently a minute change of the pressure makes the radius change surplyzingly. About for the impressive reports of Attinger, the distending pressure was markedly small. Naturally the % change of the radius increased much.

The mathematical model which include the change of radius had been reported only few cases. Womersley (1958) calculated the effects of change in the radius from  $R$  to  $R + \xi$  (systolic to diastolic) on the mean blood flow velocity in the longitudinal direction  $w$ . He expanded the change of radius  $\xi$  with the help of the Fourier analysis and incorporated the Navier-Stokes equations. A much complex computations reduced that the effects due to the radius change contribute only 3.5% increment of the mean blood flow velocity. In addition this calculation had been done for the case of  $C_0$  (the pulse wave velocity) was  $500\text{cm/sec}$  and there was no longitudinal tethering (the free ending movement of the arterial wall). Therefore the value of the 3.5% should be regarded as an over estimated one. Based on another mathematical expansion he induced relation of the change of the radius and the blood flow velocity as  $2\xi/R = w/C$  from the continuity equation. If one put  $w = 70\text{cm/sec}$  and  $C = 120\text{cm/sec}$ , then we get  $\xi/R = 0.029$ . That is almost identical value with the result of the animal experiment in Vivo. Therefore both in the mathematical model and the experimental data, the pulsatile change of the radius does not affect the blood flow velocity.

As for the dependency of the radius on the distance from the entry zone a quantitative analysis had not done until only recently. Melbin (1981) [27] firstly simulated the radius of the femoral artery by nonlinear model. For the compartment of distance  $10\text{cm}$ , the internal radius could be expressed as  $r(x) = 0.23 * \text{cm} * \exp(-0.02 x)$ . Thererfore the exponential approximation could be applicable. On the other hand in their linearlyzed model  $r$  equals  $0.22\text{cm}$ . Even thought the given distance was short, the tapering constant  $-0.02$  makes the these difference negligible.

Attinger (1967) [28] also approximated the biophysical structural properties of the canine arterial system by the exponential functions. For the femoral artery the resistance was  $R(x) = 174 * \exp(0.098x)$  dyn/cmsec, the leactance was  $L(x) = 35.5 \exp(0.052x)$  dyn/cmsec, the compliance was  $C(x) = 0.78 \exp(-0.076x)$  dyn/cmsec. These approximation were remarkably high quality. However these complicated exponential and non linear approach gives no advantage for constructing simple comprehensive mathematical model. Nevertheless the exponential distributed model affords us much informations for the case of the modeling of the aortic arch. In such a situation simple linear equations does not hold. A further complicated Ricatti type nonlinear differential equation must be used. We show this type of model in the following papers.

### **VII. The separation of the flow**

The separation of the flow occurs in the region such as the post stenotic dilatation where the abrupt change of the pressure gradient exist. In the tube having a nonstenotic constant radius, the pressure gradient  $dP/dx$  is negative. However in the down stream of the post stenotic region, the stream line diverge. In such a situation the pressure gradient  $dP/dx$  become positive. Then the state is called in the adverse pressure gradient. Therefore the velocity of the particle in the fluid decrease especially at the neighbour of the arterial wall where the viscous retardation force decelerate the fluid movement and make the direction inversed. This inversed flow conflict with the following forward stream. Then the separation of the flow occurs. Increasing the Reynolds number causes the enlargement of the area of the separation where the vortex or even turbulence develops. However in the actual normal artery which have only slight tapering, The stenosis is negligible. In addition the critical Reynolds number in the pulsatile flow is extremely larger than that of the steady flow. Therefore the separation of the flow can be neglected.

### **VIII. The secondry flow**

In many shapes of the cross section except circule or in the bending tube, the flow never attains axisymmetric flow and bears cubic deformative changes. In such a case the inertia acts as a centrifugal force from the central part of the flow in the tube to the lateral part of the tube centrifugally. As the velocity profile of the artery for the radial direction is conical, the velocity should attain the maximum value at the axis of the flow and minimum at the wall. Therefore larger centrifugal force exist near the axis rather than in the neighbour of the wall. The pressure gradient operate so that balance out such unevenly distributed centrifugal forcès. Near the arterial wall where the flow velocity is small, the pressure gradient is larger than the centrifugal force. Consequently there develops another flow which direct toward the central axis of the tube. This is the secondary flow. Even in the straight tube, if the shape of the cross section is not circule, an ene-



vitable secondary flow happens. In the human arterial system, strictly speaking the cross section is never circle and certain secondary flow may exists. However in some compartment such as femoral artery, the change of the cross section area is small and the flow in such a space can be regarded to have only axial component. In our model therefore the secondary flow was neglected.

#### **IX. The effect of the entry zone**

The flow velocity profile differences exist between the entry zone (inlet zone) and the more down stream region. Especially for the viscous fluid, as the flow moves toward the down stream the thickness of the boundary layer increase. Then the effect of the fluid viscosity developes for the whole plane of the tube. The compartment to which the effect of the fluid viscosity reach for the whole cross section is called the entry zone. After this compartment the velocity profile become stable. In the case of the laminar flow, the inlet length of the entry zone is approximated as  $0.065 * (Re) * S$ . For example in the femoral artery of the steady flow, assuming that  $Re = 500$ ,  $D = 0.5\text{cm}$ , then the length is 48.75cm. So the effect of the entry zone covers almost whole length of the arterial segment. Such a calculation holds only for the steady laminar flow in the rigid tube. The equation would be far more complex for the case of pulsatile flow in the viscoelastic tube where the flow pattern is not laminar. Therefore we do not consider the effect of the entry zone.

#### **X. The geometric character of the arterial system**

The geometric branching of the arterial system are known to obey the experience law of Roux.

- 1) The symmetric branching
- 2) The branching angle of the small artery is larger than that of the large artery.
- 3) The total cross sectional area of the after branching artery are larger than that of the stem artery.
- 4) In the symmetric branching, the diameter of the branched artery is smaller in 20-30% than the diameter of the stem artery.

In the actual arterial system, there have many branching points. So the pulse wave bears reflection from many points along the artery. To include such terms makes the model complex and the mathematical treatment is inoperable. We only adopped the case of straight axisymmetric circular tube and the reflection point are confined to the terminal point only. The reflection of the pulse wave is refered in the following paper.

#### **XI. The non linear term of the Navier-Stokes equation**

The convective acceleration terms are inherent physical quantity which operate in the moving fluid. This acceleration do exists even the flow is stational. Since the term  $Dv/Dt$  express the change of the velocity in the time domain at the local flow field. The existence of this term indicate

the unsteady flow. On the other hand the nonlinear term in the Lagrange's differentiation ( the material derivation) signifies the convective change of the flow. This is the intrinsic acceleration which develops when the fluid transfer in the space domain where the physical quantity such as the flow velocity distribute unevenly. This non linear terms are the essential difference from the dynamic of the rigid material. The nonlinearity of the Navier-Stokes equation originates in this convective acceleration terms. Womersley (1958) examined the effects of these nonlinear terms on the mean longitudinal flow velocity with the help of the first order perturbation correction method. He incorporated only two nonlinear term  $u * \alpha u / \alpha r$  and  $w * \alpha w / \alpha z$ . To clarify the effects of the nonlinear terms he used the Stokes's stream function. The form of the additional term which were induced by the nonlinear terms included the higher order products of the Bessel functions. Therefore the finite integration of these terms became negligible small. The corrected axial flow velocity increased only 5% (7cm/sec). This value is over estimated for he assumed  $Co$  (the pulse wave velocity) = 500cm/sec. Melbin (1981) calculated the contribution of each terms of the Navier-Stokes equation to the blood pressure in the human femoral artery. The terms  $w * \alpha w / \alpha z$ ,  $u * \alpha w / \alpha r$  contributed only 5.6%, 2.4% respectively. The proportion was extremely small in comparison with the main linear term. The convective accelerative terms as has been mentioned express the essential and intrinsic characteristic properties which only the fluid itself have. However in the practical blood flow, contribution of these terms seemed to be small 5% at best. We have neglected these nonlinear terms because of such tentative minor contributions. Nevertheless it is suspicious to remove the nonlinear terms for the sake of the appropriate expression of the blood flow. The interaction between these nonlinear terms or between the linear terms may produce an unexpected unknown effect on the flow. The numerical solution of the Navier-Stokes equation have recently been reported in the field of the engineering by utilizing the computer technique. However these methodlogical problems are out of our duty.

## **XII. The significance of the Stokes stream function**

The stream function  $\psi$  is the covariant function with the velocity potential function  $\phi$ . The stream function maintains a constant value along the line of the stream whose direction coincides with the direction of the tangent at the arbitrary point on the given curves. In another words, the line on which the stream function keeps the constant value represent the line of the strea in the plane. In the incompressible plane fluid without vortex, the rotation of the velocity vector is zero. Then  $\alpha v / \alpha x - \alpha u / \alpha y = 0$ . Utilizing the velocity potential  $u = \alpha \phi / \alpha x$ ,  $v = \alpha \phi / \alpha y$ , the velocity components are expressed by the differentiation of the velocity potential. Further more the fluid is incompressive where there is no divergence, then the  $\text{div}(v) = 0$ . So

## A MATHEMATICAL THEORY FOR BLOOD FLOW DYNAMICS IN THE ARTERIAL SYSTEM.

$$\alpha u / \alpha x + \alpha v / \alpha y = 0.$$

Now setting the covariant function with the velocity potential as

$$\alpha \phi / \alpha x = \alpha \psi / \alpha y, \quad \alpha \phi / \alpha y = -\alpha \psi / \alpha x$$

Then the each velocity components are represented by these stream function as

$$u = \alpha \psi / \alpha y \quad v = -\alpha \phi / \alpha x$$

So to utilize the stream function one should permit the following condition of the flow

1. No vortex (the rotation of the vector is zero)
2. The fluid is incompressible
3. No divergent flow

In our theoretical expansion we have already made such assumptions. Therefore the stream function should be applicable for our study.

In this paper we have obtained the pure blood flow velocities from linearized Navier-Stokes equations. To construct the distributed parameter model, one should incorporate into the transmission line equation into not only the blood properties but also the mechanical properties of the arterial wall. In the following two papers, we shall expand the constructive dynamical analysis of the arterial wall.

### Referances

1. Womersley JR (1958) An elastic theory of pulse transmission. WADC.TR 56-614.
2. Westerhoff N, Bosman F, DeVries CJ, Noordergraaf A (1968) Analog study of the human systemic arterial tree. J.Biomechanics 2:121-143.
3. Womersley JR (1954) Oscillatory motion of a viscous liquid in a thin walled elastic tube. Phil.mag.Ser 46:199-220.
4. Jager GN, Westerhoff N, Noordergraaf A (1965) Oscillatory flow impedance in electrical analog of arterial system. Cir.Res 16:121-140.
5. Westerhoff N, noordergraaf A (1970) Arterial viscoelasticity. A generalized model. J.Biomechanics 3:357-379.
6. Karreman G (1952) Some contributions to the mathematical biology of blood circulation. Reflection of pressure wave in the arterial system. Bull.Math.Biophys 14:327-350.
7. Benis AM, Usami S, Chien MB (1970) Effect of hematocrit and inertial loss on the pressure-flow relations in the isolated hind paw dog. Cir.Res 27:1047-1068.
8. Brooks DE, Goodwin JW, Seaman GVF (1970) Interaction among erythrocytes under shear. J.Apply.Physiol 28:172-177.
9. Whitmore RL (1968) Rheology of the circulation. Pergamon Press, Oxford.
10. Bayliss LE (1965) Handbook of physiology. circulation I.chap 8.
11. Haynes RH, Burton AC (1959) Role of the non-newtonian behaviour of blood in hemodynamics. AMJ.Physiol 197:943-950.

12. Sarpkaya T (1966) Experimental determination of critical Reynolds number for pulsatile poiseuille flow, trans. ASMEJ.Basic.ENG 88:589-598.
13. Hino M, Sawamoto M, Takasu S (1976) Eperiments on transmission to turbulence in an oscillatory pipe flow. J.Fluid.Mech 75:193-207.
14. Yellin EL (1966) Laminar turbulence transition process in pulsatile flow. Cir.Res 19:791-804.
15. Hale JF, McDonald DA, Womersley JR (1955) Velocity profiles of oscillating arterial flow with some calculation of viscous drags and Reynolds number. J.Physiol 128:629-640.
16. McDonald DA (1952) The velocity of blood flow in the rabbit aorta studied with high speed cinematography. J.Physiol 118:328-339.
17. Dick DE, Kendrick JE, Matson GL (1968) Measurement of nonlinearity in the arterial ayatem of the dog by a new method. Cir.Res 22:101-111.
18. Barnett GO, Mallos AJ, Shapiro A (1961) Relationship of aortic pressure and diameter in dog. J.Apply.Physiol 16:545-548.
19. Patel DJ, DeFreitas FM, Fry DL (1963) Relation of radius to pressure along the aorta living dog. J.Apply.Physiol 18:1111-1120.
20. Patel DJ, Austen WG, Greenfield J (1964) Imoedance of certain large veddels inman. ANN.N.Y.Aced.Sci 115:1129-1139.
21. Arndtt JO, Klauske J, Mersh F (1968) The diameter of the intact carotid artery in man and its change with pulse pressure. Pfluger.Arch 301:230-240.
22. Cox RH (1975) Pressure dependance of the machanical property of arterial wall. Am.J.Physiol 229:1371-1375.
23. Tickner EG, Sacks AH (1967) A theory for the static elastic behaviour of blood veseel. Biorheology 4:151-168.
24. Cox RH (1975) Arterial wall mechanics compositionand effects of smooth muscle activation. Am.J.Physiol 229:807-812.
25. Cox RH (1976) Mechanics of canine illiac arterial smooth muscle in vivo. Am.J.Physiol 230:462-470.
26. Attinger EO, Anne A, Sugawara H, Mikami T (1966) Analysis of pulsatile blood flow through a system of branched non uniform tube. Abstract. ANN.Symp.Biomath.Comp.Sci.4th. Houston. Texas.
27. Melbin JK, Riffle RA, Noodergraaf A (1981) Pulse wave transmission. Cir.Res 49:442-452.
28. Attinger EO, Sugawara H, Navarro A, Ricceto A, Martin R (1966) Pressure flow relation in dog arteries. Cir.Res 19:230-246.

# 学術研究発表集録

理 工 編

(平成 2. 4. 1~平成 3. 3.31)

## 建設システム工学科

溝荒吉	口井田	光康	男卓幸 卓幸稔	二軸曲げせん断力と変動軸力を受ける鉄筋コンクリート柱のせん断抵抗性状	日本コンクリート工 学協会コンクリート 工学年次論文報告集	Vol.12, No2, p.345~350, 1990.6
荒荒溝	井川口	康光	卓幸男 卓幸男	鉄筋コンクリート連層耐震壁の曲げ変形状と部材モデルについて	日本コンクリート工 学協会コンクリート 工学年次論文報告集	Vol.12, No.2, p.563~568, 1990.6
Mitsuo Takashi Yasuyuki Minoru	MIZOGUCHI ARAKAWA ARAI YOSHIDA			Shear Resisting Behavior of Short Reinforced Concrete Columns under Biaxial Bending-Shear and Varying Axial Load	Transaction of the Japan Concrete Institute	Vol.12, p.347~354, 1990
吉荒溝	田井口	康光	稔卓幸 卓幸男	二軸曲げせん断力と変動軸力を受けるRC短柱のせん断抵抗性状 (その1: 実験概要と破壊性状)	日本建築学会大会 (中国) 学術講演梗概集	C構造Ⅱ, p.869~870, 1990.10
荒荒溝吉	川井田	康光	卓幸男 卓幸男	二軸曲げせん断力と変動軸力を受けるRC短柱のせん断抵抗性状 (その2: 変形状とせん断耐力)	日本建築学会大会 (中国) 学術講演梗概集	C構造Ⅱ, p.871~872, 1990.10
荒荒溝	井川口	康光	卓幸男 卓幸男	減衰力可変型制振装置の試作	日本建築学会大会 (中国) 学術講演梗概集	B構造Ⅰ, p.949~950, 1990.10
石溝荒	坂井川	隆光 康	幸男卓 卓幸男	せん断破壊型の直交壁を持つ鉄筋コンクリートL型開断面耐震壁の弾塑性性状 (その1: 実験概要と破壊性状)	日本建築学会大会 (中国) 学術講演梗概集	C構造Ⅱ, p.587~588, 1990.12
溝荒石	口井川坂	康光 隆	男卓幸 卓幸男	せん断破壊型の直交壁を持つ鉄筋コンクリートL型開断面耐震壁の弾塑性性状 (その2: 最大耐力と曲率分布)	日本建築学会大会 (中国) 学術講演梗概集	C構造Ⅱ, p.589~590, 1990.12
荒荒溝 奈	井川山良	康光 剛	卓幸男 卓幸男	減衰力可変型制振装置について	日本建築学会北海道 支部研究報告集	No.64, p.191~194, 1991.3
溝荒石 桐山	口井川坂野岡	康光 隆信一	男卓幸 卓幸男	せん断破壊型の直交壁を持つ鉄筋コンクリートL型開断面耐震壁の弾塑性性状 (その2: 曲げ耐力に及ぼす直交壁の影響について)	日本建築学会北海道 支部研究報告集	No.64, p.95~98, 1991.3
岸松三 能	岡上町	徳健 道純	光一 司短大 大雄 (日本大学)	単純支持RC矩形梁の弾性衝撃挙動	機械力学講演文集	Vol.B 1990.7

松岡健一 岸大沼徳博 (電力中央研究所) 能町純雄 (日本大学)	四辺単純支持RC矩形板の重錘落下衝撃実験	機械力学講演論文集	Vol.B 1990.7
能町純雄 (日本大学) 木田哲量 (日本大学) 伊藤千浩 (電力中央研究所) 大沼博志 (電力中央研究所) 松岡健一 岸徳光	剛飛来物衝突による鉄筋コンクリート版の破壊について	機械力学講演論文集	Vol.B 1990.7
N. Kishi Wai-Fah Chen (Purdue Univ)	MOMENT-ROTATION RELATIONS OF SEMIRIGID CONNECTIONS WITH ANGLES	Journal of Structural Engineering, ASCE	Vol.116, No.7, July, 1990
岸後藤徳光 (名古屋工大) 松小岡健正 樹	三要素パワーモデルの形状指数算定式とその評価	土木学会北海道支部 論文報告集	No.47, 1991.2
岸後藤徳光 (名古屋工大) 松能岡町純一 雄 (日本大学)	半剛結接合部の部材断面決定に関する一考察	土木学会北海道支部 論文報告集	No.47, 1991.2
松岡健一 岸三上徳光 (専修道短大) 能町純雄 泉(日本大学)智夫	衝撃力を受ける単純支持RC矩形板の動的挙動	土木学会北海道支部 論文報告集	No.47, 1991.2
岸松三岡健一 田上(三井建設) 佐村(三井建設) 藤匡之	組紐状AFRPロッドを用いたコンクリート床板の力学的性状	土木学会北海道支部 論文報告集	No.47, 1991.2
岸松中徳光 (北海道開発局) 菅西田紀弘 之明	EPSを用いた複層緩衝構造の落錘衝撃実験	土木学会北海道支部 論文報告集	No.47, 1991.2
菅岸田紀之 松岡健一 尾崎	H形鋼を用いた門形ラーメンの弾性衝撃実験	土木学会北海道支部 論文報告集	No.47, 1991.2
松岡健一 岸菅能田町純一 雄 (日本大学)	入射せん断波を受ける埋設管周辺部の応力分布	土木学会北海道支部 論文報告集	No.47, 1991.2

三上敬司 (専修短大) 松岡健徳 能町純雄 (日本大学)	衝撃荷重を受ける四辺単純支持板の支点反力の応答性状	土木学会北海道支部 論文報告集	No.47, 1991.2
小針憲司 (メイセイエ ン ジニアリーグ) 岸岡健徳 米田義弘 (北海道開発局)	大深度連続地中壁構造体の地震時挙動	土質工学会北海道支 部技術報告集	No.31, 1991.2
松岡健一 岸大沼博志 (電力中央 研究所) 能町純雄 (日本大学)	PCスラブを用いた低速度重錘落下衝撃実験	落石等による衝撃問 題に関するシンポジ ウム講演論文集	1991.3
岸松中 (北海道開発局) 後藤雪夫 (計測技販)	衝撃荷重載荷用ロードセルの試作	落石等による衝撃問 題に関するシンポジ ウム講演論文集	1991.3
中野修 (北海道開発局) 今野久志 (北海道開発局) 岸徳光	EPSを用いた落石覆道の緩衝材構造について	落石等による衝撃問 題に関するシンポジ ウム講演論文集	1991.3
菅田紀之 岸岡健一 尾崎一詔	剛性マトリックス法の衝撃応答解析への適用性	構造工学論文集	Vol. 37A, 1991.3
三上浩 (三井建設) 岸岡健一 能町純雄 (日本大学)	組紐状AFRPロッドを用いたコンクリートス ラブの重錘落下衝撃挙動	構造工学論文集	Vol. 37A, 1991.3
N. Kishi Y. Goto (名古屋工大) W. F. Chen (Purdue Univ) K. G. Matsuoka	Design Analysis Program of Flexibly Jointed Frames	Eighth Structures Congress Baltimore, Maryland, ASCE	April 30-May 3, 1990
岸徳光 後藤方顕 (名古屋工大) 松岡健一	接合部剛性評価に関する三要素パワーモデル の構造解析への適用性	土木学会第45回年次 学術講演会講演概要 集第1部	1990.9
小泉正樹 岸後藤方顕 (名古屋工大)	半剛結接合を有する鋼平面骨組の剛性評価に ついて	土木学会第45回年次 学術講演会講演概要 集第1部	1990.9
泉智夫 岸能町純雄 (日本大学)	衝撃力を受ける単純支持矩形梁の支点反力の 動的挙動	土木学会第45回年次 学術講演会講演概要 集第1部	1990.9
三上敬司 (専修短大) 松岡健徳 岸徳光	衝撃荷重を受ける有限円板の応答性状	土木学会第45回年次 学術講演会講演概要 集第1部	1990.9

西松能 弘明 岡健一 町純雄 (日本大学)	重錘落下衝撃を受けるPC床板の実験的研究	土木学会第45回年次 学術講演会講演概要 集第1部	1990.9
松中 岡野健一 (北海道開発局) 能岡純雄 (日本大学)	アーチ形状を有するロックシェットの弾性衝 撃挙動	土木学会第45回年次 学術講演会講演概要 集第1部	1990.9
佐藤匡之 中野徳光 (北海道開発局)	重錘落下衝撃に対する砂およびEPS材の緩 衝効果	土木学会第45回年次 学術講演会講演概要 集第1部	1990.9
小針憲司 (メイセイエン ジニアリング) 岸徳光 松岡健一	白鳥大橋主塔部基礎の架設時における地震時 挙動	土木学会第45回年次 学術講演会講演概要 集第1部	1990.9
杉本博之	トラス構造物の応力近似式に関する一考察	土木学会論文集	第416号/I-13, pp.449-452, 1990
山村和人 (新日本製鐵) 菊地彪 (新日本製鐵)	連続体の形状最適化の実用例	構造工学における数 値解析法シンポジウ ム論文集	第14巻, pp.615-620, 1990
滝正人 (三菱重工業) 長井謙宏 (三菱重工業) 杉本博之	ブレード構造最適化によるロータ加振力の低 減	第28回飛行機シンポ ジウム論文集	1990.10
杉本博之	近似の概念を用いるトラス構造物の離散最適 設計について	第45回土木学会年次 講演会	1990.9
大塚敏正 杉本博之	トラス構造物の形状最適化における応力近似 式について	第45回土木学会年次 講演会	1990.9
亀廻井寿明 杉本博之 山村和人 (新日本製鐵)	対話形式による数理最適設計支援システムの 開発について	第45回土木学会年次 講演会	1990.9
杉本博之	最適設計法の5W1H ～よりよいシステム設計のために～	第3回大学・企業技 術交流会講演集	1990.12
杉本博之 岸又坂一弘	半剛性連結部を有する骨組構造物の最小重量 設計について	土木学会北海道支部 論文集	第47号, pp.59-64, 1991
杉本博之 池野上邦栄 (東京都立大学)	最小重量設計法による鋼構造部材の耐荷力関 連規定の比較	土木学会北海道支部 論文集	第47号, pp.65-70, 1991
大塚敏正 杉本博之	二次近似関数を用いる構造物の最適設計につ いて	土木学会北海道支部 論文集	第47号, pp.83-88, 1991
杉本博之 ルビアン正 大塚敏正	MMAによる構造最適設計に関する基礎的研 究	土木学会北海道支部 論文集	第47号, pp.89-94, 1991
亀廻井寿明 杉本博之 中山弘隆 (甲南大学)	多目的計画法の構造設計への応用に関する基 礎的研究	土木学会北海道支部 論文集	第47号, pp.95-100, 1991



杉大	本塚博之 敏正	2次近似を用いるトラス構造物の形状最適化	構造工学論文集	Vol.37A, pp.531-542, 1991
竹泉高	下清茂 橋弥人生	自動車騒音と鉄道騒音の住民反応に関する社会調査(登別市)	日本建築学会大会学術講演梗概集(環境工学)	415-416, (1990)
山矢泉	下俊雄 (有明高専) 野隆 (熊本大) 清人	道路交通騒音に対する社会反応の地域比較研究 —熊本市と室蘭市の比較—	電子情報通信学会研究報告	EA 90-54, 61-68, (1990)
山矢泉小	下俊雄 (有明高専) 野隆 (熊本大) 清人 林朝人 (八代高専)	熊本市における道路交通騒音に対する社会反応に関する調査研究 (その1:熊本東バイパス沿線について)	熊本大学工学部研究報告	40(1), 13-38, (1991)
平泉幅	井清剛 祐司	多目的ホールの音響物理指標と聴衆反応に関する研究(江差町文化会館)	日本建築学会北海道支部研究報告集	No.64, 241-244, (1991)
高泉	橋弥生 清人	鉄道と自動車の複合騒音の社会反応に関する研究 —騒音の不快感の評価に関する研究(44)—	日本建築学会北海道支部研究報告集	No.64, 249-252, (1991)
泉高矢山	清人生 橋弥雄 幸隆 野隆 (熊本大) 下俊雄 (有明高専)	交通騒音に関する住民反応の地域比較研究 (1) —騒音の不快感の評価に関する研究(44)—	日本建築学会北海道支部研究報告集	No.64, 253-256, (1991)  No.63, 213-216, (1990)
梶斉	谷有三 (苫高専) 藤和夫	道路交通システムの耐震評価法	45回土木学会年講	IV(1990)
梶石堀	藤和夫 井一三 谷有三 (苫高専) 江清一 (長大)	道路安全プログラム作成システムの構成	土木計画学研究	(13)145-152, (1990)
梶斉	谷有三 (苫高専) 藤和夫	道路網感度分析におけるカット行列の作成手法	土木計画学研究	(13)623-630, (1990)
Kazuo SAITO Yuzo MASUYA Kennichi ISHI		Statistical Analyses on the Collisions with Obstacles and Development of Roadside Hazard Model	MEMOIRES of Muroran Institute of Tech.	(40)1-13, (1990)
梶斉	谷有三 (苫高専) 藤和夫	通勤交通におけるアクセシビリティの変化について —札幌市を例として(1972-1983)—	北海道都市	(28)51-58, (1991)
篠原梶	原修司 藤和夫 谷有三 (苫高専)	道路網感度分析におけるカット行列作成手法の適用について	土木学会北海道支部論文報告集	(47)553-558, (1991)
斉堀	藤和夫 江清一 (長大)	道路安全対策プロジェクトの評価システムの構成	土木学会北海道支部論文報告集	(47)581-586, (1991)
前石	田康昌 藤和夫 井一	回掃式による事故多発区間推定方法の検討	土木学会北海道支部論文報告集	(47)587-592, (1991)

榎谷有 三夫 斉藤和 夫 J. A. Black (New South Wales Univ.)	アクセシビリティの変化から見た発生交通量の推移 —札幌市通勤交通を例として—	土木学会北海道支部 論文報告集	(47)627-630, (1991)
斉藤和夫	道路交通安全対策の計画システム開発に関する研究	平成1~2年度文科研 補助金(一般研究C) 研究成果報告書	1990.3
Satoshi TAMATE Hideo KONDO Tomiji WATABE	Wave Profile in the Chamber of Pendulor Power Extractor	Proc. of 4th Pacific Congress on Marine Science & Technology, PACON	I, 468-472 (1990)
近藤三 望 藤月 清 三田中 良 弘	噴火湾の沿岸海洋環境と空間開発に関する基礎的研究	室蘭工大CRDセン ター研究報告	90-1, 1-75 (1990)
近藤三 望 藤月 清 三田中 良 弘 (大成建設)	フローティング・ステーション「ジョナサン」 の係留特性	第45回土木学会年次 学術講演会	1990.9.30
吉田敦 近藤藤 米津仁 司	歪模型による潮流実験の再現性	第45回土木学会年次 学術講演会	1990.9.30
近藤三 望 藤月 清 三田中 良 弘	寒冷地沿岸域における海洋エネルギー利用	日本沿岸域会議第3 回シンポジウム	1990.11.6
近藤三 望 藤月 清 三田中 良 弘	海面上昇に伴う感潮狭口の流積変化予測	海岸工学論文集、土 木学会	37, 868-872 (1990)
近藤三 望 藤月 清 三田中 良 弘	噴火湾におけるフローティング・ステーショ ン構想	日本気象学会北海道 支部講演会	1990.11.16
近藤三 望 藤月 清 三田中 良 弘	噴火湾の海洋開発構想	第30回日本機械学会 北海道支部講習会	1990.11.16
近藤三 望 藤月 清 三田中 良 弘	噴火湾圏の未来像	北海道開発に関する シンポジウム、北海 道開発庁	1990.11.20
山崎佳 範 尚 (新日鉄) 近藤三 望 藤月 清 三田中 良 弘	全天候バースによる波浪変形(1) —水理模型実験と実測との比較—	土木学会北海道支部 論文報告集	47, 247-250 (1991)
吉田敦 近藤藤 米津仁 司	不規則造波装置による斜面上の波浪変形実験	土木学会北海道支部 論文報告集	47, 257-262 (1991)
浦島三 郎 (苫小牧高専) 近藤三 望 藤月 清 三田中 良 弘	複数列多柱杭構造物の消波効課	土木学会北海道支部 論文報告集	47, 263-266 (1991)
Hideo KONDO	Flow Area Prediction of Tidal Inlets After Sea Level Rise	Proc. of 22nd International Conf. on Coastal Engineering, ASCE	III, 3063-3072 (1991)
清水幸 丸 (三重大学) 近藤三 望 藤月 清 三田中 良 弘 他12名	自然エネルギー利用学	パワー社	1990

## 機械システム工学科

- |   |   |   |  |
|---|---|---|--|
| H. Saito<br>K. Kishinami<br>I. Tokura<br>R. Iwamoto   | Transport Phenomena in Thermal Control<br>(Temperature Distribution and Heat<br>Transfer from Distributed Heat Sources<br>Molded in a Vertical Plate Set in Still<br>Air)                                   | Edited by G.-J.<br>Hwang, Hemisphere<br>Publishing<br>Corporation   | 1990,<br>(p.163-175)                     |
| 斉 藤 図<br>他  | 熱物性ハンドブック (C14.5 霜層の熱物性)  | 日本熱物性学会編<br>(株)養賢堂  | 1990.5. p.485                            |
| 斉 藤 図<br>他  | 冷凍空調工学  | 関信弘編<br>森北出版(株)   | 1990.11                                  |
| 斉 藤 図<br>岸 浪 紘 機<br>田 尻 茂 雄<br>(田尻機械)<br>泉 桂<br>(石川島建機)<br>北 田 匡 智<br>(北海道松下)                           | 水冷却用円管熱交換器への氷生成   | 第4回寒地環境合同<br>シンポジウム講演論<br>文集  | 1990.3<br>(p.63-70)                      |
| Hakaru Saito<br>Koki Kishinami<br>Ikuo Tokura<br>Mitsunori<br>Shinohara                                 | A Study on Natural Convective Heat<br>Transfer from a Vertical Plate Followed<br>by a Backward Step.  | ASME/JSME<br>Thermal Engineering<br>Proceedings.  | 1991.3. Vol.1.<br>(p.191-198)            |
| 岸 浪 紘 機   | 地球的な規模での自然エネルギーの活用  | エネルギー・資源学<br>会誌   | 1990.7<br>Vol.11, No.4.<br>(p.21-26)     |
| 岸 浪 紘 機<br>斉 藤 図<br>戸 倉 郁 夫<br>篠 原 光 範  | 剝離・再付着を伴う自然対流熱伝達現象の研究   | 日本機械学会熱工学<br>講演会講演論文集   | 1990.11<br>No.900-71<br>(p.179-180)      |
| 岸 浪 紘 機<br>草 野 徳 治  | 寒地における熱の有効利用としての自然エネ<br>ルギーの総合的な活用(4)   | 第4回寒地環境工学<br>合同シンポジウム<br>講演論文集  | 1991.3<br>(p.37-44)                      |
| Koki<br>Kishinami<br>Hakaru Saito<br>Ikuo Tokura  | Heat Transfer in Electronic and<br>Microelectronic Equipment<br>(A Fundamental Investigation of Laminar<br>Natural Convection Heat Transfer from a<br>Vertical Plate with Discontinuous Surface<br>Heating) | 29th Series of<br>archival Publishings<br>of the ICHMT,<br>Edited by A.E.<br>Bergles, Hemisphere<br>Publishing<br>Corporation | 1991.2<br>(p.139-153)                    |
| Koki<br>Kishinami<br>Hakaru Saito<br>Ikuo Tokura  | An Experimental Study On Natural<br>Convective Heat Transfer From A Vertical<br>Wavy Surface Heated At Convex / Concave<br>Elements   | Experimental<br>Thermal and Fluid<br>Science Elsevier<br>Science Publishing<br>Corporation Inc.                               | 1990.3<br>Vol.3-No.3<br>(p.305-315)      |
| Hiromu<br>SUGIYAMA<br>Kazuyoshi<br>TAKAYAMA<br>(東北大流体<br>科学研究所)<br>Takahiro<br>SHIROTA<br>Hiromichi DOI | Shock-Wave-Induced Flow Past a Circular<br>Cylinder in a Dusty-Gas Shock Tube   | JSME Int. Journal,<br>Series II   | Vol.33, No.2,<br>pp.224-228,<br>May 1990 |

Hiromu SUGIYAMA Takakage ARAI			
Hiroshige NAGUMO Hiroyuki SUEKI Masahiko IZUMI Kazuyoshi TAKAYAMA	An Experimental and Numerical Study of the Shock Wave-Induced Flows Past a Circular Cylinder in a Dusty-Gas Shock Tube	AIP Conference Proceedings 208	pp.258-263, 1990
Takakage ARAI Hiromu SUGIYAMA Fukuyasu ABE Tetsuo TAKAHASHI Osamu ONODERA			
Internal Structure of Pseudo-Shock Waves in a Square Duct	AIP Conference Proceedings 208	pp.850-855, 1990	
新井 隆 景 山 弘 塚 幸 川 一 中 栄 堀 恒 平 二	自由表面および固体壁面近傍の気泡の崩壊挙動	日本機械学会第68期 全国大会講演会講演 論文集Vol.B	No.900-59, pp.82-84, 1990.9.23-24
杉山 弘 新高 景 高 野 直 嗣	擬似衝撃波の三次元構造に及ぼす境界層の影響	日本機械学会第68期 全国大会講演会講演 論文集Vol.B	No.900-59, pp.164-166, 1990.9.23-24
杉山 弘 新末 隆 川 秀 幸 末 木 真	超音速固気二相流れ中に置かれた物体まわりの衝撃波の挙動	日本機械学会第68期 全国大会講演会講演 論文集Vol.B	No.900-59, pp.201-203, 1990.9.23-24
新井 隆 景 杉宇 山 高 野 直 嗣	超音速気流中へ垂直に噴出する液体の挙動と衝撃波の干渉 (可視化による流動観察)	日本機械学会第68期 全国大会講演会講演 論文集Vol.B	No.900-59, pp.500-502, 1990.9.23-24
新井 隆 景 杉宇 山 高 野 直 嗣	スクラムジェットエンジンにおける燃料の超音速乱流混合 (超音速流中に垂直に噴出する気体および液体による流れ場の変化)	日本機械学会北海道 支部第31回講演会講 演概要集	No.902-1, pp.107-109, 1990.11.1-2
西岡 純 二 (北電総合研究所)	地中熱ヒートポンプ内の流動に関する研究 (地中熱交換器の局所熱伝達と流れ模様)	日本機械学会熱工学 部門講演会講演論文 集	No.900-71, pp.25-26, 1990.11.1-2
伊藤 幸彦 杉山 隆 弘 新井 隆 景			
杉山 弘 新高 景 高 野 直 嗣	直管路内の擬似衝撃波の内部構造	平成2年度衝撃波シ ンポジウム講演論文 集	pp.127-132, 1990.12. 11-13
新井 隆 景 杉宇 山 高 野 直 嗣	気体噴射を伴う後向きステップを過ぎる超音速流動場	平成2年度衝撃波シ ンポジウム講演論文 集	pp.159-162, 1990.12. 11-13
新井 隆 景 杉宇 山 高 野 直 嗣	気体噴射を伴う後向きステップを過ぎる超音速流れ場のLDVによる測定	日本航空宇宙学会第 31回航空原動機に関 する講演会講演集	pp.116-121, 1991.2.8

杉新高宇	山井橋野	弘景雄嗣 隆哲直	X形および入形擬似衝撃波内の速度分布	日本航空宇宙学会北部支部1991年講演会前刷集	pp.82-85, 1991.2.28
新杉宇高	井山野橋	隆景弘嗣雄 直哲	後向きステップを過ぎる超音速流動場と衝撃波の干渉	日本航空宇宙学会北部支部1991年講演会前刷集	pp.97-100, 1991.2.28
杉山		弘	直管内の擬似衝撃波	衝撃波の構造, 伝播, 回折, 反射, フォーカシングワークショップ資料	pp.31-38, 1991.1
Takakage ARAI					
Hiromu	SUGIYAMA	Tetsuo TAKAHASHI	Internal structure of pseudo-shock waves in a straight square duct	Proc. of 1989 National Symposium on Shock Wave Phenomena	pp.165-171, 1990.10
新井隆景			スクラムジェットエンジン内の衝撃波と超音速混合	日本機械学会第68期通常総会講演会資料集Vol.D	No.910-17 pp.164-166, 1991.3.30-4.1
新杉末川	井山木	隆景弘幸ス 秀ス真	鈍頭物体まわりの微粒子—気体高速流れ—	日本機械学会第68期通常総会講演会講演論文集Vol.B	No.910-17 pp.83-85, 1991.3.30-4.1
高竹木	橋内村	洋隆志男薫	直交流式移動層集塵機の特性	化学工学会秋季大会研究発表講演要旨集	SO 306 (1990)
Y. HANAOKA K. MAENO (千葉大)					
L. ZHAO (R. CHINA)	G. HEYMANN (F.R.G.)		A Study of Liquid Flashing Phenomenon under Rapid Depressurization	JSME International Journal, Series II	Vol.33, No.2, pp.276-282 (1990.5)
Y. HANAOKA H. ANDO K. MAENO (千葉大)					
G. HEYMANN (F.R.G.)			Flashing Phenomenon under Rapid Depressurization with R-113 (A Two-Dimensional Analysis)	The 23th Kraftwerks Technisches Kolloquium (DRESDEN)	Kurzreferate, p.71, (1990.10)
藤横安前	井山藤野	智真博一 幸吾之夫	フロン係液体のプールフラッシング現象に関する研究	平成2年度日本機械学会熱工学講演会講演論文集No.900-71	1990.11.1
花岡		裕			
花前	岡野	裕夫 (千葉大)	貯水槽からの定常排水渦に関する研究 第2報—タンク内渦流れ場の数値シミュレーション	平成2年度空気調和・衛生工学会学術講演会講演論文集	1990.10.24
花小今戸	岡高堀倉	裕勝明夫 真郁	容器からの複数管排水に伴う空気吸込み量と圧力損失について	空気調和・衛生工学会北海道支部第25回学術講演会	1991.3.22

前野一夫 (千葉大)	三好譲裕 花岡俊樹 兜森(日本製鋼所) 脇坂裕一 大西敬三 (日本製鋼所)	大型落下塔による熱流体の微小重力環境基礎実験	第34回宇宙科学技術 連合講演会	1990.10.29
前野一夫 (千葉大)	村校優裕	超音速窒素流中の電子振動励起と混合型CO <sub>2</sub> レーザー	第22回流体力学講演 会	1990.11.15
木村校優裕 花岡	村川公一 古野(千葉大)	放電混合型CO <sub>2</sub> 超音速レーザーの発振出力特性	日本機械学会北海道 支部第31回講演会講 演概要集No.902-1	1990.11.1
真福前花	田恭傑 野一夫 (千葉大)	極低温流体中の衝撃波に関する実験的研究	日本機械学会北海道 支部第31回講演会講 演概要集No.902-1	1990.11.1
窪花藤	田英樹 岡本尊裕子 (道教育大)	寒地工場における暖房環境の調査研究	空気調和・衛生工学 会北海道支部第25回 学術講演会	1991.3.22
吉田豊	山真太郎 (北大工)			
花戸安	岡倉郁夫 沢典直 (新日鉄)	気泡分散系流体の流動特性	第4回寒地環境工学 シンポジウム講演論 文集	1991.3.23
蓬前真福花	野一夫 (千葉大)	低温フロン12中の2次元くさび上の衝撃波伝播と反射実験	平成2年度衝撃波シ ンポジウム講演論文 集	1990.12.13
I. Tokura H. Saito K. Kishinami Y. Takekawa		Applicability of the Hot-Wire Method to Thermal Conductivity Measurement of Two-Phase Mixtures	Thermal Conductivity 21, Edited by C.J. Cremers and H.A. Fine, Plenum Press, New York	1990 (p.165-176)
戸倉郁夫 他		熱物性ハンドブック (C14.5.3 霜層の熱伝導率)	日本熱物性学会編 (株養賢堂)	1990.6 (p.485)
田中雄一 平岡		鋳鉄の局部再溶融による表面硬化	鋳物	62-6(1990), 412-417
鹿平上田	毛秀彦 岡出英彦 中雄一	オーステンパ球状黒鉛鋳鉄の引張特性に及ぼす黒鉛粒径の影響	鋳物	62-7(1990), 543-548
田中雄一		オーステンパ球状黒鉛鋳鉄の平面曲げ疲れ特性	日本鋳物協会「球状 黒鉛鋳鉄の高性能・ 高機能化」研究部会	No.5-10, 1990.10.25
田中雄一 平岡		ADIの被削性に関する研究	日本鋳物協会「球状 黒鉛鋳鉄の高性能・ 高機能化」研究部会	No.6-7, 1991.3.7

西田公至 小熊義智	吸音壁をもつ消音器減音量特性の境界要素解析	1990年度精密工学会 秋季大会学術講演会 講演論文集	1990.9.
佐藤寿樹 西公至	風に対するジャイロ装置付きゴンドラの揺れ 制御	日本機械学会北海道 支部第31回講演会講 演概要集	No.902-1 1990.11
斉藤勝也 西公至	Duffing型方程式に支配される非線形振動の挙 動	日本機械学会北海道 支部第31回講演会講 演概要集	No.902-1 1990.11
境谷博之 西公至	衝立による散乱音波の境界要素解析	日本機械学会北海道 支部第31回講演会講 演概要集	No.902-1 1990.11
Kohshi NISHIDA Ryuji TAMAKI	An Evaluation Method for Sampling Intervals in Measurements of Sound Pressure Distribution	JSME International Journal	Series III, Vol.34, No.1, 1991
上出水英彦 田中章裕 雄一	歪電極における塑性変形と温度との関係	日本金属学会春期大 会	1990.4.4
上出英彦 黒田河雄 中俊一	Na <sub>2</sub> SO <sub>4</sub> -NaCl溶融塩中におけるNiAlの繰返 し腐食におけるSiの影響	日本金属学会秋期大 会	1990.9.26
斉当建一	プラスチックねじの衝撃疲労特性	1990年度精密工学会 秋季大会学術講演会 講演論文集	1990.9
斉当建一	プラスチック製機械要素の実用化設計	日本機械学会 No.910-6 講習会テキスト	1991.1 p.31-37
斉当建一	プラスチックねじの強度設計	機械設計 (日刊工業新聞社)	Vol.35, No.3, (1991) p.57-63
M. A. オスマン 正田弘光 山久光 久保田久讓	ロボットアームの繰返し制御	計測自動制御学会第 7回デジタル信号 処理と数値解析シン ポジウム	1990.9.19
正田弘光 山久光 久保田久讓	非線形系に対する繰返し制御	日本機械学会第68期 全国大会	1990.9.24
木谷信昭 久保田光 山田弘光 正田久光	ファジィ推論を用いた制御における制御規則 の構造化に関する一考察 —倒立振り子への応用—	第23回計測自動制御 学会北海道支部学術 講演会	1991.2.3
別所隆英 山久光 久保田弘光 正田久光	数式処理システムを用いた制御系のCAD ～安定有理関数行列分解による制御系設計用 プログラムの開発～	第23回計測自動制御 学会北海道支部学術 講演会	1991.2.3
湯浅友典 三品友博 典達	カラー印刷網点の自動解析システム	日本印刷学会第84回 春期研究発表会	1990.5 p.107-110
小野寺正博 三品正博 泰達	空間フィルターを用いた画像入力同期点検出	日本印刷学会第84回 春期研究発表会	1990.5 p.111-114
永山剛 小野寺正 湯浅友典 相三品正 津品佳博 永達	マイクロ転写ゆらぎの階調再現特性への影響	第51回応用物理学会 学術講演会	1990.9

三品博達 永湯相	品山寺正友佳 山浅津	博達 剛秦典永	高感度水準面検出	第51回応用物理学会 学術講演会	1990.9
永湯三	山浅品	剛典達	デジタル網点の階調再現特性 (第1報) —網点形状と階調再現特性—	日本印刷学会第85回 秋期研究発表会	1990.11 p.1-4
湯永三	浅山品	友典剛達	デジタル網点の階調再現特性 (第2報) —網点形状と階調再現特性—	日本印刷学会第85回 秋期研究発表会	1990.11 p.5-9
三品博達			印刷・ハードコピー画像解析と画像評価	色処理技術の基礎シ ステム化と画質評価 講習テキスト	1991.1 p.78-98
湯永三	浅山品	友典剛達	ドット形状ゆらぎの階調再現への影響	第26回応用物理学会 北海道支部学術講演 会	1991.1
小野寺正友佳 湯三永相	山浅津	秦典達剛永	高感度水準計測系の検討	第23回計測自動制御 学会北海道支部学術 講演会	1991.2
H. Mishina			I knew what a wonderful medium paper is when I began studies of halftone dots.	Imaging & Information, Fuji Film	1990.4 1990 Spring p.12
三品博達			カラー印刷の色	カラーエイジ	1990.10 No.2 p.15-19
Y. Aizu K. Ogino (興和株)	T. Sugita (興和株)		Measurements of Blood Flow in Retinal Vessels Using Time-Varying Laser Speckle	International Conference on OPTICS IN LIFE SCIENCES, ICO- 15 SAT, Garmisch- Partenkirchen	1990.8
T. Asakura (北大)	Y. Suzuki (東大)	K. Masuda (東大)			
Y. Aizu K. Ogino (興和株)	T. Sugita (興和株)		Measurements of Blood Flow in Retinal Vessels Using Laser Speckle Phenomena	The 2nd World Congress of the International Society for Low Power Laser Applications in Medicine, Tokyo	1990.9
T. Asakura (北大)	Y. Suzuki (東大)	K. Masuda (東大)			



杉田利明 (興和株)	レーザーSpeckルを利用した眼底血流測定 (5)	第51回応用物理学会 学術講演会	1990.9
荻野浩二 (興和株)			
末松雅一 (興和株)			
相朝津倉佳利 (北大)			
鈴木康之 (東大)			
吉筋正雄 (東大)	レーザーSpeckル眼底血流計における血管 領域の判別	第26回応用物理学会 北海道支部学術講演 会	1991.1
増田寛次郎 (東大)			
相朝津倉佳利 (北大)	レーザーSpeckル現象を利用した網膜血管 血流測定 (I)	第11回日本レーザー 医学会大会論文集	1990.11 p.361-364
荻野浩二 (興和株)			
杉田利明 (興和株)			
末松雅一 (興和株)			
高井信勝 (北海学園大)			
朝倉利光 (北大)	レーザーSpeckル現象を利用した網膜血管 血流測定 (II)	第11回日本レーザー 医学会大会論文集	1990.11 p.365-368
荻野浩二 (興和株)			
小島敦 (興和株)	レーザーSpeckル現象を利用した網膜血管 血流測定 (III)	第11回日本レーザー 医学会大会論文集	1990.11 p.369-372
杉田利明 (興和株)			
末松雅一 (興和株)			
相朝津倉佳利 (北大)			
鈴木康之 (東大)			
増田寛次郎 (東大)	Bio-Speckle Phenomena and their Applica- tions to Blood Flow Measurements	SPIE, OE LASE'91 '91 Los Angeles SPIE Proc.	1991.1 Vol.1431 p.239-250
Y. Aizu T. Asakura (北大)			
相朝津倉佳利 (北大)	バイオSpeckル現象とその生体計測への応 用	レーザー研究	Vol.18 No.5, 1990 p.321-335

Y. Aizu K. Ogino (興和株)	Noninvasive Evaluation of the Retinal Blood Circulation Using Laser Speckle Phenomena	J. Clinical Laser Medicine & Surgery	Vol.8 No.5, 1990 p.35-45
T. Sugita (興和株)			
T. Yamamoto (興和株)			
T. Asakura (北大)			
Y. Aizu T. Asakura (北大)	Evaluation of Flow Volume in a Capillary Using Dynamic Laser Speckles Based on the Photon Correlation	Opt. Commun.	Vol.80 No.1, 1990 p.1-6
K. Ogino (興和株)			
T. Sugita (興和株)			
Y. Suzuki (東大)			
K. Masuda (東大)			
K. Ogino (興和株)	Measurement of Blood Flow Velocity in Retinal Vessels Utilizing Laser Speckle Phenomenon	Jpn. J. Ophthalmol.	Vol.35 No.1, 1991 p.4-15
T. Sugita (興和株)			
Y. Aizu T. Asakura (北大)			

#### 情報工学科

広瀬 公一 佐藤 一彦 板倉 賢一	剛性マトリックスによる自走支保の性能表示	資源・素材学会北海道支部平成2年度春季講演会	1990.6.12
龔見佐 内藤 一彦 放伸 彰彦	ディスクカッタの性能試験装置について	資源・素材学会北海道支部平成2年度春季講演会	1990.6.12
Mohammed J. Rahman 板倉 賢一 佐藤 一彦	Estimation of rock strength by boring performance data	資源・素材学会北海道支部平成2年度春季講演会	1990.6.12
佐藤 一彦 板倉 賢一 高塚 哲 (日立製作所)	地下掘削過程で発生するAEのモーメントテンソル	資源・素材学会誌	106, 501-506 (1990)
Ken-ichi Itakura Kazuhiko Sato Atsushi Ogasawara	The observation of microcracking cluster in stressed rock by AE and seismic tomography techniques	Progress in Acoustic Emission	V, 422-429 (1990)
Hiroyuki Izumi Akihiko Kimura Ken-ichi Itakura Kazuhiko Sato Toshihei Misawa	AE studies on the fracture behavior during small punch tests of Co <sub>3</sub> Tl intermetallic compound	Progress in Acoustic Emission	V, 90-96 (1990)
板倉 賢一 佐藤 一彦 小笠原 敦	AEおよび弾性波トモグラフィによる岩石内のマイクログラック集積度合の評価	第8回岩の力学国内シンポジウム講演論文集	1990, 127-132
佐藤 一彦 板倉 賢一 広瀬 公一	剛性マトリックスを用いた自走支保の性能表示	資源・素材学会誌	106, 787-792 (1990)

Yoshiaki Fujii (北海道大学) Kazuhiko Sato	Difference in seismic moment tensors between microseismic events associated with a gas outburst and those induced by longwall mining activity	Rockbursts and Seismicity in Mines, Balkema	1990, 71-75
龔 放 鳴 佐 藤 一 伸 彦 見 内 伸 彰	ディスクカッタによる岩石の環状切削に関する基礎実験	第23回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集	1990, 107-111
広 瀬 公 一 佐 藤 倉 賢 彦 一	自走支保と岩盤の相互作用に関する数値解析	資源・素材学会1991年春季大会	1991.3.29
浜 岸 俊 也 佐 藤 倉 賢 彦 一	コンクリート吹付機のロボット工学的モデリング	資源・素材学会1991年春季大会	1991.3.30
小笠原 敦 板 倉 賢 一 彦 佐 藤 一 彦	アコースティック・トモグラフィ法によるA E震源標定について	資源・素材学会1991年春季大会	1991.3.30
佐 藤 一 彦	地下空間の掘削施工上の問題点	開発技報	33, 23-30 (1991)
佐 藤 孝 紀 (北大工) 大 森 義 行 (道職訓短大) 酒 井 洋 輔 (北大工) 田 頭 博 昭 (北大工)	気体の電離係数 (CCⅢ) 実験から得られる電子ドリフト速度と理論電子ドリフト速度の対応 —電極反射の考慮—	平成2年電気関係学会北海道支部連合大会講演論文集 162	平成2年 10月6, 7日
佐 藤 孝 紀 (北大工) 大 森 義 行 (道職訓短大) 酒 井 洋 輔 (北大工) 田 頭 博 昭 (北大工)	気体の電離係数 (CCV) 実験から得られる電子ドリフト速度と理論電子ドリフト速度の対応 —CH <sub>4</sub> ガス—	平成2年電気関係学会北海道支部連合大会講演論文集 164	平成2年 10月6, 7日
佐 藤 孝 紀 (北大工) 大 森 義 行 (道職訓短大) 酒 井 洋 輔 (北大工) 田 頭 博 昭 (北大工)	実験から得られる電子ドリフト速度と理論電子ドリフト速度の対応 —Arガス—	第26回応用物理学会北海道支部学術講演会講演予稿集 A35	1991年 1月28, 29日
長 縄 圭 輔 (北大工) 佐 藤 孝 紀 (北大工) 金 子 良 松 (北大工) 下 妻 光 夫 (北大医短) 田 頭 博 昭 (北大工)	ECRプラズマのプラズマ特性 (I) —ECRプラズマ装置からのX線測定—	第26回応用物理学会北海道支部学術講演会講演予稿集 A39	1991年 1月28, 29日
佐 藤 孝 紀 (北大工) 大 森 義 行 (道職訓短大) 酒 井 洋 輔 (北大工) 田 頭 博 昭 (北大工)	実験から得られる電子ドリフト速度と理論電子ドリフト速度の対応	電気学会論文誌A	平成3年3月 No.3 pp.198-204

電気電子工学科

伊達 隆三	インバータ駆動誘導電動機の最適化制御算定法	平成2年度電気関係学会北海道支部連合大会講演会	1990.10.6
今井 正明 元井 和司 (道工大) 小田島 晟 (道工大)	ファイバ型位相変調器における位相のドリフト補償による高感度測定	電子情報通信学会論文誌	J73-C-I, (5) 340-346 (1990)
矢野 貴志 (北海道大) 今井 正明 大塚 喜弘 (北海道大) 元井 和司 (道工大) 小田島 晟 (道工大)	ファイバ型光位相変調器の周波数特性	電子情報通信学会技術研究報告	1999, 19-24 CS90-14
M. Imai T. Yano (北海道大) Y. Ohtsuka (北海道大) K. Motoi (道工大) A. Odajima (道工大)	Piezoelectric Polymer Coated Fiber-Optic Phase Modulator	Technical Digest of Third Optoelectronics Conference (OEC'90)	1990, 102-103 12B3-11
M. Imai K. Kawakita (北海道大、 現アンリツ株)	Optical-Heterodyne Displacement Measurement Using a Frequency-Ramped Laser Diode	Optics Communications	78, (2) 113-117 (1990)
今井 洋 (九工大) 飯塚 啓吾 (トロンテ大) 今井 正明	光周波数掃引による短距離後方散乱測定法	電子情報通信学会技術研究報告	1990, 1-6 OQE90-58
K. Motoi (道工大) A. Odajima (道工大) M. Imai	Electro-Mechanical Resonances in a Fiber-Optic Phase Modulator Jacketed with a Poled Ferroelectric Polymer (II)	Reports on Progress in Polymer Physics in Japan (RPPPJ)	33, 357-360 (1990)
M. Imai T. Yano (北海道大) Y. Ohtsuka (北海道大)	High-Frequency Fiber-Optic Phase Modulator Using Piezoelectric Polymer Coating	Proceedings of SPIE on "High-Frequency Analog Fiber Optic Systems"	1371, 13-20 (1990)
M. Imai T. Yano (北海道大) Y. Ohtsuka (北海道大) K. Motoi (道工大) A. Odajima (道工大)	Wide-Frequency Fiber-Optic Phase Modulator Using Piezoelectric Polymer Coating	IEEE Photonics Technology Letters	2, (10) 727-729 (1990)
元井 和司 (道工大) 小田島 晟 (道工大) 今井 正明	光ファイバ型位相変調器用ドリフト補償器の設計と試作	北海道工業大学研究紀要	19, 1-9 (1991)

矢野貴志 (北海道大) 今井正明 大塚喜弘 (北海道大) 元井和司 (道工大) 小田島晟 (道工大)	圧電性高分子被覆光ファイバ位相変調器の周波数特性の実験と解析	第51回応用物理学会 学術講演会	1990.9.27 27aPC-7/Ⅲ
矢野貴志 (北海道大) 今井正明 大塚喜弘 (北海道大) 元井和司 (道工大) 小田島晟 (道工大)	圧電性高分子被覆ファイバの位相変調特性	平成2年電気関係学 会北海道支部連合大 会	1990.10.6 233
今井正明 田中哲 (北海道大) 小田島晟 (道工大)	直交偏波周波数シフタを用いた高複屈折光ファイバのビート長測定	平成2年電気関係学 会北海道支部連合大 会	1990.10.6 234
有城正彦 (道工大) 元井和司 (道工大) 今井正明	圧電性高分子のヒステリシス型超音波吸収と圧電型デバイスに及ぼす効果	第26回応用物理学会 北海道支部学術講演 会	1991.1.28 B7
今井正明	高 $\text{NaGeO}_2$ ドープ複屈折光ファイバのビート長測定と非線型光学への応用	第26回応用物理学会 北海道支部学術講演 会	1991.1.28 B9
Kuroda, O. Matsunaga, C. Whittow, G. C. (ハワイ大学) Tazawa, H.	Comparative metabolic responses to prolonged cooling in precocial duck ( <i>Anas domestica</i> ) and altricial pigeon ( <i>Columba domestica</i> ) embryos.	Comparative Biochemistry and Physiology	95A,407-410, 1990
Tazawa, H. Kuroda, O. Whittow, G. C. (ハワイ大学) Rahn, H. (ニューヨーク 州立大学)	Metabolic responses of chicken embryos and hatchlings to alterations in ambient oxygen and in a background gas.	International Symposium on Mechanisms of Systemic Regulation in Lower Vertebrates. (Göttingen, FRG) September 2-5, 1990.	
坂上岩太 宇佐美知昭	抵抗分岐3ポートを含む伝送線路上の多重反射波について	電子情報通信学会	EMCJ90-2, pp.7-14 (1990-04)
坂上岩太 鍛冶明 福地浩	抵抗性信号分岐回路に接続する伝送路出力応答について	電子情報通信学会	EMCJ90-26, pp.69-76 (1990-06)
I. SAKAGAMI	On the Realization of Resistively Matched 3-Ports and Their Application to the Suppression of Multiple Reflections	The 3rd Asia- Pacific Microwave Conference	Proc. 16-4, pp.355-358 (1990-09)
I. SAKAGAMI A. KAJI	On the transmission of high speed voltage waves at the junction of three transmission lines	SPIE	to be published (1990)
松田邦昭 坂上岩太 羽鳥孝三	TDR出力応答波形からの結合線路の偶奇モード特性インピーダンスの決定について	平成2年電気関係学 会北海道支部連合大 会	73, (1990)
坂上岩太	抵抗整合3ポートの実現と単分岐伝送路上における多重反射波折圧について	電子情報通信学会論 文誌 (A)	Vol.J73-A, No.12 pp.1936-1943 (1990-12)

齊藤善夫 (北海道大学)	電子エネルギー分布の変形とグロー放電陽光柱の衝突機構	電気学会研究会資料 放電研究会	ED-90-58 1990.8.8
滝(北海道大学) 昭二 威 西辻浦口 勇			
池田正志 山大岸泰 大窪協 松浦二 坂口威	拡散方程式を用いたArグロー放電陽光柱の電 界 —電流特性—	電気学会研究会資料 放電研究会	ED-90-59 1990.8.8
滝(北海道大学) 薫 齊藤善夫 (北海道大学) 昭志 二 威 西辻浦口 正 勇	グロー放電陽光柱準安定原子密度の定量	電気学会研究会資料 放電研究会	ED-90-60 1990.8.8
松浦正 二 池田岸 志 山坂威 滝(北海道大学) 薫 齊藤善夫 (北海道大学) 昭	インピーダンス等価回路から見たプラズマの 空間電位	電気関係学会北海道 支部連合大会講演論 文集	169(1990)
山岸泰志 松田正 坂浦二 滝(北海道大学) 薫 齊藤善夫 (北海道大学) 昭	拡散方程式を用いたArグロー放電陽光柱の電 界 —電流特性 (II)—	電気関係学会北海道 支部連合大会講演論 文集	170(1990)
齊藤善夫 (北海道大学) 薫 滝(北海道大学) 昭泰志 二 威 西山岸田 山池浦 池松口 坂浦口	電子エネルギー分布上に現れたグロー放電の 衝突機構	電気関係学会北海道 支部連合大会講演論 文集	171(1990)
滝(北海道大学) 薫 齊藤善夫 (北海道大学) 昭泰志 二 威 西山岸田 山池浦 池松口	グロー放電陽光柱準安定原子密度の定量	電気関係学会北海道 支部連合大会講演論 文集	172(1990)
齊藤善夫 (北海道大学) 昭二 威 西辻浦口 勇	ひずみのあるLangmuir探針特性からの空間 電位の推定法	電気学会論文誌A	Vol.111-A, No.2 pp.80-88 (1991)

吉橋 南野 野詰 南野 (道職訓短大)	正 樹保 訓 二滋 淳	フォトレジストをマスクに用いたシリコンの 選択陽極酸化	電気関係北支連大講 演論文集	191 (1990)
河山野 遠南野 原野 藤條村	善美明 二滋 智敏 淳	シリコン陽極酸化反応機構	電気関係北支連大講 演論文集	192 (1990)
河加北南野吉 原藤村 條村野 (道職訓短大)	善一子 二滋樹 健直 淳 正	XPS法によるSi陽極酸化膜の組成分析	電気関係北支連大講 演論文集	193 (1990)
藤木清南野山 川村水條村田 (小牧高専)	人成也 二滋進 明光 順淳	イオン化蒸着法によるInP薄膜の作製	電気関係北支連大講 演論文集	201 (1990)
川加馬遠南野 岸賀場藤條村	亨一隆明 二滋 主裕 敏淳	温度勾配凝固法によるInP結晶成長とその評価	電気関係北支連大講 演論文集	202 (1990)
山藤木清南野 田川村水條村 (小牧高専)	進人光也 二滋 明成 順淳	PDA・LB膜の表面構造	電気関係北支連大講 演論文集	207 (1990)
馬石小遠南野 場山林藤條村	光弘豊明 二滋 秀敏 淳	水溶液/半導体の光電気化学効果に於ける界 面準位の影響	第17回電気化学北支 研究発表講演会要旨 集	14(1991)
河高若南野富土川 原田山條村	善尉一 二滋吉 清恵 淳 計	重水素トレーサー法によるシリコン陽極酸化 膜の生成機構の検討	第17回電気化学北支 研究発表講演会要旨 集	22(1991)
加田宮 A. 南野 藤中崎 H. M. Kamal 二滋 淳	一典英 健義 敏	非常に薄いシリコン酸化膜に於ける前処理 工程の影響	第17回電気化学北支 研究発表講演会要旨 集	23(1991)
河高 A. 南富野 原田 Kamal 二滋 條川 淳 計	善尉 二吉滋 清 淳 計	重水素トレーサー法によるシリコン陽極酸化 膜の生成機構の検討	第26回応用物理学会 北支学術講演会	A-12(1991)

加藤 健 一 宮崎 敏 英 A. Kamal 南 條 淳 二 野 村 滋	非常に薄いシリコン陽極酸化膜形成に於ける 基板シリコンの前処理工程の影響	第26回応用物理学会 北支学術講演会	A-13(1991)
山野辺 智 美 本 井 淳 路 A. Kamal 南 條 淳 二 野 村 滋	シリコン陽極酸化ISFETへの応用	第26回応用物理学会 北支学術講演会	A-14(1991)

### 材料物性工学科

S. Nagata S. Ebisu T. Aochi Y. Kinoshita S. Chikazawa	The Meissner Effect in TaSe <sub>3</sub>	第19回低温物理 国際会議 於：ブライトン (イギリス)	1990年 8月21日
S. Nagata Y. Kinoshita S. Ebisu S. Chikazawa	Why is the Meissner Effect Suppressed in TaSe <sub>3</sub> ?	第19回低温物理 国際会議 於：ブライトン (イギリス)	1990年 8月21日
S. Nagata T. Aochi Y. Kinoshita S. Chikazawa	TaSe <sub>3</sub> の超伝導	日本物理学会 於：岐阜大学	1990年 10月2日
T. Bitoh S. Chikazawa S. Nagata	AuFe合金における非線形磁化率	第26回応用物理学会 北海道支部学術講演 会(於：室蘭工業大学)	1991年 1月29日
K. Ohba S. Chikazawa S. Nagata	非晶質合金の結晶化過程と微粒子の磁性II	第26回応用物理学会 北海道支部学術講演 会(於：室蘭工業大学)	1991年 1月29日
M. Sato S. Chikazawa S. Nagata	超伝導体(Pb)の断熱磁化冷却	第26回応用物理学会 北海道支部学術講演 会(於：室蘭工業大学)	1991年 1月29日
M. Nakajima K. Kido S. Chikazawa S. Nagata	(La <sub>1-x</sub> Ba <sub>x</sub> ) <sub>2</sub> CuO <sub>4-y</sub> 系の超伝導	第26回応用物理学会 北海道支部学術講演 会(於：室蘭工業大学)	1991年 1月29日
T. Hagino Y. Seki S. Chikazawa S. Nagata	銅チオスピネルCuV <sub>2</sub> S <sub>4</sub> の試料作成	第26回応用物理学会 北海道支部学術講演 会(於：室蘭工業大学)	1991年 1月29日
T. Aochi M. Sato S. Chikazawa S. Nagata	2H-TaS <sub>2</sub> の超伝導	第26回応用物理学会 北海道支部学術講演 会(於：室蘭工業大学)	1991年 1月29日
S. Nagata T. Aochi S. Chikazawa K. Tsutsumi H. Suzuki	2H-TaS <sub>2</sub> の反磁性磁化率	日本物理学会 於：学習院大学	1991年 3月26日
S. Nagata	BCS理論小話 (超伝導転移温度の式における係数について)	固体物理	26巻 (1991)198
S. Nagata S. Ebisu T. Aochi Y. Kinoshita S. Chikazawa	The Meissner Effect in TaSe <sub>3</sub>	Physica B	165&166巻 (1991)887



S. Nagata T. Ikeda M. Nakajima S. Chikazawa	Substituting Effect of Bi on Superconductor $YBa_2Cu_3O_{7-y}$	Jpn. J. Appl. Phys	29巻 (1990)L1624
S. Nagata Y. Kinoshita S. Ebisu S. Chikazawa	Suppression of Diamagnetic Susceptibility in Extremely Thin Cylindrical Superconductor	Jpn. J. App. Phys	30巻 (1991)476
Riki KAWASHIMA Takeyoshi MATSUDA	The Electric Properties of Samarium Nitrate Crystal	J. Phys. Soc. Jpn	59(10) (1990) 3727,3731
Riki Kawashima Mituru Satoh	Temperature and frequency dependence of AC conductivities near the phase transition points of potassium nitrate crystal	J. Phys. Soc. Jpn	59(10) (1990) 3635,3641
Riki Kawashima Hirosi Isoda	Temperature and frequency dependence of AC conductivities in Gadolinium nitrate crystal	J. Phys. Soc. Jpn	59(9) (1990) 3407,3408
Riki Kawashima	Temperature and frequency dependence of electric conductivity in an erbium nitrate crystal	J. Phys. Soc. Jpn	60(1) (1991) 342,343
磯田史 川島利器	硝酸ガドリニウム結晶の電気的性質	平成2年秋の日本物 理学会	1990年 10月2日
服部昌憲 川島利器 福田明治	硝酸ネオヂュウム結晶の電気的性質	平成3年応用物理学 会北海道支部会 (第26回)	1991年 1月28日
片山博 桃野雄二 河内雄二 (新日鉄室蘭技研) 前出弘文 (新日鉄室蘭技研)	溶鉄の脱銅に関する熱力学的検討と $Na_2S-FeS$ フラックスによる試験結果	鋳物	62(1990) p.743-749
加賀寿 下野功 田谷嘉 高村嘉 菅原智 (以上道立工技 センター)	雰囲気制御メカノフュージョンによる $Cu/Al_2O_3$ 複合粉の作製	粉体および粉末冶金	37(1990) p.995-1000
片山博 桃野博 清水友彦	アルゴンガスバブリングによる溶鉄からの 硫化ずずの蒸発速度	日本鉄鋼協会第120 回講演大会	1990.9.26
加賀寿 下野功 田谷嘉 高村嘉 菅原智 (以上道立工技 センター)	真空制御メカノフュージョンによる $Cu/Al_2O_3$ 複合粒子の作製とホットプレス焼結体の特性	日本鉄鋼協会第120 回講演大会	1990.9.26
片山博 嶋田秀一 (道立工業試験場)			
嶋影和宜 佐藤忠夫	Pb-Sn-Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub> 系合金めっきの摩耗特性	日本金属学会平成2 年度春期大会	1990.4.2
佐藤忠夫 嶋田秀一	反応性イオンプレーティング法による $ZrB_2$ 被膜の作成	電気化学協会第57回 大会	1990.4.5

嶋佐戸菊	影藤田地	和忠茂達	宜夫雄也	反応性イオンプレーティング法によるZrB <sub>2</sub> 薄膜の合成	表面技術学会誌	Vol.41 No5 p514-518 1990
佐西宮嶋	藤野川影	忠宇太郎	二宜	CVD法による軟鋼板上へのZrB <sub>2</sub> およびTiB <sub>2</sub> -ZrB <sub>2</sub> 皮膜の生成	表面技術学会誌	Vol.41 No5 p549-554 1990
嶋結佐	影城藤	和忠	宜満夫	プラズマ・アークCVD法によるAl-TiB <sub>2</sub> 複合金粉末の製造	軽金属学会誌	Vol.40 No5 p377-381 1990
石佐嶋	田藤影	次忠和	郎夫宜	酸化イットリビウムの金属熱還元機構	資源・素材学会北海道支部平成2年度春季講演会	1990.6.12
西佐嶋	本藤影	康忠和	毅夫宜	Pb-Sn-Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub> 系合金めっきの摩耗特性	日本鉄鋼協会、日本金属学会北海道支部合同平成2年度春季講演会	1990.6.15
杉戸佐嶋	浦田藤影	寿茂忠和	春雄夫宜	長繊維SiC強化Al合金複合材料の機械的強度	日本鉄鋼協会、日本金属学会北海道支部合同平成2年度春季講演会	1990.6.15
K. Shimakage K. Endou T. Sato				A Fundamental Study on the Preparation of Rare Earth Metals (Sm, Eu, Tm and Yb) by Direct Reduction Process	Metallurgical Review of MMIJ	Vol.7 No1 p1-12 1990
佐嶋	藤影	忠和	夫宜	アークプラズマCVD法によるAl-TiB <sub>2</sub> 複合金粉末の製造	平成2年度軽金属学会北海道センター講演会	1990.7.30
佐嶋	藤影	忠和	夫宜	CVD法による軟鋼板上へのZrB <sub>2</sub> およびTiB <sub>2</sub> 皮膜の生成	第3回素材開発研究交流会	1990.8.23
嶋鈴佐	影木藤	和孝忠	宜範夫	アルカリ水浸出法による製鋼ダストからのモリブデンの回収	資源、素材学会誌	Vol. 106 No8 p479-483 1990
網佐嶋	谷藤影	健忠和	児夫宜	溶融塩電解法による粗金属ニオブの高純度化	平成2年度日本金属学会秋季講演会	1990.9.26
嶋佐加	影藤藤	和忠政	宜夫志	粗金属ニオブの溶融塩電解精製	平成2年度資源・素材学会秋季大会分科研究会資料	1990.10.23
佐西嶋	藤野影	忠宇太郎	夫雄宜	アークプラズマCVD法によるタンタル微粉末の製造	平成2年度資源・素材学会秋季大会分科研究会資料	1990.10.24
初佐嶋	野藤影	圭一忠和	一郎夫宜	LiF-BaF <sub>2</sub> -LaF <sub>3</sub> 系溶融塩中における金属Laの溶解反応	平成2年度電気化学協会主催第22回溶融塩化学討論会	1990.11.9
宮佐嶋	川藤影	俊忠和	二夫宜	HIPによるTiAl-TiB <sub>2</sub> 系複合材料の作成	日本鉄鋼協会、日本金属学会北海道支部合同平成2年度秋季講演会	1990.11.15
K. Shimakage K. Endou T. Sato				Reduction Kinetics and Mechanism of Rare earth Oxide (Sm <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , Eu <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , Tm <sub>2</sub> O <sub>3</sub> and Yb <sub>2</sub> O <sub>3</sub> ) with Metallic Lanthanum	Proceedings of International Symposium on Processing of Rare Metals	1990.11.16

T. Sato U. Nishino H. Mikani K. Shimakage	Preparation of Tantalum Fine Powder by Arc-Plasma CVD Method	Proceedings of International Symposium on Processing of Rare Metals	1990.11.16
佐藤 忠 夫 古川 影 和 嶋 影 和 宜 嶋 影 和 宜 佐藤 忠 夫 初野 圭 一 郎	SiC長繊維/6061アルミニウム合金複合材料の 摩耗特性	軽金属学会誌	Vol. 40 No11 p822-827 1990
嶋 影 和 宜 佐藤 忠 夫 初野 圭 一 郎	LiF系溶融塩中における希土類金属の溶解反 応	資源・素材学会春季 大会	1991.3.28
平井 伸 治 村山 英 博	MgOとAl <sub>2</sub> O <sub>3</sub> からのMgAl <sub>2</sub> O <sub>4</sub> 生成に及ぼす添 加物の効果	日本金属学会誌	55巻2号 166 ~ 171 (1991)
平井 伸 治 片山 山 博	窒化アルミニウム粉末の各種合成法 —生成機構を中心として	日本金属学会報	29巻7号 534 ~ 541 (1990)
平井 伸 治 小澤 野 山 正 義 桃片 野 山 正 義 正 博	メカニカルアロイング法によるFe-Ti混合粉 末の合金化挙動	室蘭工業大学研究報 告	40号,95~104 (1990)
平井 伸 治 土片 屋 山 美 昭 美 昭 博	TiO <sub>2</sub> -B <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 混合物のMg熱還元によるTiB <sub>2</sub> の 生成反応	日本金属学会 第106回講演大会	1990.4.3
平井 伸 治 小村 上 山 正 義 片山 村 揚 一 郎 (無機材研)	N <sub>2</sub> 気流中炭素熱還元によるアルミナセラミッ クスの表面窒化	日本金属学会 第106回講演大会	1990.4.5
村平 上 英 明 片山 井 山 伸 治 英 伸 博	MgOとAl <sub>2</sub> O <sub>3</sub> からのMgAl <sub>2</sub> O <sub>4</sub> の生成機構	日本金属学会 北海道支部春期講演 会	1990.6.15
S. Hirai H.G.Katayama	Mechanism of AlN Synthesis by Carbothermic Reduction of Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> in a Flowing N <sub>2</sub> Atmosphere	7 th CIMTEC World Ceramics Congress	1990.6.30
村平 上 英 明 片山 井 山 伸 治 英 伸 博	酸窒化アルミニウムの合成反応に関する2, 3の検討	日本金属学会 北海道支部春期講演 会	1990.11.16
桃野 正 吾 千片 葉 山 田 賢 博 福 (日本製鋼所)	チタン／鋼拡散接合界面における中間層の性 状と鋼中元素の関係	日本鉄鋼協会第119 回春季講演大会 材料とプロセス	1990.4.4 Vol. 3 No2 p.355(1990)
桃野 正 吾 佐片 藤 山 貴 博	溶融アルミニウムとSUS304ステンレス鋼 との反応に及ぼす合金元素の影響	軽金属学会第78回春 期講演大会	1990.5.14
桃野 正 吾 及片 野 山 和 俊 山 和 俊 博	鋳鉄とアルミニウム合金の拡散接合	日本鋳物協会第117 回全国講演大会	1990.5.23
千馬 葉 賢 吾 桃片 場 野 山 寛 正 野 山 寛 正 博	チタン／鋼拡散接合界面性状に及ぼす鋼中Si の影響	日本金属学会・日本 鉄鋼協会両北海道支 部講演会	1990.6.15

酒井昌宏 (道工試)	WC-Co系複合材料の組成傾斜化	日本金属学会・日本鉄鋼協会北海道支部講演会	1990.6.14
牧野功 (道工試)			
鴨田秀一 (道工試)			
宮腰康樹 (道工試)			
桃野正功 (北海道住電精密)			
柴田達也 (北海道住電精密)			
山口和浩 (北海道住電精密)			
T. Momono F.B. Ayob H.G. Katayama	Diffusion Bonding of Cast Iron to Steel under Atmospheric Pressure	The Japan Foundrymen's Society "Casting Science and Technology" - Proceedings of the Poster Sessions in the 57th World Foundry Congress	1990.9.25-26
T. Momono T. Enjo (Osaka Univ.) K. Ikeuchi (Osaka Univ.)	Effects of Carbon Content on the Diffusion Bonding of Iron and Steel to Titanium	ISIJ International	Vo.30 No11 p.978(1990)
桜井市蔵 (栗本鐵工所)	大気圧下における鋳鉄と銅の拡散接合	日本鑄物協会関西支部講演会	1990.11.14
上田泰 (栗本鐵工所)			
松尾國彦 (栗本鐵工所)	大気圧下における鋳鉄と銅の拡散接合	学振24委員会 鑄鉄分科会 資料 No	1990.12.6
桃野正博 片山			
桃野正博 片山	鋳鉄と異種金属の複合化過程における黒鉛の生成	日本鑄物協会北海道支部講演会	1990.6.9
桃野正	企画講演「接合」 —異種金属の接合における問題点—	日本金属学会・日本鉄鋼協会北海道支部講演会	1990.11.15
馬場寛 桃野正博 片山	チタンと鋼の拡散接合性に及ぼす鋼中クロムの影響	日本金属学会・日本鉄鋼協会北海道支部講演会	1990.11.16
桃野正寛 馬場賢 片山	鉄鋼材料とチタンの拡散接合性に及ぼす母材合金元素の影響	日本鉄鋼協会北海道支部素材製造技術分科会	1991.1.23
桃野正	チタンと鉄鋼材料の拡散接合性に及ぼす母材中窒素と各種インサート金属の影響	平成2年度文部省科学研究費補助金研究成果報告書	1991.3.20

桃野正 片山博 柴田功 (北海道住電精密)	Ni箔をインサート材としたWC-Co系超硬合金と鉄鋼の拡散接合	「接合及び焼結による複合新材料の開発に関する研究」共同研究報告書、北海道、課題番号4	1991.3.20
湊嘉洋 (北海道住電精密)			
金山達也 (北海道住電精密)			
山口和浩 (北海道住電精密)			
桃野正 片山博	アルミニウム合金と鉄鋼材料の拡散接合性	軽金属学会北海道センター講演会	1990.7.30
鈴木雅秀 (原研)			
衛藤基邦 (原研)	φ 3mmディスクを用いた低放射化フェライト鋼の中性子照射後の機械的性質評価	日本金属学会第106回春期大会	1990.4.3
三沢俊平			
三沢俊平 小笠原直樹 高杉隆幸 (東北大)	金属間化合物の延性に及ぼす試験温度および湿潤環境の影響	腐食防食 '90	1990.5.23 90C-113 pp.245-248
泉博之 小笠原直樹 三沢俊平	延性金属間化合物Co <sub>3</sub> Tiの水素環境脆化	日本金属学会・日本鉄鋼協会両北海道支部合同春季講演大会	1990.6.14
三沢俊平	核融合炉材料の耐食性	北海道核融合研究者会議講演会	1990.9.17
A. Kimura H. Izumi K. Itakura K. Sato T. Misawa	AE Studies on the Fracture Behavior during Small Punch Tests of Co <sub>3</sub> Ti Intermetallic Compound	Proceedings of the 10th International Acoustic Emission Symposium	1990.10 pp.90-96
三沢俊平 三木俊彦 三木泉高	微小引張試験片を用いたSSRT-SCC試験法の開発	日本金属学会第107秋期大会	1990.9.27
三沢俊平 三木泉高	金属間化合物Co <sub>3</sub> Tiの湿潤環境下における水素脆性	日本金属学会第107回秋期大会	1990.9.27
三沢俊平	微小試験片によるSCC感受性評価	第3回微小試験片材料評価技術研究専門委員会	1990.10.1
相馬岳 向井健一 木村俊彦 三兜俊平 森俊樹 (日鋼)	一方凝固LaNi <sub>5</sub> -Ni共晶合金を隔壁触媒としたエチレン水素化特性	日本金属学会・日本鉄鋼協会両北海道支部秋季講演大会	1990.11.15
泉博之 三村俊彦 三村俊平	延性金属間化合物Co <sub>3</sub> Tiの延性・脆性破壊挙動とAE特性	日本金属学会・日本鉄鋼協会両北海道支部秋季講演大会	1990.11.16
宇野秀樹 木村俊彦 三沢俊平	18%Cr-10%Ni-0.15%N鋼におけるCr炭化物の粒界析出に及ぼすNb, Ti, ZrおよびVの微量添加の影響	第26回腐食防食研究会	1991.1.25
三沢俊平	オーステナイト鋼の耐食性とSCCの概説	第3回核融合炉材料フォーラム	1991.1.21
三沢俊平	鉄さび生成の現状と今後の課題	原子力高度技術研究会-原子力プラントの高度管理技術に関する作業部会	1991.2.1

衛藤基邦 (原研)	微小試験片技術による核融合炉構造材料の材料特性評価	日本原子力学会 1991年春の年会	1991.3.27
鈴木雅秀 (原研)			
三沢俊平			
木村晃彦	鉄鋼の破壊靱性に及ぼす中性子照射効果	日本金属学会・ 分科会、固体破壊の 物理と化学	1990.6.1
A. Kimura L.A. Charlot D.S. Gelles D.R. Baer R.H. Jones (PNL, USA)	Irradiation Induced Changes in the Grain Boundary Chemistry in Manganese-Stabilized Reduced Activation Martensitic Steels	Annual Progress Report for Fusion Year 1989	1990, June p155-162
A. Kimura H. Kayano (Tohoku U.)	Microstructure Observations of 9%Cr-1%W-0.003%B Martensitic Steels Irradiated in FFTF/MOTA(Cycle 10)	Annual Progress Report for Fusion Year 1989	1990, June p163-170
木村晃彦	中性子照射による粒界ケミストリーの変化と照射脆化	日本金属学会・ 秋期大会	1990.9.25
木村晃彦 彦夫	低放射化 9%Cr-2%W鋼の FFTF/MOTA 照射後組織	日本金属学会・ 秋期大会	1990.9.25
木野秀夫			
三沢俊平 平彦			
三木泉高 博隆 (東北大)	金属間化合物 $\text{Co}_3\text{Ti}$ の湿潤環境下における水素脆性	日本金属学会・ 秋期大会	1990.9.25
A. Kimura H. Izumi K. Itakura K. Sato T. Misawa	AE Studies on the Fracture Behavior during Small Punch Tests of $\text{Co}_3\text{Ti}$ Intermetallic Compound	Proc. of the 10th Int. Acoustic Emission Symposium	1990.10.22 p90-96
木村晃彦	低放射化フェライト鋼の照射誘起偏析と水素脆性	第2回核融合フォーラム	1990.9.29
木野秀夫	衝撃試験による材料評価 —鉄鋼材料に於ける寸法効果—	第3回微小試験片材料評価技術研究専門委員会	1990.10.1
木村晃彦	高純度鉄及びニッケルの粒界水素脆化に及ぼす炭素の影響	日本鉄鋼協会北海道 支部鋼材・新素材分 科会	1990.11.14
泉村博之彦 三沢俊平	延性金属間化合物 $\text{Co}_3\text{Ti}$ の延性・脆性破壊挙動とAE特性	日本金属学会・ 日本鉄鋼協会北海道 支部秋期講大会	1990.11.15
宇野秀樹 木村晃彦 三沢俊平	18%Cr-10%Ni-0.15%N鋼におけるCr炭化物の粒界析出に及ぼすNb, Ti, ZrおよびVの微量添加の影響	第26回腐食防食研究会	1991.1.25
A. Kimura	Recent Progress in Materials Research on Low Activation Ferritic Steels	The 4th FFTF/MOTA Experimenters' Workshop	1991.1.18
木村晃彦	316ステンレス鋼の水素脆性 —照射誘起粒界偏析との関わり—	第3回核融合フォーラム	1991.1.21
木村晃彦	低放射化フェライト鋼の中性子照射脆化とその機構	第9回核融合プラズマ材料工学研究専門委員会	1991.2.4
木村晃彦	ステンレス鋼の寸法効果	金属(アグネ出版)	Vol.61(1991) No 2, p40-44

木村晃彦	低放射化フェライト鋼の合金設計	核融合研究所ワークショップ	1991.3.4
木村晃彦	低放射化鉄鋼材料のマイクロ組織と機械的性質	平成2年度日米科学技術協力事業核融合分野事業報告会	1991.3.13
後藤藤井龍彦 佐藤藤井龍健 谷藤井龍健	封圧下における石炭の間隙ガス圧効果	資源・素材学会平成2年度春季全国大会	1990.4
藤後藤井義明 佐藤藤井龍干 神山藤井山	ロゼットジャッキの岩盤、炭層への適用性について	資源・素材学会平成2年度春季全国大会	1990.4
神藤後藤井義明 佐藤後藤井龍干 谷藤後藤井龍干	古洞が地圧変化、坑道変形に及ぼす影響について	開発技報	第32号 15~20 1990.5
藤後藤井義明 佐藤藤井龍干 谷藤後藤井龍干	石炭の多段階三軸圧縮試験	開発技報	第32号 11~14 1990.5
藤後藤井義明 佐藤藤井龍干 神山藤井山	新しい3次元地山応力測定法、コア破断法の実験的検討	資源・素材学会北海道支部、平成2年度春季大会	1990.6
神藤後藤井義明 佐藤後藤井龍干 後藤藤井龍干	太平洋炭鉱における切羽接近に伴う地圧変化計測例	開発技術研究会	1990.11
後藤藤井龍干 佐藤藤井龍干 藤後藤井龍干	封圧及び間隙ガス圧下における石炭の力学的挙動	北海道応用地学合同研究会論文集	No 2,86~91 1991.2
藤後藤井龍干 佐藤藤井龍干 藤後藤井龍干	坑道変形と地圧に関する北海道の3炭鉱における事例	北海道応用地学合同研究会論文集	No 2,92~97 1991.2
藤後藤井龍干 佐藤藤井龍干 藤後藤井龍干	若鍋層頁岩の物性に関する基礎研究	資源・素材学会平成3年度春季全国大会	1991.3

### 応用化学科

高吉野信弘 武本武田野 竹野	導電性高分子を利用する光学活性スルホキシド類の電解合成	日本化学会59春季年会(横浜)	3D736 1990.4
高野信弘 井野川田野 竹野	パン酵母菌を利用する電気化学的NADH生成反応	電気化学協会57大会(京都)	2J10 1990.4
松武本克成 高野田野野 竹野	2,2-ジメチルクロマン誘導体の簡易合成	日本化学会道支部夏季大会(旭川)	A02 1990.7
高野信弘 石野井野 武田野	テナガザル型NADHモデル化合物によるイミン類の還元反応	日本化学会道支部夏季大会(旭川)	A12 1990.7

高尾武竹	野形田野	信新	弘学一昇	電解再生キノリン型NADHモデル化合物によるベンゾイルギ酸メチルの還元反応	日本化学会 道支部夏季大会 (旭川)	A13 1990.7
高吉武竹	野本田野	信武新	弘史一昇	光学活性ポリピロール膜電極の耐久化による不斉酸化反応への影響	日本化学会 道支部夏季大会 (旭川)	E20 1990.7
高宇武竹	野野田野	信英新	弘俊一昇	光学活性単分子膜電極の挙動	電気化学協会 秋季大会 (千葉)	1A07 1990.9
高鈴武竹	野木田野	信康新	弘正一昇	光学活性ポリピロール膜電極における2-ナフトールの電解カップリング反応	電気化学協会 秋季大会 (千葉)	1A08 1990.9
高石武竹	野井田野	信聖新	弘一昇	相間再生循環機能をもつNADHモデル化合物によるイミン類の還元反応	日本化学会 60秋季年会 (広島)	3C221 1990.10
高池武竹	野田田野	信裕新	弘幸一昇	ピオローゲン置換ポリピロール膜電極の作製と電子移動反応系への適用	日本化学会 60秋季年会 (広島)	3F328 1990.10
高武竹	野田野	信新	弘一昇	電解重合高分子膜電極を利用する不斉反応	58有機合成シンポジウム (東京)	2-12 1990.11
高尾武竹	野形田野	信新	弘学一昇	立体選択機能をもつ導電性高分子電極における2-ナフトールの軸不斉電解反応	日本化学会 道支部冬季大会 (札幌)	1B18 1991.2
高池武竹	野田田野	信裕新	弘幸一昇	パラジウムブラックを固定化したピオローゲン置換導電性高分子電極におけるジフェニルアセチレンの電解接触水素化反応	日本化学会 道支部冬季大会 (札幌)	1B19 1991.2
高尾武竹	野形田野	信新	弘学一昇	キラル導電性高分子電極における2-ナフトールの軸不斉電解カップリング反応	日本化学会 61春季年会 (横浜)	2A710 1991.3
高池武竹	野田田野	信裕新	弘幸一昇	ピオローゲン置換導電性高分子電極を利用する電解還元反応	日本化学会 61春季年会 (横浜)	2A711 1991.3
Koji ANDO Eiji OBATA Koji IKEDA (北開試) Takashi FUKUDA (北開試)				Mixing Time of Liquid in Horizontal Stirred Vessels with Multiple Impellers	Canadian Journal of Chemical Engineering	68(Apr.) 278-283 (1990)
小高秋安	幡橋吉藤	英洋公	二志亮二	高レイノルズ数域固・液流動層による非球状粒子群の粒径分布測定	粉体工学会誌	27(5) 301-307 (1990)
秋八小安	吉幡幡藤	壽英公	亮雄二二	Ni/MgO触媒の調製法と触媒特性	石油学会誌	33(5) 324-326 (1990)



Takashi FUKUDA (北海試)					
Kiyoshi IDOGAWA (北海試)	Backmixing of Liquid in Horizontal Multiple-Impeller Vessels	Canadian Journal of Chemical Engineering	68(Des.) 1052-1056 (1990)		
Makoto AKIYOSHI Koji ANDO					
秋長小安 吉川幡藤 直英公	Ni/Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 上のメタノールのメタン化反応機構	日本化学会春季年会 (横浜)	1990.4.1		
千秋小安 場吉幡藤 正英公	ラセン状および直線状スピリリナによる二酸化炭素固定	化学工学会日光大会	1990.7.18		
小佐秋安黒 幡藤吉藤川 英敏 公真 (水道機工)	複合担体固定化微生物によるアンモニア態窒素の処理	化学工学会日光大会	1990.7.19		
橋加 藤英夫 (水道機工)					
小高秋安 幡橋吉藤 英洋 公	見掛け流動化開始速度と粒径分布の関係	化学工学会秋季大会 (金沢)	1990.10.12		
秋大小安 吉村幡藤 雅英公	アルコキシド法Ni/SiO <sub>2</sub> 系触媒の触媒作用と添加物効果	日本化学会 北海道支部冬季大会 (札幌)	1991.2.9		
吉山徳 田下田 幸昭 八郎	ガス体の光音響効果について	資源・素材学会道支部平成2年度春季講演会	1990.6.12		
吉中徳 田村田 拓昭 八郎	河川における懸濁粒子群のレーザー光減衰特性について	資源・素材学会道支部平成2年度春季講演会	1990.6.12		
吉石西星 田塚辻山 圭 満 (北大)	マイクロ波リモートセンシングにおける土壌の反射係数について	電気関係学会道支部連合大会講演論文集	1990.10.6		
吉石西 田塚辻 圭 昭	土壌表面の電磁波反射係数に関する一考察	室蘭工業大学開発技術研究会平成2年度研究発表会	1990.11.30		
平高恒吉 島森川田 (北大) 剛勝昌 (北大) 美豊	レーザー光伝搬損失を利用した鉱物処理プロセスのオンライン計測—複数の種類の固体粒子を含む懸濁液系での計測—	室蘭工業大学開発技術研究会平成2年度研究発表会	1990.11.30		
吉中徳武 田村藤 拓昭 八郎章	流れている液体に懸濁している粒子群のレーザー光減衰特性について	北海道応用地学合同研究会論文集	No 2 ,p32~37 1991.2		

吉田豊  
石塚圭  
徳田昭  
西辻一郎  
奥田昭

環境計測の電磁波による情報解析法に関する  
研究—土壌表面の電磁波反射係数について—

資源・素材学会  
'91春季大会  
研究・業績発表講演会

1991.3.29

理科 (物理・化学・図学)

Kazuyuki MATSUMOTO	Monte Carlo Study of the Multiple Exchange Model in Solid $^3\text{He}$	Physica B	(165&166) 829-830 (1990)
Kazuyuki MATSUMOTO	Monte Carlo Study of the Stipdonk- Hetherington Model in Solid Helium-3. — The Magnetic Susceptibility and Magnetic Phase Diagram —	J. Phys. Soc. Jpn.	(59) 4035-4040 (1990)
松元幸	二次元三角格子上のイジング模型の数値解析	日本物理学会 秋の分科会	1990.10.2
松元幸	固定 $^3\text{He}$ における磁性のモデルのモンテカル ロシミュレーション	日本物理学会 春の分科会	1991.3.24
山失厚 坂中雄 沖田光 金井宜 原井明 弘	電界効果型トランジスターを用いた湿度セン サー	日本化学会(北海道) 支部大会講演要旨集	1991.2.8
富土川計吉 奥島城忠正 見	白金担持セラミックス電極の二、三の燃料電 池反応に対する活性	日本化学会北海道支 部1990年夏季研究発 表会	1990.7.20
富土川計吉 奥島木正 鈴裕	Pt-Au-Sn錯体電極のNafion修飾 — メタノールおよびギ酸の酸化 —	電気化学協会北海道 支部第17回研究発表 会	1991.1.24
奥島正 富土川計吉 見城忠正 男	セラミックスに焼結した白金電極のNafion修飾 — メタノールおよびギ酸の酸化 —	電気化学協会北海道 支部第17回研究発表 会	1991.1.24
富土川計吉 荒又子 嶋津明 (北大)	エレクトロキャタリシスの展望と応用	アイピーシー	1991.8.20
杉野目章 井野藤義 伊吉野司 布川信 一	鉄筋コンクリート床スラブのたわみの変動要 因と影響量 (その1 規準・コンクリート強 度・積載荷重・温湿度)	日本建築学会大会 学術講演梗概集 (中国)	平成2年10月
布川信 井野藤義 伊吉野司 杉野目修 章	鉄筋コンクリート床スラブのたわみの変動要 因と影響量 (その2 施工精度・施工荷重)	日本建築学会大会 学術講演梗概集 (中国)	平成2年10月
井野目智 伊藤藤義 和森良 遠佐幸 藤薫 尚	ある事務所庁舎床スラブの積載荷重調査 (その1 調査の概要)	日本建築学会大会 学術講演梗概集 (中国)	平成2年10月

遠井 藤野 薫 杉野 目 章 伊藤 藤田 正 和森 広 義 佐 藤 幸 佐 野 尚 井 野 尚 野 日 章 中 藤 子 森 江 幸 遠 藤 薫	ある事務所庁舎床スラブの積載荷重調査 (その2 実積載荷重)	日本建築学会大会 学術講演梗概集 (中国)	平成2年10月
佐井 藤野 尚 野 日 章 中 藤 子 森 江 幸 遠 藤 薫	ある事務所庁舎床スラブの積載荷重調査 (その3 有効積載荷重)	日本建築学会大会 学術講演梗概集 (中国)	平成2年10月
Satoru INO Masayoshi ITO Akira SUGINOME Shin-ichi NUNOKAWA	A Survey of Dimensional Inaccuracy on Reinforced Concrete Floor Systems	Transactions of the Japan Con- crete Institute Vol. 12	Dec. 1990
井野 智 杉野 章 伊藤 正 佐藤 武 植松 義 後藤 尚 藤 是 藤 樹	学会RC規準の長期たわみ計算法の適合性の 検討(構造調査を行ったある建物の床スラブ を計算例として)	日本建築学会北海道 支部研究報告集 第64号	平成3年3月
井野 智 杉野 章 伊藤 正 布藤 義 遠藤 尚 野 敬	あるRC建物の床スラブに関する構造・材料 学的調査	日本建築学会北海道 支部研究報告集 第64号	平成3年3月
井野 智 杉野 章 伊藤 正 布藤 義	鉄筋コンクリート損傷床スラブの施工精度	コンクリート工学年 次論文報告集 Vol. 13. 2	平成3年3月

### 保健管理センター

平安 山 博 史 (北海道大学) 田 寿 一	剛性及び弾性血管内断面における血流速度分 布様式の理論的解析	脈管学会総会 (札幌)	1990.10.4
平山 博 史 魚住 野 功 超 一	循環系の集中定数回路モデルによる理論的研 究 — 心室、大動脈血圧と後負荷 —	電子情報通信学会 MEとバイオサイバ ネティックス研究会 (東北大学)	1990.11.16
上田 忠 一 平山 博 史 島 公 修 小野 功 一 (北海道大学)	最適制御論にもとづく心臓血管系血流動態の 解析	日本機械学会バイオ エンジニア部門、計 測と力学・生体への 応用研究会 (北海道大学)	1990.11.22
平山 博 史 小野 功 一	大動脈血流と動脈圧の最適制御理論にもとづ く解析(とくに心臓血管移植へ)	第3回北海道代用臓 器研究会 (北海道大学)	1991.1.20
平山 博 史 小野 功 一	血管断面内における血流速度分布様式の理論 的研究	計測自動制御学会 30周年記念流体計測 シンポジウム (東京)	1991.1.24
平山 博 史 魚住 野 功 超 一	血管系の分布定数回路モデル	応用物理学会	1991.1.28

平山博史 小野功一	循環器系の最適制御（とくに心室内圧、各容積比の理論解析）	自動制御学会 (札幌)	1991.2.3
平山博史 小野功一	1. 心室の可変弾性体理論による血圧の解析 2. 最適制御理論にもとづく大動脈血圧血流の再現	計測制御学会 30周年シンポジウム・ 適応制御研究会 (東北大学)	1991.2.21
平山博史 小野功一	心室可変弾性体モデルによる心室内圧、動脈血圧の理論的研究	日本生理学会総会 (京都)	1991.3.27
平山博史 小野功一 田寿一 (北海道大学)	動脈循環における最適性の解析	循環制御	Vol. 11 No. 4 p.509-516 (1990)
平山博史	循環系の集中定数回路モデルによる理論的研究 — 心室大動脈血圧と後負荷 —	電子情報学会技術研 報	IEICE MBE 90-73 p.45-52 (1990)
H. Hirayama T. Kobayashi H. Yasuda	A Dynamical Analysis of the Respiratory System by the Optimal Principle — Analysis of Inspiratory Phase.	Advances in the Bioscience. Control of Breathing and Dyspnea. Ed (T. Takishima ,N.S. Cherniack)	Vol. 79 p.93-95 (1991)

# CONTENTS

Science and Engineering

Nov. 1991

Whole No. 41

Experimental Study on Bending Strength of Four Pile Caps ..... Kazuo Ohtsuki, Kuniyasu Suzuki	1
On the Distributed Coupled-Line Digital Frequency Multipliers — Part II : Output Simulations to Cosine Half Wave Inputs..... Iwata Sakagami	21
Superconducting Magnetic Sensors (SQUID, QFP) and their Application..... Hideaki Nakane	35
Distribution of Seismic Intensities in Muroran City and Noboribetsu City by a Questionnaire Survey on the 1987.1.14 Earthquake ..... Kunio Kawauchi, Noritoshi Goto, Akira Muto	39
Formation of $TiB_2$ by Magnesium-thermic Reduction of $TiO_2-B_2O_3$ Mixture. ..... Shinji Hirai, Michiaki Tsuchiya, Hiroshi G. Katayama	61
Diffusion Bonding of WC-Co Hard Metal to Steel Using Mickle Foil as an Insert-metal ..... Tadashi Momono, Nobuyuki Degawa, Hiroshi G. Katayama, Isao Shibata, Yoshihiro Minato, Tatsuya Kanayama, Kazuhiro Yamaguchi, Masahiro Sakai, Isao Makino, Syuichi Kamota, Yasuki Miyakoshi	71
Semantic Analysis of a Declarative Language Based on Knowledge Representation ..... Hiroyoshi Baba, Ichiro Sugioka	87
A Mathematical Theory for Blood Flow Dynamics in the Arterial System an induction of blood flow velocity ..... Hirofumi Hirayama, Kohichi Ono, Hisakazu Yasuda	107
Other Achievements Studies for 1990 by Professor in this Institute.....	141

平成3年11月11日 印刷  
平成3年11月11日 発行 (非売品)

編集 室蘭工業大学  
発行

印刷 室蘭印刷株式会社  
室蘭市本町2丁目5番1号  
TEL (代) 24-5141