

呉工業高等専門学校

# 研 究 報 告

第6巻 第1号 (通巻第7号)

昭和45年10月 (1970)

## 目 次

1. JAMES BALDWIN のエッセイ	下 村 登	1
2. 等価線形化手法によるある化学プラント系の安定性の解析について	小 池 政 夫 富 田 豊	9
3. ポッシュ排気濃度と汙紙透過率との関係について	久保田 融 浜 田 憲 治	17
4. 3 歯車リンク機構の研究 (第1報)	糸 島 寛 典	25
5. スライダ・クランク機構の総合の研究 (第2報)	糸 島 寛 典	37
6. 往復等加速度カムの滑り率の研究 (第1報)	糸 島 寛 典	47
7. 導風板のある発動機の冷却について	二井内 信 司	61
8. 旋削された材料 (S45C) の粒変と残留応力	大 下 隆 章	67
9. Ca-Si 脱酸鋼の研削加工に対する適応性	里 信 敏 行	73
10. 各種珪物砂の急熱熱伝導特性と珪物組織	里 信 敏 行	79
11. 半導体調光装置による赤外線電球の温度調節	原 田 一 彦	85
12. 単相全波整流回路のアナログシミュレーション (第1報)	脇 所 広 司 山 下 英 生	93
13. 単相全波整流回路のアナログシミュレーション (第2報)	脇 所 広 司 山 下 英 生	101
14. 電離真空計の電源について	吉 野 信 行 黒 瀬 能 夫 太 田 博	113
15. 廊下に関する研究 (第1報)	清 和 四 士	119

# JAMES BALDWIN の エッセイ

——identity と love の問題を中心として——

(米 文 学) 下 村 登

James Baldwin's Essays

—Mainly on the Problems of Identity and Love—

Noboru SHIMOMURA

(Received August 1, 1970)

For some 250 years from the days their forefathers were kidnapped and dragged away from Africa to the American Continent to the days of the Emancipation in 1865, the American Negroes were forced to lead an extremely miserable life of slavery. After the Civil War, in pace with the grudging modernization of the American society, the American Negro literature was gradually taken into shape. There is no wonder that such literature was naturally protest against their oppressors, the whites, because in spite of the Emancipation there remained their miserable plight unchanged.

It was Richard Wright who first succeeded in establishing the Negro literature as protest. Next comes James Baldwin who aims at an emergence from protest. In his essays we can discern his sincere mental attitude with which he is trying to find his own broader and firmer ground to stand on as a man, not merely as a Negro. Hence comes the problem "identity". He realizes that he is not only a Negro but also an American. A negro, who has come to be conscious of his own weight and value, is spiritually enhanced loftier enough to think of accepting the whites with "love". Hence comes the problem of "love". In his essays, Baldwin repeatedly criticizes the Christian church for its hypocrisy and for some other reasons, while he very often mentions "God's love". These two remarks may sound contradictory with each other, but anyway he seems to be desperately in quest for "God's love", that is, religious love, true love. His "love" has a rather wide notion. Sometimes it means humanitarian love. He stresses the immediate need to reform the American society through the cooperation between "relatively conscious whites" and "relatively conscious blacks". And moreover he adds the phrase "like lovers" to this paragraph.

It seems to me that he is strongly insisting that the way to solve the Negro problem can be found only in the reform of consciousness of both the whites and blacks. And at the same time, it seems to me, under the present persistent unfavorable conditions against the Negroes he is being drifted in the ambivalence of his own insistence of acceptance and protest.

## § 1 緒 言

James Baldwinの *Notes Of A Native Son* (1955), *Nobody Knows My Name* (1961) と *The Fire Next Time* (1963) の三冊の論説の中には、彼の鋭く、しかも屈折した思想が、遠慮会釈なく叩きつけら

れている。先づ最初に、彼の思想の根底を探るために、奴隷とされた黒人の苦悩が如何であり、そして解放後黒人の意識が如何に変化して来たかの概略を述べた後で、彼の論説に現われた思想を究明する。

## § 2 黒人の意識の変化

「わたしは、合衆国の南部諸州において、百万にのぼる女性が、その国の法律によって、しかも自分たちには、なんら過失のないにもかかわらず、ぞっとするような売春の生活に陥れられている事実を、いまずぐにでも証明してみせることができる。多くの南部の州にあっては、もし女性が自分の潔白をまもるために、野獣のような攻撃者に立ちむかって、手を振りあげるようなことにでもなれば、彼女は法律によって死刑に処せられても文句はないのである。わたしはいっても証明できる。奴隷州の法律によって、三百万にのぼるそれらの州のひとつとが、婚姻する資格をまったく奪われている事実を。わたしはまた、ヴァージニア州が、その富の主要な源泉のひとつとして奴隷飼育に依存している事実をいつでも証明できる。ニュー・オルリンズの奴隷市場に行けば、古いヴァージニアの名門の血が、いまでも見出せるであろうとは、昔からよく知られていることだ。ほとんど白人とかかわらない女奴隷が、それらの市場において、やがて売られれば、勤めねばならない呪われた目的をはっきりと示しているような値段で売買されることも知られている。競売台にのせられて、売するためには、彼女らの若さも、優雅さも、美も、純潔も公衆の面前にさらされるのである。そのあいだ、悪らつな怪物どもは、まわりを取り巻いて居並び、金で膨らんだ懐に手をあて、好色な眼をかがやかせながら、この将来の犠牲者たちを見つめているのである。だが、わたしは、これ以上、裏をのぞくのはよそう。法律によって結婚が禁じられており、女性が単なる家畜の状態に落されている社会の状態というものが、どんなものであるかは、みなさんのご想像におまかせしよう。

思慮ぶかいひとたちに向って、これ以上言う必要はない。すでに、みなさんは、みなさんの想像にあるあの恐怖に満ち、身の手もよだつソドム（死海の近くにあった古都市。住民の罪悪のためにゴモラと共に天上からの火で滅ぼされた）と伝えられる。罪悪のはびこる場所。創世記18—19章）そのものにも劣らない状態を想像されるはずだ。奴隷所有者は例外なく、この恐るべき罪悪に手を貸しているのであり、共犯者なのだ。……」

これは、自分自身奴隷であったが、後に解放され、あらゆる困難をのりこえて、黒人解放の偉大な指導者となったフレデリック・ダグラス（Frederick Douglass）の「奴隷制度を論ず」という1850年の演説の一節である。ここでは奴隷制度の象徴とも言える、せり売台の上にのせられた呪われた運命の黒人娘たちを描いている。それら、うら若い娘達の中には、白人が自分の所有する奴隷の女に生ませた、白人と殆んど区別のつかない娘達も含まれていた。何故なら、奴隷の女の生んだ子供は当然に奴隷とされたからである。「このような行為が許されるものであるのか。鬼畜生にも劣るこのようなことが許されるものであろうか。奴隷所有者は、聖職にあるものであろうと、あるいは議員であろうとも、例外なく、このような犯罪の共犯者なのだ」と、奴隷となったことのある人でなければ、言えない程の、血を吐く程の苦痛の言葉で以て、白人社会を告白している。更に、黒人がおびえた私刑について述べている。

「……裁判官や陪審員の権利を勝手に奪ったこの連中は、殺人以外のあらゆる犯罪のうち、もっとも凶悪かつ残虐なものをわれわれの手で処罰するのだと公言している。彼らにしてみればこれが何よりの口実なのだ。この口実は、南部のみならず北部をも支配しているある種の偏見を即座に刺戟し、人々に、なるほどもっともだと思わせる。だから、あらゆる無法な暴力行為に対して、いつもきまった言いわけがなされる。——ニグロのやつが白人の女に暴行を働いたから、というわけだ。もうひとつ注目すべき事実がある。大衆の憤激を煽るものは犯罪そのものの非道さや極悪さではないということだ。強調されるのは加害者の人種別や皮膚の色である。ほかでもない、そこに激怒や憎悪の根拠がおかれる。道徳感情などそっちのけにして、ある階級が、他の階級に対して抱く例の嫌悪の感情に訴えようというわけだ。

過去二百年ないしそれ以上にわたって、南部の白人も黒人の女たちに対して同じ罪を犯してきたのに、その事実はほとんど人々の関心を——奴隷制度廃止論者を除けば、北部人の関心をすら——呼び起こしてはいない。この一事をもつてしても、人々が犯罪それ自体に対してではなく、加害者と被害者との皮膚の色の関係にもとづいて憎悪

の念を燃やしていることは明々白々である。

それでは、南部にわがもの顔で横行している私刑の罪は誰が負うべきものか？ もちろん無知な暴徒だけが悪いと言って片づけられる問題ではない。暴力を用いて留置場に押し入り、無残にも人間の生命を絶つ無謀な連中だけにすべての責任があるとは言えない。こうした手合いは大衆感情を生み出す張本人ではない。彼らは裁判所でも、判事でも、陪審員でもなく、いわば単なる死刑執行吏にすぎない。つまり南部の大衆感情に忠実に従っているだけなのだ——富や因習、新聞や教会がつくりあげる感情に。……」彼の言うように私刑の原因の多くは、白人の女を犯したということである。その刑は、その黒人の男根を引き抜いたり、しばり首にすることであった。時には、無実にもかかわらず、単なる嫌疑だけでも刑を受ける可能性もあった。此のようなリンチは、白人に対する憎悪をますます高めると同時に、白人も又、これに対する報復を恐れて黒人を危険視する。此のようにして、憎悪と恐怖の感情は相互の間に益々強まり、止まる所を知らなくなった。

フレデリック・ダグラス(Frederick Douglass)は、終りに次のように強調する。「リンチがはびこる南部諸州の不名誉、残酷さを消滅するには、南部の新聞人や聖職者たちが力を合わせて立ち上るべきである。北部人も声を大にして非難し、痛烈な批判を浴びせかけ、しかもその声に自ら耳を傾けるようになるまでは北部もやはり南部と同じく、この卑しい犯罪の連累者たることを免がれ得ない」

やがて、南北戦争や奴隷解放宣言を経て、アメリカが、社会体制の近代化へと進むに従って、黒人にも幾分余裕が生じ、アメリカ黒人文学も、ようやく蕾が開き始めた。しかし、依然として被圧迫階級であった黒人の文学が白人に対する「抗議」であったのは当然である。1940年 *Native Son* によって名声を博し、抗議文学を確立したのは、Richard Wright であった。

第二次大戦後、黒人文学の中に一つの大きな変化が見られる。そしてその変化は朝鮮戦争(1950—1953)以後急に強くなって来た。「戦争・軍隊」という外的要因によって拍車をかけられた。アメリカ社会の中に大きな変化が起りつつあったが、

このことが黒人文学の上にも影響を与えるのは当然で、ここに「抗議」からの脱皮が現われて来た。Ralph Ellison と James Baldwin らが此の傾向を代表している。例えば、Baldwin は、黒人解放に貢献したとも言われる Harriet Beecher Stowe の *Uncle Tom's Cabin* (1852) を批評して、論説集 *Notes Of A Native Son* の *Everybody's Protest Novel* (1949)の中で次のように述べている。

"Uncle Tom's Cabin is a very bad novel, having, in its self-righteous, virtuous sentimentality, much in common with Little Women.

Sentimentality, the ostentatious parading of excessive and spurious emotion, is the mark of dishonesty, the inability to feel; the wet eyes of the sentimentalist betray his aversion to experience, his fear of life, his arid heart; and it is always, therefore, the signal of secret and violent inhumanity, the mask of cruelty. Uncle Tom's Cabin—like its multitudinous, hard-boiled descendants—is a catalogue of violence." [(BANTAM) p. 10]

更に、黒人の恐怖心と白人の憎悪の対立を描いた Richard Wright の傑作 *Native Son* を批評して、その小説の主人公について、"Bigger is Uncle Tom's descendant, flesh of his flesh, so exactly opposite a portrait that, when the books are locked together, it seems that the contemporary Negro novelist and the dead New England woman are locked together in a deadly, timeless battle; the one uttering merciless exhortations, the other shouting curses." (ibid., p. 17) と *Uncle Tom's Cabin* を引合いに出して酷評している。最後に、「抗議小説」の失敗の原因を論じて、"But our humanity is our burden, our life; we need not battle for it; we need only to do what is infinitely more difficult—that is, accept it. The failure of the protest novel lies in its rejection of life, the human being, the denial of his beauty, dread, power, in its insistence that it is his categorization alone which is real and which cannot be transcended." (ibid., p.



17) と結論している。一見 Baldwin は、此等を、「抗議小説」という分類のもとに、酷評し、踏みつけ、無価値として破棄しようとするのかと思わせる。ところが、*Nobody Knows My Name* 中の *Alas, Poor Richard* (1961) によると全く逆であることが分る。即ち彼は此の *Everybody's Protest Novel* が、自慢であり、その独創的な意見の故に、Richard Wright にほめられるものと期待していた。彼は Wright の作品を自己の作品への跳躍台として利用したのである。又その作品は、彼が自分自身となる前に解明しなければならないスフィックスの謎だったのである。此は、今明確に言えることだが、酷評どころか、Wright への讃辭であったのだ。Wright は、彼には、偶像であった。人間ではなかったのである。Wright に対し人間の感情に対する信頼を、与えなかったことが、Wright の感情を害する原因であった。偶像は破壊されるために、作られるのだと彼は思う。彼が「抗議文学」と言う概念を攻撃することによって、Wright のみならず、全アメリカ黒人を裏切ったと、Wright は、彼を面前で罵倒した。そして、Wright が呼んだ。「抗議とはどんな意味か？ 文学は全部抗議だ。抗議でないたった一つの小説の名前を挙げることも出来はしないぞ」これに対して、“……All literature might be protest but all protest was not literature.” [*Alas, Poor Richard* (1961) *Nobody Knows My Name* (MICHAEL) p. 161] と、弱しく、Baldwin は返答した。すると、Wright は「又、君は芸術のための芸術と言うようなものを持出す」と非難する。ここに、両者の文学観・芸術観、更には人生観の相違が見られる。以上のように、Baldwin などの図る「抗議からの脱皮」と言っても、現実の社会はただちに抗議を中止するだけの条件が揃っているわけではない。文学の上でもそれは単純に「抗議文学」との絶縁をめざすものではない。

これまでの抗議を「止揚」する形で現われる。そこでは黒人という立場をもっと拡大して、人間としての自己の立脚点を深く掘下げてゆこうとする態度が見られる。彼の自叙伝と思われる *Notes Of A Native Son* 中の *Notes Of A Native Son* (1955) の中で次のように述べている。

“That bleakly memorable morning I hated the unbelievable streets and the Negroes and whites who had, equally, made them that way. But I knew that it was folly, as my father would have said, this bitterness was folly. It was necessary to hold on to the things that mattered.

The dead man mattered, the new life mattered; blackness and whiteness did not matter; to believe that they did was to acquiesce in one's own destruction. Hatred, which could destroy so much, never failed to destroy the man who hated and this was an immutable law.” [(BANTAM) p. 95]

黒白を問わず、人を憎悪することは愚かなことである。白いか黒いかが大切なことではない。此れが大切だと信ずる人や、又他人を憎悪する人は、破滅をまぬがれない。大切なのは、人生つまり人間そのものだと言張する。

## § 2 “identity” の問題——アメリカ人としての自覚

前述のように、Baldwin は黒人という立場をもっと拡大して、「人間」として自己の立脚点を掘下げ、自己の存在の意味を、自己の正体を探ろうとしている。彼は国内での人種問題の激しさに耐えきれず、24才の時、アメリカを去ってパリに住んだ。彼は単なる“Negro”、又単なる“Negro Writer”にはなりたくなかったのである。彼が、10年近くもヨーロッパに滞在したことが、アメリカの人種問題や、自己の問題を自由に反省する機会となった。ヨーロッパは白人と言わず黒人と言わず、その血筋や生れから完全に解放されて、自分は何者であるかを考えさせる世界であった。彼は言う。

“Like me, they had been divorced from their origins, and it turned out to make very little difference that the origins of white Americans were European and mine were African—they were no more at home in Europe than I was.” [*Discovery Of What It Means To Be An American*, (1959) *Nobody Knows My Name* (MICHAEL) p. 18]

白人にとって、ヨーロッパがもはや“home”でないのは黒人にとってアフリカが“home”でないと同じだ。又、彼が同族の故に親愛感を持ちたいと望むアフリカの学生達と会って感ずる。

“They face each other, the Negro and the African, over a gulf of three hundred years—an alienation too vast to be conquered in an evening's good-will, too heavy and too double-edged ever to be trapped in speech. This alienation causes the Negro to recognize that he is a hybrid. Not a physical hybrid merely: in every aspect of his living he betrays the memory of the auction block and the impact of the happy ending.”

[*Encounter On The Seine* (1950) *Notes Of A Native Son* (BANTAM) p. 104]

Negro は西欧文明の影響をあまり強く受け、それからぬけ出すことは出来ない。三百年の時間は、同族にもかかわらず、両者の間にどうしてもない裂け目を作っている。

“It is difficult to make clear that he is not seeking to forfeit his birthright as a black man, but that, on the contrary, it is precisely this birthright which is struggling to recognize and make articulate. Perhaps it now occurs to him that in this need to establish himself in relation to his past he is most American, that this depthless alienation from oneself and one's people is, in sum, the American experience.” (ibid., p. 104)

Negro は民族的に血のつながったアフリカの仲間達とは必ずしも同じ道を歩むことは出来ない。だからと言って、黒人としての“birthright”を放棄するのではなく、むしろ“Negro”であることを主張すると同時に“アメリカ人”であることを強く主張する。彼はベシイ・スミス (1895—1937。アメリカの黒人女性ジャズ歌手。「ブルースの女王」といわれた)。のレコードを持って、雪にかこまれたスイスの山奥に入り、黒人を初めて見る人々と接し、ヨーロッパ文明について考え、今は自分がアメリカを憎んでいないことを悟り、黒人であることに甘んじそしてアメリカ人であることを強く自覚する。

“In this long battle, a battle by no means finished, the unforeseeable effects of which will be left by many future generations, the whiteman's motive was the protection of his identity; the black man was motivated by the need to establish an identity. And despite the terrorization which the Negro in America endured and endures sporadically until today, despite the cruel and totally inescapable ambivalence of his status in his country, the battle for his identity has long ago been won.” [*Stranger In The Village* (1953) *Notes Of A Native Son* (BANTAM) p. 147]

スイスの山奥で彼が経験したような、訪問者として黒人を見る余裕はアメリカにはないのだ。

そこでは訪問者ではなく、市民なのだ。今や、Negro は白人の“bone of their bone”であり、“flesh of their flesh”なのであり、お互に離れることが出来ないのだと悟る。

前述のヨーロッパの自由の実感は社会的身分についても現われている。アメリカのようにだれもが自己の身分を持ち、しかもその身分が流動的な所では、身分について人は常に不安を感じ、社会的緊張が強い。

結局、だれもが身分を持ってないことであり、個性のない画一的存在となる。ところが、ヨーロッパでは、俳優も給仕も、みんなが、各々自分の身分に誇りを感じて、しかもお互いが、自由で友好的な関係を持つことが出来る。こうした身分の確立の上に存在する、だれにでも近づくことが出来るという自由感から、彼は、自分自身の重さ、価値を感じずようになった。

#### § 4 愛の問題

自己の重さ価値に目ざめた Baldwin は、*Fire Next Time* の最初の論説 *My Dungeon Shook* に於て、甥の James に次のように言います。

“There is no reason for you to try to become like white people and there is no basis whatever for their impertinent assumption that they must accept you. The really terrible thing, old buddy, is that you must accept them. And I mean that very seriously.

You must accept them and accept them with love." [(DIAL) p. 22]

「白人達のいう "acceptance and integration" をそのまま信じてはいけない。白人が君を accept すべきだと言う彼等の生意気な仮定の根拠は全くないのだ。実際は君が白人を accept しなければならないのだ。しかも "love" を以て。なぜなら、此等無智な白人達は、他に希望がないのであり、彼等には理解出来ない歴史にとらわれているのであるから。」ここでは、黒人がいたずらに卑下することなく、白人と対等に、否、時には、アフリカの王や王子の子孫としての誇りを持ち、"black beauty" (白人の作った判断の基準を排除し、黒人自らの判断の基準に従って、物事を見ようとする精神的運動) の誇りを以って、白人より一段高い精神的立場から白人に接する必要を説いている。彼はハーレムの教会の牧師の子として生れたため、宗教的雰囲気の中で育てられた。そのため、かえって教会の偽善にも気づき、教会だけではなく宗教そのものへも強い疑問を持つ。14才の夏、もろもろの罪の意識から、祭壇の下で苦しみつけ、夜が明けて、やっと助け起こされた。その時彼は思う。

"The universe, which is not merely the stars and the moon and the planets, flowers, grass, and trees, but other people, has evolved no terms for your existence, has made no room for you, and if love will not swing wide the gates, no other power will or can. And if one despairs— as who has not?— of human love, God's love alone is left. But God— and I felt this even then, so long ago, on that tremendous floor, unwillingly— is white. And if His love was so great, and if He loved all His children, why were we, the blacks, cast down so far? Why?" [*Down At The Cross* (1962) *The Fire Next Time* (DIAL) p.p. 44—45]

"human love" は論外としても、"God's love" だけは信じたいものである。だが、その神も、残念ながら、白人である。神でさえ、差別するのかと強い疑を表明している。又、彼の教会の慣習を支配する原理は、白人の教会のそれと全く同じで、

"Blindness", "Loneliness", "Terror" である。彼としては "Faith", "Hope", "Charity" と思いたいのだが、実際はそうではなかった。更に教会の侵略的な性格を次のように言っている。「教会自身が国旗の征服を認可し喜んでいる。そして征服が、西欧人の繁栄を招くものとして、神の favor の証明であるとして鼓吹した」と、非難しています。もし神という概念が、何らかの効用があれば、と次のように言う。

"If the concept of God has any validity or any use, it can only be to make us larger, freer, and more loving. If God cannot do this, then it is time we got rid of Him." (ibid., p. 61)

神の効用は人をより大きく、より自由に、もっと loving にすることであると主張する。もし、それが出来なかったら、神を捨てるべきだと断言している。しかし、この彼の言葉によって直ちに彼が神を捨て去ったと考えるのは早計である。

"I suggest that the role of the Negro in American life has something to do with our concept of what God is, and from my point of view, this concept is not big enough. It has got to be made much bigger than it is because God is, after all, not anybody's toy. To be with God is really to be involved with some enormous, overwhelming desire, and joy, and power which you cannot control, which controls you. I conceive of my own life as a journey towards something I do not understand, which in the going towards, makes me better.

I conceive of God, in fact, as a means of liberation and not a means to control others. Love does not begin and end the way we seem to think it does. Love is a battle, love is a war; love is a growing up.

[*In Search Of A Majority, Nobody Knows My Name* (MICHAEL) p.p. 114—115]

ここでは、神を解放の手段として見ている。更に、"love" について述べている。

"It is for this reason that love is so desperately sought and so cunningly avoided.

Love takes off the masks that we fear we cannot live without and know we cannot live within. I use the word "love" here not merely in the personal sense but as a state of being, or a state of grace—not in the infantile American sense of being made happy but in the tough and universal sense of quest and daring and growth."

[*Down At The Cross* (1962) *The Fire Next Time* (DIAL) p. 109]

Baldwin は、"love" を "state of being" 又は "state of grace" の意味で使っている。しかもその愛は、受身の愛ではなく積極的なしかも強固な探究、勇気、成長の意味である。此の言葉から判断すると、彼の言う "love" は、"God's love" 即ち真の意味の "love" を示したものと考えられる。彼の希求するものは此の真の "love" であり、それは、又、キリスト教の精髓に外ならない。

最後に、Baldwin は言う。

"If we—and now I mean the relatively conscious whites and the relatively conscious blacks who must, like lovers, insist on, or create, the consciousness of the others—do not falter in our duty now, we, may be able, handful that we are, to end the racial nightmare, and achieve our country, and change the history of the world. If we do not now dare everything, the fulfillment of that prophecy, recreated from the Bible in song by a slave, is upon us: God gave Noah the rainbow sign, No more water, the fire next time!" (ibid., p.119)

「白人と黒人とは歴史的に社会的にも、運命として一体なのである。今やすべては我々の手中にあるのである。そして両者が "lover" のようにお互いの意識を呼び起したり、維持したりしながら、協力して人種差別の悪夢を終らせる義務がある」と、強調する。今にして立ち上らなければ必ず神の報復を将来受けることを "No more water, the fire next time!" (もう洪水は起さないが、次は火だぞ) という旧約聖書からの黒人の歌を使って示している。

前述の "God's love" も、彼の "love is a bat-

tle, love is a war, love is growing up" と言う言葉から判断すると、むしろ旧約の厳しい神の愛に近いものを心に描いたと考えられる。即ち、旧約の神の愛は、常に鋭い批判を含む愛である。神は愛するがゆえに、またその罪をにくみ罰せずにはおかないのである。ここに畏るべき神の審きがある。この審判は一面から言えば神の怒の現われであるが、同時にそれは神の愛の結果なのだ。彼は前述のようにキリスト教会を批判するが、彼の理想とする神の愛、真の愛の姿は強烈に彼の胸中に存在を主張している。

## § 5 結 論

以上で、Baldwin の思想の根底をなす時代の推移による黒人の意識の変化を述べ、次に彼の三冊の論説に現われた彼の思想の二本の柱、即ち「黒人であると同時にアメリカ人としての自覚」と「愛」について述べた。自分自身奴隷であったフレデリック・ダグラス (Frederic Douglass) の生々しい怒りの声も、Baldwin の屈折した怒りの声も、不正に対する抗議という点からは、烈しさには殆んど差はない。法制的に奴隷であるか自由民であるか、法制的に市民として平等であるか否かの差はあるが、白人黒人両者の心の底には、今なお、白黒の差別が厳然と存在している。白黒の皮膚の色が絶対的なものとする者がいる。白人は黒人を劣等視し、黒人も、又、自ら卑下して、白人に受け入れてもらおうと卑屈になったり、絶望したりする。此の点に関して、Baldwin は両者の意識の改革と、協力の必要を説く。先づ、白人の心を「アメリカの神話」から解放することが、黒人の解放につらなると信ずる。彼には皮膚の色よりも、人間が、愛が大切なのだ。現実には、ブラック・ムスリムズの指導者マルコム・Xが、1965年に殺され、更に1968年には、非暴力を唱えたマーチン・ルーサー・キング牧師が暗殺された。いつも、黒人指導者は生命の危険にさらされているのだ。彼自身、おびえている。それでも、彼はアメリカを愛する。愛するが故に、その不正を厳しく批判し、糾弾するのだと主張しているように思われる。

(本稿は1970年6月、中・四国アメリカ文学会研究会シンポジウムに於て、発表された原稿に

加筆したものである。)

## 文 献

- |                         |                   |  |
|-------------------------|-------------------|--|
| BANTAM MODERN CLASSIC   | James Baldwin     | <i>Notes Of A Native Son</i> (1955)                |
| MICHAEL JOSEPH London   | James Baldwin     | <i>Nobody Knows My Name</i> (1961)                 |
| THE DIAL PRESS NEW YORK | James Baldwin     | <i>The Fire Next Time</i> (1963)                   |
| Evans                   | Fern Marja Eckman | <i>The Furious Passage Of James Baldwin</i> (1968) |
| J.B.LIPPINCOTT COMPANY  | Edward Margolies  | <i>Native Sons</i> (1969)                          |
| 早 川 書 房                 | 橋本 福夫編            | 黒人文学研究 (1968)                                      |
| 早 川 書 房                 | 福本 福夫編            | ニグロ・エッセイ集 (1968)                                   |
|                         | 浜本 武雄             |  |
| 新 教 出 版 社               | 高柳伊三郎著            | 基督教思想史概説 (1956)                                    |

(昭和45年7月31日受付)

# 等価線形化手法によるある化学プラント系の 安定性の解析について

(数 学) 小 池 政 夫・富 田 豊

Analysis on the Stability of a Chemical Plant System  
by the Method of Linearization

Masao KOIKE and Yutaka TOMITA

In this paper, we analyze approximately a limit cycle behaviour of chemical reaction in a continuous flow perfectly stirred tank reactor (C.S.T.R.) by the linearization technique, and grasp numerically the relation between the characteristic of this control system and the occurrence of the limit cycle. By using these results, we determine the necessary and sufficient condition that will always stabilize this control system.

## § 1 緒 言

化学反応器は、化学工学において主役を演ずる装置であるが、制御理論の対象としても極めて興味深い多くの問題を含んでおり、近年、その制御系の安定解析が鋭意研究され、著しい進歩をとげるに至った。

しかし、反応器における化学反応速度は、濃度と温度の非線形関数であらわされ、一般に非線形制御系としての取扱いをしなければならないので、反応の状態を定量的に直ちに知ることは極めて困難である。

そこで、著者らは、まずこれらの問題を非線形に多重入力がかかる系の安定性を考察する一般的な問題におきかえて、これに等価線形化手法を用いて解析を行ない、つぎに、具体例として Arrhenius の公式をとりあげ、その反応速度が系に印加される入力の濃度や温度とどのような関係があるかを考察し、その結果、リミットサイクルの発生することが確認された。したがって、ここでは、制御系の特性と、リミットサイクル発生の関係を数量的に把握し、つねに安定になるための必要十分条件（化学反応が完結し、定常状態に到達するための条件）を定量的に検討した。

## § 2 一般的考察

いま、図 1 に示すように、ある化学反応が完結して定常状態に到達したときの混合気体の濃度、温度、全圧力等（目標値）を  $x_{i1}(t)$ ,  $x_{i2}(t)$ ,  $\dots$ ,  $x_{in}(t)$  とし、これらと化学反応容器（制御装置）内で化学反応がおこったのちの濃

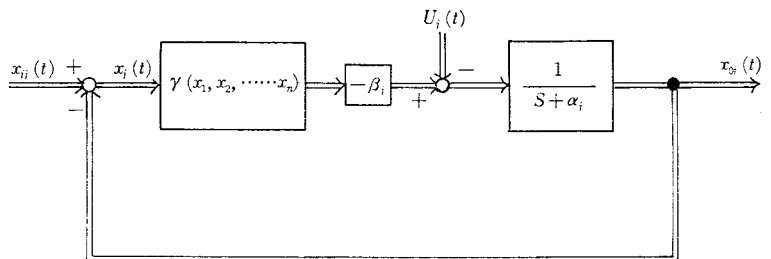


図 1



$$r(x, y) = k_0(\bar{C}_0 + x) \exp\left[-\frac{\lambda}{\bar{T}_0 + y}\right] - \bar{k} \cdot \bar{C}_0 \quad \dots\dots\dots (7)$$

の関係があるものとする。

このとき、実際に、系が安定になるための条件、すなわち、化学反応が完結しつねに定常状態に到達するための条件をしらべるため、まず系内のリミットサイクルの発生状態について検討する。

式(3)に対応する等価ゲインは

$$\kappa_1 = \frac{E[y^2]E[xr] - E[xy]E[yr]}{E[x^2]E[y^2] - E^2[xy]} \quad \dots\dots\dots (8a)$$

$$\kappa_2 = \frac{E[x^2]E[yr] - E[xy]E[xr]}{E[x^2]E[y^2] - E^2[xy]} \quad \dots\dots\dots (8b)$$

与えられ、式(6)に含まれる非線形関数  $r(x, y)$  は

$$r(x, y) = \kappa_1 x + \kappa_2 y \quad \dots\dots\dots (9)$$

のようになる。ただし、式(8)の  $E[x^2]$ ,  $E[y^2]$ ,  $\dots\dots\dots$ ,  $E[yr]$  は、式(7)を考慮して、次式のようになる。

$$\begin{aligned} E[x^2] &= \bar{x}^2 + \frac{A_x^2}{2}, \quad E[y^2] = \bar{y}^2 + \frac{A_y^2}{2}, \quad E[x \cdot y] = \bar{x} \cdot \bar{y} + \frac{A_x A_y}{2} \cos(\phi_x - \phi_y) \\ E[xr] &= \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} x r(x, y) d(\omega t), \quad E[yr] = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} y r(x, y) d(\omega t). \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (10)$$

式(9)を式(6)に代入し、両辺のラプラス変換を行ない、式(5)に対応する特性方程式を求めれば、次式のようになる。

$$F(S) = S^2 + (\alpha_1 + \alpha_2 - \beta_1 \kappa_1 - \beta_2 \kappa_2)S + \alpha_1 \alpha_2 - \alpha_1 \beta_2 \kappa_2 - \alpha_2 \beta_1 \kappa_1 = 0 \quad \dots\dots\dots (11)$$

したがって、この系がリミットサイクルをもつためには、式(11)の  $S$  の1次の項の係数(減衰項)が零になればよい。すなわち、

$$\alpha_1 + \alpha_2 - \beta_1 \kappa_1 - \beta_2 \kappa_2 = 0 \quad \dots\dots\dots (12)$$

である。そのとき、リミットサイクルの周波数  $\omega$  は

$$S^2 + (\alpha_1 \alpha_2 - \alpha_1 \beta_2 \kappa_2 - \alpha_2 \beta_1 \kappa_1) = 0 \quad \dots\dots\dots (13)$$

となるから、

$$\omega = \sqrt{\alpha_1 \alpha_2 - \alpha_1 \beta_2 \kappa_2 - \alpha_2 \beta_1 \kappa_1} \quad \dots\dots\dots (14)$$

のように得られる。しかるに、 $\kappa_1$ ,  $\kappa_2$  は未知数であるから、これらの値を求めるために、次の操作を行なう。非線形特性  $r(x, y)$  の入力  $x, y$  をそれぞれ

$$x = \bar{x} + A_x \sin(\omega t + \phi_x) \quad \dots\dots\dots (15a)$$

$$y = \bar{y} + A_y \sin(\omega t + \phi_y) \quad \dots\dots\dots (15b)$$

とし、その出力の第1調波を

$$r = \bar{r} + A_r \sin \omega t \quad \dots\dots\dots (16)$$

とすれば、

$$\begin{aligned} A_x &= \frac{\beta_1 A_r}{\sqrt{\omega^2 + \alpha_1^2}}, \quad A_y = \frac{\beta_2 A_r}{\sqrt{\omega^2 + \alpha_2^2}}, \quad \phi_x = \tan^{-1}\left(-\frac{\omega}{\alpha_1}\right), \\ \phi_y &= \tan^{-1}\left(-\frac{\omega}{\alpha_2}\right), \quad \bar{x} = \frac{\beta_1}{\alpha_1} \bar{r}, \quad \bar{y} = \frac{\beta_2}{\alpha_2} \bar{r} \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (17)$$

の関係式が得られる。ただし、

$$\bar{r} = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} r(x, y) d(\omega t) \quad \text{である。}$$

以上の関係から、試行錯誤法によって、われわれは、リミットサイクルをおこすときの  $A_r$ ,  $\omega$  を計算し、それをもとにして  $x, y$  を求めることができる(附録参照)。

いま、 $\beta_1 = -1$ ,  $\beta_2 = 300$  とし、 $\alpha_1 = 5.0$ ,  $\alpha_2 = 29.0 \sim 33.0$  としたときの  $A_r$  と式(12)の左辺(減衰項)



との関係は、図2に示すようになる。ここで、 $\alpha_2=31.0$ の反応曲線上の点A、点Bにおいては、それぞれ、不安定なリミットサイクルおよび安定なリミットサイクルをもち、 $\alpha_2=31.3$ の反応曲線は  $A_r$  軸に接するから、化学反応が完結して、つねに定常状態に到達するための条件、すなわち、つねに安定になるための条件の最下限を示している。

それらのリミットサイクルの形状を非線形特性への入力  $x$ ,  $y$  を両軸として 画けば、図3のような楕円形になる。

又、 $\alpha_1=10$ ,  $\alpha_2=31.0\sim 35.0$ のときの反応曲線は図4に示す。

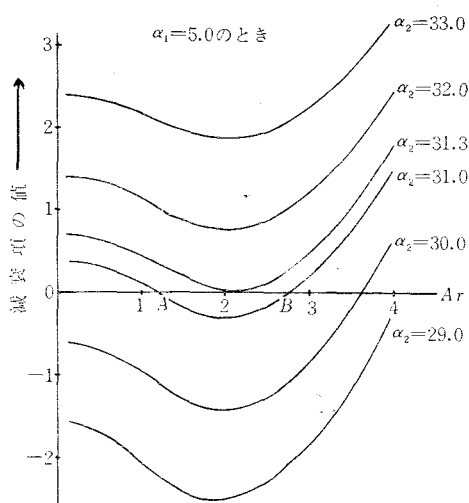


図 2

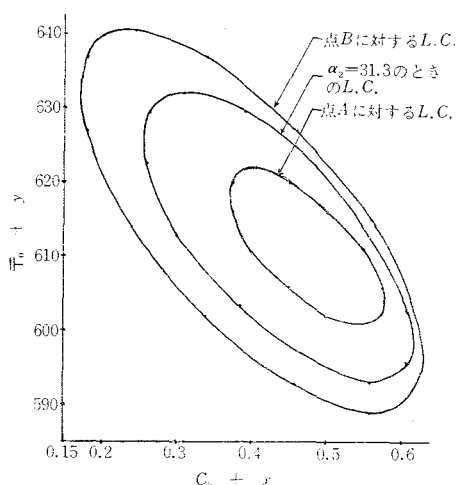


図 3

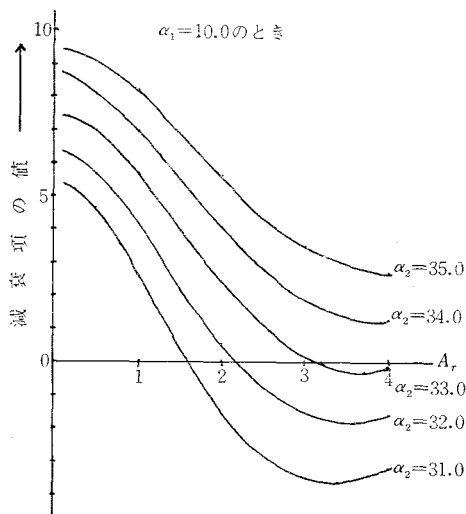


図 4

#### § 4 結 言

化学反応を考察するにあたり、反応速度式は、一般に非線形関数で与えられるので、その安定性の解析は、複雑な計算をとまなうので大へん困難であるとされている。そこで、著者らは、十分なおくれをもった線形制御要素が低域通過特性をもつことに注目して、等価線形化手法<sup>2)</sup>を適用して近似的にリミットサイクル<sup>4)</sup>の発生する状態を把握し、時定数等の変化にとまなうリミットサイクル発生の限界点を求めた。これは、化学反応がつねに安定になるための条件の最下限を示している。

なお、安定条件として Harriott 条件 (1964) がある。すなわち、この場合には

$$\alpha_1 + \alpha_2 + 5 > 0.135 \beta_2, \alpha_2 > 0.068 \beta_2 \dots\dots\dots (18)$$

で示されるが、この Harriott 条件は、この系がリミットサイクルをおこすか、あるいはつねに安定であるかのいずれかになる場合を示す条件式である。

図5に、著者らが考察してきた、つねに安定になる領域と、Harriott 条件を満足する領域とを同時に図示したが、この結果は、制御系の設計計画に大いに役立つものである。

なお、図5に示す両曲線の間の領域は、リミットサイクルをおこす領域を示すことになる。このリミットサイクルをおこす場合には、必ず1つは安定なリミットサイクルを含んでいることも認められるが、このことは、ここ数年来、リミット<sup>5)</sup>サイクルをおこす性質を利用した周期的操作を行なうための設計計画にも役立てうる。

終りにあたり、本研究について、終始ご指導いただいた 徳島大学工学部 添田喬教授、広島大学工学部 浜村司郎教授ならびに、数値計算にご協力いただいた 徳島大学大学院工学研究科学生 森住 昇君に深甚の謝意を表します。

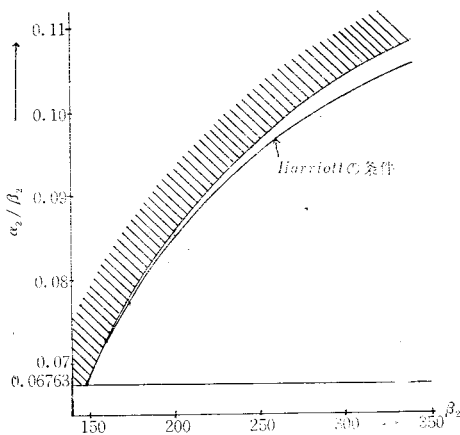


Figure 5

附 錄

(i) 式(3)について

非線形要素  $r$  は  $n$  個の等価ゲイン  $\kappa_1, \kappa_2, \dots, \kappa_n$  を用いて,

$$r = \sum_{i=1}^n \kappa_i x_i = \kappa_1 x_1(t) + \kappa_2 x_2(t) + \dots + \kappa_n x_n(t) \dots (\text{Ap. 1})$$

と表わされる。したがって、ひずみ関数  $d(t)$  は次式で表わされる。

$$d(t)=r(x_1(t),\ x_2(t),\ \cdots,\ x_n(t))-\sum_{i=1}^n\kappa_ix_i(t)\cdots\cdots\cdots(\text{Ap. } 2)$$

そこで、二乗平均偏差  $E[d^2(t)]$  を最小にする線形関数として等価ゲインを求めるため  $\partial E[d^2(t)]/\partial \kappa_i = 0$  を満足する  $\kappa_i$  を求めればよい。すなわち、

$$\sum_{k=1}^n \kappa_k \bullet E[x_i \bullet x_k] = E[r \bullet x_i] \quad \dots\dots\dots (\text{Ap. } 3)$$

$$(i = 1, 2, \dots, n)$$

で示される  $\kappa_k (k=1, 2, \dots, n)$  に関する  $n$  個の連立方程式をとりて  $\kappa_k$  を求める。

(ii) 式(5)について

式(4)において  $(S + c_j)/\beta_j = r_j$  とおけば, 式(4)は,

$$(\gamma_j - \kappa_j) X_j(S) = \sum_{k=1}^n \kappa_k \bullet X_k(S) (1 - \delta_{jk}) \dots\dots\dots (\text{Ap. } 4)$$

$$(j=1, 2, \dots, n)$$

で示される  $n$  個の連立方程式となる。ただし、 $\delta_{jk}$  は Kronecker 記号である。

この連立方程式が  $X_1=X_2=\cdots\cdots X_n=0$  以外の解をもつことから、係数の作る行列式  $D=0$  が成立し、これを変形して、

$$\begin{array}{|l} 1 - \frac{\tilde{\gamma}_1}{\kappa_1}, 1, 1, \dots, 1 \\ 1, 1 - \frac{\tilde{\gamma}_2}{\kappa_2}, 1, \dots, 1, \\ \dots \\ 1, 1, 1, \dots, 1 - \frac{\tilde{\gamma}_n}{\kappa_n} \end{array} = 0 \dots (\text{Ap. 5})$$

をうる。したがって

$$\prod_{i=1}^n \gamma_i \left( \sum_{j=1}^n \frac{\kappa_j}{\gamma_j} \right) = \prod_{i=1}^n \gamma_i$$

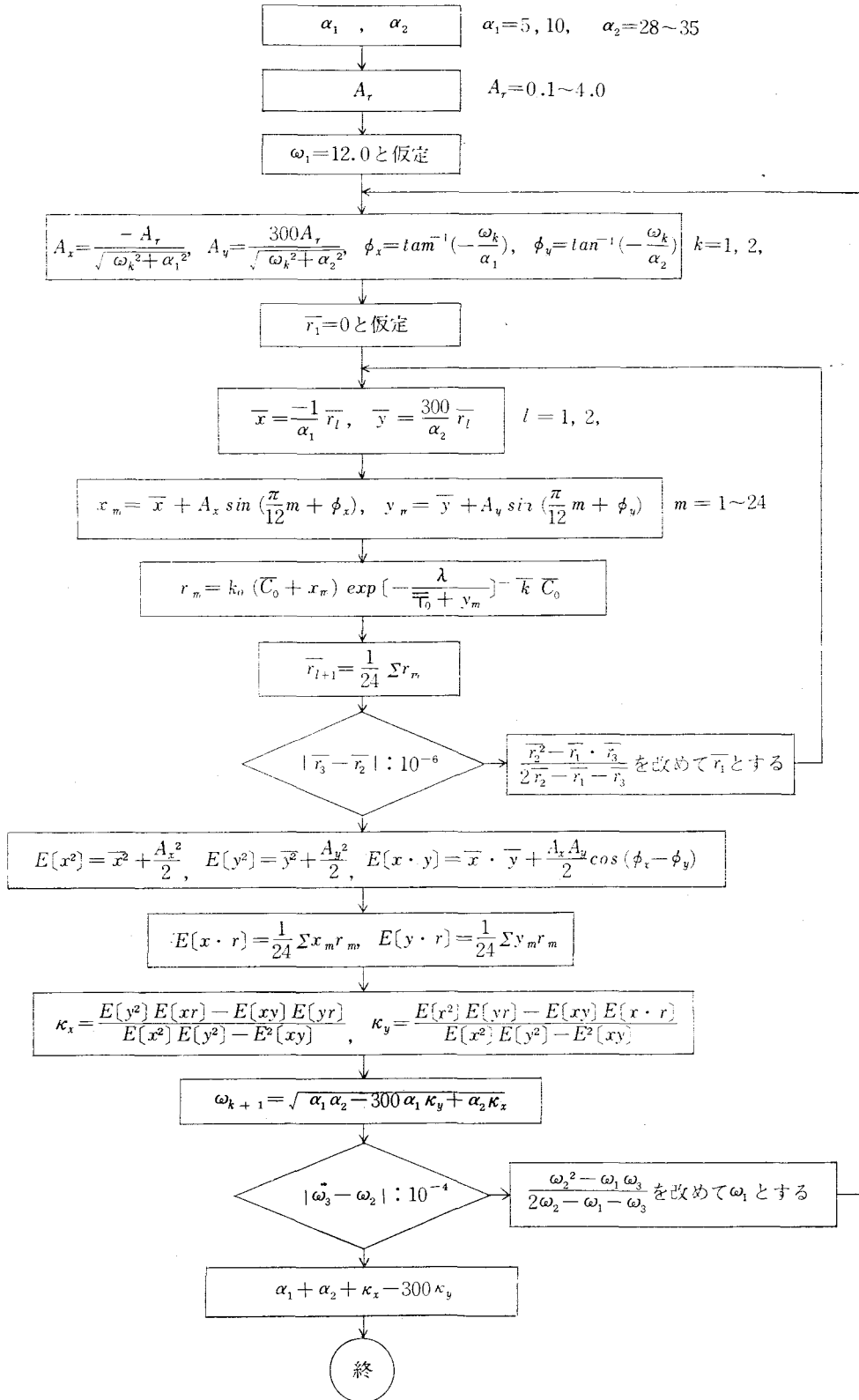
ゆえに  $\sum_{j=1}^n \frac{\kappa_j}{\gamma_j} = 1$  をうる。

(iii) 試行錯誤法による  $A_r$ ,  $\omega$  の計算について, その Flow chart と Program を次の頁に示す。

### 参 考 文 献

- 1) D.M. Borth and T.Z. Fahidy: International Journal of Control. Vol.7, No. 6 (1968)
- 2) 添田喬, 富田豊: 日本機械学会論文集, 277号 (昭44. 9)
- 3) 浜村, 小池, 富田, 日本機械学会講演論文集 No.69-5 (1969-10)
- 4) 富田, 小池: 日本機械学会講演論文集, No.705-1 (1970-7)
- 5) 松原正一, 西村義行: 計測と制御, 第8巻, 第8号 (昭44. 8)

(昭和45年7月31日受付)



```

TOSBAC-3400 TOPS-1 FORTRAN (VERSION-4F)

C ANALYSIS OF LIMIT CYCLE 1970.4.TOMITA
DIMENSION OMEGA(3),RBA(3),AR(50),XJ(24),YJ(24),YJ2(24),EXRSJ(24),EYR
SJ(24)
PRINT 300
9999 ACCEPT TAPE 29,ALFA1,ALFA2
9 FORMAT(2F10.5)
PRINT 39,ALFA1,ALFA2
39 FORMAT(//1H0.6HALFA1=F5.3,0X16HALFA2=F5.2)
PRINT 400
400 FORMAT(//1H 2HMM=0X,2HAR,9X,5HOMEGA,14X,3HBA,13X,5HSAFEN,12X,5HKAPAX,12X
5HKAPAY)
DO 10 I=1,40
AR(I)=FLOAT(I)*0.1
MM=1
OMEGA(1)=12.0
10 DO 20 K=1,2
AX=AR(I)*SQRTF(OMEGA(K)**2+ALFA1**2)
AY=300.0-AR(I)/SQRTF(OMEGA(K)**2+ALFA2**2)
PHIX=ATANF(-OMEGA(K)/ALFA1)
PHIY=ATANF(-OMEGA(K)/ALFA2)
RBA(1)=0.0
20 DO 60 L=1,2
YBA=-1.0/ALFA1-RBA(L)
YBA=300.0/ALFA2-RBA(L)
RS=0.
DO 30 M=1,24
XJ(M)=XBA+AX*SINF(0.261799*AJ(M))+PHIX)
YJ(M)=YBA+AY*SINF(0.261799*AJ(M))+PHIY)
RJM=1.0+0.1*0.001*(0.5+XJ(M))*EXP(-20130.6/(610.0+YJ(M)))-2.5
RS=RS-RJ(M)
30 CONTINUE
RBA(L+1)=RS/24.0
60 CONTINUE
IF(ABSF(RBA(3)-RBA(2))-0.00001) 1,2,2
2 RBA(1)=RBA(2)+2*(RBA(1)+RBA(3))/(2.0+RBA(2)-RBA(1)-RBA(3))
GO TO 201
1 EXSK=XBA**2+AX**2-0.5
EYSK=YBA**2+AY**2-0.5
EXY=XBA*YBA+AX*AY*COSE(PHIX*PHIY)*0.5
EXRS=0.
DO 40 M=1,24
EXRSJ(M)=XJ(M)*RJM
EXRS=EXRS+EXRSJ(M)
40 CONTINUE
EXR=EXRS/24.0
EYRS=0.
DO 50 M=1,24
EYRSJ(M)=YJ(M)*RJM
EYRS=EYRS+EYRSJ(M)
50 CONTINUE
EYR=EYRS/24.0
XKAPAX=(EYSK*EXR-EXY*EYR)/(EXSA*EYSK-EYX**2)
XKAPAY=(EXSK*EYR-EXY*EXR)/(EXSK*EYSK-EYX**2)
WWW=ALFA1-ALFA2-300.0+ALFA1*XKAPAX+ALFA2*XKAPAY
IF(WWW) 59,49,49
9 OMEGA(K+1)=SQRTF(WWW)
20 CONTINUE
IF(ABSF(OMEGA(3)-OMEGA(2))-0.0001) 3,11,11
4 OMEGA(1)=(OMEGA(2)**2-OMEGA(1)*OMEGA(3))/(2.0+OMEGA(2)-OMEGA(1)-OMEGA(3))
MM=MM+1
IF(MM-50) 101,101,3
3 SAFEN=ALFA1+ALFA2+XKAPAX-300.0+XKAPAY
PRINT 15,MM,AR(1),OMEGA(3),RBA(3),SAFEN,XKAPAX,XKAPAY
15 FORMAT(1H 12X,4X,F5.2,5(CX,14,6))
10 CONTINUE
GO TO 9999
25 PRINT 69
69 FORMAT(1H0.18H*****UN-TABLE*****)
GO TO 9999
300 FORMAT(1H1.20X,33H ANALYSIS OF LIMIT CYCLE BY TOMITA)
CALL EXIT
END(1.0,0.1,0)

```

# ボッシュ排気濃度と濾紙透過率との関係について

(機械工学科) 久保田 勲・浜田 憲治

## On the Correlation between Bosch Smoke Value and Carbon Particles passing through Filter-Paper

Isao KUBOTA and Kenji HAMADA

When we discuss the smoke concentration of the diesel engine exhaust gas, it is common to assume that 100% of carbon particles is left on the surface of the filter-paper.

But practically, we suppose, not a little amount of carbon particles will pass through the paper, unmeasured.

If this is true, we can not get accurate information about the smoke concentration from the Bosch samples.

In this paper we have tried to disclose the reality of Bosch smoke value, experimentally measuring the passing amount of carbon particles through the filter-paper.

### § 1 緒 言

ボッシュ式排気濃度計を用いてディーゼル機関の排気濃度を論ずる場合には、排気中のカーボン粒は100% 濾紙に吸着されるものと仮定するのが普通であるが、実際には濾紙を透過して測定に乗らないカーボン粒子が相当量あると推定される。この透過量は濾紙の諸性質によっても異なるであろうし、また運転条件によっても変動するかも知れない。透過量が甚だしく多い場合は、そのことを念頭に置いて判断しないと、試料の活用を誤ることもなる。

本報告は、実験的に上記透過量をしらべ、それとの関係においてボッシュ排気濃度なるものの実態を明らかにしようと試みたものである。

### § 2 実験の内容

排気管系の途中に消音器を取付け、その後方の、排気ガスが充分に randomize されたと考えられる一定の場所に採取用ゾンデを挿入し、ボッシュ濃度計用標準濾紙5枚を1組として排気ガスを濾過採取し、各構成濾紙1枚毎の濃度を測定した。その結果は表1のとおりである。表中  $S\%$  の数値は、第1枚目の濾紙に対する各濃度の割合を示したものである。

排気ガス中に含まれるカーボン粒の重量濃度を  $x (mg/m^3)$  とすれば、ボッシュ濃度  $S$  と  $x$  との間には、カーボン粒子の重りがなかった場合、次の理論式が成立することはよく知られている：

$$S = 10(1 - e^{-kx}) \dots\dots\dots ①$$

ただし  $k$  は常数である。

したがって次式が得られる：

$$kx = \ln \left( \frac{1}{1 - S/10} \right) \dots\dots\dots ②$$

表1の  $S$  絶対値を②式に代入してもとめた  $kx$  の値およびその百分率を示すと表2のようになる。図

表 1 透 過 試 験

項目 枚 目 条 件	S 絶 対 値					S %				
	1	2	3	4	5	1	2	3	4	5
900 × 4/4	2.5	1.25	0.7	0.4	0.3	100	50	28	16	12
900 × 3/4	2.0	1.0	0.6	0.4	0.3	〃	50	30	20	15
900 × 2/4	1.0	0.5	0.3	0.2	0.1	〃	50	30	20	10
900 × 1/4	1.1	0.5	0.3	0.1	0.1	〃	46	30	9	9
900 × 1/8	1.2	0.7	0.4	0.3	0.2	〃	58	33	25	17
900 × 0	1.3	0.9	0.6	0.4	0.35	〃	69	46	31	27
1000 × 4.4/4	2.5	0.8	0.4	0.2	0.2	〃	32	16	8	8
1000 × 3/4	2.2	1.35	0.8	0.6	0.5	〃	61	36	27	23
1000 × 2/4	1.8	1.1	0.7	0.5	0.5	〃	61	39	28	28
1000 × 1/4	1.6	1.0	0.6	0.4	0.3	〃	63	38	25	19
1000 × 1/8	1.4	0.9	0.6	0.45	0.35	〃	64	43	32	25
1000 × 0	1.4	1.0	0.6	0.45	0.4	〃	71	43	32	29

表 2 透 過 量 計 算 値

項目 枚 目 条 件	kx						百 分 比 %					
	1	2	3	4	5	計	1	2	3	4	5	計
900 × 4/4	0.2852	0.1310	0.0719	0.0392	0.0296	0.5569	51	24	13	7	5	100
900 × 3/4	0.2231	0.0953	0.0610	0.0392	0.0296	0.4482	50	21	14	9	7	100
900 × 2/4	0.0953	0.0517	0.0296	0.0198	0.0100	0.2064	46	25	14	10	5	100
900 × 1/4	0.3361	0.1394	0.0864	0.0404	0.0237	0.6260	54	22	14	6	4	100
900 × 1/8	0.2523	0.1329	0.0813	0.0590	0.0445	0.5700	44	23	14	10	8	100
900 × 0	0.2796	0.1787	0.1220	0.0784	0.0708	0.7295	38	25	17	11	10	100
1000 × 4.4/4	1.1621	0.3393	0.1661	0.0915	0.0692	1.8282	64	19	9	5	4	100
1000 × 3/4	0.2484	0.1458	0.0834	0.0610	0.0517	0.5899	42	25	14	10	9	100
1000 × 2/4	0.1989	0.1178	0.0719	0.0517	0.0517	0.4920	40	24	15	11	11	100
1000 × 1/4	0.1740	0.0953	0.0610	0.0392	0.0296	0.3991	44	24	15	10	7	100
1000 × 1/8	0.2948	0.1951	0.1220	0.0842	0.0804	0.7765	38	25	16	11	10	100
1000 × 0	0.2887	0.1723	0.1194	0.0842	0.0688	0.7334	39	24	16	12	9	100

1はこれをプロットしたもので、(a)は特性線の全容を、(b)はその一部を拡大して示してある。また図2は表1のS%をプロットしたものである。

図1によれば、排気ガス中のカーボン粒子の約40~45%だけが第1枚目の濾紙表面に吸着され、残りの約60~55%は濾紙を通過して測定には乗らないことがわかる。

図1—(b)でさらに興味深いことは、軽負荷になるほど濾紙を通過するカーボン量が多くなる傾向の観

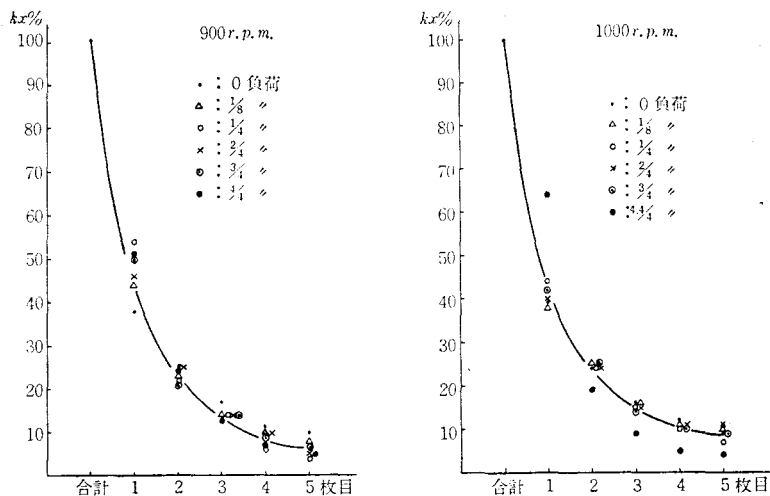


図 1 (a)

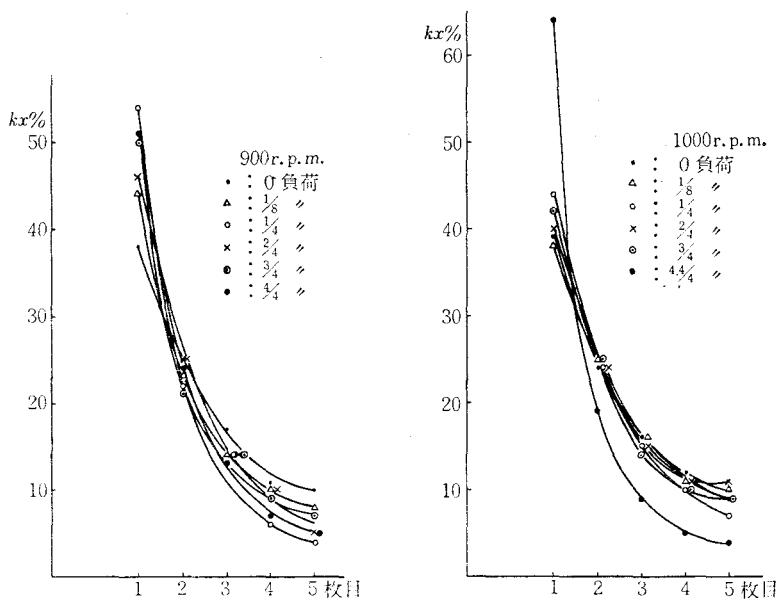


図 1 (b)

われることである。広安の研究によると、噴射量が減ずるにつれて噴霧粒径の小さくなることが報告されており、カーボン粒子の微細化の傾向もこれに比例すると考えると、軽負荷運転になるにつれて、沪紙透過率も増加することになる。

本実験機関は予燃焼室式のヤンマー 1LEL ディーゼル機関であるが、直噴式機関では透過特性は、前記実験結果とは可成り違ったものとなることが予想される。すなわち、直噴式機関では噴霧粒が予燃焼室式機関にくらべて大きいと言われていることから、同じ重量濃度の排気でも、沪紙に捕捉されるカーボン粒の比率が増すため、直噴式の方が濃ゆく測定されるのではないかと推定される。

図 1 の特性曲線は、横軸を沪紙厚さとした場合の沪過特性曲線にはかならないが、例えば試験沪紙 2 枚分の厚さを持つ沪紙のボッシュ濃度  $S$  は、図 1 より得られる 1 枚目、2 枚目の沪紙のそれぞれの  $kx$  を



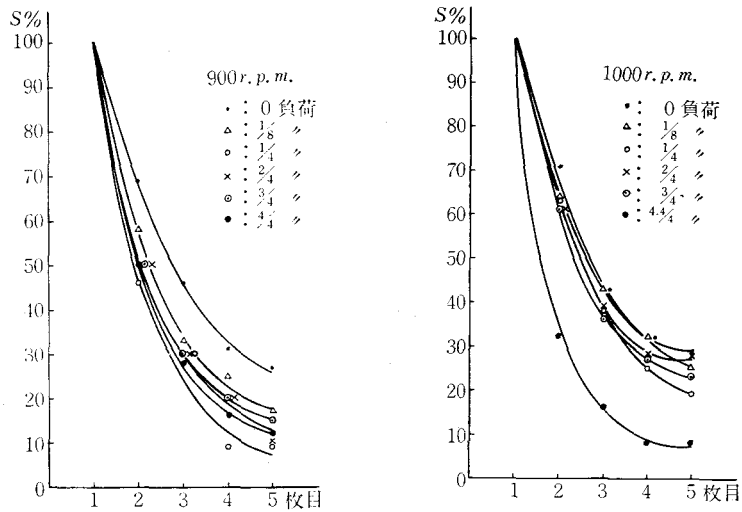


図 2

表 3 沪紙厚さと濃度の関係

試料 条 件	$S_1$	$S_2$	$S_3$	$S_4$	$S_5$	5枚重ね沪紙厚さ(4カ所測定)					備 考
						1	2	3	4	平均	
900 × 4/4	2.5	2.7	2.75	2.75	2.75	139	141	139	140	140	単位: 0.01mm
900 × 3/4	2.0	2.23	2.3	2.3	2.3						
900 × 2/4	1.0	1.22	1.35	1.35	1.35						
900 × 1/4	1.05	1.2	1.2	1.2	1.2	147	148	146	147	147	※※ 厚 目
	1.2	1.4	1.4	1.4	1.4	146	146	147	146	146	※※ //
	0.9	1.15	1.25	1.25	1.25						
900 × 1/8	0.9	1.2	1.3	1.35	1.35	132	137	135	132	134	※ 薄 目
	1.45	1.6	1.65	1.65	1.65	144	144	144	145	144	
900 × 0	1.3	1.6	1.7	1.75	1.75	133	136	130	132	133	※ 薄 目
	1.3	1.6	1.65	1.7	1.7	134	133	131	134	133	※ //
1000 × 4.4/4	2.65	2.8	2.85	2.85	2.85	144	147	146	144	145	
	2.50	2.6	2.6	2.6	2.6	148	149	148	149	148.5	※※ 厚 目
	2.25	2.4	2.4	2.4	2.4	146	148	150	147	148	※※ //
	2.7	2.9	2.95	2.95	2.95						
1000 × 3/4	2.2	2.45	2.5	2.5	2.5						
1000 × 2/4	1.75	2.0	2.1	2.1	2.1						
1000 × 1/4	1.6	1.9	1.95	1.95	1.95						
1000 × 1/8	1.2	1.5	1.55	1.55	1.55						
	1.5	1.8	1.9	1.9	1.9						
1000 × 0	1.25	1.5	1.6	1.6	1.6						
	1.5	1.8	1.82	1.82	1.82						

加え合わせたものに相当する $S$ の値とは異なる筈である。何故かという、この場合は滲紙の厚さだけではなく、滲紙の透明度が介入してくるからである。

表1の5枚1組の各試料について、1枚目単独の $S_1$ 、1枚目と2枚目を重ねて測定した場合の $S_2$ 、1枚目、2枚目、3枚目を重ね合わせて測定したときの $S_3$ 、…という具合に実測値をまとめてみると表3を得る。これによれば、表中ハッチングで示すように、大体3枚重ね( $S_3$ )に相当する厚さまでは、滲紙枚数と共に濃度測定値は増加してゆくが、それ以上の枚数となると濃度は一定となり、枚数の影響は認められなくなる。※印のものは4枚重ねまで濃度が増加しているが、この滲紙群は紙厚が薄く、したがって滲紙の透明度が比較的高いためと考えられる。※※印の滲紙群は逆に厚目のため透明度がひくく、2枚重ねまでで濃度増加は止まっている。

図3はこれを図に示したものであるが、縦軸には1枚単独の濃度に対する百分率をとってある。これによれば、現在の標準滲紙1枚で排気濃度を論ずるのは実態把握からは可成りかけ離れており、図3に見られるように、低負荷になるほど誤差率は大きくなり、図3においても最大50%の把握漏れのあることがわかる。※印の滲紙群の平均厚さを $1.33\text{mm}/5\text{枚}$ とすれば、4枚重ねでは $1.33 \times \frac{4}{5} = 1.07\text{mm}$ となり、いくらかでも実態に近い情報を得るという目的のみを考えた場合には、約 $1.0\text{mm}$ 程度の厚さの単独滲紙を使用した方がより合理的であると言える。すなわち、この程度の厚さの滲紙を用いれば、図1よりみて、約85~90%のカーボンが捕捉されることになる。

表4は滲紙の種類を変えて実験したものである。規格の項は、カタログに示された最大滲過物の直径を表わす。これをみても、同一運転条件下における同一濃度の排気からとった試料

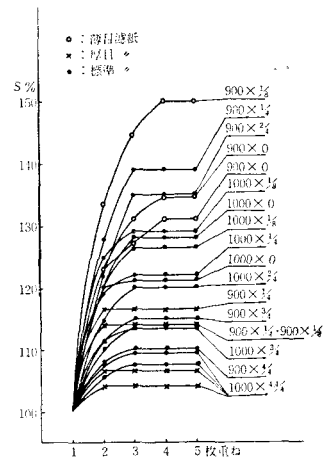


図 3

表 4 滲紙の種類の影響 (900×4/4)

滲紙 \ 試料	1	2	3	4	5	平均	規格
ボッシュ用滲紙	4.3	3.7	4.1	4.0	4.4	4.1	
化学用普通滲紙 (B)	4.5	4.3	4.0	3.7	3.8	4.06	2 $\mu$
〃 硬質滲紙	5.6	5.4	5.0	5.5	5.3	5.36	0.7 $\mu$

でも、滲紙の種類によって測定値が著しく異なることがわかる。これはまた図1および図2の裏付けにもなる。

さて、以上述べたように、カーボン粒子の滲紙透過率は非常に大きいことがわかったが、さらにこの透過率は重量濃度によって変化すると推定される。すなわち、重量濃度が大なるほど滲紙の目は速やかにカーボン粒で閉塞され、目詰り現象が生じ、透過率は減少するのではないかと推定される。

表5はこの推定を確かめるために実験したもので、5枚1組の滲紙で先づ試料を採取し、その第1枚目の滲紙に新しい滲紙4枚を加えて1組として次の試料をとる。このように第1枚目の滲紙だけは同一のものを用いて5回採取した結果が表5である。これをプロットしたものが図4で、これによれば1枚目滲紙の濃度増加と、2枚目以下の滲紙の濃度減少（すなわち透過率の減少）との関係が明らかである。図中点線で示したものは、2枚目以下の透過濃度の総計を示す（重量濃度の特性とボッシュ濃度の特性は、実験領域内では殆ど一致するので、便宜上後者を用いて表わした）が、目詰り現象により、ほぼ指数曲線的に減少することがわかる。図の横軸は重量濃度比を表わしていると考えてよく、①の特性曲線

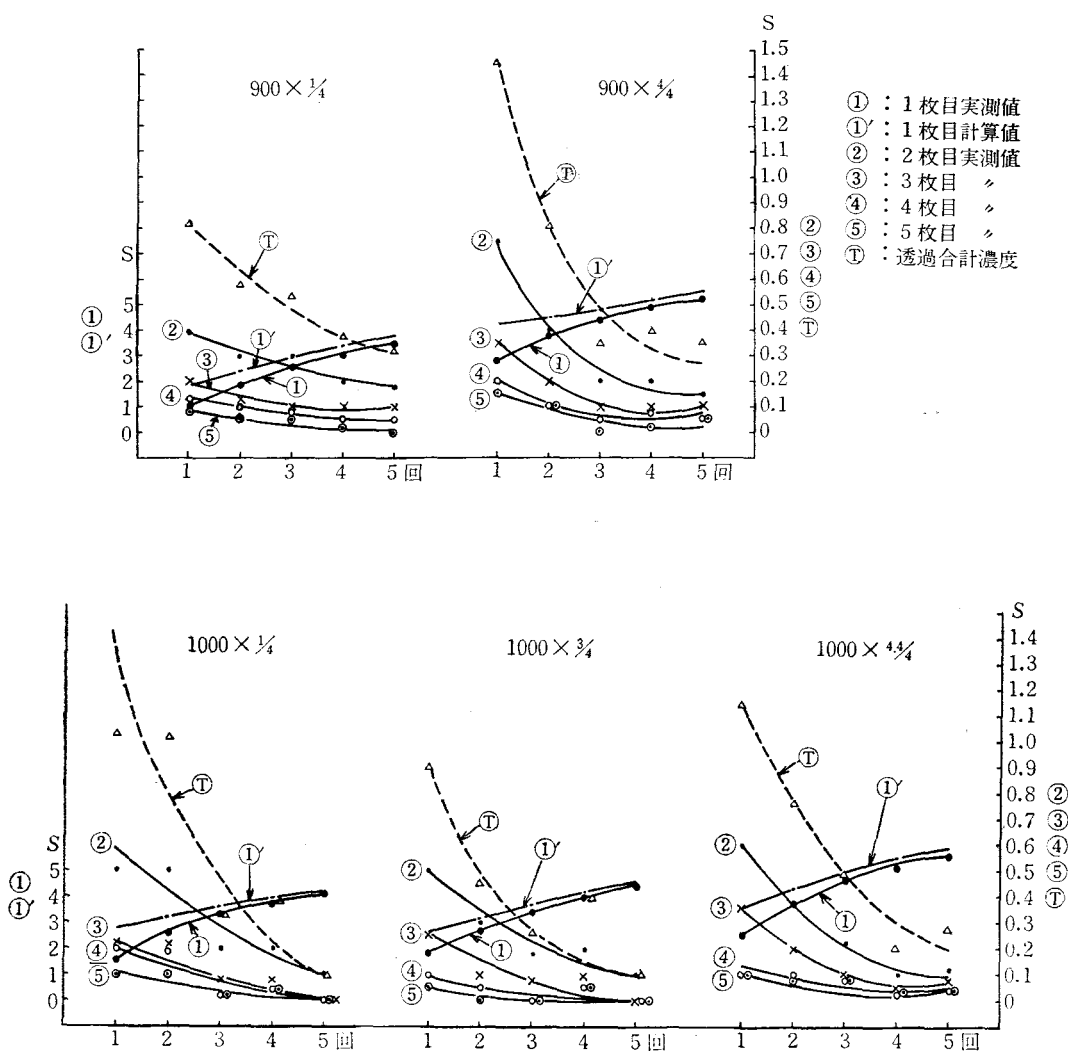


図4 カーボン蓄積試験

表5 カーボン蓄積試験

条件	枚目	1	2	3	4	5	1枚目の透過回数
900 × 1/4		1.15	0.4	0.2	0.12	0.1	1
		1.85	0.3	0.13	0.1	0.05	2
		2.6	0.3	0.1	0.08	0.05	3
		3.0	0.2	0.1	0.05	0.02	4
		3.4	0.18	0.1	0.05	0	5
900 × 4/4		2.8	0.75	0.35	0.2	0.15	1
		3.8	0.4	0.2	0.1	0.1	2
		4.4	0.2	0.1	0.05	0	3
		4.85	0.2	0.1	0.08	0.02	4
		5.2	0.15	0.1	0.05	0.05	5
1000 × 1/4		1.5	0.5	0.22	0.2	0.1	1
		2.6	0.5	0.22	0.19	0.1	2
		3.25	0.2	0.08	0.02	0.02	3
		3.7	0.2	0.08	0.05	0.05	4
		4.1	0.1	0	0	0	5
1000 × 3/4		1.8	0.5	0.25	0.10	0.05	1
		2.75	0.3	0.1	0.05	0	2
		3.4	0.18	0.08	0	0	3
		4.0	0.2	0.1	0.05	0.05	4
		4.4	0.1	0	0	0	5
1000 × 4.4/4		2.5	0.6	0.35	0.1	0.1	1
		3.8	0.38	0.2	0.1	0.08	2
		4.6	0.22	0.1	0.08	0.08	3
		5.1	0.1	0.05	0.02	0.03	4
		5.55	0.12	0.08	0.04	0.04	5

は重量濃度とボッシュ濃度実測値との関係を示すものである。①' 曲線は、これに、透過損失濃度すなわち①曲線の値を加えたもので、本来の母集団の濃度実態は、この①' 曲線で示されるべき筈のものが、目詰り現象による透過率の変化のために、試料濃度としては①の曲線として採取されることになる。

### § 3 結 言

ディーゼル機関の排気濃度測定に用いられるボッシュ濃度  $S$  なるものは、その実用性に関する論議は兎も角としても、重量濃度のように排気ガスの実態を正確に表わすものではないことが、本実験で明らかとなった。すなわち、 $S$  の実測値には透過率が著しい影響を与え、特に使用濾紙のメッシュ、厚さ、透明度、目詰り現象などの影響が大きく、この点から適正濾紙設計への一方向が示唆されることが考えられる。さらに機関の運転条件による発生カーボンの粒度分布変化が透過率に影響し、排気濃度の実態把握をますます複雑にすることも判明した。

以上の考察は、「カーボン粒子の重なり」はないとの仮定のもとにおこなったが、「重なり」についての検討はさらに別報でおこなってみたい。

### 参 考 文 献

- (1) 広安博之：噴射装置の理論と測定（その4）内燃機関 Vol. 6, No.59, 1967—5, p.79

（昭和45年7月31日受付）

# 3 歯車リンク機構の研究 (第 1 報)

(機械工学科) 糸 島 寛 典

Studies on the 3-Gear Drives (Report 1)

Hironori ITOSHIMA

The motion of the driven shaft on the link mechanism which is composed of a gear mounted eccentrically on the driving shaft, an idler gear and a driven gear is discussed analytically.

If the center-distance is made equal to a critical value, the driven gear dwells for an instant, and then the angular acceleration of the driven shaft at the start or stop point becomes zero.

If the driving and driven gears are made the same size, the relation of the critical center-distance  $d$  and the eccentricity  $e$  can be expressed with a binomial equation of  $d^2$  or  $e^2$ .

## § 1 結 言

3 歯車リンク機構は写真 1 および 図 1 の略図で示される機構で、駆動歯車 2、中間歯車 3、被動歯車 4 の 3 つの歯車とそれらを結ぶリンクで構成され、偏心して回転する駆動歯車の等速回転に対し、被動歯車の回転は一樣でなく、駆動歯車の偏心量、各歯車の大きさ、軸間距離によって一時停止、あるいは一部逆転等の大変興味のある運動を行う。

本機構の被動歯車が一時停止を行うため軸間距離の計算について Chironis<sup>1)</sup>の著書の中で Hirschhorn の研究が紹介され、それには駆動歯車と被動歯車の大きさの異なる一般の場合についての計算式を述べているが、その方法では逆に軸間距離を与えて 駆動歯車の偏心量を計算することができず、また被動歯車の運動すなわちその角変位、角速度および角加速度の算出方法が示されていない。

本研究においては 被動歯車の運動方程式を導き、その角変位、角速度、角加速度の計算を行い、駆動歯車と被動歯車の大きさが等しい場合の被動歯車の一時停止に対する駆動歯車の偏心量と軸間距離の関係を Hirschhorn とは別の方法で示し、さらに最大角加速度と最大角減速度を等しくする  $d$  と  $e$  を求めた。なお、被動歯車の出発と停止時における角加速度を零にすることができることを見出したので、本機構の有用性とその計算法を示す。

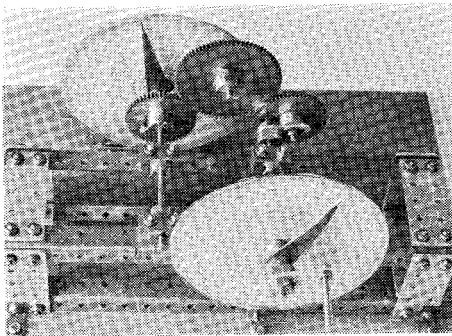


写真 1 3 歯車リンク機構

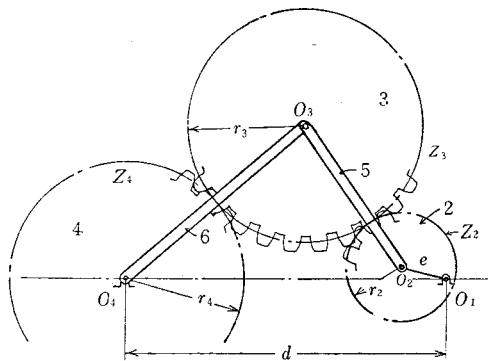


図 1 3 歯車リンク機構の略図

## § 2 記 号

$Z_2, Z_3, Z_4$ : 駆動歯車, 中間歯車, 被動歯車の歯数

$r_2, r_3, r_4$ : 駆動歯車, 中間歯車, 被動歯車のピッチ円半径

$d$ : 駆動歯車と被動歯車の軸間距離

$e$ : 駆動歯車の偏心量

$m$ : 歯車のモジュール

$\alpha_0, \beta_0, \phi_0$ :  $O_2$  点が  $O_4O_1$  の延長上にあるときの三角形  $O_2O_3O_4$  における頂角

$\theta_{21}, \theta_{31}, \theta_{41}$ : 歯車 2, 3, 4 が固定リンク 1 に対する回転角

$\theta_{51}, \theta_{61}$ : リンク 5, 6 の固定リンク 1 に対する回転角

## § 3 軸間距離の範囲

### (1) 駆動歯車と被動歯車の干渉

図 2 において偏心して回転する駆動歯車 2 と被動歯車 4 が同一平面上において干渉しないための軸間距離  $d$  の値を求める。歯車 2, 4 の歯先円の半径はそれぞれ並歯の場合モジュールを  $m$  とし, ピッチ円の半径を  $r_2, r_4$  とすれば  $r_2 + m, r_4 + m$  だから, 歯車 2 の偏心量を  $e$  とすれば

$$d > (r_2 + m) + (r_4 + m) + e$$

となれば干渉しない。歯車 2, 4 の歯数を  $Z_2, Z_4$  とすれば  $r_2 = mZ_2/2, r_4 = mZ_4/2$  だから上式は次のようになる。

$$d > m \left( \frac{Z_2 + Z_4}{2} + 2 \right) + e \quad \dots\dots\dots (1)$$

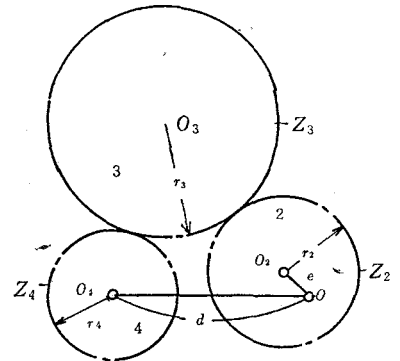


図 2 駆動歯車と被動歯車の干渉

### (2) 中間歯車の落ち込み

図 3 に示す中間歯車 3 が歯車 2, 4 の間を落ち込まないようにするためには軸間距離が余り大きくてはならぬ。

図 3 より次の条件が成立つ。

$$d + e < (r_2 + r_3) + (r_3 + r_4)$$

$r_4 = mZ_4/2$  から, 次式を得る。

$$d < m \left( \frac{Z_2 + 2Z_3 + Z_4}{2} \right) - e \quad \dots\dots\dots (2)$$

式(1), (2)より軸間距離  $d$  の範囲は次のようになる。

$$m \left( \frac{Z_2 + Z_4}{2} + 2 \right) + e < d < m \left( \frac{Z_2 + 2Z_3 + Z_4}{2} \right) - e \quad \dots\dots\dots (3)$$

従って  $d$  が式(3)に示す範囲にあれば 3 歯車リンク機構が成立する。また式(3)から中間歯車の歯数は次式を満足させなければならぬ。

$$Z_3 > 2(e/m + 1) \quad \dots\dots\dots (4)$$

## § 4 3 歯車リンク機構の角変位

駆動歯車の回転角  $\theta_{21}$  によって被動歯車すなわち出力軸の回転角  $\theta_{41}$  を求める。図 4 に示す駆動歯車の回転角  $\theta_{21} = 0$  の時を出発点の位置とし,  $\triangle O_2O_3O_4$  の頂角を  $\alpha_0, \beta_0, \phi_0$  とすれば  $\triangle O_2O_3O_4$  から次式を得る。

$$\cos \alpha_0 = \frac{(d+e)^2 + (r_2+r_3)^2 - (r_3+r_4)^2}{2(d+e)(r_2+r_3)} \quad \dots\dots\dots (5)$$

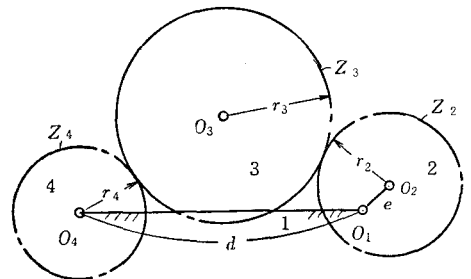


図 3 中間歯車の落ち込み

$$\cos \beta_0 = \frac{(r_2 + r_3)^2 + (r_3 + r_4)^2 - (d + e)^2}{2(r_2 + r_3)(r_3 + r_4)} \dots\dots\dots(6)$$

$$\cos \phi_0 = \frac{(d + e)^2 + (r_3 + r_4)^2 - (r_2 + r_3)^2}{2(d + e)(r_3 + r_4)} \dots\dots\dots(7)$$

図5において反時計回りを+とし、リンク6が固定リンク1に対して  $O_4$  を中心として  $\theta_{61}(+)$  回転し、歯車3が固定リンク1に対して  $\theta_{31}(-)$  回転する場合の歯車4の固定リンク1に対する回転角  $\theta_{41}$  を求めよう。

まづリンク6を固定したとすれば次式が得られる。

$$\theta_{41} = -\frac{r_3}{r_4} \theta_{31} = -\frac{Z_3}{Z_4} \theta_{31} \dots\dots\dots(8)$$

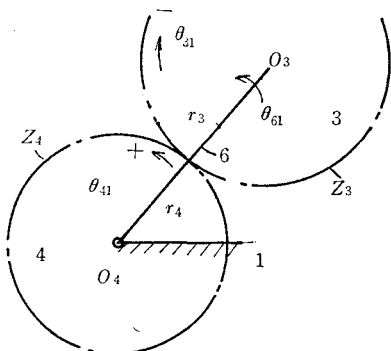


図5 遊星歯車

次に歯車3がリンク6に固着されているとして、リンク6が  $O_4$  のまわりに  $\theta_{61}(+)$  回転すれば歯車4の回転角  $\theta_{41}$  は  $\theta_{61}$  に等しくなる。

これらが同時に生ずる場合の歯車4の運動は図6に示す回転比線図より

$$\frac{\theta_{41} - \theta_{61}}{\theta_{61} - \theta_{31}} = \frac{r_3}{r_4}$$

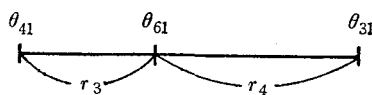


図6 回転比線図

が得られる。これから  $\theta_{41}$  は次式のようにになる。

$$\theta_{41} = (r_3/r_4)(\theta_{61} - \theta_{31}) + \theta_{61} \dots\dots\dots(9)$$

次に図7に示す遊星歯車装置において歯車2とリンク5, 6を回転させた場合の歯車4の回転角を求める。図7においてまづ  $\theta_{31}(-)$  と  $\theta_{61}(+)$  を与えた場合の  $\theta_{41}$  は式(9)より

$$\theta_{41} = (r_3/r_4)(\theta_{61} - \theta_{31}) + \theta_{61}$$

となり、次に  $\theta_{21}$  と  $\theta_{51}$  を与えた場合の  $\theta_{31}$  は上式と同様に

$$\theta_{31} = (r_2/r_3)(\theta_{51} - \theta_{21}) + \theta_{51} \dots\dots\dots(10)$$

となる。これを上式に代入すれば求めんとする歯車4の回転角  $\theta_{41}$  は次式のように求められる。

$$\theta_{41} = \frac{r_2}{r_4} \theta_{21} + \frac{r_3 + r_4}{r_4} \theta_{61} - \frac{r_2 + r_3}{r_4} \theta_{51} \dots\dots\dots(11)$$

図8に示すように駆動歯車2が図4の位置から  $\theta_{21}$  回転した場合のリンク5, 6の角変位を  $\theta_{51}$ ,  $\theta_{61}$  とすれば、 $\angle O_2 O_3 X = \alpha_0 - \theta_{51}$ ,  $\angle O_2 O_3 O_4 = \beta_0 + \theta_{50}$ ,  $\angle O_3 O_4 O_1 = \phi_0 + \theta_{61}$  となる。 $O_2$  を通る横軸と  $O_3$  を通る縦軸の交点を  $H$  とすれば直角3角形  $O_2 O_3 H$  において

$$\begin{aligned} & \{e \cos \theta_{21} + d - (r_3 + r_4) \cos(\phi_0 + \theta_{61})\}^2 \\ & + \{(r_3 + r_4) \sin(\phi_0 + \theta_{61}) - e \sin \theta_{21}\}^2 \\ & = (r_2 + r_3)^2 \dots\dots\dots(12) \end{aligned}$$

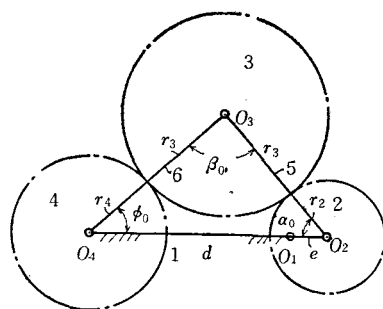


図4 駆動歯車の回転角  $\theta_{21}=0$  の場合

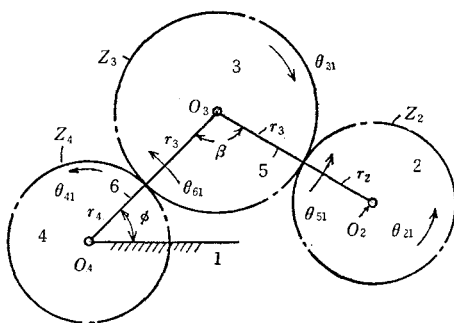


図7 遊星歯車

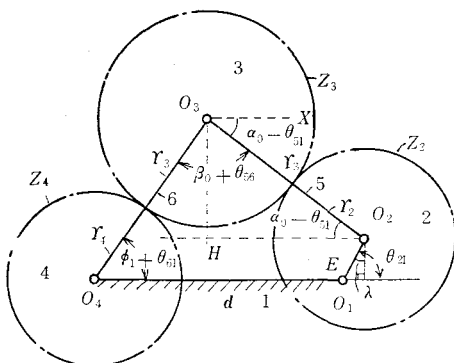


図8 3 歯車リンク機構

が成立する。これを整理して  $\theta_{21}$  を与えて  $\theta_{61}$  を求めれば、次のようになる。

$$\sin(\theta_{61} + \phi_0 + \lambda) = \frac{d^2 + e^2 + (r_3 + r_4)^2 - (r_2 + r_3)^2 + 2de \cos \theta_{21}}{2(r_3 + r_4)\sqrt{d^2 + e^2 + 2de \cos \theta_{21}}} \quad (13)$$

$$\tan \lambda = \frac{d + e \cos \theta_{21}}{e \sin \theta_{21}} \quad (14)$$

次に  $\theta_{51}$  を求めるには  $\angle O_3 O_2 H = \alpha_0 - \theta_{51}$  から

$$\tan(\alpha_0 - \theta_{51}) = \frac{-e \sin \theta_{21} + (r_3 + r_4) \sin(\phi_0 + \theta_{61})}{d + e \cos \theta_{21} - (r_3 + r_4) \cos(\phi_0 + \theta_{61})} \quad (15)$$

が成立するので、式(7)、(5)よりそれぞれ  $\phi_0$ 、 $\alpha_0$  を求めれば式(13)より  $\theta_{61}$  が求まり、これを式(15)に代入すれば  $\theta_{51}$  が求まる。これらの  $\theta_{51}$ 、 $\theta_{61}$  と  $\theta_{21}$  を式(11)に代入することにより被動歯車4の回転角すなわち角変位  $\theta_{41}$  を求めることができる。

### § 5 3 歯車リンク機構の角速度

駆動歯車の回転速度  $\dot{\theta}_{21}$  は一定であるが、被動歯車の回転速度  $\dot{\theta}_{41}$  は一定でないのでこれを求める。式(11)を時間で微分し速度比  $\dot{\theta}_{41}/\dot{\theta}_{21}$  を求めれば次式が得られる。

$$\frac{\dot{\theta}_{41}}{\dot{\theta}_{21}} = \frac{r_2}{r_4} + \frac{r_3 + r_4}{r_4} \frac{\dot{\theta}_{61}}{\dot{\theta}_{21}} - \frac{r_2 + r_3}{r_4} \frac{\dot{\theta}_{51}}{\dot{\theta}_{21}} \quad (16)$$

この式において  $\dot{\theta}_{51}/\dot{\theta}_{21}$ 、 $\dot{\theta}_{61}/\dot{\theta}_{21}$  を求めるために、図9にリンク1, 2, 5, 6の配置を示す。リンク2, 6すなわち  $O_1 O_2$  と  $O_3 O_4$  の交点を  $G$  とすれば、 $G$  はリンク5の瞬間中心  $I_{51}$  であるので、 $O_2$  点の速度を考えれば  $\dot{\theta}_{21} \times O_1 O_2 = -\dot{\theta}_{51} \times G O_2$  となる。

$\triangle O_1 G O_2$  において  $\angle G = \theta_{21} - \phi_0 - \theta_{61}$  と正弦の定理により

$$\frac{G O_2 + e}{\sin(\phi_0 + \theta_{61})} = \frac{G O_3 + r_3 + r_4}{\sin \theta_{21}} = \frac{d}{\sin(\theta_{21} - \phi_0 - \theta_{61})} \quad (17)$$

が成立し

$$G O_2 = \frac{d \sin(\phi_0 + \theta_{61})}{\sin(\theta_{21} - \phi_0 - \theta_{61})} - e \quad (18)$$

となるので

$$\frac{\dot{\theta}_{51}}{\dot{\theta}_{21}} = -\frac{O_1 O_2}{G O_2} = -\frac{e \sin(\theta_{21} - \phi_0 - \theta_{61})}{d \sin(\phi_0 + \theta_{61}) - e \sin(\theta_{21} - \phi_0 - \theta_{61})} \quad (19)$$

が得られる。－符号は  $\dot{\theta}_{21}$  と  $\dot{\theta}_{51}$  の方向の反対であることを示す。

次に  $O_3$  点の速度を考えれば  $\dot{\theta}_{61} \times O_3 O_4 = -\dot{\theta}_{51} \times G O_3$  となるので次式が得られる。

$$\frac{\dot{\theta}_{61}}{\dot{\theta}_{21}} = \frac{\dot{\theta}_{51}}{\dot{\theta}_{21}} \times \frac{\dot{\theta}_{61}}{\dot{\theta}_{51}} = \left( -\frac{O_1 O_2}{G O_2} \right) \left( -\frac{G O_3}{O_3 O_4} \right) = \frac{e}{r_3 + r_4} \times \frac{G O_3}{G O_2}$$

しかるに式(17)から

$$G O_3 = \frac{d \sin \theta_{21}}{\sin(\theta_{21} - \phi_0 - \theta_{61})} - (r_3 + r_4) \quad (20)$$

が得られるので、これを上式に代入すれば

$$\frac{\dot{\theta}_{61}}{\dot{\theta}_{21}} = \frac{e}{r_3 + r_4} \times \frac{d \sin \theta_{21} - (r_3 + r_4) \sin(\theta_{21} - \phi_0 - \theta_{61})}{d \sin(\phi_0 + \theta_{61}) - e \sin(\theta_{21} - \phi_0 - \theta_{61})} \quad (21)$$

となるので、式(19)、(21)を式(16)に代入すれば  $\dot{\theta}_{41}/\dot{\theta}_{21}$  は次式のように得られる。

$$\frac{\dot{\theta}_{41}}{\dot{\theta}_{21}} = \frac{r_2}{r_4} + \frac{e}{r_4} \times \frac{d \sin \theta_{21} + (r_2 - r_4) \sin(\theta_{21} - \phi_0 - \theta_{61})}{d \sin(\phi_0 + \theta_{61}) - e \sin(\theta_{21} - \phi_0 - \theta_{61})} \quad (22)$$

ここで  $\phi_0 + \theta_{61}$  は式(13)、(14)より  $\theta_{21}$  を与えれば求められるので、 $\dot{\theta}_{41}/\dot{\theta}_{21}$  の値は容易に計算でき、 $\dot{\theta}_{21}$  は与えられるので  $\dot{\theta}_{41}$  が求まる。

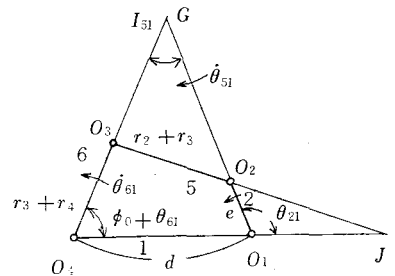


図9 4節回転機構



以上によりリンク5, 6と歯車4の歯車2に対する速度比は式(19), (21), (22)より算出され,  $\dot{\theta}_{21}$  が与えられれば  $\dot{\theta}_{51}$ ,  $\dot{\theta}_{61}$ ,  $\dot{\theta}_{41}$  が求まる。

### § 6 3 歯車リンク機構の角加速度

加速度は機構にとって大変重要な問題なので被動歯車の角加速度  $\ddot{\theta}_{41}$  を求める。駆動歯車の角速度  $\dot{\theta}_{21}$  は一定で, 指定されるので, 角加速度  $\ddot{\theta}_{21}=0$  である。式(22)を時間で微分し,  $\dot{\theta}_{21}$  を一定とし  $\ddot{\theta}_{41}/(\dot{\theta}_{21})^2$  を求めれば

$$\frac{\ddot{\theta}_{41}}{(\dot{\theta}_{21})^2} = \frac{e}{r_4} \times \frac{\left\{ d \sin(\phi_0 + \theta_{61}) - e \sin(\theta_{21} - \phi_0 - \theta_{61}) \right\} \cos \theta_{21} + \left\{ d \sin(\phi_0 + \theta_{61}) - e \sin(\theta_{21} - \phi_0 - \theta_{61}) \right\} (r_2 - r_4) \times \cos(\theta_{21} - \phi_0 - \theta_{61}) \left( 1 - \frac{\dot{\theta}_{61}}{\dot{\theta}_{21}} \right) - \left\{ d \cos(\phi_0 + \theta_{61}) \frac{\dot{\theta}_{61}}{\dot{\theta}_{21}} - e \cos(\theta_{21} - \phi_0 - \theta_{61}) \right\} \left( 1 - \frac{\dot{\theta}_{61}}{\dot{\theta}_{21}} \right) \left\{ d \sin \theta_{21} + (r_2 - r_4) \times \sin(\theta_{21} - \phi_0 - \theta_{61}) \right\}}{\left\{ d \sin(\phi_0 + \theta_{61}) - e \sin(\theta_{21} - \phi_0 - \theta_{61}) \right\}^2} \dots (23)$$

となるので  $\dot{\theta}_{21}$ ,  $\theta_{21}$ ,  $\phi_0 + \theta_{61}$  および式(21)よりの  $\dot{\theta}_{61}/\dot{\theta}_{21}$  が与えられれば  $\ddot{\theta}_{41}$  は求まる。

いま  $r_2 = r_4 (Z_2 = Z_4)$  の場合には式(23)はもっと簡単な式になる。

$$\frac{\ddot{\theta}_{41}}{(\dot{\theta}_{21})^2} = \frac{de}{r_4} \times \frac{-d \cos(\phi_0 + \theta_{61}) \frac{\dot{\theta}_{61}}{\dot{\theta}_{21}} - e \cos(\theta_{21} - \phi_0 - \theta_{61}) \left( 1 - \frac{\dot{\theta}_{61}}{\dot{\theta}_{21}} \right) \sin \theta_{21}}{\left\{ d \sin(\phi_0 + \theta_{61}) - e \sin(\theta_{21} - \phi_0 - \theta_{61}) \right\}^2} \dots (24)$$

### § 7 理論式と模型計測との比較

以上述べた理論により3歯車リンク機構の一般的な場合における駆動歯車を一定の角速度  $\dot{\theta}_{21}$  で回転した場合の被動歯車の角変位, 角速度, 角加速度を示す式が得られたので, 一例として次のデータを与えて理論結果と模型による計測結果を比較する。

$Z_2 = Z_4 = 60$ ,  $Z_3 = 108$ ,  $d = 75\text{mm}$ ,  $e = 20\text{mm}$ ,  $m = 0.75\text{mm}$  の場合

ピッチ円の半径  $r_2 = r_4 = 22.5\text{mm}$ ,  $r_3 = 40.5\text{mm}$  となる。また3歯車リンク機構が成立するための  $d$  の範囲は式(3)より  $66.5\text{mm} < d < 106\text{mm}$  となるので,  $d = 75\text{mm}$  の場合は3歯車リンク機構として用いられる。

式(5), (6), (7)より,  $\alpha_0 = 41^\circ 4'$ ,  $\beta_0 = 97^\circ 52'$ ,  $\phi_0 = 41^\circ 4'$ ,  $\theta_{21} = 0^\circ \sim 360^\circ$  で  $30^\circ$  おきに式(11)より

表1  $Z_2 = Z_4 = 60$ ,  $Z_3 = 108$ ,  $m = 0.75\text{mm}$   
 $d = 75\text{mm}$ ,  $e = 20\text{mm}$  の場合  $\theta_{21}$

$\theta_{21}$	理 論 計 算			模型変位 $\theta_{41}$
	変 位 $\theta_{41}$	角 速 度 $\dot{\theta}_{41}/\dot{\theta}_{21}$	角 加 速 度 $\ddot{\theta}_{41}/(\dot{\theta}_{21})^2$	
0°	0°	1.00000	1.06800	0°
30°	38°07'	1.53115	0.91133	37°
60°	90°21'	1.91781	0.54533	84°
90°	151°05'	2.09040	0.10533	144°
120°	213°20'	2.01509	-0.41067	213°
150°	269°	1.64471	-1.12267	263°
180°	309°05'	1.00000	-1.34733	306°
210°	328°49'	0.35601	-1.01333	329°
240°	333°20'	-0.01500	-0.41067	335°
270°	331°02'	-0.09045	0.10533	335°
300°	330°23'	0.08222	0.54533	335°
330°	338°07'	0.46883	0.91133	339°
360°	360°	1.00000	1.06800	360°

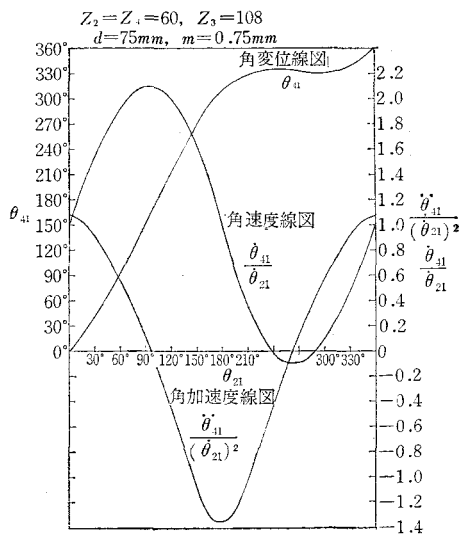


図10 3 歯車リンク機構の角変位, 角速度, 角加速度

$\theta_{41}$ , 式(22)より  $\dot{\theta}_{41}/\dot{\theta}_{21}$ , 式(24)より  $\ddot{\theta}_{41}/(\dot{\theta}_{21})^2$  を計算した結果を表1と図10に示し, さらに写真1の模型による結果を示すと良く近似しているので理論式の正確なことがわかる。図から明らかなように角速度曲線と角加速度曲線は正弦曲線に似た曲線である。重要なことは  $\theta_{41}=330^\circ$  の附近の一時停止する角速度が零の附近で角加速度が零になることである。故にこの機構は高速回転にも適し, 一時停止がなめらかに行われ, 出発と停止時の角加速度が零になる。

## § 8 被動歯車の最大角加速度 ( $Z_2=Z_4$ )

前例では図10から被動歯車の角加速度は  $\theta_{21}=0$  で+最大値を  $\theta_{21}=180^\circ$  で-最大値を取ることがわかるが, これは  $Z_2=Z_4$  のためと考へられる。 $Z_2 \neq Z_4$  の場合については次報で論ずることとし, 角加速度の式を簡単にするため  $\theta_{21}$  が  $0^\circ$  と  $180^\circ$  の場合の被動歯車の角加速度を求める。

### (1) $\theta_{21}=0^\circ$ の場合

式(14)より  $\lambda=90^\circ$ , 式(13), (21)に  $\theta_{21}=0^\circ$  を代入すれば

$$\sin(\phi_0 + \theta_{61} + 90^\circ) = \cos(\phi_0 + \theta_{61}) = \frac{(d+e)^2 + (r_3+r_4)^2 - (r_2+r_3)^2}{2(r_3+r_4)(d+e)} \quad (25)$$

$$\frac{\dot{\theta}_{61}}{\dot{\theta}_{21}} = \frac{e}{d+e}, \quad \left(1 - \frac{\dot{\theta}_{61}}{\dot{\theta}_{21}}\right) = \frac{d}{d+e} \quad (26), (27)$$

が得られ, 式(23)より角加速度は次式のようにになる。

$$\frac{\ddot{\theta}_{41}}{(\dot{\theta}_{21})^2} = -\frac{de}{r_4} \times \frac{d+e + (r_2-r_4)\cos(\phi_0 + \theta_{61})}{(d+e)^2 \sin(\phi_0 + \theta_{61})} \quad (28)$$

$r_2=r_4$  ( $Z_2=Z_4$ ) の場合は式(25), (28)より最大角加速度は次式のようにになる。

$$\frac{\ddot{\theta}_{41}}{(\dot{\theta}_{21})^2} = -\frac{2de(r_3+r_4)}{r_4(d+e)\sqrt{4(r_3+r_4)^2 - (d+e)^2}} \quad (29)$$

### (2) $\theta_{21}=180^\circ$ の場合

式(14)より  $\lambda=90^\circ$ , 式(13), (21)に  $\theta_{21}=180^\circ$  を代入すれば

$$\sin(\phi_0 + \theta_{61} + 90^\circ) = \cos(\phi_0 + \theta_{61}) = \frac{(d-e)^2 + (r_3+r_4)^2 - (r_2+r_3)^2}{2(r_3+r_4)(d-e)} \quad (30)$$

$$\frac{\dot{\theta}_{61}}{\dot{\theta}_{21}} = -\frac{e}{d-e}, \quad \left(1 - \frac{\dot{\theta}_{61}}{\dot{\theta}_{21}}\right) = \frac{d}{d-e} \quad (31), (32)$$

が得られ, 式(23)より角加速度は次式のようにになる。

$$\frac{\ddot{\theta}_{41}}{(\dot{\theta}_{21})^2} = -\frac{de}{r_4} \times \frac{d-e + (r_2-r_4)\cos(\phi_0 + \theta_{61})}{(d-e)^2 \sin(\phi_0 + \theta_{61})} \quad (33)$$

$r_2=r_4$  の場合は式(30), (33)より最大角加速度は次式のようにになる。

$$\frac{\ddot{\theta}_{41}}{(\dot{\theta}_{21})^2} = -\frac{2de(r_3+r_4)}{r_4(d-e)\sqrt{4(r_3+r_4)^2 - (d-e)^2}} \quad (34)$$

### (3) 最大角加速度の比較

$r_2=r_4$  の場合の最大角加速度の絶対値を比較するのに式(29)と式(34)の絶対値の大小を比較すれば分子が同じであるので, 分母の大小比較を行う。自乗の差を取れば

$$\{(d+e)\sqrt{4(r_3+r_4)^2 - (d+e)^2}\}^2 - \{(d-e)\sqrt{4(r_3+r_4)^2 - (d-e)^2}\}^2 \\ = 8de\{2(r_3+r_4)^2 - (d^2+e^2)\} \quad (35)$$

となるので

$$2(r_3+r_4)^2 \geq d^2+e^2 \text{ により } \left| \frac{\ddot{\theta}_{41}}{(\dot{\theta}_{21})^2} \right|_{\theta_{21}=0^\circ} \leq \left| \frac{\ddot{\theta}_{41}}{(\dot{\theta}_{21})^2} \right|_{\theta_{21}=180^\circ} \quad (36)$$

となる。

前例の  $r_2=r_4=22.5\text{mm}$ ,  $r_3=40.5\text{mm}$ ,  $d=75\text{mm}$  の場合  $2(r_2+r_4)^2 - d^2 = 2312$  となるので  $e$  が  $\sqrt{2312} \approx 48\text{mm}$  以下の場合は  $\theta_{21}=180^\circ$  の角加速度の方が大きい。 $e=10\sim 30\text{mm}$  の場合  $\theta_{21}=180^\circ$  の最大角加速度

はほぼ直線的に増加する。図11は  $d=65\sim 90\text{mm}$  の場合の  $\theta_{21}=0^\circ, 180^\circ$  のときの歯車4の最大角加速度を示す。図から角加速度は  $e$  の影響をかなりうけるが  $d$  の増加に対しては影響は小さく、 $\theta_{21}=0^\circ$  の場合は  $d$  の増加につれて  $\theta_{21}=180^\circ$  の場合よりも少し大きく影響することがわかる。

図12は  $Z_2=Z_4=60$ ,  $m=0.75\text{mm}$ ,  $e=18\text{mm}$  として中間歯車  $Z_3=80\sim 160$ ,  $d=65\sim 100\text{mm}$  の場合の  $\theta_{21}=0^\circ, 180^\circ$  の角加速度を示す。中間歯車の歯数  $Z_3$  は小さい程角加速度は大きく、 $d$  の増加とともに増加するがその割合は  $\theta_{21}=0^\circ$  の方が大きい。

### § 9 偏心量 $e$ と軸間距離 $d$ の影響

(1) 歯車の大きさと軸間距離  $d$  を指定し、偏心量  $e$  を変化した場合の被動歯車の角変位、停止点および角速度、角加速度の変化と (2) 偏心量  $e$  を指定し、 $d$  の変化を調べる。

$Z_2=Z_4=54$ ,  $Z_3=80$ ,  $m=0.75\text{mm}$  とし、 $d=63.5\text{mm}$ ,  $e=18\text{mm}$  を基準とする。これから  $r_2=r_4=20.25\text{mm}$ ,  $r_3=30\text{mm}$  である。

(1)  $d=63.5\text{mm}$  のときの  $e$  の範囲は式(1)より  $e < 21.5\text{mm}$  だから  $e=14\sim 20\text{mm}$  の場合の歯車4の角変位を式(11)より計算し、図13に示す。角速度は式(22)より  $\dot{\theta}_{41}/\dot{\theta}_{21}$  を計算し図14に示す。ただし  $\theta_{21}=180^\circ\sim 360^\circ$  を用いた。図から  $e=16\text{mm}$  のとき一時停止を生じ、 $e$  がそれより小さいときは常に正転、大きいときは一部逆転することがわかる。図15に  $\theta_{21}=200^\circ\sim 360^\circ$  の間の歯車4の角加速度に対する  $e$  の影響を示す。

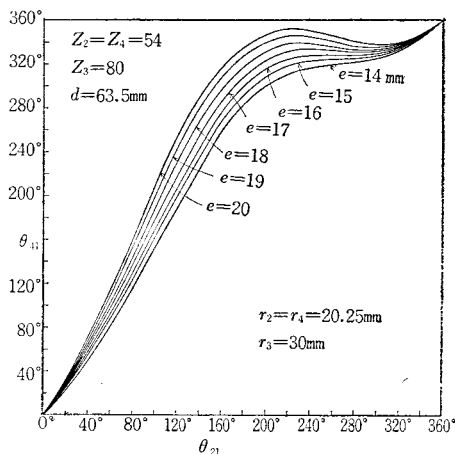


図13 偏心量  $e$  の角変位に及ぼす影響

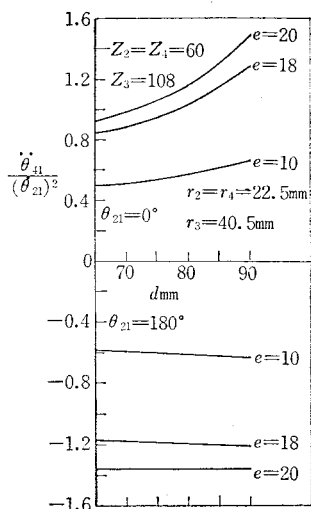


図11  $d$  と  $e$  の変化による最大角加速度

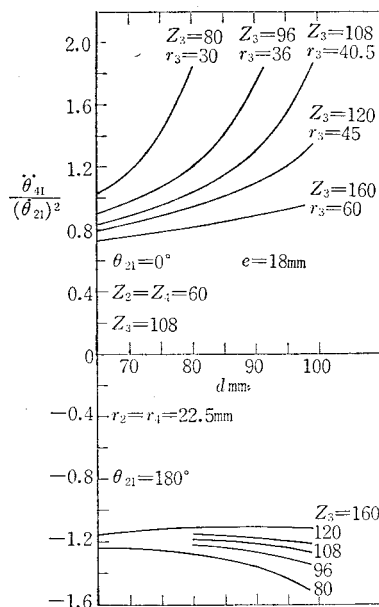


図12 最大角加速度の中間歯車の影響

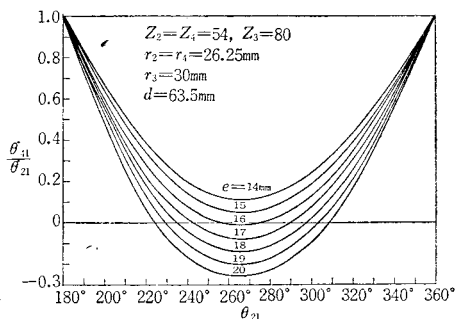


図14 偏心量  $e$  の角速度に及ぼす影響



また  $E, F$  から  $O_1O_2$  への垂線の足を  $M, N$  とすれば  $EM : FN = KM : KN$  から

$$\frac{r_2 \sin \delta - e \sin \theta'}{r_4 \sin \phi} = \frac{x + e \cos \theta' + r_2 \cos \delta}{x + d - r_4 \cos \phi} \quad (38)$$

の関係が得られる。ここにおいて

$$\sin \delta = \frac{(r_3 + r_4) \sin \phi + e \sin \theta'}{r_2 + r_3}, \quad \cos \delta = \frac{d - (r_3 + r_4) \cos \phi - e \cos \theta'}{r_2 + r_3} \quad (39)$$

である。 $K$  は瞬間中心  $I_{24}$  であるから  $K$  が  $O_1$  にくるときすなわち  $x=0$  のとき歯車4の回転は停止するの、式(39)を式(38)に代入して整理すれば一時停止するときの  $\phi$  と  $\theta'$  の関係は次式で求められる。

$$\sin(\phi + \lambda) = \frac{de \sin \theta'}{\sqrt{\{dr_2 - er_4 \cos \theta'\}^2 + (er_4 \sin \theta')^2}} \quad (40)$$

$$\tan \lambda = \frac{er_4 \sin \theta'}{dr_2 - er_4 \cos \theta'} \quad (41)$$

次に式(37)を整理すれば  $\phi$  と  $\theta'$  の関係は次のようになる。

$$\cos(\phi + \lambda') = \frac{\frac{1}{2} \{d^2 + e^2 + (r_3 + r_4)^2 - (r_2 + r_3)^2\}}{(r_3 + r_4) \sqrt{(d - e \cos \theta')^2 + (e \sin \theta')^2}} \quad (42)$$

$$\tan \lambda' = \frac{e \sin \theta'}{d - e \cos \theta'} \quad (43)$$

ここで式(40)の  $\phi$  を式(42)の中に代入すれば一時停止するときの  $\theta'$  すなわち  $\theta_{21}$  の値を求めることができるはずであるが、その計算は  $r_2 \neq r_4$  の一般の場合は困難であるので、それについては次の機会に発表する。

$r_2 = r_4 (Z_2 = Z_4)$  の場合は比較的容易なので、この場合について述べる。式(41), (43)において  $r_2 = r_4$  とすれば  $\lambda = \lambda'$  となるので  $\sin(\phi + \lambda)^2 + \cos(\phi + \lambda)^2 = 1$  に式(40), (42)を代入し、 $\cos \theta'$  について整理すれば

$$\begin{aligned} d^2 e^2 (r_3^2 + 2r_3 r_4) \cos^2 \theta' + d e r_4^2 \{d^2 + e^2 - 2(r_3 + r_4)^2\} \cos \theta' \\ = \frac{1}{4} r_4^2 (d^2 + e^2)^2 + d^2 e^2 (r_3 + r_4)^2 - r_4^2 (d^2 + e^2) (r_3 + r_4)^2 \end{aligned} \quad (44)$$

となり、 $\cos \theta'$  の2次方程式となる。しかるに駆動歯車2の1回転中一時停止の  $\theta'$  の値は1個であるので判別式  $D=0$  でなければならぬ。その結果  $\cos \theta'$  は

$$\cos \theta' = -\cos \theta_{21} = -\frac{r_4^2 \{d^2 + e^2 - 2(r_3 + r_4)^2\}}{2de(r_3^2 + 2r_3 r_4)} \quad (45)$$

となるので、 $d, e$  がわかれば  $\theta_{21}$  が求められる。次に  $D=0$  から

$$\begin{aligned} d^2 e^2 r_4^4 \{d^2 + e^2 - 2(r_3 + r_4)^2\}^2 = -4d^2 e^2 (r_3^2 + 2r_3 r_4) \times \\ \left\{ \frac{1}{4} r_4^2 (d^2 + e^2)^2 + d^2 e^2 (r_3 + r_4)^2 - r_4^2 (d^2 + e^2) (r_3 + r_4)^2 \right\} \end{aligned}$$

となる。これを整理すれば

$$(d^2 + e^2)^2 r_4^2 - 4(d^2 + e^2) r_4^2 (r_3 + r_4)^2 + 4d^2 e^2 r_3 (r_3 + 2r_4) + 4r_4^4 (r_3 + r_4)^2 = 0 \quad (46)$$

となる。これを  $d$  について整理すれば

$$d^4 + \frac{2e^2 r_4^2 + 4r_3 e^2 (r_3 + 2r_4) - 4r_4^2 (r_3 + r_4)^2}{r_4^2} d^2 + e^4 + 4(r_4^2 - e^2)(r_3 + r_4)^2 = 0 \quad (47)$$

となり、 $d^2$  の2次式となるので、一時停止の距離  $d$  が次のように求められる。 $d^2$  に対し2つの根が得られるが式(3)の条件を満足するものを用いる。

$$d^2 = (1/r_4^2) \{e^2 r_4^2 + 2(r_3 + r_4)^2 (r_4^2 - e^2) \pm 2(r_3 + r_4) \times (e^2 - r_4^2) \sqrt{r_3^2 + 2r_3 r_4}\} \quad (48)$$

この式により  $e$  が指定されたときの  $d$  を求めることができる。 $d$  を指定して  $e$  を求めるためには式(46)を  $e$  について整理すれば

$$e^4 + \frac{2d^2 r_4^2 + 4r_3 d^2 (r_3 + 2r_4) - 4r_4^2 (r_3 + r_4)^2}{r_4^2} \times e^2 + d^4 - 4(d^2 - r_4^2)(r_3 + r_4)^2 = 0 \quad (49)$$

となり、 $e^2$  の2次式となるので

$$e^2 = (1/r_4^2) \{ d^2 r_4^2 - 2(r_3 + r_4)^2 (d^2 - r_4^2) \pm 2(r_3 + r_4) (d^2 - r_4^2) \sqrt{r_3^2 + 2r_3 r_4} \} \dots\dots\dots (50)$$

となり、 $e$  は求められる。

前例の  $r_2 = r_4 = 20.25\text{mm}$ ,  $r_3 = 30\text{mm}$  において

(1)  $d = 63.5\text{mm}$  の場合、式(50)より  $e = 15.8017\text{mm}$  が得られ、歯車4の一時停止の歯車2の回転角は式(45)から  $\cos \theta' = 0.07423$ ,  $\theta' = 85^\circ 45'$ ,  $\theta_{21} = 265^\circ 45'$  となる。

(2)  $e = 16\text{mm}$  の場合、式(48)より  $d = 62.3685$ ,  $20.4177\text{mm}$  が得られるが、後者は式(3)を満たさないの  
 用いない。このときの歯車2の回転角は式(45)から  $\cos \theta' = 0.0785$ ,  $\theta' = 84^\circ 58'$ , 故に  $\theta_{21} = 264^\circ 58'$  と  
 なる。

また  $r_2 = r_4 = 22.5\text{mm}$ ,  $r_3 = 40.5\text{mm}$ ,  $e = 18\text{mm}$  のときの一時停止の場合  $d = 76.49115\text{mm}$ ,  $\theta_{21} = 264^\circ 38'$  が得られるが、Hirschhorn の式からは  $d = 76.4910\text{mm}$ ,  $\theta_{21} = 264^\circ 54'$  が得られるので結果はほぼ一致する。

### §11 $Z_3$ , $e$ の変化に対する一時停止の $d$ の変化とそのときの最大角加速度

$Z_2 = Z_4 = 54$ ,  $m = 0.75\text{mm}$ ,  $r_2 = r_4 = 20.25\text{mm}$  の場合、 $e = 18, 16, 14, 12\text{mm}$  にしたとき、中間歯車の  $Z_3(r_3)$  を式(2)を満たすように変えた場合の  $d$  と  $\theta_{21}$  を式(48)と式(45)で求め、そのときの  $\theta_{21} = 0^\circ$ ,  $180^\circ$  における最大角加速度と最大角減速度を式(29), (34)を用いて求めたものを図20に示す。

図から最大角加速度には軸間距離  $d$  は殆んど影響せず、むしろ中間歯車の歯数  $Z_3$  や偏心量  $e$  に関係する。 $Z_3$  の増加とともに  $d$  は著しく増大し、同じ  $Z_3$  に対しては  $e$  の減少とともに  $d$  は増大する。 $e$  が増加すれば  $\theta_{21} = 0^\circ$  の最大角加速度は減少するが  $\theta_{21} = 180^\circ$  の最大角減速度は増加するので  $e = 14 \sim 15\text{mm}$  が図から最適と考えられる。

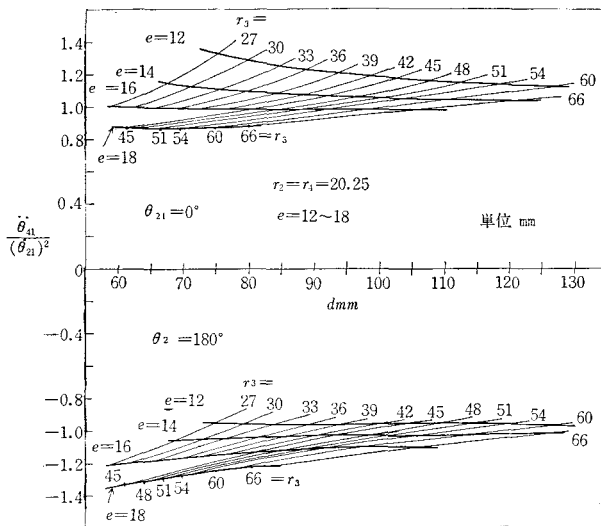


図20 一時停止の最大角加速度

### §12 最大角加速度と最大減速度を等しくする $e$ , $d$ の決定

$r_2 = r_4 (Z_2 = Z_4)$  の場合、最大角加速度と最大角減速度を等しくすると式(29)と式(34)と式(35)から次式が得られる。

$$d^2 = 2(r_3 + r_4)^2 - e^2 \dots\dots\dots (51)$$

これを式(48)に代入し、+符号を採用し、 $e$  について整理すれば

$$e^4 - 2(r_3 + r_4)^2 e^2 + r_4^2 (r_3 + r_4)^2 = 0$$

となり、 $e^2$  の2次式となるので、これを解けば

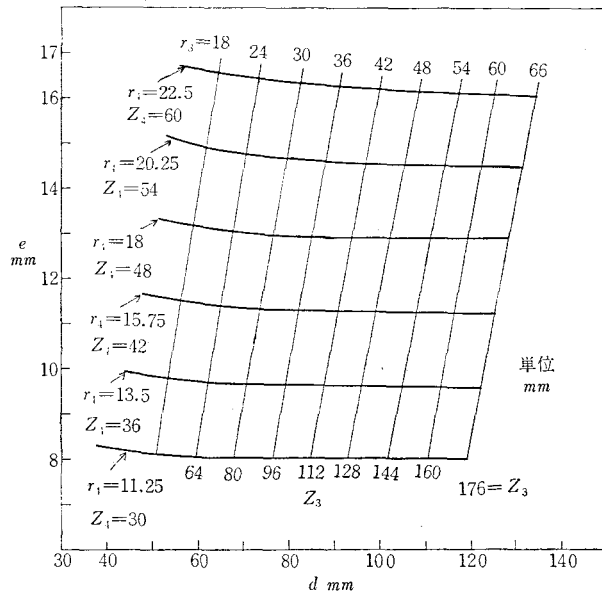
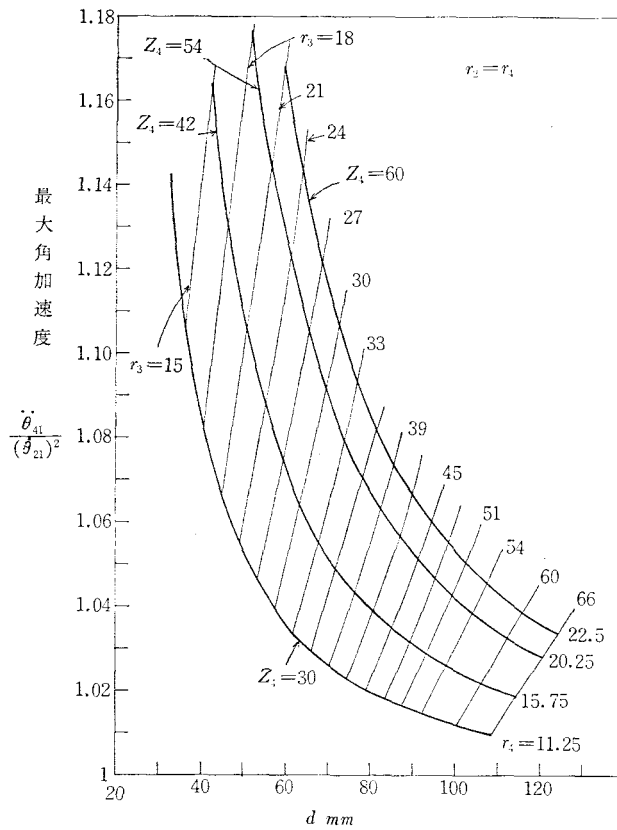
$$e^2 = (r_3 + r_4) \{ (r_3 + r_4) - \sqrt{(r_3 + r_4)^2 - r_4^2} \} \dots\dots\dots (52)$$

となる。ただし+符号は明らかに採用できない。これを式(51)に代入すればそのときの  $d$  は

$$d^2 = (r_3 + r_4) \{ (r_3 + r_4) + \sqrt{(r_3 + r_4)^2 - r_4^2} \} \dots\dots\dots (53)$$

となる。それ故  $de$  と  $d+e$  は次のようになる。

$$de = r_4(r_3 + r_4), \quad d + e = \sqrt{2r_3(r_3 + r_4)} \dots\dots\dots (54), (55)$$

図21  $Z_3$ と $Z_4$ による $d$ と $e$ の値図22  $Z_3$ と $Z_4$ による $d$ と最大角加速度の関係

この両式を式(29)に代入して最大角加速度を求め、式(52)、(53)を式(45)に代入して一時停止の  $\theta_{21}$  を求めれば次式のようになる。

$$\left| \frac{\ddot{\theta}_{41}}{(\dot{\theta}_{21})^2} \right| = \frac{r_3 + r_4}{\sqrt{(r_3 + r_4)^2 - r_4^2}}, \quad \theta_{21} = 270^\circ \dots \dots \dots (56), (57)$$

いま  $r_3, r_4$  すなわち  $Z_3, Z_4$  と  $m$  が与えられれば式(52)より  $e$  が、式(53)より  $d$  が、式(56)より最大角加速度が求まり、そのときの一時停止の  $\theta_{21}$  は  $270^\circ$  である。

前例より  $Z_2 = Z_4 = 54, r_4 = 20.25\text{mm}, Z_3 = 80, r_3 = 30\text{mm}$  の場合は  $e = 14.63246\text{mm}, d = 69.54147\text{mm}, \theta_{21} = 270^\circ, |\ddot{\theta}_{41}/(\dot{\theta}_{21})^2| = 1.09265$

$Z_2 = Z_4 = 60, r_2 = r_4 = 22.5\text{mm}, Z_3 = 108, r_3 = 40.5\text{mm}$  の場合は  $e = 16.17889\text{mm}, d = 87.61417\text{mm}, \theta_{21} = 270^\circ, |\ddot{\theta}_{41}/(\dot{\theta}_{21})^2| = 1.07061$  となる。

図21は  $r_3, r_4$  を与えて一時停止の  $d, e$  の値を求める線図で式(52)、(53)から算出したものである。 $r_3(Z_3)$ を増せば  $d$  が大きくなるが  $e$  への影響は僅少で、 $r_4(Z_4)$ を増せば  $e$  は大きくなるが  $d$  への影響は少ないことがわかる。

図22はこの場合の最大角加速度に対する  $r_3(Z_3), r_4(Z_4)$  の影響を示すもので、式(56)から算出された。 $r_3$ が増す程、 $r_4$ が減少する程  $d$  が大きくなり、最大角加速度が小さくなることが注目される。

### § 13 結 論

以上により(1) 3歯車リンク機構の被動歯車の運動(角変位、角速度、角加速度)の解析の厳密式を得た。(2) 被動歯車の停止、出発時の角加速度が零であることを見出した。(3) 駆動歯車と被動歯車の歯数が同じ場合は角速度、角加速度曲線は正弦曲線に近似しており、駆動歯車の回転角度  $0^\circ$  と  $180^\circ$  に最大角加速度と最大減速度が存在し、(4) この場合の被動歯車の一時停止するときの軸間距離と駆動歯車の偏心量との関係を理論解析し、いずれか一方を与えて他方を求めることができるようにし、(5) 被動歯車の最大角加速度と最大角減速度とが相等しくて一時停止するための軸間距離と偏心量の計算式を導き、この機構の設計を容易にすることができ、(6) 中間歯車の被動歯車の運動への影響がわかった。

これらの研究について本校片岡弁司助教授、学生山根孝一、渡利博一君達の協力に感謝する。

なお、駆動歯車と被動歯車の歯数の異なる場合の軸間距離を与えて 偏心量を求める方法や被動歯車の最大角加速度等は今後の研究に待つ。

### 文 献

- 1) N.P. Chironis : Mechanisms, Linkages and Mechanical Controls, 246p. McG. HILL, 1965.  
(J. Hirschhorn : 3-Gear Drives)
- 2) 糸島寛典 : 回転比線図による差動歯車機構の運動解法, 機械の研究, 第2巻, 第3号, 115~116頁, 1950.  
(昭和45年7月31日受付)



# スライダ・クランク機構の総合の研究(第2報)

(機械工学科) 糸 島 寛 典

## Studies on the Synthesis of Slider-Crank Mechanism (Report 2)

Hironori ITOSHIMA

The synthesis of the revolving offset slider crank mechanism which satisfies the four specified sets of crank angles and lever angles are examined. Put  $\tan(\phi_1 - \theta_1) = x$ ,  $\tan \phi_1 = y$ , where  $\theta_1$  and  $\phi_1$  are the first angles of the crank and the lever,  $\phi_1$  and  $\theta_1$  are determined by the binomial equation of  $y$ ,

The synthesis of the slider mechanism which satisfies the five specified sets positions (the  $xy$  coordinates) on one end of the connecting rod and the four specified sets displacements on the other end are examined.

### § 1 緒 言

スライダ・クランク機構のうちオフセット往復スライダ・クランク機構の5組のスライダとクランクの位置の相互の距離と角が指定され、クランクと連桿の長さとおフセット量を求める総合については前報で論じた。

本報告ではスライダが回転する回りスライダ・クランク機構において、4組のクランクとレバーの角変位が指定された場合の機構総合と連桿の一端がある曲線上の5つの指定された位置を通り、他端のスライダがある直線上を4つの指定された距離だけ動くスライダ機構の総合を行う。

このような機構総合は回りスライダ・クランク機構の設計のみならず往復スライダ・クランク機構の連桿曲線に関する機構総合の基礎となり、それは既に論ぜられた4節回転リンク機構の総合を用いて行われる。

### § 2 記 号

$a$ : クランクの長さ                       $d$ : 固定リンクの長さ  
 $\theta_1, \phi_1$ : 位置1におけるクランクとレバーが固定リンクとなす回転角  
 $\theta_{1n}, \phi_{1n}$ : 位置1と位置 $n$ におけるクランクとレバーの回転角  
 $x = \tan(\phi_1 - \theta_1), \quad y = \tan \phi_1$   
 $x_n, y_n$ : 連桿の一端の位置 $n$ における座標  
 $m_n, n_n$ : 連桿の他端すなわちスライダの位置 $n$ の座標  
 $s_n$ : スライダの変位                       $l$ : 連桿の長さ  
 $\theta$ : スライダの行程線が $x$ 軸となす角

### § 3 スライダの行程線がレバーの中心を通る回りスライダ・クランク機構

図1に示す簡単な回りスライダ・クランク機構においてクランクの長さを $a$ , 固定リンクの長さを $d$ とし、クランク $AB$ の一端 $B$ が $B_1, B_2, B_3$ の位置にあるときクランク $AB$ が固定リンクとなす角を $\theta_1, \theta_1 + \theta_{12}, \theta_1 + \theta_{13}$ とし、レバー $DB$ のそれに対応する回転角を $\phi_1, \phi_1 + \phi_{12}, \phi_1 + \phi_{13}$ とすれば各三角形、

$AB_1D$ ,  $AB_2D$ ,  $AB_3D$  において次式が成立する。

$$a \sin(\phi_1 - \theta_1) = d \sin \phi_1 \quad (1)$$

$$a \sin(\phi_1 + \phi_{12} - \theta_1 - \theta_{12}) = d \sin(\phi_1 + \phi_{12}) \quad (2)$$

$$a \sin(\phi_1 + \phi_{13} - \theta_1 - \theta_{13}) = d \sin(\phi_1 + \phi_{13}) \quad (3)$$

(1)  $d$ ,  $\theta_{12}$ ,  $\theta_{13}$  および  $\phi_{12}$ ,  $\phi_{13}$  を与えて  $\theta_1$ ,  $\phi_1$ ,  $a$  を求める。

式(2)の両辺を式(1)で割って  $a$ ,  $d$  を消去し、割弧を開けば

$$\begin{aligned} & \sin \phi_1 \{ \sin(\phi_1 - \theta_1) \cos(\phi_{12} - \theta_{12}) + \cos(\phi_1 - \theta_1) \sin(\phi_{12} - \theta_{12}) \} \\ & = \sin(\phi_1 - \theta_1) (\sin \phi_1 \cos \phi_{12} + \cos \phi_1 \sin \phi_{12}) \quad (4) \end{aligned}$$

となるので、

$$\sin(\phi_{12} - \theta_{12}) = A_{12}, \quad 1 - \cos(\phi_{12} - \theta_{12}) = B_{12}, \quad \sin \phi_{12} = C_{12}, \quad 1 - \cos \phi_{12} = D_{12} \quad (5)$$

と置き、さらに

$$\tan(\phi_1 - \theta_1) = x, \quad \tan \phi_1 = y \quad (6)$$

と置く。これが本研究の特長である。そうすれば式(5), (6)を式(4)に代入して次式を得る。

$$\{(D_{12} - B_{12})y - C_{12}\}x + A_{12}y = 0 \quad (7)$$

ただし、 $\cos \phi_1 \neq 0$ ,  $\cos(\phi_1 - \theta_1) \neq 0$  である。

同様に式(3)を式(1)で割って  $a$ ,  $d$  を消去し、

$$\sin(\phi_{13} - \theta_{13}) = A_{13}, \quad 1 - \cos(\phi_{13} - \theta_{13}) = B_{13}, \quad \sin \phi_{13} = C_{13}, \quad 1 - \cos \phi_{13} = D_{13} \quad (8)$$

と置けば、式(6)から次式が得られる。

$$\{(D_{13} - B_{13})y - C_{13}\}x + A_{13}y = 0 \quad (9)$$

式(7), (9)から

$$x = \frac{A_{12}y}{C_{12} - (D_{12} - B_{12})y} = \frac{A_{13}y}{C_{13} - (D_{13} - B_{13})y} \quad (10)$$

が得られる。これから  $y$  を求めれば

$$y = \frac{A_{12}C_{13} - C_{12}A_{13}}{A_{12}(D_{13} - B_{13}) - A_{13}(D_{12} - B_{12})} \quad (11)$$

となり、これを式(10)に代入すれば

$$x = \frac{A_{12}C_{13} - C_{12}A_{13}}{C_{12}(D_{13} - B_{13}) - C_{13}(D_{12} - B_{12})} \quad (12)$$

となる。式(11), (12)を行列表で示せば次式のようになる。

$$\tan \phi_1 = \frac{\begin{vmatrix} \sin(\phi_{12} - \theta_{12}) & \sin \phi_{12} \\ \sin(\phi_{13} - \theta_{13}) & \sin \phi_{13} \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} \sin(\phi_{12} - \theta_{12}) & \cos(\phi_{12} - \theta_{12}) - \cos \phi_{12} \\ \sin(\phi_{13} - \theta_{13}) & \cos(\phi_{13} - \theta_{13}) - \cos \phi_{13} \end{vmatrix}} \quad (13)$$

$$\tan(\phi_1 - \theta_1) = \frac{\begin{vmatrix} \sin(\phi_{12} - \theta_{12}) & \sin \phi_{12} \\ \sin(\phi_{13} - \theta_{13}) & \sin \phi_{13} \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} \sin \phi_{12} & \cos(\phi_{12} - \theta_{12}) - \cos \phi_{12} \\ \sin \phi_{13} & \cos(\phi_{13} - \theta_{13}) - \cos \phi_{13} \end{vmatrix}} \quad (14)$$

図1の  $d$ ,  $\theta_{12}$ ,  $\theta_{13}$  および  $\phi_{12}$ ,  $\phi_{13}$  を指定すれば上式より  $\phi_1$ ,  $\theta_1$  が求まるので、式(1)より  $a$  が求まる。

(2)  $a/d$ ,  $\theta_1$ ,  $\theta_{12}$ ,  $\theta_{13}$  を与えて  $\phi_1$ ,  $\phi_{12}$ ,  $\phi_{13}$  を求める。

式(1)を開き  $\cos \phi_1 \neq 0$  とすれば

$$\tan \phi_1 = - \frac{(a/d) \sin \theta_1}{1 - (a/d) \cos \theta_1} \quad (15)$$

となる。同様に  $\phi_{12}$ ,  $\phi_{13}$  に対して次式を得る。

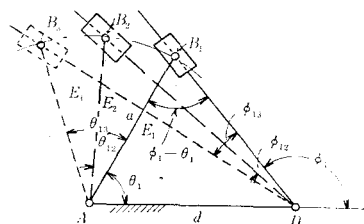


図1 回りスライダ・クランク機構

$$\tan(\phi_1 + \phi_{12}) = -\frac{(a/d) \sin(\theta_1 + \theta_{12})}{1 - (a/d) \cos(\theta_1 + \theta_{12})}, \quad \tan(\phi_1 + \phi_{13}) = -\frac{(a/d) \sin(\theta_1 + \theta_{13})}{1 - (a/d) \cos(\theta_1 + \theta_{13})} \dots (16), (17)$$

一例として  $a/d=1.5$ ,  $\theta_1=60^\circ$ ,  $\theta_{12}=30^\circ$ ,  $\theta_{13}=60^\circ$  を与えて、式(15)～(17)を解けば  $\phi_1=100^\circ 53.60'$ ,  $\phi_1 + \phi_{12}=123^\circ 41.40'$ ,  $\phi_{12}=22^\circ 47.80'$ ,  $\phi_1 + \phi_{13}=143^\circ 24.79'$ ,  $\phi_{13}=42^\circ 31.19'$  を得る。

次に  $d=1$ ,  $\theta_{12}=30^\circ$ ,  $\theta_{13}=60^\circ$ ,  $\phi_{12}=22^\circ 47.80'$ ,  $\phi_{13}=42^\circ 31.19'$  を与えて、式(13), (14)より  $\phi_1$ ,  $\theta_1$ ,  $a$  を求める。

$$\tan \phi_1 = \frac{\begin{vmatrix} -0.1253909 & 0.3874620 \\ -0.3003757 & 0.6758453 \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} -0.1253909 & 0.9921074 - 0.9218857 \\ -0.3003757 & 0.9538210 - 0.7370434 \end{vmatrix}} = -5.19610439, \quad \phi_1 = 100^\circ 53.61'$$

$$\tan(\phi_1 - \theta_1) = \frac{\begin{vmatrix} -0.1253909 & 0.3874620 \\ -0.3003757 & 0.6758453 \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} 0.3874620 & 0.0702217 \\ 0.6757453 & 0.2167776 \end{vmatrix}} = 0.8660221$$

故に  $\phi_1 - \theta_1 = 40^\circ 53.60'$ ,  $\theta_1 = 60^\circ 0.01'$ ,  $a = 1.500076$

$\theta_1$  の誤差  $+0.01'$ ,  $\phi_1$  の誤差  $+0.01'$ ,  $a$  の誤差  $+0.00008$

#### § 4 スライダの行程線がレバーの中心を通らぬ場合

図2はスライダの行程線がレバーの中心を通らぬオフセット回りスライダ・クランク機構を示す。 $\theta_1$ ,  $\phi_1$  をそれぞれ固定リンクに対する角度とし、 $\theta_{12}$ ,  $\theta_{13}$ ,  $\theta_{14}$  および  $\phi_{12}$ ,  $\phi_{13}$ ,  $\phi_{14}$  をそれぞれクランクおよびレバーの2, 3, 4の位置における1の位置とのなす角とし、 $e$  をオフセット量とする。

(1)  $d$ ,  $\theta_{12}$ ,  $\theta_{13}$ ,  $\theta_{14}$ ,  $\phi_{12}$ ,  $\phi_{13}$ ,  $\phi_{14}$  を与えて  $\theta_1$ ,  $\phi_1$ ,  $a$ ,  $e$  を求める。

図2においてAよりスライダの行程線に垂線ACを引けば

$$a \sin(\phi_1 - \theta_1) + e = d \sin \phi_1 \dots (18)$$

$$\text{同様に, } a \sin(\phi_1 + \phi_{12} - \theta_1 - \theta_{12}) + e = d \sin(\phi_1 + \phi_{12}) \dots (19)$$

$$a \sin(\phi_1 + \phi_{13} - \theta_1 - \theta_{13}) + e = d \sin(\phi_1 + \phi_{13}) \dots (20)$$

$$a \sin(\phi_1 + \phi_{14} - \theta_1 - \theta_{14}) + e = d \sin(\phi_1 + \phi_{14}) \dots (21)$$

式(19)から式(18)を減じ、式(20)から式(18)を減ずれば次式を得る。

$$a \{\sin(\phi_1 + \phi_{12} - \theta_1 - \theta_{12}) - \sin(\phi_1 - \theta_1)\} = d \{\sin(\phi_1 + \phi_{12}) - \sin \phi_1\} \dots (22)$$

$$a \{\sin(\phi_1 + \phi_{13} - \theta_1 - \theta_{13}) - \sin(\phi_1 - \theta_1)\} = d \{\sin(\phi_1 + \phi_{13}) - \sin \phi_1\} \dots (23)$$

この両式から  $a$ ,  $d$  を消去し、割弧を開けば

$$\begin{aligned} & \{\sin(\phi_1 - \theta_1) \cos(\phi_{12} - \theta_{12}) + \cos(\phi_1 - \theta_1) \sin(\phi_{12} - \theta_{12}) - \sin(\phi_1 - \theta_1)\} \times \{\sin \phi_1 (\cos \phi_{13} - 1) \\ & + \cos \phi_1 \sin \phi_{13}\} = \{\sin(\phi_1 - \theta_1) \cos(\phi_{13} - \theta_{13}) + \cos(\phi_1 - \theta_1) \sin(\phi_{13} - \theta_{13}) - \sin(\phi_1 - \theta_1)\} \\ & \times \{\sin \phi_1 (\cos \phi_{12} - 1) + \cos \phi_1 \sin \phi_{12}\} \dots (24) \end{aligned}$$

を得る。この両辺を  $\cos(\phi_1 - \theta_1) \neq 0$ ,  $\cos \phi_1 \neq 0$  で割り

$$\sin(\phi_{1n} - \theta_{1n}) = A_{1n}, \quad \sin \phi_{1n} = C_{1n}, \quad 1 - \cos(\phi_{1n} - \theta_{1n}) = B_{1n}, \quad 1 - \cos \phi_{1n} = D_{1n} \dots (25)$$

$$\tan(\phi_1 - \theta_1) = x, \quad \tan \phi_1 = y \dots (26)$$

と置き、式(24)に代入すれば

$$\{x(1 - B_{12}) + A_{12} - x\} \{y(-D_{13}) + C_{13}\} = \{x(1 - B_{13}) + A_{13} - x\} \{y(-D_{12}) + C_{12}\}$$

となるから、これを整理すれば

$$(B_{12} C_{13} - B_{13} C_{12})x + (A_{12} D_{13} - A_{13} D_{12})y - (B_{12} D_{13} - B_{13} D_{12})xy = A_{12} C_{13} - A_{13} C_{12} \dots (27)$$

となる。よって

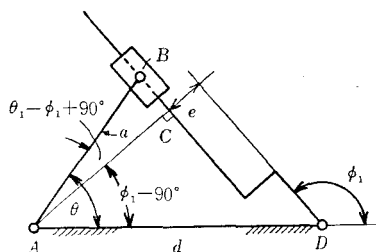


図2 オフセット回りスライダ・クランク機構

$$E_1 = A_{12} C_{13} - A_{13} C_{12}, \quad F_1 = B_{12} C_{13} - B_{13} C_{12}, \quad G_1 = A_{12} D_{13} - A_{13} D_{12}, \quad H_1 = B_{12} D_{13} - B_{13} D_{12} \quad \dots\dots\dots (28)$$

と置けば、式(27)は次式のようになる。

$$F_1 x + G_1 y - H_1 x y = E_1 \quad \dots\dots\dots (29)$$

同様に、式(21)から式(18)を減じ、式(22)とで  $a$ ,  $d$  を消去し整理すれば次式を得る。

$$F_2 x + G_2 y - H_2 x y = E_2 \quad \dots\dots\dots (30)$$

ただし

$$E_2 = A_{12} C_{14} - A_{14} C_{12}, \quad F_2 = B_{12} C_{14} - B_{14} C_{12}, \quad G_2 = A_{12} D_{14} - A_{14} D_{12}, \quad H_2 = B_{12} D_{14} - B_{14} D_{12} \quad \dots\dots\dots (31)$$

式(29), (30)から  $x$  を求めれば次式を得る。

$$x = \frac{E_1 - G_1 y}{F_1 - H_1 y} = \frac{E_2 - G_2 y}{F_2 - H_2 y} \quad \dots\dots\dots (32)$$

これを  $y$  について整理すれば

$$(G_1 H_2 - G_2 H_1) y^2 + (F_1 G_2 - F_2 G_1 - E_1 H_2 + E_2 H_1) y + (E_1 F_2 - E_2 F_1) = 0 \quad \dots\dots\dots (33)$$

となる。これは  $y$  の2次式なので、 $y$  が正確に求められる。式(32)から  $x$  を求め、式(26)より  $\phi_1$ ,  $\theta_1$  が求まる。式(22)から  $a/d$  が求まる。

$$\frac{a}{d} = \frac{\sin(\phi_1 + \phi_{12}) - \sin \phi_1}{\sin(\phi_1 - \theta_1 + \phi_{12} - \theta_{12}) - \sin(\phi_1 - \theta_1)} \quad \dots\dots\dots (34)$$

式(18)より

$$\frac{e}{d} = \sin \phi_1 - \frac{a}{d} \sin(\phi_1 - \theta_1) \quad \dots\dots\dots (35)$$

から  $e/d$  が求まるので、 $d$  が与えられれば  $a$ ,  $e$  が求まる。

(2)  $a$ ,  $d$ ,  $\theta_1$ ,  $\theta_{12}$ ,  $\theta_{13}$ ,  $\theta_{14}$  を与えて  $\phi_1$ ,  $\phi_{12}$ ,  $\phi_{13}$ ,  $\phi_{14}$  を求める。

式(18)から  $a \sin(\phi - \theta) + e = d \sin \phi$ , これを開いて未定係数法で整理すれば次式を得る。

$$\sin(\delta - \phi) = \frac{e}{\sqrt{a^2 + d^2 - 2ad \cos \theta}}, \quad \tan \delta = \frac{a \sin \theta}{a \cos \theta - d} \quad \dots\dots\dots (36)$$

式(36)の  $\theta$  にそれぞれ  $\theta_1$ ,  $\theta_1 + \theta_{12}$ ,  $\theta_1 + \theta_{13}$ ,  $\theta_1 + \theta_{14}$  を代入して得られた  $\phi$  はそれぞれ  $\phi_1$ ,  $\phi_1 + \phi_{12}$ ,  $\phi_1 + \phi_{13}$ ,  $\phi_1 + \phi_{14}$  を示すので、これから  $\phi_1$ ,  $\phi_{12}$ ,  $\phi_{13}$ ,  $\phi_{14}$  が求まる。

一例として  $a = 2\text{cm}$ ,  $d = 1\text{cm}$ ,  $e = 0.2\text{cm}$ ,  $\theta_1 = 60^\circ$ ,  $\theta_{12} = 30^\circ$ ,  $\theta_{13} = 60^\circ$ ,  $\theta_{14} = 90^\circ$  を与えて  $\phi_1$ ,  $\phi_{12}$ ,  $\phi_{13}$ ,  $\phi_{14}$  を求める。

式(36)を用いて

$$\theta_1 = 60^\circ, \quad \delta = 90^\circ, \quad \sin(\delta - \phi_1) = 0.1154701, \quad \delta - \phi_1 = 6^\circ 37.84', \quad \phi_1 = 83^\circ 22.16'$$

$$\theta_1 + \theta_{12} = 90^\circ, \quad \delta = 116^\circ 33.91', \quad \delta - (\phi_1 + \phi_{12}) = 5^\circ 7.89', \quad \phi_{12} = 28^\circ 3.86'$$

$$\theta_1 + \theta_{13} = 120^\circ, \quad \delta = 139^\circ 6.49', \quad \delta - (\phi_1 + \phi_{13}) = 4^\circ 20.12', \quad \phi_{13} = 51^\circ 24.12'$$

$$\theta_1 + \theta_{14} = 150^\circ, \quad \delta = 159^\circ 53.77', \quad \delta - (\phi_1 + \phi_{14}) = 3^\circ 56.51', \quad \phi_{14} = 72^\circ 35.10'$$

逆に回りスライダ・クランク機構の総合として  $d = 100\text{mm}$ ,  $\theta_{12} = 30^\circ$ ,  $\theta_{13} = 60^\circ$ ,  $\theta_{14} = 90^\circ$  と  $\phi_{12} = 28^\circ 3.86'$ ,  $\phi_{13} = 51^\circ 24.12'$ ,  $\phi_{14} = 72^\circ 35.10'$  を与えて  $\theta_1$ ,  $\phi_1$ ,  $a$ ,  $e$  を求める。

式(25)に上のデータを入れると

$$\begin{array}{llll} A_{12} = -0.033773 & B_{12} = 0.0005706 & C_{12} = 0.4704627 & D_{12} = 0.1175801 \\ A_{13} = -0.1495008 & B_{13} = 0.0112384 & C_{13} = 0.7815423 & D_{13} = 0.3761477 \\ A_{14} = -0.2992906 & B_{14} = 0.0458380 & C_{14} = 0.9541620 & D_{14} = 0.70070794 \end{array}$$

となる。これらの値を式(28)と式(31)に代入すれば

$$\begin{array}{llll} E_1 = 0.04393654 & G_1 = 0.00487318 & E_2 = 0.10857661 & G_2 = 0.01152279 \\ F_1 = -0.00484080 & H_1 = -0.00110658 & F_2 = -0.02102026 & H_2 = -0.00498953 \end{array}$$

となる。これらの値より

$$G_1 H_2 - G_2 H_1 = -0.0000115637, \quad E_1 H_2 - E_2 H_1 = -0.000990703$$

$$E_1 F_2 - E_2 F_1 = -0.0003979608, \quad G_1 F_2 - G_2 F_1 = -0.0000466566$$

故に、式(33)は  $-115637y^2 + 1457269y - 3979608 = 0$

となる。これから  $y = \tan \phi_1 = 8.600332$ 、一側は使用しない。故に  $\phi_1 = 83^\circ 22.76'$ （誤差  $+0.60'$ ）  
 (32)より  $x = 0.43349 = \tan(\phi_1 - \theta_1)$ 、 $\phi_1 - \theta_1 = 23^\circ 25.25'$  故に  $\theta_1 = 59^\circ 57.51'$ （誤差  $-2.49'$ ）、式(34)、  
 (35)より  $a/d = 2.003568$ （誤差  $+0.00357$ ）、 $e/d = 0.1969498$ （誤差  $-0.00305$ ）、 $d = 100\text{mm}$  から  
 $a = 200.357\text{mm}$  となる。

## § 5 連桿の一端が3つの指定された点を通り、スライダが2つの指定された変位をもつスライダ機構

図3において長さ  $l$  の連桿  $AB$  の一端  $A$  が3つの指定された点  $(x_1, y_1)$ 、 $(x_2, y_2)$ 、 $(x_3, y_3)$  を通り他端  $B$  が  $x$  軸から  $e$  だけオフセットした行程線上で  $s_1$ 、 $s_2$  の変位をもつ場合の総合を行う。

$B$  点の  $x$  座標を  $m_1$ 、 $m_2$ 、 $m_3$  とすれば次式が得られる。

$$(x_1 - m_1)^2 + (y_1 - e)^2 = l^2 \quad (37)$$

$$(x_2 - m_2)^2 + (y_2 - e)^2 = l^2 \quad (38)$$

$$(x_3 - m_3)^2 + (y_3 - e)^2 = l^2 \quad (39)$$

$$m_2 = m_1 + s_1, \quad m_3 = m_1 + s_2 \quad (40), (41)$$

式(1)―式(2)、式(1)―式(3)の式を作り、 $e$ 、 $m_1$  について整理すれば次式を得る。

$$(y_2 - y_1)e + (x_2 - x_1 - s_1)m_1 = P_{21} \quad (42)$$

$$(y_3 - y_1)e + (x_3 - x_1 - s_2)m_1 = P_{31} \quad (43)$$

$$\text{ただし } P_{21} = (1/2) \{ (y_2^2 - y_1^2) - (x_1 + x_2 - s_1)(x_1 - x_2 + s_1) \} \quad (44)$$

$$P_{31} = (1/2) \{ (y_3^2 - y_1^2) - (x_1 + x_3 - s_2)(x_1 - x_3 + s_2) \} \quad (45)$$

式(42)、(43)より

$$e = \frac{\begin{vmatrix} P_{21} & x_2 - x_1 - s_1 \\ P_{31} & x_3 - x_1 - s_2 \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} y_2 - y_1 & x_2 - x_1 - s_1 \\ y_3 - y_1 & x_3 - x_1 - s_2 \end{vmatrix}}, \quad m_1 = \frac{\begin{vmatrix} y_2 - y_1 & P_{21} \\ y_3 - y_1 & P_{31} \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} y_2 - y_1 & x_2 - x_1 - s_1 \\ y_3 - y_1 & x_3 - x_1 - s_2 \end{vmatrix}} \quad (46), (47)$$

が得られる。これから  $e$ 、 $m_1$  を求めれば式(37)より  $l$  は容易に求められる。

## § 6 5つの点と4つのスライダの変位を指定したスライダ機構

図4に示すように長さ  $l$  の連桿の一端  $A$  の5つの位置  $(x_1, y_1)$ 、 $(x_2, y_2)$ 、 $(x_3, y_3)$ 、 $(x_4, y_4)$ 、 $(x_5, y_5)$  と他端  $B$  点の4つの変位  $s_1$ 、 $s_2$ 、 $s_3$ 、 $s_4$  を指定して連桿の長さ  $l$ 、 $m_1$  およびスライダの行程線が  $x$  軸となす角  $\theta$  を求める。 $B$  点の座標を  $m$ 、 $n$  とすれば図から次式が成立する。

$$(x_1 - m_1)^2 + (y_1 - n_1)^2 = l^2 \quad (48)$$

$$(x_2 - m_2)^2 + (y_2 - n_2)^2 = l^2 \quad (49)$$

$$(x_3 - m_3)^2 + (y_3 - n_3)^2 = l^2 \quad (50)$$

$$(x_4 - m_4)^2 + (y_4 - n_4)^2 = l^2 \quad (51)$$

$$(x_5 - m_5)^2 + (y_5 - n_5)^2 = l^2 \quad (52)$$

$$m_2 = m_1 + s_1 \cos \theta, \quad n_2 = n_1 - s_1 \sin \theta \quad (53)$$

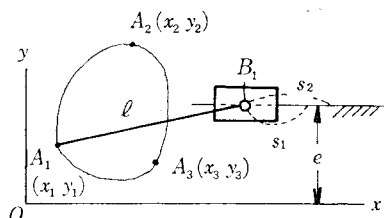


図3 3つの点と2つの変位を指定したスライダ機構

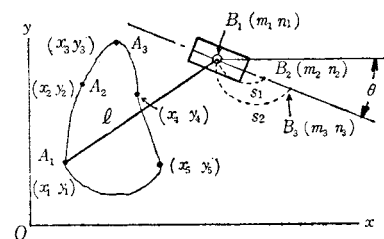


図4 5つの点と4つの変位を指定したスライダ機構

$$m_3 = m_1 + s_2 \cos \theta, \quad n_3 = n_1 - s_2 \sin \theta \quad \dots\dots\dots (54)$$

$$m_4 = m_1 + s_3 \cos \theta, \quad n_4 = n_1 - s_3 \sin \theta \quad \dots\dots\dots (55)$$

$$m_5 = m_1 + s_4 \cos \theta, \quad n_5 = n_1 - s_4 \sin \theta \quad \dots\dots\dots (56)$$

式(49)から式(48)を辺々減じて、 $m_2, n_2$ に式(53)を代入して整理すれば次式のようになる。

$$\begin{aligned} s_1 x_2 \cos \theta + (x_2 - x_1)m_1 - s_1 m_1 \cos \theta - s_1 y_2 \sin \theta + (y_2 - y_1)n_1 + s_1 n_1 \sin \theta \\ = \frac{1}{2}(x_2^2 + y_2^2 - x_1^2 - y_1^2 + s_1^2) = P_{21} \quad \dots\dots\dots (57) \end{aligned}$$

同様に式(50)一式(48)と式(51)一式(48)と式(52)一式(48)を作れば

$$\begin{aligned} s_2 x_3 \cos \theta + (x_3 - x_1)m_1 - s_2 m_1 \cos \theta - s_2 y_3 \sin \theta + (y_3 - y_1)n_1 + s_2 n_1 \sin \theta \\ = \frac{1}{2}(x_3^2 + y_3^2 - x_1^2 - y_1^2 + s_2^2) = P_{31} \quad \dots\dots\dots (58) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} s_3 x_4 \cos \theta + (x_4 - x_1)m_1 - s_3 m_1 \cos \theta - s_3 y_4 \sin \theta + (y_4 - y_1)n_1 + s_3 n_1 \sin \theta \\ = \frac{1}{2}(x_4^2 + y_4^2 - x_1^2 - y_1^2 + s_3^2) = P_{41} \quad \dots\dots\dots (59) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} s_4 x_5 \cos \theta + (x_5 - x_1)m_1 - s_4 m_1 \cos \theta - s_4 y_5 \sin \theta + (y_5 - y_1)n_1 + s_4 n_1 \sin \theta \\ = \frac{1}{2}(x_5^2 + y_5^2 - x_1^2 - y_1^2 + s_4^2) = P_{51} \quad \dots\dots\dots (60) \end{aligned}$$

(58)  $\times s_1 - (57) \times s_2$  より

$$\begin{aligned} s_1 s_2 (x_3 - x_2) \cos \theta - s_1 s_2 (y_3 - y_2) \sin \theta + \{s_1 (x_3 - x_1) - s_2 (x_2 - x_1)\} m_1 + \{s_1 (y_3 - y_1) \\ - s_2 (y_2 - y_1)\} n_1 = s_1 P_{31} - s_2 P_{21} \quad \dots\dots\dots (61) \end{aligned}$$

同様に (59)  $\times s_1 - (57) \times s_3$  より

$$\begin{aligned} s_1 s_3 (x_4 - x_2) \cos \theta - s_1 s_3 (y_4 - y_2) \sin \theta + \{s_1 (x_4 - x_1) - s_3 (x_2 - x_1)\} m_1 + \{s_1 (y_4 - y_1) \\ - s_3 (y_2 - y_1)\} n_1 = s_1 P_{41} - s_3 P_{21} \quad \dots\dots\dots (62) \end{aligned}$$

同様に (60)  $\times s_1 - (57) \times s_4$  より

$$\begin{aligned} s_1 s_4 (x_5 - x_2) \cos \theta - s_1 s_4 (y_5 - y_2) \sin \theta + \{s_1 (x_5 - x_1) - s_4 (x_2 - x_1)\} m_1 + \{s_1 (y_5 - y_1) \\ - s_4 (y_2 - y_1)\} n_1 = s_1 P_{51} - s_4 P_{21} \quad \dots\dots\dots (63) \end{aligned}$$

$$A_1 = s_1 s_2 (x_3 - x_2) \cos \theta - s_1 s_2 (y_3 - y_2) \sin \theta \quad B_1 = s_1 (x_3 - x_1) - s_2 (x_2 - x_1)$$

$$A_2 = s_1 s_3 (x_4 - x_2) \cos \theta - s_1 s_3 (y_4 - y_2) \sin \theta \quad B_2 = s_1 (x_4 - x_1) - s_3 (x_2 - x_1)$$

$$A_3 = s_1 s_4 (x_5 - x_2) \cos \theta - s_1 s_4 (y_5 - y_2) \sin \theta \quad B_3 = s_1 (x_5 - x_1) - s_4 (x_2 - x_1)$$

$$C_1 = s_1 (y_3 - y_1) - s_2 (y_2 - y_1), \quad D_1 = s_1 P_{31} - s_2 P_{21}$$

$$C_2 = s_1 (y_4 - y_1) - s_3 (y_2 - y_1), \quad D_2 = s_1 P_{41} - s_3 P_{21}$$

$$C_3 = s_1 (y_5 - y_1) - s_4 (y_2 - y_1), \quad D_3 = s_1 P_{51} - s_4 P_{21} \quad \dots\dots\dots (64)$$

と置けば、式(61), (63), (63)は次式のようになる。

$$A_1 + B_1 m_1 + C_1 n_1 = D_1 \quad \dots\dots\dots (65)$$

$$A_2 + B_2 m_1 + C_2 n_1 = D_2 \quad \dots\dots\dots (66)$$

$$A_3 + B_3 m_1 + C_3 n_1 = D_3 \quad \dots\dots\dots (67)$$

式(65), (66)と式(65), (67)から

$$m_1 = \frac{\begin{vmatrix} D_1 - A_1 & C_1 \\ D_2 - A_2 & C_2 \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} B_1 & C_1 \\ B_2 & C_2 \end{vmatrix}} = \frac{\begin{vmatrix} D_1 - A_1 & C_1 \\ D_3 - A_3 & C_3 \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} B_1 & C_1 \\ B_3 & C_3 \end{vmatrix}} \quad \dots\dots\dots (68)$$

$$n_1 = \frac{\begin{vmatrix} B_1 & D_1 - A_1 \\ B_2 & D_2 - A_2 \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} B_1 & C_1 \\ B_2 & C_2 \end{vmatrix}} = \frac{\begin{vmatrix} B_1 & D_1 - A_1 \\ B_3 & D_3 - A_3 \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} B_1 & C_1 \\ B_3 & C_3 \end{vmatrix}} \quad \dots\dots\dots (69)$$

が得られ、式(68)あるいは式(69)より次式が得られる。

$$\begin{vmatrix} B_1 & C_1 & D_1-A_1 \\ B_2 & C_2 & D_2-A_2 \\ B_3 & C_3 & D_3-A_3 \end{vmatrix} = 0 \quad \dots\dots\dots (70)$$

この式はこのスライダ機構の運動方程式となる。この式から

$$\begin{vmatrix} B_1 & C_1 & A_1 \\ B_2 & C_2 & A_2 \\ B_3 & C_3 & A_3 \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} B_1 & C_1 & D_1 \\ B_2 & C_2 & D_2 \\ B_3 & C_3 & D_3 \end{vmatrix} \quad \text{故に} \quad \begin{vmatrix} A_1 & A_2 & A_3 \\ B_1 & B_2 & B_3 \\ C_1 & C_2 & C_3 \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} B_1 & B_2 & B_3 \\ C_1 & C_2 & C_3 \\ D_1 & D_2 & D_3 \end{vmatrix} = E \quad \dots\dots\dots (71)$$

$$\begin{cases} \text{いま } a_{23}=B_2 & C_3-B_3 & C_2 \\ a_{31}=B_3 & C_1-B_1 & C_3 \\ a_{12}=B_1 & C_2-B_2 & C_1 \end{cases} \quad \dots\dots\dots (72)$$

と置けば

$$a_{23}A_1 + a_{31}A_2 + a_{12}A_3 = E \quad \dots\dots\dots (73)$$

となる。しかるに  $A_1, A_2, A_3$  は式(64)で示されているので

$$\left. \begin{aligned} F &= a_{23}s_1s_2(x_3-x_2) + a_{31}s_1s_3(x_4-x_2) + a_{12}s_1s_4(x_5-x_2) \\ G &= a_{23}s_1s_2(y_3-y_2) + a_{31}s_1s_3(y_4-y_2) + a_{12}s_1s_4(y_5-y_2) \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (74)$$

と置けば、式(73)は次のようになる。

$$F \cos \theta - G \sin \theta = E \quad \dots\dots\dots (75)$$

これから

$$\sin(\delta-\theta) = \frac{E}{\sqrt{F^2+G^2}}, \quad \tan \delta = \frac{F}{G} \quad \dots\dots\dots (76), (77)$$

が得られる。ここで  $E$  は式(71),  $F, G$  は式(74)から求められる。この結果  $\theta$  が求まれば式(64)から  $A_1, A_2, A_3$  が求まり、式(68), (69)より  $m_1, n_1$  が求まる。これが求まれば式(48)より  $l$  が求まる。

## § 7 特別な場合

前節において  $x_1=x_2=x_3=x_4=x_5=0$  の特別な場合式(64)から  $B_1=B_2=B_3=0$  となり式(65), (66)から次式が得られる。

$$n_1 = \frac{D_1-A_1}{C_1} = \frac{D_2-A_2}{C_2} \quad \dots\dots\dots (78)$$

$$\text{故に } A_1 C_2 - A_2 C_1 = C_2 D_1 - C_1 D_2 \quad \dots\dots\dots (79)$$

$$\begin{cases} \text{式(64)から } A_1 = -s_1s_2(y_3-y_2) \sin \theta \\ A_2 = -s_1s_3(y_4-y_2) \sin \theta \end{cases} \quad \dots\dots\dots (80)$$

が得られるので、これを式(79)に代入して  $\sin \theta$  を求めれば

$$\sin \theta = \frac{C_2 D_1 - C_1 D_2}{C_1 s_1 s_3 (y_4 - y_2) - C_2 s_1 s_2 (y_3 - y_2)} \quad \dots\dots\dots (81)$$

となる。ただし  $\theta$  は図5からわかるように横軸から反時計回りを+とする。これを式(80)に代入し、 $A_1$  か  $A_2$  を求めれば式(78)より  $n_1$  が求まる。

式(59)から  $m_1$  は次式のようにになる。

$$m_1 = \frac{(y_4-y_1)n_1 - P_{41}}{s_3 \cos \theta} + (n_1 - y_4) \frac{\sin \theta}{\cos \theta} \quad \dots\dots\dots (82)$$

式(48)より  $l$  は次式から求まる。

$$l^2 = (y_1 - n_1)^2 + m^2 \quad \dots\dots\dots (83)$$

## § 8 スライダ機構総合の実例(1)

図5に示すスライダ機構において、長さ  $l$  の連桿  $AB$  の  $A$  点は  $y$  軸上を  $B$  点は  $x$  軸と  $\theta$  の角をなす  $CD$  上を動き  $C$  点の  $xy$  座標を  $m, n$  とし、 $BC$  の距離を  $s$  としたとき、 $s$  を  $A$  点の縦座標  $y$  と  $l, \theta$  で示そう。

図から  $(s \cos \theta + m)^2 + (s \sin \theta + n - y)^2 = l^2 \dots\dots\dots(84)$   
 が得られるが、これは  $s$  の 2 次式となり  $s$  に 2 つの実根が得られるので、他の方法で求める。  $A$  から  $CD$  に垂線  $AH$  を下せば、 $\angle OAH = \theta$

$$s = BC = \sqrt{AB^2 - AH^2} - HC, \quad AH = \{y - (n - m \tan \theta)\} \times \cos \theta, \quad HC = (m / \cos \theta) - \{y - (n - m \tan \theta)\} \sin \theta = m \cos \theta + n \sin \theta - y \sin \theta$$

$$\text{から } s = \sqrt{l^2 - (y \cos \theta - n \cos \theta + m \sin \theta)^2} - (m \cos \theta + n \sin \theta - y \sin \theta) \dots\dots\dots(85)$$

で求められる。

一例として図 5 の連桿の  $A$  点が原点  $O$  にあるとき  $B$  が  $C$  点にあるものとし、 $y_1 = 0, y_2 = 1\text{cm}, y_3 = 2\text{cm}, y_4 = 3\text{cm}, y_5 = 4\text{cm}, m = 2\text{cm}, n = 3\text{cm}, \theta = 30^\circ$  のときの  $s_1, s_2, s_3, s_4$  を求めよ。

$l = \sqrt{m^2 + n^2} = 3.60555\text{cm}$  と上記データを式(85)に代入して  $s$  を計算すれば

$$s = \{13 - (\sqrt{3} y / 2 - 3\sqrt{3} / 2 + 1)^2\}^{\frac{1}{2}} - (\sqrt{3} + 1.5 - 0.5 y)$$

となるので  $y_2, y_3 \dots$  を代入して  $s_1, s_2 \dots$  を求めれば  $s_1 = 0.798402\text{cm}, s_2 = 1.371010\text{cm}, s_3 = 1.732051\text{cm}, s_4 = 1.853067\text{cm}$  を得る。

この結果を用いて逆に機構総合を行い、その精度を求める。

$x_1 = x_2 = x_3 = x_4 = x_5 = 0, y_1 = 0, y_2 = 1\text{cm}, y_3 = 2\text{cm}, y_4 = 3\text{cm}, y_5 = 4\text{cm}$  で  $s_1 = 0.798402\text{cm}, s_2 = 1.371010\text{cm}, s_3 = 1.732051\text{cm}, s_4 = 1.853067\text{cm}$  の場合の  $\theta, m_1, n_1$  を求めよ。

式(64)から  $B_1 = B_2 = B_3 = 0$  と  $C$  を求め、式(57)~(60)から  $P, D$  を求めれば  $C_1 = 0.225794, C_2 = 0.663155, C_3 = 1.340541, P_{21} = 0.818723, P_{31} = 2.939834, P_{41} = 6.000000, D_1 = 1.224692, D_2 = 3.372341$  となる。これを式(81)に代入すれば  $\sin \theta = -0.50000$  となり、 $\theta = -30^\circ$  となるので、横軸から時計回りとなる。式(80)から  $A_1 = 0.547309, A_2 = 1.382873$ , 式(78)より  $n_1 = 3\text{cm}$ , 式(82), (83)から  $m_1 = 2\text{cm}, l = 3.60555\text{cm}$  となり、正確な値を得る。

## § 9 スライダ機構総合の実例(2)

次の 5 つの点と 4 つの変位 (単位  $\text{cm}$ )

$$x_1 = 0.1, x_2 = -1.0, x_3 = 0.2, x_4 = 0.2, x_5 = 3.9$$

$$y_1 = 7.0, y_2 = 3.0, y_3 = 0.7, y_4 = 3.7, y_5 = 5.7$$

$$s_1 = 1.0, s_2 = 2.0, s_3 = 3.0, s_4 = 4.0$$

を与えて連桿の長さ  $l$ , 角度  $\theta, m_1, n_1$  を求める。

式(57)~(60)より  $P_{21} = -19.005, P_{31} = -22.240, P_{41} = -12.440, P_{51} = 7.345$ 。式(64)から  $B_1 = 2.3, B_2 = 4.4, B_3 = 8.2, C_1 = 1.7, C_2 = 8.7, C_3 = 14.7, D_1 = 15.770, D_2 = 44.575, D_3 = 83.365$

以上のデータを式(71), (72)に代入すれば  $E = 53.83000, a_{23} = -6.66, a_{31} = -19.87, a_{12} = 12.53$  式(74)より  $F = 98.462, G = 124.233$ , 式(77)より  $\delta = 38.399^\circ$ , 式(76)より  $\theta = 18.5478^\circ \div 18^\circ 32.87'$ , 式(64)より  $A_1 = 3.73858126, A_2 = 5.5891854$ , 式(68), (69)より  $m_1 = 3.064441996, n_1 = 2.931295381$ , 式(48)より  $l = 5.034111$  を得る。

吟味 図 6 において、 $s_1$  は次式のようになる。

$$s_1 = B_1 B_2 = \sqrt{(A_2 B_2)^2 - (A_2 C)^2} - B_1 C \\ = \sqrt{l^2 - \{(m_1 - x_2) \sin \theta + (n_1 - y_2) \cos \theta\}^2} - \{(m_1 - x_2) \cos \theta - (n_1 - y_2) \sin \theta\} \dots\dots\dots(86)$$

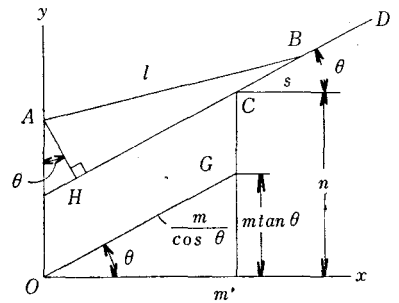


図 5 スライダ機構の一例

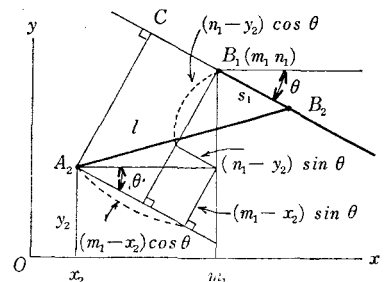


図 6 スライダ機構の一例



$s_1, s_2, s_3$  も同様に求まる。

これらの式に  $l=5.034111$ ,  $\theta=18^\circ 32.87'$ ,  $m_1=3.064442$ ,  $n_1=2.931295$  と前記の  $x, y$  のデータを代入して,  $s_1, s_2, s_3, s_4$  を求めれば  $s_1=1.0069$ ,  $s_2=2.0168$ ,  $s_3=3.0202$ ,  $s_4=4.0329$  となり, まづまづの精度で得られることがわかった。

## § 10 結 言

以上により回りスライダ・クランク機構とスライダ機構の総合は比較的簡単な2次方程式と未定係数法の形で処理できることがわかった。これらの方法は前報に比して取扱いが容易である。回りスライダ・クランク機構の場合もその運動方程式が行列式の形で得られることがわかった。これらの結果を用いてスライダ・クランク機構の連桿曲線を次報で扱う。

## 文 献

- 1) 糸島寛典, 山下 昇: スライダ・クランク機構の総合の研究 (第1報), 呉工業高等専門学校研究報告, 第2巻, 第1号, 55~66頁, 1966.
- 2) 糸島寛典: 4節リンク機構の総合の研究, 呉工業高等専門学校研究報告第1巻, 第1号 (第1報) 85~96頁, (第2報) 97~104頁, 1965, (第3報) 第2巻, 第1号, 1966.

(昭和45年7月31日受付)

# 往復等加速度カムの滑り率の研究(第1報)

(機械工学科) 糸 島 寛 典

Studies on the Specific Sliding of the Constant Acceleration Cam  
with the Reciprocating Follower (Report 1)

Hironori ITOSHIMA

The profile of the constant acceleration cam with offset reciprocating follower (a circular arc or a flat follower) is expressed with the  $xy$  coordinates, which much easy drawn and the manufactured by the N.C. machine tool.

The minimum radius of curvature on this cam profile is obtained at the point of inflection of this cam diagram on the return stroke.

The specific sliding (the slider-sweep ratio) of the circular arc follower is larger than that of the cam and has a large value at the above-mentioned point, but it can be varied according to the value of offset.

The specific sliding of the cam with a flat follower is larger than that of the cam with a circular arc follower.

## § 1 緒 言

カムの滑り率については接触点におけるカムと従動節の曲率半径を考え、両曲率中心を結ぶ線分を瞬間的に一つのリンクとし、そのリンクの瞬間中心を利用して接触点軌跡上の速度を求め、両接触面上を動く接触点の速度を利用して滑り率を求める理論式を数年前発表<sup>1),2)</sup>し、それにより円弧カムの各種の従動節に対する滑り率を求めた。最近全く同様な考え方で Cowie<sup>3)</sup> はカムの滑り率を求め、同じ理論式を得ている。

高速回転カムに多く用いられる等加速度カムにおける滑り率の問題は余り研究されていないように思う。これはカム曲線の曲率半径が連続的に変化するためで、Shigley<sup>4)</sup> の研究を利用してかたより円弧従動節をもつ場合と平板従動節をもつ場合の往復等加速度カムの輪郭を  $xy$  座標で示し、その曲率半径を求め著者の滑り率の計算式を用いて滑り率を求め、カムと従動節の如何なる点で滑り率が最大となるかを調べ、それをできるだけ小さくするような設計法を示す。

## § 2 記 号

$\theta$ : カムの回転角	$\phi$ : 押進め角
$\theta_0$ : 行き行程のカムの回転角	$\theta_r$ : 戻り行程のカムの回転角
$\theta_d$ : 従動節の上昇点での停止期間中のカムの回転角	
$R_0$ : カムの基礎円半径	$r$ : 円弧従動節の半径
$e$ : カムのかたより量	$k$ : カムの中心から従動節の最下点迄の高さ
$h$ : 従動節の変位	$\alpha$ : 平板従動節の傾き角
$H$ : 従動節のリフト	$P$ : ピッチ点

$\rho_M$ : ナイフエッジ従動節の場合のカムの曲率半径

$\rho_T$ : 円弧(平板)従動節の場合のカムの曲率半径

$\sigma_1$ : カムの滑り率

$\sigma_2$ : 従動節の滑り率

$v$ : 従動節の速度

$\omega$ : カムの角速度(一定)

$dh/d\theta$ : カムの角速度に対する従動節の速度  $=v/\omega$

$d^2h/d\theta^2$ : カムの角速度の自乗に対する従動節の加速度

### § 3 往復従動節の変位とたたよりカムの輪郭の理論式

図1において板カム1は $O$ を中心として反時計回りに回転し、 $e$ だけかたよっており、従動節2は上下に往復運動している。

カムの中心 $O$ を原点とする $\xi\eta$ の直角座標を考え、 $O$ 点の回りに回転するカム上に固定された $x\gamma$ の直角座標をとり、 $x$ 軸と $\xi$ 軸のなす角を $\theta$ とす。従動節上に固定された $XY$ の直角座標をとり、 $\xi$ 軸と $X$ 軸の距離を $h+k$ とし、 $k$ を $X$ 軸の最低位置の距離とす。

Shigley<sup>1)</sup>は回転座標を歯車の歯形に応用したが、その場合接触点 $T$ の法線 $nn$ が $\xi$ 軸の交点を $P$ としたとき、 $P$ 点はピッチ点で、固定点であったのにカムの場合は $P$ 点が等速度カムの場合を除いて移動するから、この点新しく考えねばならない。

従動節のカムとの接触曲線を $Y=F(X)$ とし、従動節の変位を $h$ 、速度を $v$ 、カムの角速度を $\omega$ とし、 $P$ 点が瞬間中心 $I_{12}$ だから

$$v = OI_{12} \times \omega = OP \times \omega, \quad OP = \frac{v}{\omega} = \frac{dh}{d\theta} \quad (1)$$

ただし $\omega$ は反時計回りを正、 $v$ は上向きを正とする。

$P$ 点の $XY$ 座標を $X_P, Y_P$ とすれば

$$X_P = OP - e = \frac{dh}{d\theta} - e, \quad Y_P = -(h+k) \quad (2)$$

だから $P$ 点から従動節の曲線 $Y=F(X)$ に直交する直線の方程式は

$$Y = Y_P - \frac{X - X_P}{dY/dX} \quad (3)$$

となるので、この直線と $Y=F(X)$ の交点 $T$ の座標 $X_T, Y_T$ が求まる。 $O$ 点の $XY$ 座標を $X_O, Y_O$ とすれば

$$X_O = -e, \quad Y_O = -(h+k) \quad (4)$$

となる。 $x$ 軸が $X$ 軸となす角は $\theta$ だから $T$ 点を $x\gamma$ 座標に変換すれば

$$\begin{cases} x = (X_T - X_O) \cos \theta + (Y_T - Y_O) \sin \theta \\ y = (Y_T - Y_O) \cos \theta - (X_T - X_O) \sin \theta \end{cases} \quad (5)$$

となり、これがカムの輪郭曲線の方程式である。

接触点 $T$ の固定軌跡は $X_T, Y_T$ を $\xi\eta$ 座標に変換して求められ次のようになる。

$$\xi_T = X_T - X_O, \quad \eta_T = Y_T - Y_O \quad (6)$$

さらに $PT$ の長さは次のようになる。

$$PT = \sqrt{(X_T - X_P)^2 + (Y_T - Y_P)^2} \quad (7)$$

$T$ 点におけるカムの曲率半径を $\rho_T$ 、従動節の曲率半径を $\rho_F$ とすれば、次式から求められる。

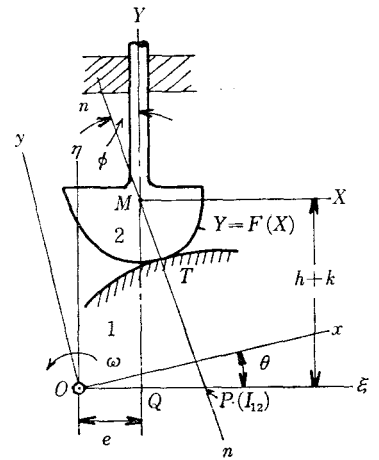


図1 カムの輪郭の計算

$$\rho_T = \frac{\left\{ \left( \frac{dx}{d\theta} \right)^2 + \left( \frac{dy}{d\theta} \right)^2 \right\}^{\frac{3}{2}}}{\frac{d^2x}{d\theta^2} \frac{dy}{d\theta} - \frac{dx}{d\theta} \frac{d^2y}{d\theta^2}}, \quad \rho_F = \frac{\left\{ 1 + \left( \frac{dY}{dX} \right)^2 \right\}^{\frac{3}{2}}}{d^2Y/dX^2} \quad \dots\dots\dots (8), (9)$$

カムと従動節の滑り率  $\sigma_1, \sigma_2$  は前報<sup>1)</sup>により

$$\sigma_1 = \frac{1/\rho_F + 1/\rho_T}{1/TP + 1/\rho_F}, \quad \sigma_2 = \frac{1/\rho_F + 1/\rho_T}{1/TP - 1/\rho_T} \quad \dots\dots\dots (10)$$

から求められる。押進め角  $\phi$  は  $PT$  直線と  $Y$  軸のなす角であるから次のようになる。

$$\tan \phi = \frac{X_P + Y_F(dY/dX)}{Y_P + X_F(dY/dX)} \quad \dots\dots\dots (11)$$

一般に従動節の曲線は円弧であるので、 $Y=F(X)$  に円弧の方程式を与え  $X_T, Y_T$  を求めて式(5)に代入し、これを式(8)に代入してカムの曲率半径  $\rho_T$  を求めればよいのであるが、円弧の場合は曲率中心が円弧の中心で定点であるのでこの中心  $M$  を尖端とするナイフエッジ従動節を考え、この場合のカムの輪郭を求め、それを式(8)に代入して曲率半径  $\rho_M$  を求め、これから円弧半径  $r$  を引いた  $\rho_M - r$  が  $T$  点におけるカムの曲率半径  $\rho_T$  に等しい<sup>5)</sup> という考え方の方が滑り率の計算に容易であるが、円弧の半径  $r$  が非常に大きい平板あるいは凹面従動節の場合は後者の方法ではうまく行かないので、前者の方法を用いる。凹面従動節の場合については次報で述べる。

#### § 4 往復ナイフエッジ従動節におけるカムの理論

##### (1) カムの輪郭

図2においてカムの回転中心  $O$  とし、 $O$  を原点とする直角座標  $\xi\eta$  をとり、ナイフエッジ従動節は  $\xi$  軸に垂直な行程線上を往復し、かたより量を  $e$  とする。カムの輪郭の始点を  $A$  とし、 $OA$  を  $\eta$  軸、これに直角に  $x$  軸をとり、 $x$  軸と  $\xi$  軸のなす角を  $\theta$  とし、 $x\eta$  座標はカムと共に反時計回りに回転する回軸座標とする。ナイフエッジの先端を  $M$  とし、行程線が  $\xi$  軸とカムの基礎円との交点を  $Q, S$  とし  $MS=h, SQ=k$  とおけば  $h$  はカムの変位、 $k$  は従動節が最下点にきたときの高さで、カムの基礎円の半径を  $R_0$  とすれば

$$k = \sqrt{R_0^2 - e^2}, \quad R_0 = \sqrt{k^2 + e^2} \quad \dots\dots\dots (12)$$

となる。接触点  $M$  におけるカムの輪郭の法線  $nn$  が行程線となす角を  $\phi$  とすれば、これが押進め角で  $\xi$  軸との交点を  $P$  とすれば  $P$  は瞬間中心  $I_{12}$  であるので、従動節の滑り速度  $v = OP \times \omega$  となり、 $OP = v/\omega = dh/d\theta$  である。

$M$  点を従動節の固定座標  $XY$  の原点とすれば  $X_T = X_M = 0, Y_T = Y_M = 0, X_0 = -e, Y_0 = -(h+k)$  となるので、 $M$  点を  $x\eta$  座標に変換すれば式(5)から

$$x = (h+k)\sin \theta + e \cos \theta, \quad \eta = (h+k)\cos \theta - e \sin \theta \quad \dots\dots\dots (13)$$

が得られる。従動節の変位  $h=f(\theta)$  が与えられれば式(13)よりカムの輪郭は求まる。

##### (2) 押進め角および $MP$ の長さ

押進め角を計算するには図2より  $\tan \phi = PQ/MQ, PQ = OP - e$  と式(11)から次式を得る。

$$\tan \phi = \frac{(dh/d\theta) - e}{h+k} \quad \dots\dots\dots (14)$$

図2から  $X_P = (dh/d\theta) - e, Y_P = -(h+k)$  となるので式(7)より  $MP$  の長さは次のようになる。

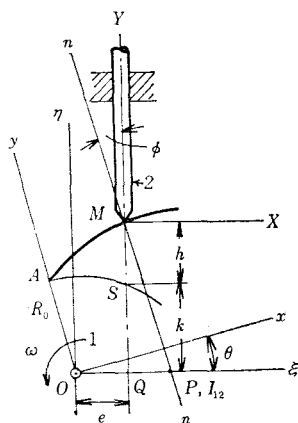


図2 ナイフエッジ従動節のカムの理論

$$MP = \sqrt{(h+k)^2 + \left(\frac{dh}{d\theta} - e\right)^2} \dots\dots\dots (15)$$

### § 5 ナイフエッジの場合のカムの曲率半径と滑り率

カムの回転角  $\theta$  をパラメーターとするカムの輪郭曲線式(13)において、接触点  $M$  のカムの曲率半径を  $\rho_M$  とすれば、式(8)から

$$\rho_M = \frac{\left\{ \left( \frac{dx}{d\theta} \right)^2 + \left( \frac{dy}{d\theta} \right)^2 \right\}^{\frac{3}{2}}}{\frac{d^2x}{d\theta^2} \cdot \frac{dy}{d\theta} - \frac{dx}{d\theta} \cdot \frac{d^2y}{d\theta^2}} \dots\dots\dots (16)$$

であるので、式(13)を  $\theta$  で微分し、式(16)に代入すれば計算は繁雑であるが次式のようになる。

$$\rho_M = \frac{\left\{ \left( \frac{dh}{d\theta} - e \right)^2 + (h+k)^2 \right\}^{\frac{3}{2}}}{e^2 + (h+k)^2 + 2 \left( \frac{dh}{d\theta} \right)^2 - 3e \frac{dh}{d\theta} - (h+k) \frac{d^2h}{d\theta^2}} \dots\dots\dots (17)$$

半径  $r$  の円弧従動節を使用する場合カムの全作用面において常に次の関係が成立せねばカムが製作できない。

$$\rho_M > r \dots\dots\dots (18)$$

滑り率はナイフエッジの場合常にカムの滑り率  $\sigma_1 = 1$ 、従動節の滑り率  $\sigma_2 = \infty$  となるが、半径  $r$  の円弧の場合にはカムの曲率半径を  $\rho_T$  とすれば  $\rho_T = \rho_M - r$ 、 $TP = MP - r$  となる。式(9)において  $\rho_F = r$  であるので、カムと従動節の滑り率  $\sigma_1$ 、 $\sigma_2$  は

$$\sigma_1 = \frac{1/r + 1/\rho_T}{1/TP + 1/r} = \frac{\rho_T + r}{\rho_T} \times \frac{TP}{r + TP} = \frac{\rho_M}{\rho_M - r} \times \frac{MP - r}{MP} \dots\dots\dots (19)$$

$$\sigma_2 = \frac{1/r + 1/\rho_T}{1/TP - 1/\rho_T} = \frac{\rho_T + r}{r} \times \frac{TP}{\rho_T - TP} = \frac{\rho_M}{r} \times \frac{MP - r}{\rho_M - MP} \dots\dots\dots (20)$$

のようになり、 $\rho_T$ 、 $TP$  の代りに  $\rho_M$ 、 $MP$  を用いて計算できる。式(19)から  $\rho_M = r$  のとき  $\sigma_1 = \infty$ 、式(20)から  $\rho_M = MP$  のとき  $\sigma_2 = \infty$  の危険があるが、式(18)より常に  $\rho_M > r$  でなければならぬので  $\sigma_1 = \infty$  にはならぬ。カム上の各点の曲率半径の最小値を求め、それより  $r$  を小にしなければならぬ。

以上の理論式は  $h = f(\theta)$  の任意のカムに応用できる一般的理論式であるが、次に本報告主眼の等加速度カムについて論ずる。

### § 6 等加速度運動する従動節の変位、速度、加速度

図3は等加速度カムのカム線図を示す。従動節のリフトを  $H$  とし、往き行程のカムの回転角を  $\theta_0$  とし、 $\theta = 0 \sim \theta_0/2$  迄すなわち  $AB$  間は等加速度で、 $\theta = \theta_0/2 \sim \theta_0$  迄すなわち  $BC$  間は等減速度で運動する。戻り行程のカムの回転角を  $\theta_r$  とし、その中央で等加速度から等減速度に変わるものとする。カムの頂点  $CD$  において従動節が停止するカムの回転角を  $\theta_d$  とする。 $\theta_d \neq 0$  の場合、この部分において  $\sigma_2 = \infty$  となるので、ローラーを用いる。本報告では  $\theta_d = 0$  とする。等加速度カム線図の曲線の方程式(拋物線)を求める。従動節の変位を  $h$  とすれば、カムの角速度  $\omega = d\theta/dt$  は一定だから、速度  $v = dh/dt = \omega(dh/d\theta)$ 、加速度  $a = dv/dt = \omega^2(d^2h/d\theta^2)$  となり、速度、加速度はそれぞれ  $dh/d\theta$ 、 $d^2h/d\theta^2$  に比例する。

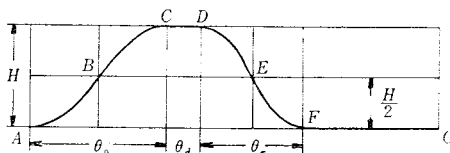


図3 等加速度カムのカム線図

(1)  $AB$ 間の変位、速度、加速度  $0 \leq \theta \leq \frac{\theta_0}{2}$

$$h = 2H \left( \frac{\theta}{\theta_0} \right)^2, \quad \frac{dh}{d\theta} = \frac{180^\circ}{\pi} \times \frac{4H}{\theta_0^2} \theta, \quad \frac{d^2h}{d\theta^2} = \left( \frac{180^\circ}{\pi} \right)^2 \frac{4H}{\theta_0^2} \dots\dots\dots (21)$$

- (2)  $BC$ 間の変位, 速度, 加速度  $\frac{\theta_0}{2} \leq \theta \leq \theta_0$

$$h = H \left\{ 4 \left( \frac{\theta}{\theta_0} \right) - 2 \left( \frac{\theta}{\theta_0} \right)^2 - 1 \right\}, \quad \frac{dh}{d\theta} = \frac{180^\circ}{\pi} \times \frac{4H}{\theta_0^2} (\theta_0 - \theta), \quad \frac{d^2h}{d\theta^2} = - \left( \frac{180^\circ}{\pi} \right)^2 \frac{4H}{\theta_0^2} \dots\dots\dots (22)$$

- (3)  $DE$ 間の変位, 速度, 加速度  $\theta_0 + \theta_d \leq \theta \leq \theta_0 + \theta_d + \frac{\theta_r}{2}$

$$\theta_1 = \theta - (\theta_0 + \theta_d), \quad h = H \left\{ 1 - 2 \left( \frac{\theta_1}{\theta_r} \right)^2 \right\}$$

$$\frac{dh}{d\theta} = - \frac{180^\circ}{\pi} \times \frac{4H}{\theta_r^2} \theta_1, \quad \frac{d^2h}{d\theta^2} = - \left( \frac{180^\circ}{\pi} \right)^2 \frac{4H}{\theta_r^2} \dots\dots\dots (23)$$

- (4)  $EF$ 間の変位, 速度, 加速度  $\theta_0 + \theta_d + \frac{\theta_r}{2} \leq \theta \leq \theta_0 + \theta_d + \theta_r$

$$\theta_1 = \theta - (\theta_0 + \theta_d)$$

$$h = 2H \left\{ \left( \frac{\theta_1}{\theta_r} \right)^2 - 2 \left( \frac{\theta_1}{\theta_r} \right) + 1 \right\}, \quad \frac{dh}{d\theta} = \frac{180^\circ}{\pi} \times \frac{4H}{\theta_r^2} (\theta_1 - \theta_r), \quad \frac{d^2h}{d\theta^2} = \left( \frac{180^\circ}{\pi} \right)^2 \frac{4H}{\theta_r^2} \dots\dots\dots (24)$$

## § 7 等加速度カムの数値計算

### (1) カムの輪郭と押進め角

ナイフエッジ従動節のリフト  $H=17\text{mm}$ , カムの基礎円半径  $R_0=34\text{mm}$ , 往きの回転角  $\theta_0=120^\circ$ , 戻りの回転角  $\theta_r=90^\circ$ , 停止回転角  $\theta_d=0$ , かたより量  $e=12.5\text{mm}$  を指定してカムの輪郭を求める。

式(12)より  $k=31.61882\text{mm}$ ,  $AB$  間  $\theta=0 \sim 60^\circ$ ,  $BC$  間  $\theta=60^\circ \sim 120^\circ$ ,  $DE$  間  $\theta=120^\circ \sim 165^\circ$ ,  $EF$  間  $\theta=165^\circ \sim 210^\circ$  となり, これらの値と上記データを式(21)～(24)に代入して,  $h$ ,  $dh/d\theta$ ,  $d^2h/d\theta^2$  を計算し, その値を式(13), (14)に代入して  $x$ ,  $y$  および押進め角  $\phi$  を求めたものを図4と図5に示す。図4の実線がナイフエッジ従動節の場合を示す。図5においてこの場合かたよりカムのため戻り行程の押進め角が往き行程に比して大きいから押進め角が問題になるのは往き行程であるから, 戻り行程の押進め角は無視できる。 $e=12.5\text{mm}$  の場合往き行程中の押進め角の-側(始点A)の値が+側(B点)に比して大きいので,  $e=3\text{mm}$  として  $\phi$  を計算したものを図示する。これはやや+側が大きいから押進め角の点から言えば  $e=5\text{mm}$  前後がよい。ここでは  $R_0$ ,  $e$  を指定して  $\phi_{max}$  を求めたが,  $\phi_{max}$  を指定して  $R_0$  を求めることは後述する。

### (2) カムの曲率半径

カムの各回転角  $\theta$  に対する  $h$ ,  $dh/d\theta$ ,  $d^2h/d\theta^2$  を式(17)に代入してナイフエッジの場合のカムの曲率半径  $\rho_M$  を  $e=0$  と  $e=12.5\text{mm}$  について求めたものを図6に示す。図から曲率半径はカムの  $EF$  部を除いてかたより量  $e$  の変化に余り影響されることがわかる。最小曲率半径はE点で  $\rho_{Mmin}=27.71547\text{mm}$  となるので, 円弧半径  $r$  はこれ以下の必要がある。

### (3) 滑り率

円弧従動節の半径はこの場合  $r < \rho_{Mmin}=27.71547\text{mm}$  から  $r=18.5\text{mm}$  を採用し, 各  $\theta$  に対し  $e=0, 12.5\text{mm}$  の両場合について式(15)より  $MP$  を求め, 先に求めた  $\rho_M$  とを式(19), (20)に代入して  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  を求め

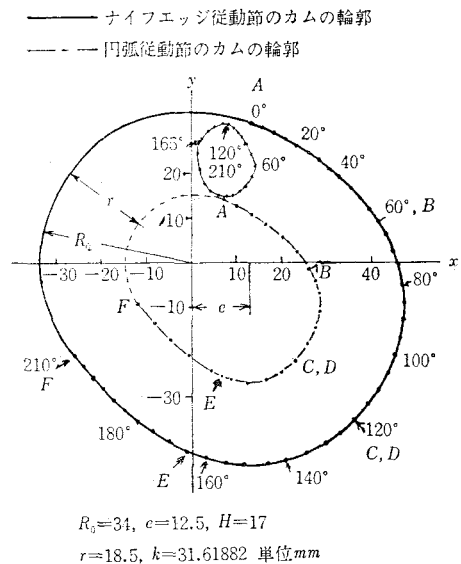


図4 等加速度カムの輪郭

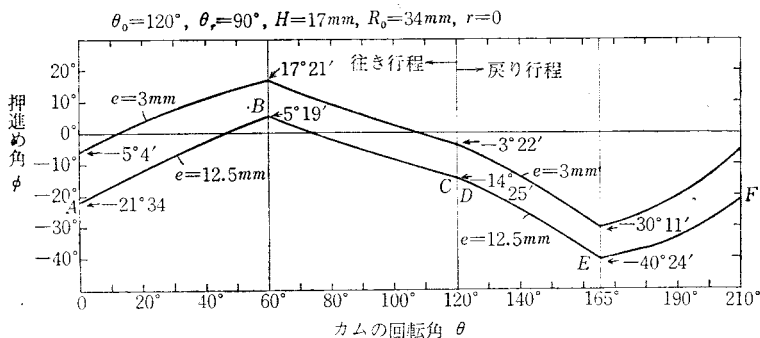


図5 等加速度カムの押進め角

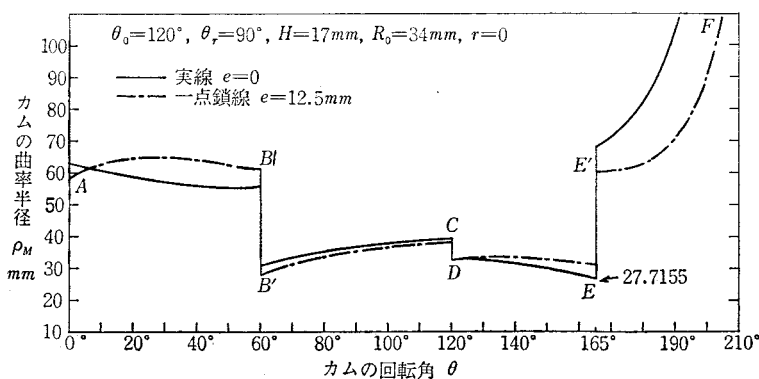
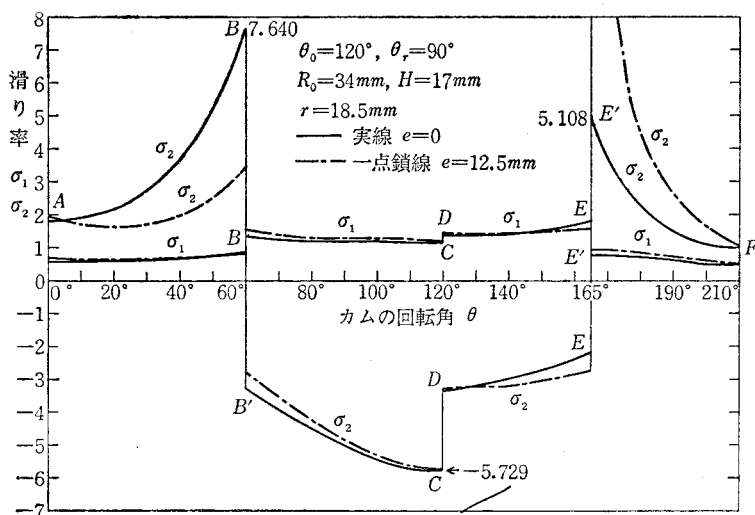
図6 カムの曲率半径  $\rho_M$ 

図7 等加速度カムの滑り率

たものを図7に示す。

図からカムの滑り率  $\sigma_1$  は全輪郭に対しほぼ一様で低い値であるので問題はないが、従動節の方は B, C, E' の点で特に大きな値をとる。C 点の  $\sigma_2$  は  $e$  が違ってても余り変らぬが、 $e$  が小さいと B 点の  $\sigma_2$  が

$E'$  点の  $\sigma_2$  より大きく、 $e$  が大きいと逆に  $E'$  点の  $\sigma_2$  が非常に大きくなるので、この両方の値をできれば近い値にした方がよい。

図8は前記データで  $e=0\sim 12.5\text{mm}$  変化させた場合の  $B$ ,  $C$ ,  $E'$  点の滑り率  $\sigma_2$  の変化を示す。 $C$  点の  $\sigma_2$  はほぼ一定であるが、他は大きく変わり、この場合  $e=3\text{mm}$  が最良でそのときの  $\sigma_{2max} \div 6.2$  であることがわかる。 $r$  を変えることにより  $e$  と  $\sigma_{2max}$  の値の変わることは明らかである。

## § 8 基礎円半径 $R_0$ の計算

### (1) 往き行程の最大押進め角を指定した場合

図5において等加速度カムの場合最大押進め角は  $B$  点に生ずることがわかるので、式(21)に  $\theta = \theta_0/2$  を代入すれば  $h = H/2$ ,  $dh/d\theta = (180^\circ/\pi)(2H/\theta_0)$  となり、これらを式(14)に代入し、式(12)を用いて  $R_0$  を計算すれば次式のようにになる。

$$R_0 = \sqrt{\left\{ \cot \phi_{max} \left( \frac{180^\circ}{\pi} \cdot \frac{2H}{\theta_0} - e \right) - \frac{H}{2} \right\}^2 + e^2} \dots (25)$$

図9は  $\phi_{max} = 5^\circ, 10^\circ, 15^\circ, 20^\circ$ ,  $e=0\sim 14\text{mm}$ ,  $H=17\text{mm}$ ,  $\theta_0=120^\circ$  の場合の基礎円半径  $R_0$  を上式で計算したものであるが、 $e$  を増せば同じ最大押進め角で  $R_0$  が小さくなる。 $\phi_{max}$  が小さい程  $R_0$  は大きくなる。

### (2) 往き行程の始点の押進め角と最大押進め角を等しくするための $R_0$ と $e$ の計算

往き行程の始点  $A$  の押進め角  $\phi_A$  と  $B$  点の最大押進め角  $\phi_{max}$  を等しくすれば

$$\tan \phi_A = \frac{e}{k}, \quad \tan \phi_{max} = \frac{\frac{180^\circ}{\pi} \times \frac{2H}{\theta_0} - e}{H/2 + k} \dots (26), (27)$$

から両式を等しいとおいて  $k$  を求めれば

$$k = \frac{He}{2 \left( \frac{180^\circ}{\pi} \times \frac{2H}{\theta_0} - 2e \right)} = \sqrt{R_0^2 - e^2} \dots (28)$$

となるので、これを式(26)に代入すれば

$$\tan \phi_{max} = \frac{180^\circ}{\pi} \times \frac{4}{\theta_0} - \frac{4}{H} e \dots (29)$$

となるから  $e$  を指定して  $\phi_{max}$  が求められる。またこれから

$$e = \frac{180^\circ}{\pi} \cdot \frac{H}{\theta_0} - \frac{H}{4} \times \frac{1}{\cot \phi_{max}} \dots (30)$$

が得られる。この  $e$  を式(28)に代入して  $R_0$  を求めれば次式を得る。

$$R_0 = \frac{e}{\sin \phi_{max}} = e \sqrt{1 + \cot^2 \phi_{max}} \dots (31)$$

図10は  $H=17\text{mm}$ ,  $\theta_0=60^\circ\sim 120^\circ$  の場合  $\phi_{max}=5^\circ\sim 25^\circ$  を指定した場合式(30)により  $e$  を、式(31)により  $R_0$  を計算した図である。 $\theta_0$  を小さくする程  $R_0$  が増すことがわかる。

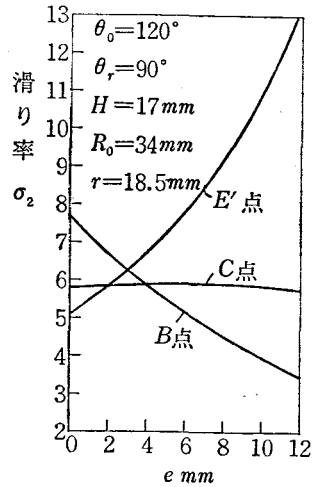


図8  $e$  の変化による  $B$ ,  $C$ ,  $E'$  点の滑り率  $\sigma_2$

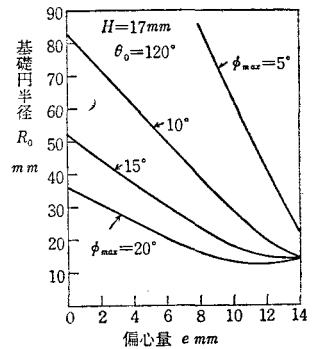


図9 最大押進め角を指定したときの基礎円半径



### § 9 A, E点の曲率半径

#### (1) 始点Aにおける曲率半径

図6において従動節の運動の始点Aの曲率半径は、 $e$ の変化には余り影響されないことがわかった。基礎円半径  $R_0$  や往き行程のカムの回転角  $\theta_0$  の影響を調べる。

始点Aにおいては  $h=0$ ,  $dh/d\theta=0$ ,  $d^2h/d\theta^2=(180^\circ/\pi)^2(4H/\theta_0^2)$  だから、これを式(17)に代入すればA点の曲率半径  $\rho_M$  は次式のようにになる。

$$\rho_M = \frac{R_0^3}{R_0^2 - \sqrt{R_0^2 - e^2} (180^\circ/\pi)^2 (4H/\theta_0^2)} \quad (32)$$

いま  $\theta_0=120^\circ$  とし、 $e=0$  のとき  $\rho_M=62.49372\text{mm}$ ,  $e=12\text{mm}$  のとき  $\rho_M=59.02915\text{mm}$  だから  $e$  の変化により殆んど変らない。

$\rho_M=\infty$  の場合の  $\theta_0$  は式(32)の分母を零とおけば

$$\frac{R_0^2}{\sqrt{R_0^2 - e^2}} = \left(\frac{360^\circ}{\pi}\right)^2 \frac{H}{\theta_0^2}$$

が得られ、これから次式を得る。

$$\theta_0 = \left(\frac{360^\circ}{\pi}\right) \sqrt{\frac{H(R_0^2 - e^2)^{\frac{1}{2}}}{R_0}} \quad (33)$$

$e=0$ ,  $H=17\text{mm}$ ,  $R_0=34\text{mm}$  のとき  $\rho_M=\infty$  なるためには  $\theta_0=81.02^\circ$  を得る。図11は  $\theta_0=30^\circ \sim 170^\circ$ ,  $R_0=25.5, 34, 51\text{mm}$  の場合のA点の  $\rho_M$  を示す。 $R_0$  と  $\theta_0$  を共に小さくすると  $\rho_M$  が小さくなるので、 $r$  を小さくせねばならぬ。 $\theta_0$  が小さいとき  $R_0$  を小さくすると  $\rho_M$  が一で小さくなるので半径  $r$  が問題となる。

#### (2) E点の曲率半径

戻り行程の中央E点における  $\rho_M$  は図6から明らかなように最小であり、 $e$  を小さくすれば  $\rho_M$  は更には小さくなるが、従動節の円弧半径  $r$  より大なる必要があるので、 $e=0$  の場合の各  $R_0$ ,  $\theta_r$  に対して計算する。E点における従動節の運動は

$$h = \frac{H}{2}, \quad \frac{dh}{d\theta} = -\frac{180^\circ}{\pi} \times \frac{2H}{\theta_r},$$

$$\frac{d^2h}{d\theta^2} = -\left(\frac{180^\circ}{\pi}\right)^2 \frac{4H}{\theta_r^2}$$

だから、これと  $e=0$  を式(17)に代入すればE点の曲率半径  $\rho_E$  は次のようになる。

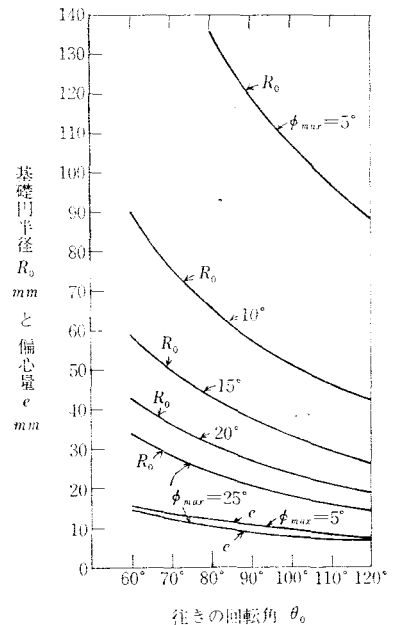


図10 最大押進め角を指定した  $R_0$ ,  $e$

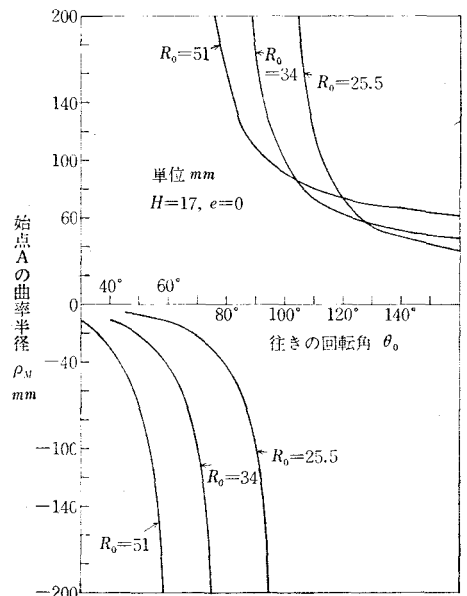


図11  $\theta_0$ ,  $R_0$  の変化による始点Aの  $\rho_M$

$$\rho_E = \frac{\left\{ \left( \frac{180^\circ}{\pi} \right)^2 \frac{4H^2}{\theta_r^2} + \left( \frac{H}{2} + R_0 \right)^2 \right\}^{\frac{3}{2}}}{\left( \frac{H}{2} + R_0 \right)^2 + 2 \left( \frac{180^\circ}{\pi} \cdot \frac{2H}{\theta_r} \right)^2 + \left( \frac{H}{2} + R_0 \right) \left( \frac{180^\circ}{\pi} \right)^2 \frac{4H}{\theta_r^2}} \quad (34)$$

$\theta_r = 60^\circ \sim 150^\circ$ ,  $R_0 = 25.5, 34, 51\text{mm}$  の場合を式(34)により  $\rho_E$  を求めたものを図12に示す。図から最小曲率半径は  $\theta_r$  に余り影響しない（特に  $R_0$  が小さい場合）。しかし  $R_0$  の値が小さい程それは小さくなるので  $R_0$  の小さいときは円弧半径  $r$  の選定に注意しなければならぬ。

### §10 円弧従動節の等加速度カムの輪郭

図1において従動節が半径  $r$  の円弧の場合、円弧の中心を  $M$  とし、 $M$  を  $XY$  座標の原点にとれば円弧の方程式は、

$$X^2 + Y^2 = r^2 \quad (35)$$

だから、 $dY/dX = -X/Y$  となり式(3)に代入すれば

$$Y = Y_P + \frac{Y}{X}(X - X_P) \text{ から, } Y = \frac{Y_P}{X_P} X \quad (36)$$

となる。これを式(35)に代入すれば接触点  $T$  の  $XY$  座標  $X_T, Y_T$  が得られ次のようになる。

$$X_T = \frac{rX_P}{\sqrt{X_P^2 + Y_P^2}}, \quad Y_T = \frac{rY_P}{\sqrt{X_P^2 + Y_P^2}} \quad (37)$$

ただし、式(2)から  $X_P = dh/d\theta - e$ ,  $Y_P = -(h+k)$  であり、接触は外接であるので、 $OP > e$  のとき  $X_T$  は+である。式(6)より次式が得られる。

$$\xi_T = X_T - X_0, \quad \eta_T = Y_T - Y_0 \quad (38)$$

式(4)より  $X_0 = -e$ ,  $Y_0 = -(h+k)$  である。これらの値と式(37)を式(5)に代入すれば円弧従動節の場合のカムの輪郭が次のように得られる。

$$x = \eta_T \sin \theta + \xi_T \cos \theta, \quad y = \eta_T \cos \theta - \xi_T \sin \theta \quad (39)$$

$$\xi_T = e + \frac{r \left( \frac{dh}{d\theta} - e \right)}{\sqrt{\left( \frac{dh}{d\theta} - e \right)^2 + (h+k)^2}}, \quad \eta_T = (h+k) - \frac{r(h+k)}{\sqrt{\left( \frac{dh}{d\theta} - e \right)^2 + (h+k)^2}} \quad (40)$$

式(40), (39)に  $\theta = 0 \sim 210^\circ$ ,  $H = 17\text{mm}$ ,  $e = 12.5\text{mm}$ ,  $r = 18.5\text{mm}$ ,  $\theta_0 = 120^\circ$ ,  $\theta_r = 90^\circ$ , 式(21)~(24)を代入して  $\xi_T, \eta_T, x, y$  を計算し、その輪郭を図4に破線で示した。

### §11 平板従動節における板カムの輪郭

カムの中心  $O$  を原点とする固定された  $\xi, \eta$  の直角座標をとり、 $\eta$  軸に沿って  $\alpha$  の傾きをなす平板従動節を考え、 $O$  を原点とするカムに固定された  $x, y$  座標をとり、これが  $\xi\eta$  座標と  $\theta$  の角をなしている。カムは反時計回りに回転し、平板と  $T$  点で接触しており、平板と  $\eta$  軸の交点を  $M$  とし、 $M$  点の  $\xi$  軸からの高さを  $h+k$  とし、 $k$  は  $M$  点の最下点で平板が基礎円と接触するときの  $OM$  の距離であるので図から

$$R_0 = k \sin \alpha, \quad k = R_0 / \sin \alpha \quad (41)$$

が得られる。 $T$  点におけるカムの輪郭の法線と  $\xi$  軸の交点を  $P$  とすれば、 $P$  は瞬間中心  $I_{12}$  であるので従動節の速度から

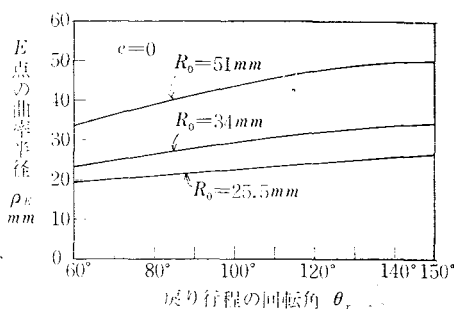


図12  $\theta_r$  と  $R_0$  の変化による  $\rho_E$

$$v = \frac{dh}{d\theta} \omega = \omega \cdot OP, \quad OP = \frac{dh}{d\theta} \dots\dots\dots (42)$$

となり,  $TP$ ,  $MT$  の長さは次式から得られる。

$$TP = (h+k)\sin\alpha - (dh/d\theta)\cos\alpha \dots\dots\dots (43)$$

$$MT = (h+k)\cos\alpha + (dh/d\theta)\sin\alpha \dots\dots\dots (44)$$

$T$  点の座標  $\xi_T$ ,  $\eta_T$  は次のように求められる。

$$\begin{aligned} \xi_T &= TP \cos\alpha + OP = (h+k)\sin\alpha \cos\alpha - (dh/d\theta)\cos^2\alpha \\ &\quad + (dh/d\theta) = (h+k)\sin\alpha \cos\alpha + (dh/d\theta)\sin^2\alpha \dots\dots (45) \end{aligned}$$

$$\eta_T = TP \sin\alpha = (h+k)\sin^2\alpha - (dh/d\theta)\sin\alpha \cos\alpha \dots\dots (46)$$

$T$  点の座標  $\xi_T$ ,  $\eta_T$  を回転座標に変換すれば

$$x = \eta_T \sin\theta + \xi_T \cos\theta, \quad y = \eta_T \cos\theta - \xi_T \sin\theta \dots\dots\dots (47)$$

となるので, これに式(45), (46)を代入すれば

$$\begin{aligned} x &= (h+k)\sin\alpha \cos(\theta-\alpha) - (dh/d\theta)\sin\alpha \sin(\theta-\alpha) \\ y &= -(h+k)\sin\alpha \sin(\theta-\alpha) - (dh/d\theta)\sin\alpha \cos(\theta-\alpha) \\ &\dots\dots\dots (48) \end{aligned}$$

が得られる。平板の面が行程線に垂直なすなわち  $\alpha=90^\circ$  の一般の場合には式(41)より  $k=R_0$ , 式(48), (45), (46)より次の式が得られる。

$$x = (h+R_0)\sin\theta + (dh/d\theta)\cos\theta, \quad y = (h+R_0)\cos\theta - (dh/d\theta)\sin\theta \dots\dots\dots (49)$$

$$\xi_T = dh/d\theta, \quad \eta_T = h+R_0 \dots\dots\dots (50)$$

## § 12 平板従動節におけるカムの曲率半径と滑り率

接触点  $T$  におけるカムの曲率半径を  $\rho_T$  とし, 式(8)に式(48)を代入して整理すれば

$$\rho_T = \sin\alpha(h+k+d^2h/d\theta^2) \dots\dots\dots (51)$$

となる。カムと従動節の滑り率  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  は式(10)において, 従動節の曲率半径  $\rho_F=\infty$  となるので

$$\sigma_1 = \frac{TP}{\rho_T}, \quad \sigma_2 = \frac{TP}{\rho_T - TP} \dots\dots\dots (52)$$

となる。これに式(51), (43)を代入すれば次のようになる。

$$\sigma_1 = \frac{(h+k)\sin\alpha - (dh/d\theta)\cos\alpha}{\sin\alpha(h+k+d^2h/d\theta^2)}, \quad \sigma_2 = \frac{(h+k)\sin\alpha - (dh/d\theta)\cos\alpha}{(d^2h/d\theta^2)\sin\alpha + (dh/d\theta)\cos\alpha} \dots\dots (53)$$

$\alpha=90^\circ$  の場合には式(51), (53)は次式のようにになる。

$$\rho_T = h+R_0+d^2h/d\theta^2 \dots\dots\dots (54)$$

$$\sigma_1 = \frac{h+R_0}{h+R_0+d^2h/d\theta^2}, \quad \sigma_2 = \frac{h+R_0}{d^2h/d\theta^2} \dots\dots\dots (55)$$

## § 13 等加速度カムに対する計算

等加速度カムに対し図3のカム式(21)~(24)とデータとして  $\alpha=90^\circ$ ,  $\theta_0=120^\circ$ ,  $\theta_r=90^\circ$ ,  $H=17\text{mm}$ ,  $R_0=34\text{mm}$  を指定して式(49)より  $x$ ,  $y$  を計算し図14に図示する。なお, 式(50)から接触点の軌跡が得られる。

カムの曲率半径  $\rho_T$  は式(54)より計算され図15に示される。一般に平板従動節をもつ板カムにおいては常に  $\rho_T > 0$  でなければならず, また  $\rho_T < \infty$  でなければならぬが図15はこの条件を満足している。等加速度カムにおいては  $|d^2h/d\theta^2| < \infty$  であるから式(54)において常に  $\rho_T < \infty$  となる。しかし  $d^2h/d\theta^2$  の値が-の場合 ( $BE$  間) は  $\rho_T < 0$  となる危険があるので,  $h+R_0 > |d^2h/d\theta^2|$  でなければならぬ。 $BE$  間において  $h$  の最小値は  $H/2$  であり,  $\theta_0 > \theta_r$  の場合は  $DE$  間の減速度が  $BC$  間より大であるので,  $E$  点の曲率半径  $\rho_E$  が最小値をとることがわかる。よって  $\rho_E$  を計算すれば

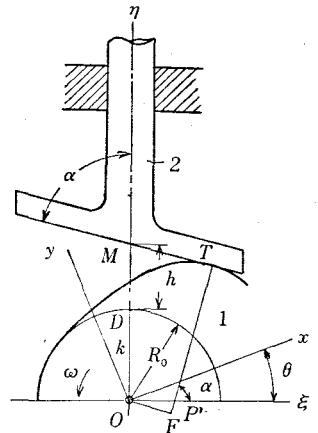


図13 平板従動節における板カム

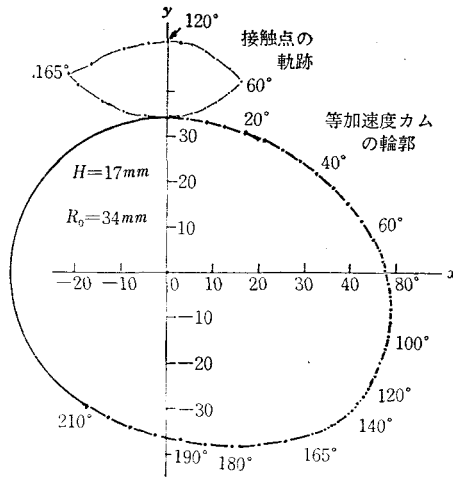


図14 平板従動節の等加速度カムの輪郭

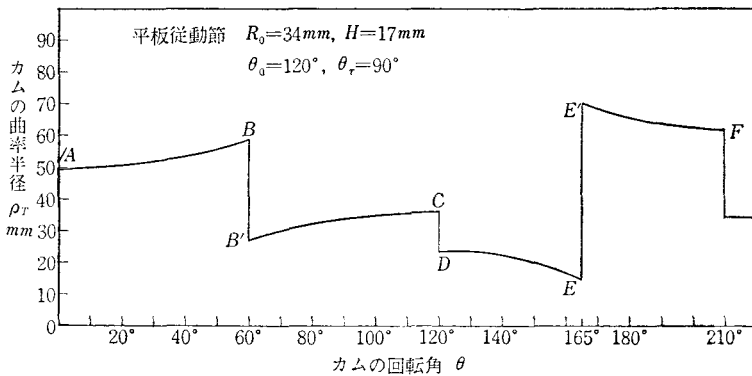


図15 平板従動節の等加速度カムの曲率半径

$$\rho_E = \frac{H}{2} + R_0 - \left( \frac{360^\circ}{\pi \theta_r} \right)^2 H \quad (56)$$

となる。ここで  $\rho_E > 0$  でなければならぬからこれに式(56)を代入して計算すれば

$$\frac{R_0}{H} > \left\{ \left( \frac{360^\circ}{\pi \theta_r} \right)^2 - 0.5 \right\}, \quad \theta_r > \frac{360^\circ}{\pi \sqrt{\left( \frac{R_0}{H} + 0.5 \right)}} \quad (57)$$

となり、いま  $\theta_r = 60^\circ, 90^\circ, 120^\circ$  の各場合について計算すると  $R_0/H > 3.14755, 1.12113, 0.41189$  となり  $\theta_r$  が小さいときは  $R_0$  は  $H$  に対して急増する。逆に  $R_0/H = 2$  のとき  $\theta_r > 72.474^\circ$  となる。 $\theta_r = 60^\circ \sim 120^\circ$  における  $R_0/H$  を式(57)より求めたものを図18の破線で示す。

上記の各データを式(55)に代入して滑り率を計算したものを図16に示す。図から  $\sigma_1$  に関しては  $E$  点 ( $\theta = 165^\circ$ )、 $\sigma_2$  に関しては  $C$  点 ( $\theta = 120^\circ$ ) が最大となる。図17は  $R_0$  を変化した場合の  $E$  点の  $\sigma_1$  と  $C$  点の  $\sigma_2$  の値を示す。これから  $R_0$  が小さいと  $\sigma_1$  は急増することがわかる。式(55)から  $h + R_0 + d^2h/d\theta^2 = 0$  のとき  $\sigma_1 = \infty$  となるので  $d^2h/d\theta^2$  が一となる  $BE$  間で  $\theta_0 > \theta_r$  のとき  $E$  点において  $d^2h/d\theta^2 = -(360^\circ/\pi\theta_r)^2 H$  だから、これと  $h = H/2$  を式(55)に代入し  $\sigma_{1max}$  に対する  $R_0/H$  を求めれば

$$\frac{R_0}{H} \geq \frac{\sigma_{1max}}{\sigma_{1max} - 1} \left( \frac{360^\circ}{\pi \theta_r} \right)^2 - 0.5 \quad (58)$$

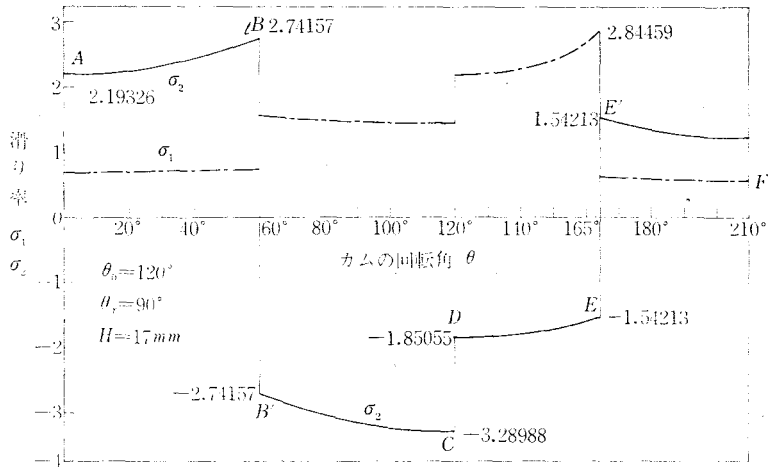
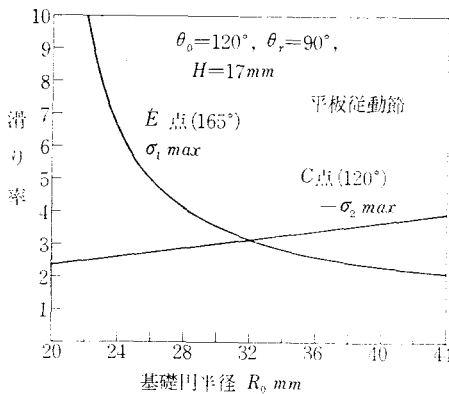
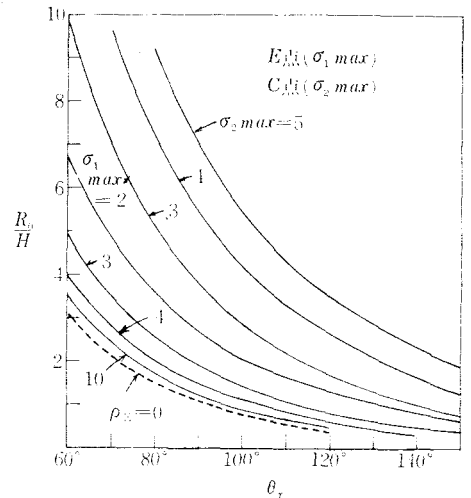


図16 平板従動節の滑り率

図17  $R_0$  の変化による  $E'$  点の  $\sigma_1$  と  $C$  点の  $\sigma_2$ 図18 滑り率を指定し、 $\theta_r$  に対する  $R_0/H$ 

となる。 $C$  点における  $\sigma_{2max}$  に対する  $R_0/H$  を求めれば  $h=H$ ,  $d^2h/d\theta^2 = -(360^\circ/\pi\theta_0)^2 H$  から

$$\frac{R_0}{H} \leq \left( \frac{360^\circ}{\pi\theta_0} \right) |\sigma_{2max}| - 1 \quad (59)$$

のように  $R_0/H$  を選べば最大滑り率が指定値内におさまる。

$\sigma_{1max}$ ,  $\sigma_{2max}$ ,  $\theta_0$  あるいは  $\theta_r$  を変化させて  $R_0/H$  を求めたものを図18に示す。この図から  $R_0/H$  は選定されるが、もっと簡単には式(55)から  $R_0 > |d^2h/d\theta^2|$ ,  $|\sigma_2| |d^2h/d\theta^2| > R_0$  となる。すなわち  $\theta_0 > \theta_r$  のとき

$$|\sigma_2| \left( \frac{360^\circ}{\pi\theta_r} \right)^2 > \frac{R_0}{H} > \left( \frac{360^\circ}{\pi\theta_r} \right)^2 \quad (60)$$

とすれば、 $\theta_r = 90^\circ$  のとき  $\sigma_{1max} \div 4.2$ ,  $|\sigma_{2max}| = 1.3$  となり、 $H = 17\text{ mm}$  のとき  $\sigma_2 = 2$  とすれば  $57.2 > R_0 > 27.2$  となり、データの  $34\text{ mm}$  は適切であるがもう少し大きい方がよい。

## § 14 結 論

往復等加速度カムにおいて凸面円弧従動節と平板従動節の場合の滑り率について論じたが、カムの輪郭の  $x, y$  座標表示の結果、押進め角と曲率半径の計算により滑り率の値を求めることができ、その値が非常に大きくならないような従動節の円弧半径とかたより量および基礎円の選定が可能となった。

特に円弧従動節の場合、(1) 等加速度から等減速度に移る点で曲率半径が非常に小さくなるので円弧半径に注意を要する。(2) カムの滑り率は一般に低い。(3) かたより量によって従動節の滑り率が低くとることができる。(4) 円弧従動節の等加速度カムの輪郭とその接触点軌跡の形を求めることができた。

平板従動節の場合、戻り行程の加速度から減速度に移る点の曲率半径と従動節の最上昇点における従動節の滑り率を指定値内に置くようにリフトに対する基礎円の半径を求めれば滑り率の問題は解決されることがわかった。滑り率に関して言えば平板従動節の方が設計し易いが、カムの方が滑り率が高くなる点に注意を要する。揺動等加速度カムに比し、負の曲率半径を生じないので設計が容易である。凹面往復従動節の場合については次報に譲る。この研究には学生、内島正則、藪敬吾両君の協力を得たことに感謝する。

## 文 献

- 1) 糸島寛典：カムの滑り率の研究（第1報）呉工業高等専門学校研究報告，第1巻，第1号，47～48頁，1965.
- 2) 糸島寛典：カムの滑り率の研究（第2報）呉工業高等専門学校研究報告，第5巻，第1号，33～41頁，1969.
- 3) Cowie, A. : Kinematics of Contacting Surfaces, Transaction of the ASME, Journal of Engineering for Industry, p. 450～453, 1968.
- 4) Shigley, J.E. : Kinematic Analysis of Mechanisms, p. 144～150, McGRAW-HILL, 1959.
- 5) 窪田雅男：非円形歯車に関する研究，機械試験所報告第30号，92頁，1959.
- 6) Hinkle, R.T. : Kinematics of Machines, p. 156～162, Prentice-Hall, 1960.
- 7) Rothbart, H.A. : Cams, John Willy, 1956.
- 8) Jensen, P.W. : Cam Design and Manufacture, Industrial Press, 1965.

（昭和45年7月31日受付）

## 導風板のある発動機の冷却について

機械工学科 二井内 信 司

### A Study on the Cooling of the Engine with Baffle Plate

Nobushi NIINAI

As the engine of an aeroplane is placed in a condition of forced cooling, we can gain a high cooling-efficiency by equipping it with baffle plate.

But the analyzation of the cooling condition is more difficult because of the temperature difference of cooling air according to the place.

So we selected a case which is applicable to many conditions and gave a consideration to it.

#### § 1 緒 言

航空発動機に導風板を取りつけるようになってから冷却効率は大いに上り僅かの空気で冷却の目的を果すことが出来るようになって、カウリングの形も大いに改良され抵抗を減らすのに大いに役立つに到った。航空発動機以外の発動機においても近時は強制通風により導風板をもつものが次第に増加しているようである導風板をもつものはその冷却空気の温度は方向性を有している。その方向性のある空気に曝されている発動機のシリンダーの熱伝導について考えて見る。図1は航空発動機のシリンダーの断面を示す。(複列)太線は導風板を示す。

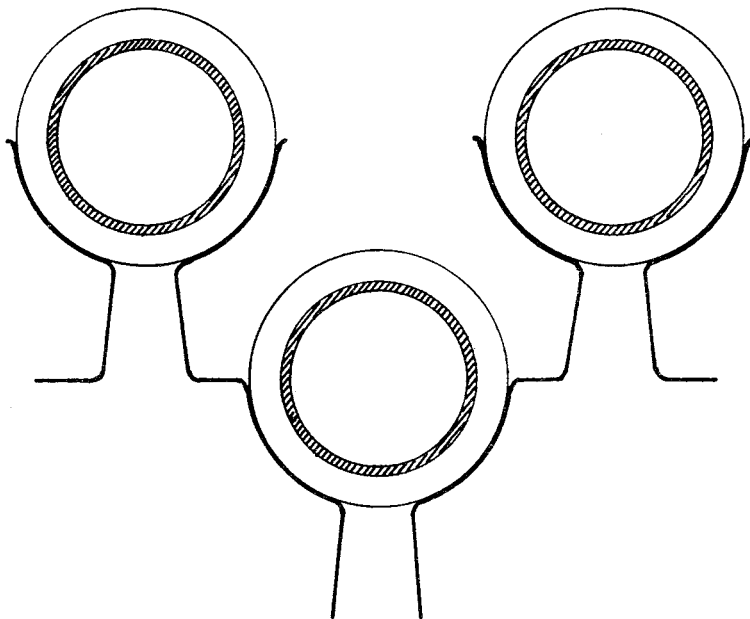


図1

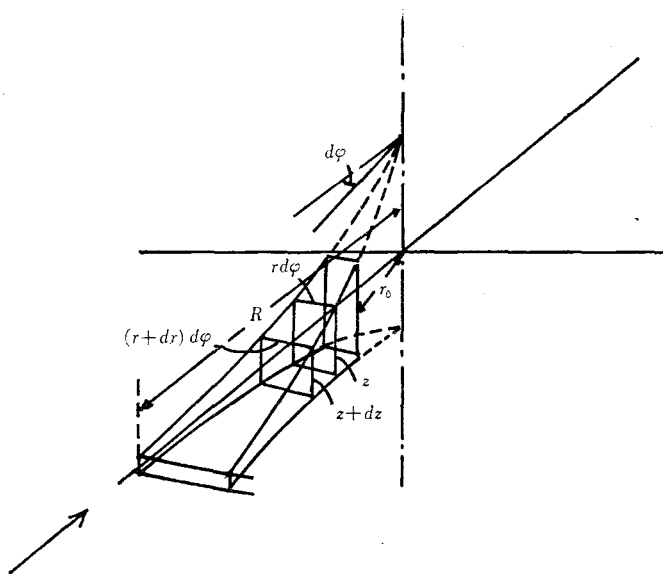


図2

## § 2 熱伝導方程式

- $\theta$  ファインの任意の点の温度  
 $\alpha$  ファインの表面における熱放散率  
 $\lambda$  ファイン材の熱伝導率

座標軸を図のようにとれば熱伝導方程式は次のようになる。

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial r^2} + \frac{\partial}{\partial r}(\log rz) \frac{\partial \theta}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 \theta}{\partial \varphi^2} - \frac{2\alpha}{z\lambda} \{\theta - f(\varphi)\} = 0 \quad (1)$$

但し  $f(\varphi)$  は  $\varphi$  の位置における空気温度とする。

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial r^2} + \frac{\partial}{\partial r}(\log rz) \frac{\partial \theta}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 \theta}{\partial \varphi^2} - \frac{2\alpha}{z\lambda} \theta = \frac{2\alpha}{z\lambda} f(\varphi) \quad (2)$$

上式の右边を 0 とおいたものにおいて

$$\theta = R(r)\Phi(\varphi)Z(z) \text{ とおくと}$$

風向に対する対称性から  $\varphi=0$ ,  $\varphi=\pi$  において  $\frac{\partial \Phi}{\partial \varphi} = 0$  の条件より

$$\Phi = C \cos k\varphi \quad \text{但し } k=0, 1, 2 \quad (3)$$

$$\text{尚 } R'' + \left( \frac{1}{r} + \frac{1}{z} \frac{dz}{dr} \right) R' - \left( \frac{2\alpha}{z\lambda} + \frac{k^2}{r^2} \right) R = 0 \quad (4)$$

$z$  を  $r$  の函数として  $z = ar^{2(n-1)}$  とすれば、これは  $a$  と  $n$  の二つの変数を含んでいるので可成りいろいろな形を表わし得る。

$$\frac{dz}{dr} = 2(n-1)ar^{2n-3} \text{ となる上式に代入し}$$

$$R'' + (2n-1) \frac{1}{r} R' - \left( \frac{2\alpha}{ar^{2(n-1)}\lambda} + \frac{k^2}{r^2} \right) R = 0 \quad (5)$$

さらに  $r^2 = x$  とおけば

$$4x \frac{d^2 R}{dx^2} + 4n \frac{dR}{dx} - \left( \frac{2\alpha}{ax^{n-1}\lambda} + \frac{k^2}{x} \right) R = 0$$

両辺に  $x^{n-1}$  を乗じ 4 で割れば

$$\left( x^n \frac{dR}{dx} \right)' - \left( \frac{\alpha}{2a\lambda} + \frac{k^2 x^{n-2}}{4} \right) R = 0 \quad (6)$$



これより直ちに

$$R = x^{\frac{1-n}{2}} \left[ C_1 I_{\sqrt{\frac{(1-n)^2 + k^2}{2-n}}} \left( \frac{2\sqrt{\left| \frac{-\alpha}{2a\lambda} \right|}}{2-n} x^{\frac{2-n}{2}} \right) + C_2 K_{\sqrt{\frac{(1-n)^2 + k^2}{2-n}}} \left( \frac{2\sqrt{\left| \frac{-\alpha}{2a\lambda} \right|}}{2-n} x^{\frac{2-n}{2}} \right) \right] \quad \dots\dots\dots(7)$$

故に

$$R = \gamma^{1-n} \left[ C_1 I_{\sqrt{\frac{(1-n)^2 + k^2}{2-n}}} \left( \frac{2\sqrt{\left| \frac{-\alpha}{2a\lambda} \right|}}{2-n} \gamma^{2-n} \right) + C_2 K_{\sqrt{\frac{(1-n)^2 + k^2}{2-n}}} \left( \frac{2\sqrt{\left| \frac{-\alpha}{2a\lambda} \right|}}{2-n} \gamma^{2-n} \right) \right] \quad \dots\dots\dots(8)$$

$$\frac{\sqrt{(1-n)^2 + k^2}}{2-n} = \nu \quad \frac{2\sqrt{\left| \frac{-\alpha}{2a\lambda} \right|}}{2-n} = \beta \quad \text{とすると,}$$

$$\theta = \sum_{k=0}^{\infty} \cos k\varphi [\gamma^{1-n} \{C_{1k} I_{\nu}(\beta \gamma^{2-n}) + C_{2k} K_{\nu}(\beta \gamma^{2-n})\}] \quad \dots\dots\dots(9)$$

$\gamma = \gamma_0$  のとき

$\theta = \Phi(\varphi) R(\gamma) = T(\varphi)$  とすると

$$T(\varphi) = \sum_{k=0}^{\infty} \cos k\varphi [\gamma_0^{1-n} \{C_{1k} I_{\nu}(\beta \gamma_0^{2-n}) + C_{2k} K_{\nu}(\beta \gamma_0^{2-n})\}] \quad \dots\dots\dots(10)$$

$$\int_0^{2\pi} T(\varphi) \cos k\varphi d\varphi = \pi [\gamma_0^{1-n} \{C_{1k} I_{\nu}(\beta \gamma_0^{2-n}) + C_{2k} K_{\nu}(\beta \gamma_0^{2-n})\}] \quad \dots\dots\dots(11)$$

$$C_{1k} I_{\nu}(\beta \gamma_0^{2-n}) + C_{2k} K_{\nu}(\beta \gamma_0^{2-n}) = \frac{\gamma_0^{n-1}}{\pi} \int_0^{2\pi} T(\varphi) \cos k\varphi d\varphi \quad \dots\dots\dots(12)$$

$\gamma = R$  において  $f(\gamma, \varphi) = \sum_{k=0}^{\infty} B_k(\gamma) \cos k\varphi$  とすれば

$$-\lambda \frac{\partial \theta}{\partial \gamma} = \alpha \{\theta - f(\gamma, \varphi)\} \quad \dots\dots\dots(13)$$

$$\frac{\partial \theta}{\partial \gamma} = \sum_{k=0}^{\infty} \cos k\varphi [(1-n)\gamma^{-n} \{C_{1k} I_{\nu}(\beta \gamma^{2-n}) + C_{2k} K_{\nu}(\beta \gamma^{2-n})\} + \beta(2-n)\gamma^{2(1-n)} \{C_{1k} I'_{\nu}(\beta \gamma^{2-n}) + C_{2k} K'_{\nu}(\beta \gamma^{2-n})\}]$$

$$-\lambda \sum_{k=0}^{\infty} \cos k\varphi [(1-n)R^{-n} \{C_{1k} I_{\nu}(\beta R^{2-n}) + C_{2k} K_{\nu}(\beta R^{2-n})\} + \beta(2-n)R^{2(1-n)} \{C_{1k} I'_{\nu}(\beta R^{2-n}) + C_{2k} K'_{\nu}(\beta R^{2-n})\}]$$

$$= \alpha \left[ \sum_{k=0}^{\infty} \cos k\varphi [R^{1-n} \{C_{1k} I_{\nu}(\beta R^{2-n}) + C_{2k} K_{\nu}(\beta R^{2-n})\}] - \sum_{k=0}^{\infty} B_k(R) \cos k\varphi \right]$$

項別に比較して

$k=0$  のとき

$$-\lambda \{(1-n)R^{-n} \{C_{10} I_{\nu_0}(\beta R^{2-n}) + C_{20} K_{\nu_0}(\beta R^{2-n})\} + \beta(2-n)R^{2(1-n)} \{C_{10} I'_{\nu_0}(\beta R^{2-n}) + C_{20} K'_{\nu_0}(\beta R^{2-n})\}\} \\ = \alpha [R^{1-n} \{C_{10} I_{\nu_0}(\beta R^{2-n}) + C_{20} K_{\nu_0}(\beta R^{2-n})\} - B_0(R)] \quad \dots\dots\dots(14)$$

ここに  $\nu_0$  は  $\nu = \frac{\sqrt{(1-n)^2 + k^2}}{2-n}$  の  $k=0$  とおいたもの

簡単のために  $I_{\nu_0}(\beta R^{2-n})$  及び  $K_{\nu_0}(\beta R^{2-n})$  をそれぞれ  $I_{\nu_0 R}$ ,  $K_{\nu_0 R}$  と略記すれば

$$C_{10} [-\lambda \{(1-n)R^{-n} I_{\nu_0 R} + \beta(2-n)R^{2(1-n)} I'_{\nu_0 R}\} - \alpha R^{1-n} I_{\nu_0 R}] \\ + C_{20} [-\lambda \{(1-n)R^{-n} K_{\nu_0 R} + \beta(2-n)R^{2(1-n)} K'_{\nu_0 R}\} - \alpha R^{1-n} K_{\nu_0 R}] = -\alpha B_0(R)$$

$k=k$  のとき ( $k \neq 0$ )

$$C_{1k} [-\lambda \{(1-n)R^{-n} I_{\nu k R} + \beta(2-n)R^{2(1-n)} I'_{\nu k R}\} - \alpha R^{1-n} I_{\nu k R}]$$

$$+C_{2k}[-\lambda\{(1-n)R^{-n}K_{\nu kR}+\beta(2-n)R^{2(1-n)}K'_{\nu kR}\}-\alpha R^{1-n}K_{\nu kR}]=-\alpha B_k(R) \quad (15)$$

(12)より

$$C_{20}=\frac{\gamma_0^{n-1}}{2\pi K_{\nu 0}(\beta\gamma_0^{2-n})}\int_0^{2\pi}T(\varphi)d\varphi-\frac{C_{10}}{K_{\nu 0}(\beta\gamma_0^{2-n})}I_{\nu 0}(\beta\gamma_0^{2-n}) \text{ を代入して}$$

以後簡単のために  $I_{\nu 0R}$ ,  $K_{\nu 0R}$  等を  $I_{\nu 0}$ ,  $K_{\nu 0}$  等と略記する。

$$\begin{aligned} & C_{10}[\lambda\{(1-n)R^{-n}I_{\nu 0}+\beta(2-n)R^{2(1-n)}I'_{\nu 0}\}+\alpha R^{1-n}I_{\nu 0}] \\ & +\left\{\frac{\gamma_0^{n-1}}{2\pi K_{\nu 0}(\beta\gamma_0^{2-n})}\int_0^{2\pi}T(\varphi)d\varphi-C_{10}\frac{I_{\nu 0}(\beta\gamma_0^{2-n})}{K_{\nu 0}(\beta\gamma_0^{2-n})}\right\} \\ & \times[\lambda\{(1-n)R^{-n}K_{\nu 0}+\beta(2-n)R^{2(1-n)}K'_{\nu 0}\}+\alpha R^{1-n}K_{\nu 0}]=\alpha B_0(R) \end{aligned}$$

これより

$$C_{10}=\frac{\alpha B_0(R)-\frac{\gamma_0^{n-1}}{2\pi K_{\nu 0}(\beta\gamma_0^{2-n})}\int_0^{2\pi}T(\varphi)d\varphi\cdot[\lambda\{(1-n)R^{-n}K_{\nu 0}+\beta(2-n)R^{2(1-n)}K'_{\nu 0}\}+\alpha R^{1-n}K_{\nu 0}]}{\{\lambda(1-n)R^{-n}+\alpha R^{1-n}\}\left\{I_{\nu 0}-\frac{I_{\nu 0}(\beta\gamma_0^{2-n})}{K_{\nu 0}(\beta\gamma_0^{2-n})}K_{\nu 0}\right\}+\lambda\beta(2-n)R^{2(1-n)}\left\{I'_{\nu 0}-\frac{I_{\nu 0}(\beta\gamma_0^{2-n})}{K_{\nu 0}(\beta\gamma_0^{2-n})}K'_{\nu 0}\right\}} \quad (16)$$

$$\begin{aligned} C_{20} &= \frac{\gamma_0^{n-1}}{2\pi K_{\nu 0}(\beta\gamma_0^{2-n})}\int_0^{2\pi}T(\varphi)d\varphi \\ & - \frac{\alpha B_0(R)-\frac{\gamma_0^{n-1}}{2\pi K_{\nu 0}(\beta\gamma_0^{2-n})}\int_0^{2\pi}T(\varphi)d\varphi\cdot[\lambda\{(1-n)R^{-n}K_{\nu 0}+\beta(2-n)R^{2(1-n)}K'_{\nu 0}\}+\alpha R^{1-n}K_{\nu 0}]}{\{\lambda(1-n)R^{-n}+\alpha R^{1-n}\}\left\{I_{\nu 0}-\frac{I_{\nu 0}(\beta\gamma_0^{2-n})}{K_{\nu 0}(\beta\gamma_0^{2-n})}K_{\nu 0}\right\}+\lambda\beta(2-n)R^{2(1-n)}\left\{I'_{\nu 0}-\frac{I_{\nu 0}(\beta\gamma_0^{2-n})}{K_{\nu 0}(\beta\gamma_0^{2-n})}K'_{\nu 0}\right\}} \\ & \times \frac{I_{\nu 0}(\beta\gamma_0^{2-n})}{K_{\nu 0}(\beta\gamma_0^{2-n})} \quad (17) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} C_{2k} &= \frac{\gamma_0^{n-1}}{\pi K_{\nu k}(\beta\gamma_0^{2-n})}\int_0^{2\pi}T(\varphi)\cos k\varphi d\varphi-C_{1k}\frac{I_{\nu k}(\beta\gamma_0^{2-n})}{K_{\nu k}(\beta\gamma_0^{2-n})} \\ C_{1k} &[\lambda\{(1-n)R^{-n}I_{\nu k}+\beta(2-n)R^{2(1-n)}I'_{\nu k}\}+\alpha R^{1-n}I_{\nu k}] \\ & +\left\{\frac{\gamma_0^{n-1}}{\pi K_{\nu k}(\beta\gamma_0^{2-n})}\int_0^{2\pi}T(\varphi)\cos k\varphi d\varphi-C_{1k}\frac{I_{\nu k}(\beta\gamma_0^{2-n})}{K_{\nu k}(\beta\gamma_0^{2-n})}\right\}[\lambda\{(1-n)R^{-n}K_{\nu k}+\beta(2-n)R^{2(1-n)}K'_{\nu k}\} \\ & +\alpha R^{1-n}K_{\nu k}]=\alpha B_k(R) \\ C_{1k} &= \frac{\alpha B_k(R)-\frac{\gamma_0^{n-1}}{\pi K_{\nu k}(\beta\gamma_0^{2-n})}\int_0^{2\pi}T(\varphi)\cos k\varphi d\varphi\cdot[\lambda\{(1-n)R^{-n}K_{\nu k}+\beta(2-n)R^{2(1-n)}K'_{\nu k}\}+\alpha R^{1-n}K_{\nu k}]}{\{\lambda(1-n)R^{-n}+\alpha R^{1-n}\}\left\{I_{\nu k}-\frac{I_{\nu k}(\beta\gamma_0^{2-n})}{K_{\nu k}(\beta\gamma_0^{2-n})}K_{\nu k}\right\}+\lambda\beta(2-n)R^{2(1-n)}\left\{I'_{\nu k}-\frac{I_{\nu k}(\beta\gamma_0^{2-n})}{K_{\nu k}(\beta\gamma_0^{2-n})}K'_{\nu k}\right\}} \quad (18) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} C_{2k} &= \frac{\gamma_0^{n-1}\int_0^{2\pi}T(\varphi)\cos k\varphi d\varphi}{\pi K_{\nu k}(\beta\gamma_0^{2-n})} \\ & + \frac{-\alpha B_k(R)+[\lambda\{(1-n)R^{-n}K_{\nu k}+\beta(2-n)R^{2(1-n)}K'_{\nu k}\}+\alpha R^{1-n}K_{\nu k}]\frac{\gamma_0^{n-1}}{\pi K_{\nu k}(\beta\gamma_0^{2-n})}\int_0^{2\pi}T(\varphi)\cos k\varphi d\varphi}{\{\lambda(1-n)R^{-n}+\alpha R^{1-n}\}\left\{I_{\nu k}-\frac{I_{\nu k}(\beta\gamma_0^{2-n})}{K_{\nu k}(\beta\gamma_0^{2-n})}K_{\nu k}\right\}+\lambda\beta(2-n)R^{2(1-n)}\left\{I'_{\nu k}-\frac{I_{\nu k}(\beta\gamma_0^{2-n})}{K_{\nu k}(\beta\gamma_0^{2-n})}K'_{\nu k}\right\}} \\ & \times \frac{I_{\nu k}(\beta\gamma_0^{2-n})}{K_{\nu k}(\beta\gamma_0^{2-n})} \quad (19) \end{aligned}$$

式(9)の  $C_{1k}$ ,  $C_{2k}$  に上の値を入れたものは式(2)の右边を0と置いたものの解である。

式(2)の解を得るために

$$\theta = \sum_{k=0}^{\infty} \cos k\varphi [\gamma^{1-n}\{C_{1k}I_{\nu}(\beta\gamma^{2-n})+C_{2k}K_{\nu}(\beta\gamma^{2-n})\}]$$

において  $[ \quad ] = C_k(\gamma)$  とおけば

$$\theta = \sum_{k=0}^{\infty} C_k(\gamma) \cos k\varphi$$

$f(\gamma, \varphi)$  も同形の級数に展開する。

$$f(\gamma, \varphi) = \sum_{k=0}^{\infty} B_k(\gamma) \cos k\varphi \quad \dots\dots\dots (20)$$

$$B_k(\gamma) = -\frac{2}{\pi} \int_0^{\pi} f(\gamma, \xi) \cos k\xi d\xi \quad \dots\dots\dots (21)$$

(但し  $k=0$  のときこの式は  $\frac{1}{2}$  にされなければならない)

$$\text{故に } f(\gamma, \varphi) = -\frac{2}{\pi} \sum_{k=0}^{\infty} \left( \int_0^{\pi} f(\gamma, \xi) \cos k\xi d\xi \right) \cos k\varphi \quad \dots\dots\dots (22)$$

$$\text{式(2)に } \theta = \sum_{k=0}^{\infty} C_k(\gamma) \cos k\varphi$$

$$f(\gamma, \varphi) = \sum_{k=0}^{\infty} B_k(\gamma) \cos k\varphi$$

を代入すると

$$C_k''(\gamma) + \frac{2n-1}{\gamma} C_k'(\gamma) - \left( \frac{k^2}{\gamma^2} + \frac{2\alpha}{a\gamma^{2(n-1)\lambda}} \right) C_k(\gamma) = \frac{2\alpha}{a\gamma^{2(n-1)\lambda}} B_k(\gamma)$$

この式の左辺は式(5)の左辺と同じであるからその左辺を 0 としたものの解をそれぞれ  $y_1, y_2$  とすれば

$$y_1 = \gamma^{1-n} I_\nu(\beta\gamma^{2-n})$$

$$y_2 = \gamma^{1-n} K_\nu(\beta\gamma^{2-n})$$

$I_\nu(\beta\gamma^{2-n}), K_\nu(\beta\gamma^{2-n})$  をそれぞれ  $I_\nu, K_\nu$  と略記すれば

$$y_1 y_2' - y_1' y_2 = \gamma^{3(1-n)} \beta(2-n)(I_\nu K_\nu' - I_\nu' K_\nu)$$

したがって

$$u_1' = \frac{-\gamma^{1-n} K_\nu}{\beta(2-n)\gamma^{3(1-n)}(I_\nu K_\nu' - I_\nu' K_\nu)} \cdot \frac{2\alpha}{a\gamma^{2(n-1)\lambda}} B_k$$

$$u_2' = \frac{\gamma^{1-n} I_\nu}{\beta(2-n)\gamma^{3(1-n)}(I_\nu K_\nu' - I_\nu' K_\nu)} \cdot \frac{2\alpha}{a\gamma^{2(n-1)\lambda}} B_k$$

$$u_1 = -\frac{2\alpha}{\beta(2-n)a\lambda} \int \frac{K_\nu}{I_\nu K_\nu' - I_\nu' K_\nu} B_k d\gamma$$

$$u_2 = \frac{2\alpha}{\beta(2-n)a\lambda} \int \frac{I_\nu}{I_\nu K_\nu' - I_\nu' K_\nu} B_k d\gamma$$

故に

$$Y = u_1 y_1 + u_2 y_2 = \frac{2\alpha\gamma^{1-n}}{\beta(2-n)a\lambda} \left\{ I_\nu(\beta\gamma^{2-n}) \int \frac{-K_\nu}{I_\nu K_\nu' - I_\nu' K_\nu} B_k(\gamma) d\gamma + K_\nu(\beta\gamma^{2-n}) \int \frac{I_\nu}{I_\nu K_\nu' - I_\nu' K_\nu} B_k(\gamma) d\gamma \right\}$$

したがって

$$\begin{aligned} y &= C_1 \gamma^{1-n} I_\nu(\beta\gamma^{2-n}) + C_2 K_\nu(\beta\gamma^{2-n}) \\ &+ \frac{2}{\pi} \cdot \frac{2\alpha\gamma^{1-n}}{\beta(2-n)a\lambda} \left\{ I_\nu(\beta\gamma^{2-n}) \int \frac{-K_\nu(\beta\gamma^{2-n})}{I_\nu(\beta\gamma^{2-n})K_\nu'(\beta\gamma^{2-n}) - I_\nu'(\beta\gamma^{2-n})K_\nu(\beta\gamma^{2-n})} \right. \\ &\times \left( \int_0^{\pi} f(\gamma, \xi) \cos k\xi d\xi \right) d\gamma + K_\nu(\beta\gamma^{2-n}) \int \frac{I_\nu(\beta\gamma^{2-n})}{I_\nu(\beta\gamma^{2-n})K_\nu'(\beta\gamma^{2-n}) - I_\nu'(\beta\gamma^{2-n})K_\nu(\beta\gamma^{2-n})} \\ &\times \left( \int_0^{\pi} f(\gamma, \xi) \cos k\xi d\xi \right) d\gamma \left. \right\} \quad \dots\dots\dots (23) \end{aligned}$$

式(2)の解は

$$\begin{aligned} \theta = & \sum_{k=0}^{\infty} \left[ C_{1k} \gamma^{1-n} I_{\nu k}(\beta \gamma^{2-n}) + C_{2k} \gamma^{1-n} K_{\nu k}(\beta \gamma^{2-n}) \right. \\ & + \frac{2}{\pi} \frac{2\alpha}{\beta(2-n)a\lambda} \cdot \left\{ I_{\nu k}(\beta \gamma^{2-n}) \int \frac{-K_{\nu k}(\beta \gamma^{2-n})}{I_{\nu k}(\beta \gamma^{2-n})K'_{\nu k}(\beta \gamma^{2-n}) - I'_{\nu k}(\beta \gamma^{2-n})K_{\nu k}(\beta \gamma^{2-n})} \right. \\ & \left( \int_0^{\pi} f(\gamma, \xi) \cos k\xi d\xi \right) d\gamma + K_{\nu k}(\beta \gamma^{2-n}) \int \frac{I_{\nu k}(\beta \gamma^{2-n})}{I_{\nu k}(\beta \gamma^{2-n})K'_{\nu k}(\beta \gamma^{2-n}) - I'_{\nu k}(\beta \gamma^{2-n})K_{\nu k}(\beta \gamma^{2-n})} \\ & \left. \left( \int_0^{\pi} f(\gamma, \xi) \cos k\xi d\xi \right) d\gamma \right\} \cos k\varphi \dots\dots\dots (24) \end{aligned}$$

ここの  $C_{1k}$ ,  $C_{2k}$  は前出の  $C_{1k}$ ,  $C_{2k}$  の式中の  $\frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} T(\varphi) \cos k\varphi d\varphi$  のかわりに  $\frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} T(\varphi) \cos k\varphi d\varphi + Y_k(\gamma_0)$  を,  $\alpha B_k(R)$  のかわりに  $\alpha B_k(R) - \lambda Y'_k(R) - \alpha Y_k(R)$  を代入したものである。

### § 3 結 言

フィンの基底における温度勾配は

$$\left[ \frac{\partial \theta}{\partial r} \right]_{r=\gamma_0}$$

故にフィン部分に単位時間に前面より  $\varphi$  までに流入する熱量は

$$kb \int_0^{\varphi} \left[ \frac{\partial \theta}{\partial r} \right]_{r=\gamma_0} d\varphi$$

ここに  $b$  はフィンの基底における厚さ流入する空気量を  $G$ , 比熱を  $C$  とし, 又これを一定とすれば温度上昇は

$$\frac{kb\gamma_0}{GC} \int_0^{\varphi} \left[ \frac{\partial \theta}{\partial r} \right]_{r=\gamma_0} d\varphi$$

これが  $f(r, \varphi)$  になる, 空気流は一般に乱流であるから  $r$  に無関係として  $f(\varphi)$  としてもよい。これは適当に計測又は仮定したものを入れて計算することも出来る。

フィンの形は既存の函数を利用したため任意常数が2つで少し不便であるが既存の函数を使わなければもっと自由に取れるようにすることも出来る。

### 参 考 文 献

川下研介：熱伝導論

小平吉男：物理数学

H. S. Carslaw : Introduction to the mathematical theory of the conduction of heat in solids.

(昭和45年7月31日 受付)

# 旋削された材料 (S45C) の粒度と残留応力

(機械工学科) 大 下 隆 章

## The Effects of Grain Size of Lathe-cut Material (S45C) on Redidual Stresses.

Takaaki OSHITA

It is important to examine the influence of the woking method and the structure of material on residual stresses of it.

The following resultants are obtained after the redidual stress testing of the worked S45C by lathe cutting

1. The surface of material is pulled in the cicrumferential direction and compressed in the radial direction by cutting force. Therefore, the structure is changed into fiber structure and residual stresses grow in the material.

2. If the heat by cutting is not enough to change the structure of material, the greater the grain size is, the greater the residual stresses are.

### § 1 緒 言

金属を切削するとき、その表面層は切削力によって弾性限度をこえる応力をうける。このため表面層は内部と結晶学的に異なる性質をもつ塑性変形層である。また加工時の発熱による温度上昇のために組織的にも内部と異っていることがあり得る。したがって切削加工材の表面層には残留応力を発生してその値は数  $10\text{kg/mm}^2$  におよぶのが普通である。これを検討することは機械部材の安全、製品精度向上の見地から重要なことである。

残留応力の問題はその多くが加工法の改善、加工後の焼鈍などの事後処理によって解決しようとするもので、材料の組織面から論じたものは少い。本研究はS45Cを旋削して残留応力の分布をSachsの方法によって測定し、被加工材の組織の影響を明らかにしようとしたものである。

### § 2 試料と実験方法

a) 試 料 試料は市販のS45Cを用いた。その化学組成を表1に示す。

大久保氏は $\alpha$ 黄銅の疲れ破損を研究して結晶粒が大きい程、応力集中が大きいと報告している<sup>1)</sup>。このことは鋼材に対してもほぼ同様と考えられる。また、結晶粒界の近くが集積転位による残留応力蓄積に関与すると想像されるので表2に示すような処理をして結晶粒の大きさを種々変えて試験に供した。その組織を写真1に示す。8Aと9Aの間には大差がないが、炉冷した9F、10Fは $\alpha$ 相析出のために十

表1 試 料 の 化 学 組 成

成 分	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr
%	0.47	0.25	0.66	0.16	0.14	0.03	0.02	0.01

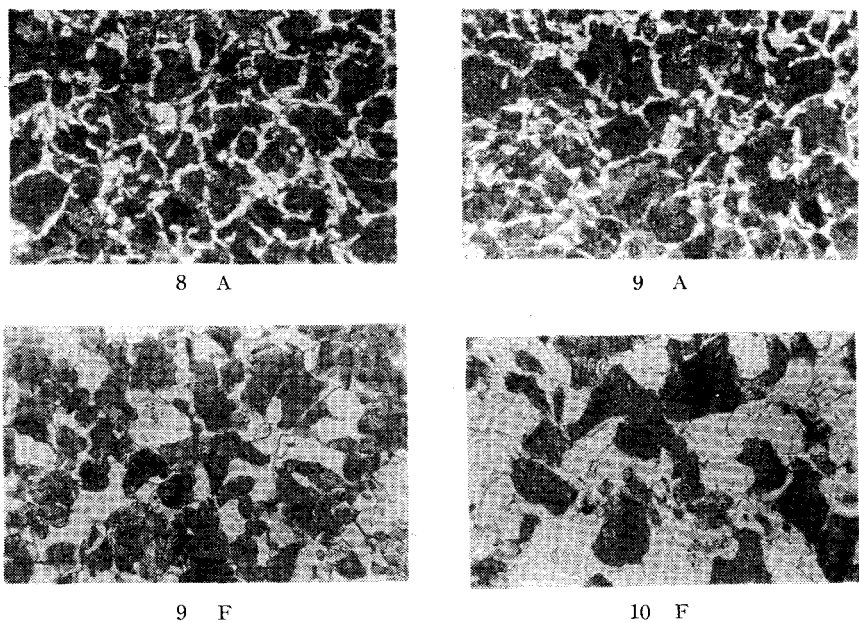


写真1 試料の組織 400×

分な時間があるため空冷した8 A, 9 Aよりも $\alpha$ 相のしめる割合が大きく, また焼鈍温度が高いほど粗い組織になっている。

b) 切削条件 切削条件によって残留応力の大きさが異なることは奥島氏などの研究から明らかである。このため切削条件を一定にするようにつとめた。バイトはTX20を用い, 形状は図1のようにした。切込み1.0mm, 送り0.18mm/revである。バイト切込み量, 送り量を一定にしても切削速度を変えると仕上面粗さが異なり, 残留応力にも変化があることが考えられる。図2は上記の条件下で切削速度だけ変えた場合の仕上面粗さである。この図から一定粗さに落着く速度110m/minを切削速度とした。一方切削油を使用することは切削温度が各試料によって異なるような結果を生じる可能性もあるので乾式切削とした。試験片は外径38mm, 内径30mm, 高さ30mmとした。

c) 応力の測定 前記試験片を写真2に示すように試験片の内面に, 軸方向と円周方向に歪を測定できるように, ストレンゲージをはりつけたのち, 内面および側面に耐酸塗料をぬる。20%硝酸で腐食して重量減から腐食深さを求めるとともに, ストレンゲージで歪を測定して次式から残留応力を求めた。

表2 試料の記号と処理

記号	処 理	引張強さ kg/mm <sup>2</sup>
8 A	800° C, 2 <sup>hr</sup> 加熱空冷	74.0
9 A	900° C, 2 <sup>hr</sup> 加熱空冷	74.8
9 F	90° C, 2 <sup>hr</sup> 加熱炉冷	74.4
10 F	1000° C, 2 <sup>hr</sup> 加熱炉冷	69.6

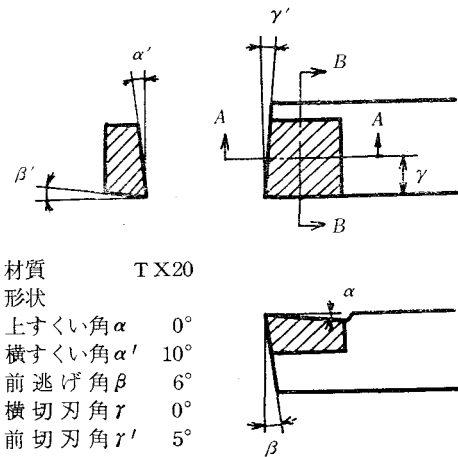


図1 バイト切刃の角度

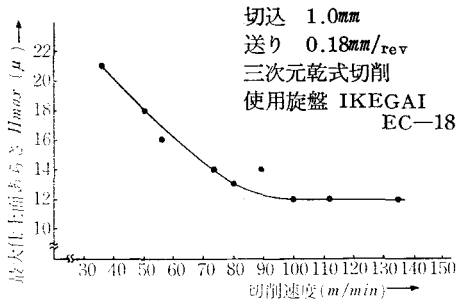


図2 切削速度と最大仕上面あらしの関係

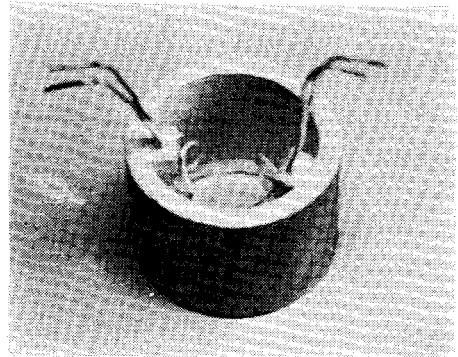


写真2 試験片

$$\sigma_t = -\frac{E}{1-\mu^2} \left\{ (f-f_a) \frac{d\theta}{df} + \frac{f+f_a}{2f} \theta \right\} \dots\dots\dots (1)$$

ここで

- $\sigma_t$  ……円周方向の残留応力  $kg/mm^2$ 。
- $\mu$  ……ポアソン比，0.3として計算した。
- $E$  ……ヤング率， $2.1 \times 10^4 kg/mm^2$ として計算した。
- $f$  ……外半径  $r$  まで腐食によって取り去ったときの断面積  $mm^2$ 。
- $f_a$  ……内半径  $a$  とすると  $\pi a^2$ 。
- $\theta$  …… $\theta + \rho\lambda$  であり  $\theta$  は円周方向， $\lambda$  は軸方向の歪。

### § 3 結果と考察

図3は上記切削条件下における残留応力の分布状態を示す。8A材の軸方向応力を参考のために併記した。写真1にみるように8A、9Aはともに $\alpha$ 相析出の十分な時間が得られず、 $\alpha$ 相のしめる割合は約25%である。A<sub>8</sub>点以上で焼鈍した9F、10Fに比べて非常に少ない。また結晶粒は小さい。このように結晶粒の小さいものが、残留応力の最大値  $\sigma_{tmax}$  は小さく、結晶粒の大きいものは、 $\sigma_{tmax}$  が大きい。また、表面層における応力勾配も結晶粒の大きいもの程大きい。一方  $\sigma_t$  が正から負へ、負から正へ変化する深さは逆に結晶粒の大きいものが浅くなる。

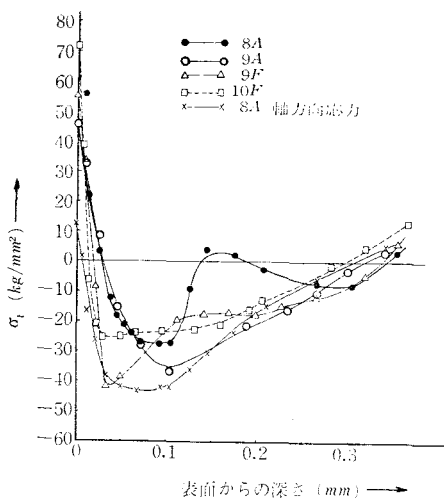


図3 残留応力

切削加工時の応力分布は一般に次のように考えられている。図4のように切削された部分の表面層は、切削前の圧縮応力、切削後の引張応力によって塑性変形をする。しかし、内部が圧縮弾性変形をしているために、切削加工後に弾性回復したとき、内部から引張りを受けて引張残留応力を生じる。そしてつぎの関係が

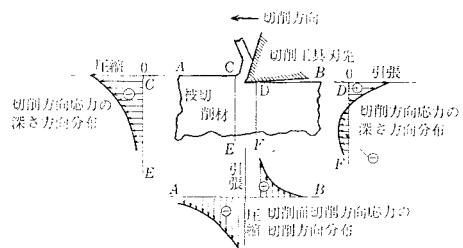


図4 切削点の応力分布

成立すれば平衡状態に達して材料は安定する。

$$\int \sigma dA = 0 \dots\dots\dots (2)$$

加工時における表面層の変形は、弾性変形と塑性変形の和である。このような変形をした部分を刃先が通過すると外力が除去されたことになって弾性変形の部分は自然に除去される。このとき図4で示すC～E部の加工前に受けた圧縮の弾性変形が完全になくなれば、塑性変形部分が残されても残留応力は生じないで式(2)を満足する。しかし、一般に加工層が表面のみに生じて内部の組織と異なるときには、加工層が加工硬化のためにいちじるしく強化されるので、内部からの復元力をもって加工層は容易に流動せず、引張残留応力を生じて、内部の圧縮応力と平衡して式(2)を満足するものと考えられる。したがって、表面層の残留応力が大きくなる場合を次のように考えられる。

- a) 加工層の降伏点が高く、内部との強さの差が大きいとき。
- b) 加工前の圧縮で材料内に貯えられたエネルギーが大きく、復元力の大きいとき。

材料が加工硬化すれば硬度の増加とともに引張強さも上昇する。a)について検討するために硬度変化と組織の変化を調べ、図5に硬度変化を示す。これによると結晶粒の小さい8A、9Aはともに高い硬度を示しているが、結晶粒の小さいものは、粒界のしめる割合が大きく塑性変形は困難であり、切削による硬化は表面と内部の差であるから、切削による硬化の程度は少なく、硬度変化の勾配は小さい。反面9F、10Fは硬度は低い表面と内部の硬度差は大で硬度変化の勾配は急であり、硬化層は浅い。このことは図3残留応力の変化と対比して検討すればほぼ同一の傾向を示しておることがわかる。表面層が弾性限度をこえて外力をうけると塑性変形を生じる。そして外力が極度に大きければ、ついには材料は流動して繊維組織になる。写真3はこの様子を示す。

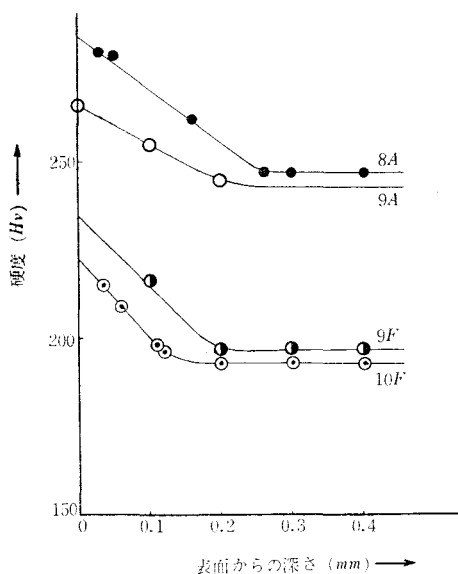


図5 加工表面の硬度変化

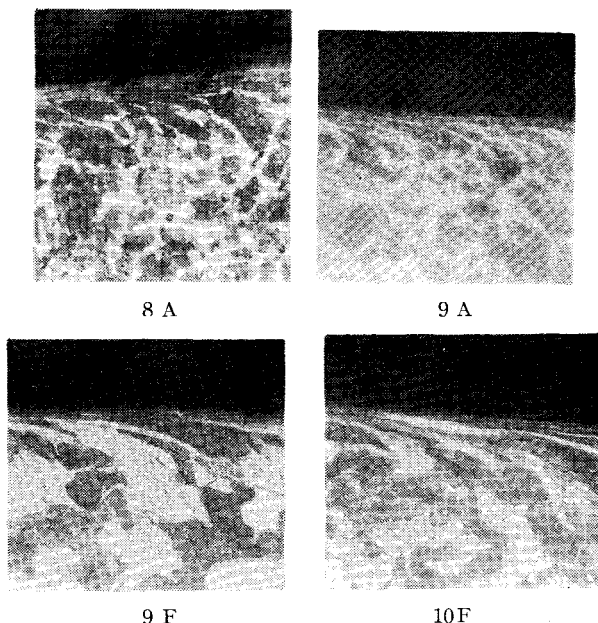


写真3 被削材の表面組織

表面下約0.03mmが円周方向の切削のために急勾配に変形しており、加工の影響が表面に近いほど大きいことがよくうかがえる。変形層の深さ0.03mmは、供試材の結晶粒の大きさに近似する値であるが、表面層にはα相とパーライト相の縞模様がみられ繊維組織にまで変形している。引張りと同時に圧縮の外力を強く受けたことがわかる。

圧縮の際の応力-歪線図を図6のように考える。外力が小さく応力の大きさが弾性限界内であれば(a)



図、外力が次第に増して塑性変形にまで達したとすれば(b)図の斜線部が復元のためのエネルギーである。

(b)図の部分の面積は強靱な材料であれば大きくなるが、加工度を増しても大きくならない。同一の復元力に対して加工度の差が大きい程残留応力は大きくなる。

写真4は9F材を引張試験して、残留歪を0%、2.8%、7.9%と加工が進むにしたがって罫り線の数を増して次第に変形が進んでいる様子を示している。施削材は切削力のためにこのような組織が表面から丁度逆に連続していることになる。

外力を受けた材料の変形は、粒界の移動、粒界の罫り、および粒内の変形の総和である。これらのうち前2者は復元力に寄与することはないであろうから、復元力は主に粒内変形によって貯えられたエネルギーとみられる。

以上の結果、粒界面積の占める割合が小さい、結晶粒の大きいものが、変形量も大きく復元力も大きいから、残留応力は大きくなるであろう。いまA、B、Cの3個の結晶粒が図7のようであるとすれば、外力が作用するとき三重点Dの近傍は集積転位が形成され応力集中の場となる。したがって、この部分は残留応力発生の場となり得るから凹凸のはげしい結晶よりも粒状のような場合が残留応力は小さくなると考えられる。

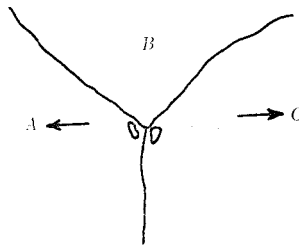


図 7

#### § 4 結 論

S45Cの旋削と残留応力の関係を検討して次の結論を得た。

- 1) 切削力のために材料は円周方向に引張り半径方向に圧縮の外力をうけて変形し、残留応力発生の原因となる。
- 2) 切削条件が同一で、切削による発熱が材料の組織を変えない範囲においては、結晶粒の大きい程残留応力は大きい。

#### 参 考 文 献

- 1) 大久保, 村上, 細野: めっき法による金属の疲れ破損の研究, 機械学会論文集, 28 (1962), 77.
- 2) 奥島, 岩岡, 栗本: 金属材料の被削性に関する研究, 機械学会論文集, 29 (1965) 534.

(昭和45年7月31日受付)

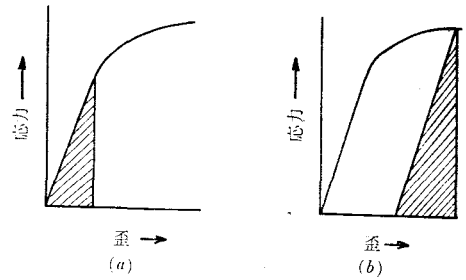


図 6 歪とエネルギー



0 %



2.8 %



7.9 %

写真4 加工と組織化 400×

Ca-Si 脱酸鋼の研削加工に対する適応性

(機 械 工 学 科) 里 信 敏 行

On the Application of Ca-Si-Deoxidized Steel to Grinding

Toshiyuki SATONOBU

In order to examine the utility of Ca-Si-Deoxidized Steel, the series of tests in the material has been made.

In this test, the comparative study of grindability was made with surface grinding.

Grinding force and machined accuracy were tested, but as the result no differences between the other materials were found out.

§ 1 緒 言

Ca-Si 脱酸鋼の実用性を検討するため同一材料について一連の実験を行なってきたが、本実験においては、平面研削によってその被研削性を比較検討した。比較は、研削抵抗と加工精度として仕

上面あらさを測定したが、結果は研削抵抗、仕上面あらさとも他の脱酸処理鋼に対して差異はなく、優位性はみとめられなかった。

§ 2 実験装置、方法

供試材は、Ca-Si 脱酸鋼、K-alloy 脱酸鋼、Fe-

表 1 供試材化学成分、降伏点、引張強さおよびロックウェルかたさ

鋼 種	記号	化 学 成 分								降伏点 (kg/mm <sup>2</sup> )	引張強さ (kg/mm <sup>2</sup> )	ロック ウェル かたさ (H <sub>RB</sub> )
		C(%)	Si(%)	Mn(%)	P(%)	S(%)	Ni(%)	Cr(%)	O(%)			
Ca-Si 脱酸鋼	A	0.38	0.13	0.51	0.009	0.017	0.05	0.10	0.0256~ 0.0251	29.8	55.2	84
K-alloy 脱酸鋼	B	0.37	0.17	0.50	0.009	0.017	0.04	0.11	0.0174~ 0.0178	29.8	53.7	81
Fe-Si 脱酸鋼	C	0.34	0.11	0.47	0.012	0.020	0.05	0.13	0.0096~ 0.0102	28.9	50.8	80
市 販 普 通 鋼	N	0.32	0.30	0.68	0.015	0.008	0.06	0.12	*	39.0	57.7	85

\* : 未測定

表 2 脱酸剤化学組成および添加場所

脱酸剤	化学成分	C(%)	Si(%)	Ca(%)	Al(%)	添加場所
Ca-Si 粒		0.6	57.0	32.0	—	取鍋
K-alloy 粒		0.03	71.8	1.7	0.81	取鍋
Fe-Si 粒		0.35	75.0	—	1.96	取鍋

表 3 供試材の清浄度

鋼 種	清 浄 度*			
	dA <sub>60×400</sub>	dB <sub>60×400</sub>	dC <sub>60×400</sub>	dT <sub>60×400</sub>
Ca-Si 脱酸鋼	0.188	0.008	0.050	0.246
K-alloy 脱酸鋼	0.154	0.021	0.017	0.192
Fe-Si 脱酸鋼	0.092	0.025	0.017	0.134
市 販 普 通 鋼	0.050	0.017	0.008	0.075

\* dA<sub>60×400</sub>, dB<sub>60×400</sub>, dC<sub>60×400</sub> はそれぞれ A 系, B 系, C 系, 介在物の面積率, dT はその合計で, 倍率 400 倍, 視野数 60 の観察結果である。

S<sub>1</sub> 脱酸鋼, 市販普通鋼 (S35C 相当) で, 硬度が大体同じものを採用している。これらの化学成分・硬度, 脱酸剤化学組成・添加場所ならびに清浄度は表 1~3 のとおりである。なお, 試験片寸法は動力計との関係から長さ 56mm, 巾 14mm とした。

実験装置を図 1 に示す。使用した機械ならびに測定機器はつぎのとおりである。

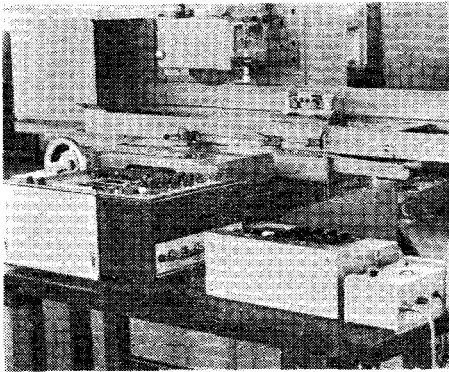


図 1 実験装置

平面研削盤：岡本PSG-6E

砥石：WA60H5V (外径=190<sup>φ</sup>, 巾=19mm)

研削剤：ダフニークール C

ストレインメータ：共和DPM-3ATS

オシログラフ：渡辺WTR211

表面あらさ計：東京精密サーフコムEMD R75C

動力計は, 自作の支柱型平面研削動力計を使用した。これを図 2 に示す。

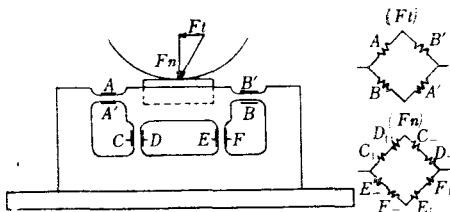


図 2 支柱型平面研削動力計

そこで, この動力計の垂直, 水平方向分力を求める一般式は

$$F_n = \left[ \frac{X}{I_n} \right] \left\{ I_n + \left[ \frac{X}{I_t} \right] \left[ \frac{I_n'}{X} \right] \cdot I_t \right\} \dots \dots \dots (1)$$

$$F_t = \left[ \frac{X}{I_t} \right] \left\{ I_t + \left[ \frac{X}{I_n} \right] \left[ \frac{I_t'}{X} \right] \cdot I_n \right\} \dots \dots \dots (2)$$

$F_n$  : 垂直分力

$F_t$  : 水平分力

$X$  : 負荷

$I_n$  : 垂直方向の変位

$I_t$  : 水平方向の変位

となり, (1) 式より 垂直方向の 水平方向に対する相互干渉率は

$$\left[ \frac{X}{I_t} \right] \left[ \frac{I_n'}{X} \right] \times 100 \dots \dots \dots (3)$$

$$= (0.313) \times (-0.1) \times 100 = -3.13(\%)$$

(2) 式より 水平方向の 垂直方向に対する相互干渉率は

$$\left[ \frac{X}{I_n} \right] \left[ \frac{I_t'}{X} \right] \times 100 \dots \dots \dots (4)$$

$$= (0.403) \times (0.05) \times 100 = 2.015(\%)$$

であって非常に小さく, 研削抵抗測定に適当なものである。

実験は, 切込み量ならびにテーブル送り速度の変化に対応する研削抵抗, 仕上面あらさを測定した。条件を示すとつぎのとおりである。

砥石周速度：2190 (m/min.)

切込み量：10, 20, 30, 40, 50 ( $\times 10^{-3}$ ) (mm)

テーブル速度=20 (m/min.) (一定)

テーブル送り速度：6, 8.57, 11.25, 20, 25, 30 (m/min.)

切込み量=20 $\times 10^{-3}$  (mm) (一定)

なお, 潤滑方式は乾式, 湿式の両方について行ない, 砥石のドレッシング条件は, 切込み量=20 $\mu$ , 切込み量 0 の回数=3 回で, シングルポイントのダイヤモンドドレッサによって行なった。

### § 3 実験結果, 考察

#### (1) 研削抵抗について

供試材の切込み量ならびにテーブル送り速度に対する研削抵抗, 比研削抵抗を図 3~6 に示す。ここで, A : C<sub>a</sub>-S<sub>1</sub> 脱酸鋼, B : K-alloy 脱酸鋼, C : F<sub>e</sub>-S<sub>1</sub> 脱酸鋼, N : 市販普通鋼 (S35C 相当) とする。以下これに準ずる。なお, 比研削抵抗は次式による。

$$h_s = F_t / B \cdot t \cdot \frac{v}{V} \dots \dots \dots (5)$$

$h_s$  : 比研削抵抗 (kg/mm<sup>2</sup>)

$F_t$  : 研削抵抗 (kg)

$B$  : 研削巾 (mm)

$t$  : 切込み量 (mm)

$v$  : 工作物速度 (m/min.)

$V$  : 砥石速度 (m/min.)

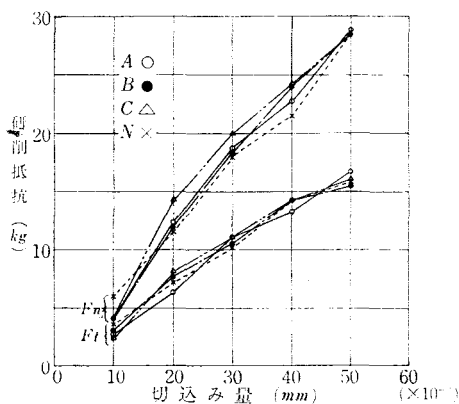


図3 切込み量と研削抵抗 (乾式)

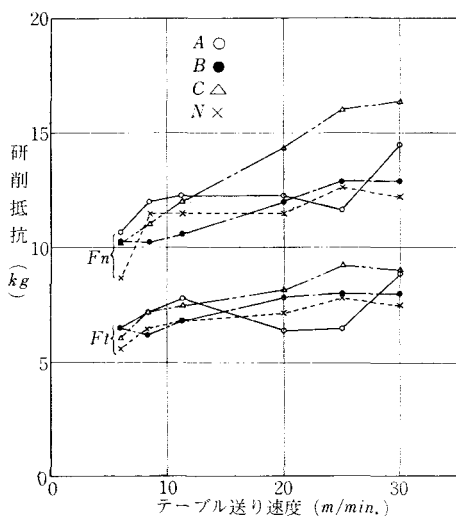


図4 テーブル送り速度と研削抵抗 (乾式)

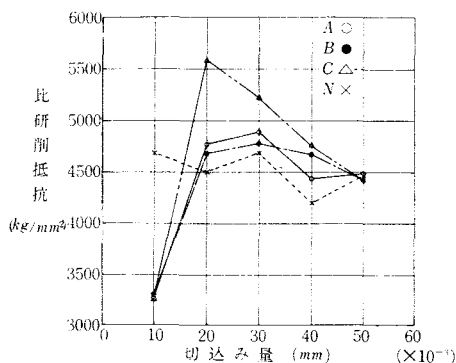


図5 切込み量と比研削抵抗

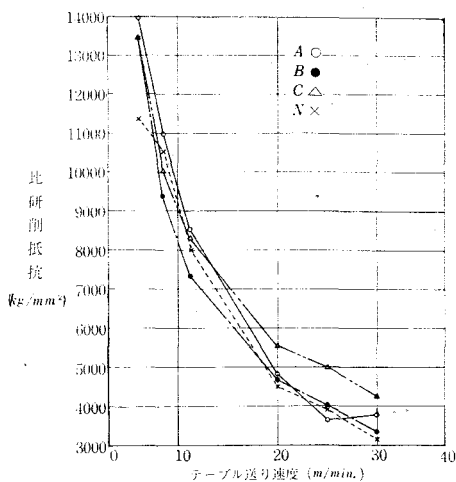


図6 テーブル送り速度と比研削抵抗

これらの図を検討すると、各供試材とも研削抵抗には大きな差異はなく、 $\text{Ca-Si}$  脱酸鋼が特に小さいということもなくその優位性はみとめられなかった。実験結果からは  $\text{Fe-Si}$  脱酸鋼が全体的に少し大きい程度である。

研削抵抗については、さきに切削性研究会の円筒研削による報告があるが、これによると、 $\text{Ca-Si}$  脱酸鋼は  $\text{Fe-Si}$  脱酸鋼に比べてむしろ研削抵抗の垂直成分が2～3倍程度高く、その原因としては  $\text{Ca-Si}$  脱酸鋼がアルミナ砥粒ととりわけ凝着性が高いか、あるいはとくに砥粒摩耗の作用が大きいということが考えられるとしているが、この報告では供試材成分等が明らかでないので、本実験結果との比較検討は困難である。

## (2) 仕上面あらさについて

図7～10は、切込み量ならびにテーブル送り速度に対する供試材研削仕上面あらさを示す。仕上面あらさは平均あらさ： $H_a$ であらわし、研削方向を  $H_{at}$  とし、これと直角方向を  $H_{aw}$  としている。

前述の切削性研究会の円筒研削による報告では、 $\text{Ca-Si}$  脱酸鋼が  $\text{Fe-Si}$  脱酸鋼より研削抵抗の垂直成分が高いので研削盤に機械的変位をもたらし、外径寸法の増大が著しいといわれているが、本実験の平面研削による場合は研削抵抗はかわらず、図からも明らかのように切込み量ならびにテーブル送り速度の変化に対して各供試材とも仕上面あらさに差異はなく、 $\text{Ca-Si}$  脱酸鋼の優位性は

みとめられなかった。

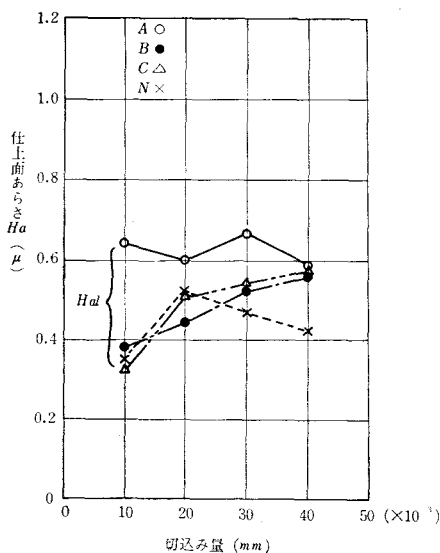


図7 切込み量と仕上面あらさ(乾式)

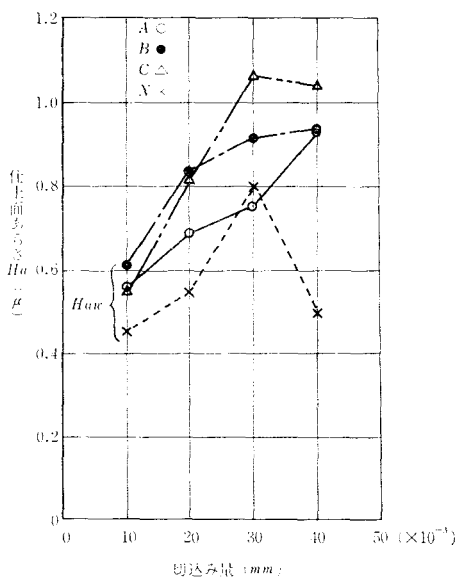


図8 切込み量と仕上面あらさ(乾式)

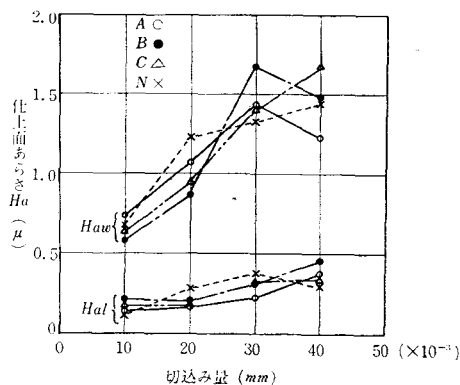


図9 切込み量と仕上面あらさ(湿式)

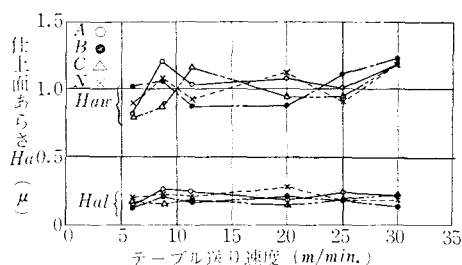


図10 テーブル送り速度と仕上面あらさ(湿式)

#### § 4 結 言

$\text{Ca-Si}$  脱酸鋼の快削鋼としての実用性について、一連の実験として被研削性をしらべてみたが、硬度が同一の各種脱酸処理鋼に比してその優位性はみとめられなかった。結論を示すとつぎのとおりである。

- (1)  $\text{Ca-Si}$  脱酸鋼は  $\text{Fe-Si}$  脱酸鋼に比し研削抵抗が大であるといわれているが、そういう点はみうけられず、各種鋼材の実験結果から脱酸処理法には関係なく、研削抵抗に差異はみとめられない。
- (2) 仕上面あらさについても優位性があるとはいえない。

最後に、この一連の実験のはじめから終始ご教示いただいた広島大学 丸山益輝工学部長、福永秀春助教授に深く感謝いたします。

#### 文 献

- 1) 丸山・福永・高安：工具すくい面摩耗に及ぼす被削材各種脱酸処理の影響，日本金属学会 昭和44年度秋期大会講演会講演論文

- 2) 里信：Ca-Si 脱酸鋼の穴あけ 加工に対する適応性，昭和44年度精機学会中・四国支部講演会講演論文
- 3) 里信：支柱型 平面研削動力計の試作，呉工業高等専門学校研究報告 Vol. 5, No. 1 (1969) 85
- 4) 佐田：カルシュウム快削鋼の研削加工に対する適応性，Machinability Vol. 6, No. 1 (1968) 95

## 〔補 遺〕

### (1) 予備実験

本実験にはいるまえに，まず動力計の相互干渉率をしらべたが，つづいて予備実験を行ない実験装置の作動について検討を加えた。実験条件は，供試材がS55Cであるほかは本実験と同じである。

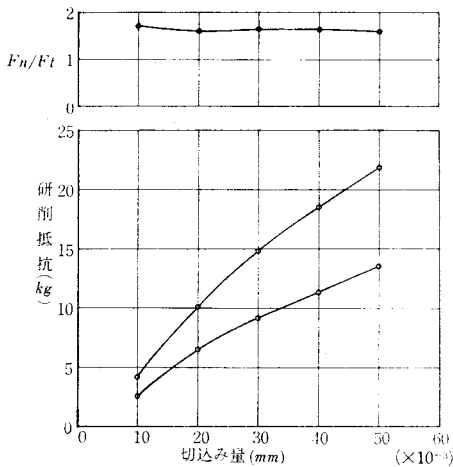


図11 切込み量と研削抵抗

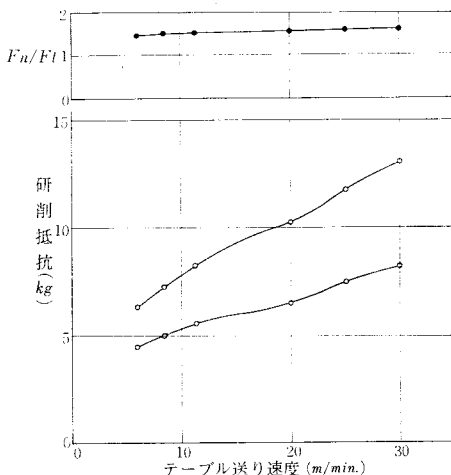


図 12 テーブル送り速度と研削抵抗

実験結果を図11, 12に示す。研削抵抗は切込み量ならびにテーブル送り速成の増加とともに増大する。また， $F_n/F_t$ の値は通常約2であるといわれているが，この予備実験条件下においては約1.5であった。いずれにしてもこの実験装置は， $F_n$ と $F_t$ の相互干渉率が非常に小さい範囲で正確に作動するものである。

### (2) 仕上面あらさ

仕上面あらさは，砥石の表面状態，研削条件，研削盤精度などによって大きく変化する。この中で，砥石の切れ刃の分布，形状はドレッシング条件により影響をうける。そして，仕上面あらさは，JIS では  $H_{max}=0.2\sim0.4\mu$  を精密研削仕上， $0.4\sim1.5\mu$  を上仕上， $1.5\sim6\mu$  を中仕上， $6\sim50\mu$  を荒仕上としているが，本実験結果をみると，仕上面あらさの変化に大きなバラツキがあるのでこれについて検討する。

#### 1) 平均あらさ： $H_a$ について

研削仕上面が三角波状であるときは， $H_a$ は次式によって求められる。

$$H_a = \frac{1}{L} \int_0^L |f(x) - h_1| dx$$

$L$ ：測定長さ

$f(x)$ ：三角波の測定方向変化に対する函数

$$h_1 = \frac{1}{L} \int_0^L f(x) dx = \frac{1}{2} H_{max}$$

よって， $H_a$ ， $H_{max}$ の関係は

$$H_{max}/H_a = 4.0 \text{ である。}$$

ただし，表面形状がパラボラあるいは正弦波のときは，それぞれ3.9，3.1の値をとる。

#### 2) ドレッシング条件の影響について

ドレッシング条件などで種々変化する砥石の表面状態を量的に示すものとして Pahlitzsch らは砥石表面の有効あらさをとりあげている。有効あらさとは，回転しない工作物に高速回転する砥石をおしつけて研削したときえられる工作物表面のあらさであり，ドレッサの切込み量および送り速度に対して図13のごとく変化する。

この有効あらさは，仕上面あらさと図14のようにほぼ比例して変化するといわれている。

ここで，本実験では研削盤の機能からドレッサの送りは手動で行なっているので一定ではなく，また，切込み量を  $20\mu$  としているので仕上面あら

さは JIS による中仕上程度の値となり、測定値のバラツキが大きくなったものと考えられる。

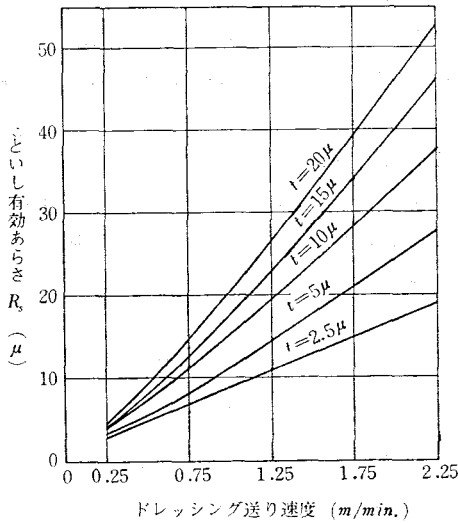


図13 ドレッシング条件とといし有効  
あらさ (Pahlitzsch)

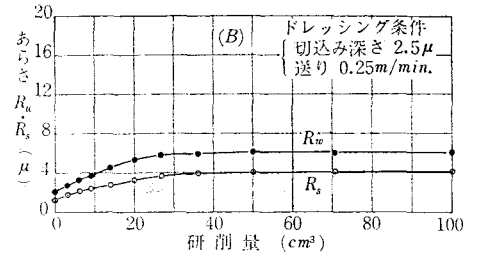
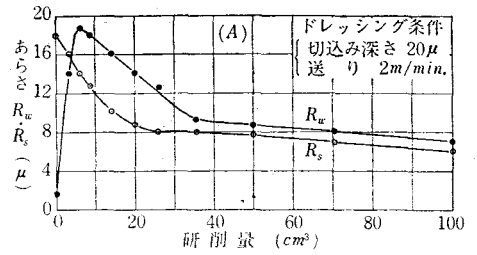


図14 といし面の有効あらさ  $R_w$  および工作  
物の研削面あらさ  $R_s$  の研削経過にと  
もなう変化 (Pahlitzsch u. Appun)

(昭和45年7月31日受付)

# 各種鑄物砂の急熱熱伝導特性と鑄物組織

(機械工学科) 里 信 敏 行

## The Relation between Rapid Heat Conduction Properties of Various Molding Sands and Casting Structure

Toshiyuki SATONOBU

The molded surface gets sometimes peeled off or cracked by the rapid heat conduction properties. And also the solidification time of castings is a principal factor in transforming casting structure.

Therefore in this paper we investigate the relation between rapid heat conduction properties of various molding sands and casting structure.

### § 1 緒 言

鑄造作業で使用目的に適した鑄造品を製作するためには、溶湯に充分な検討が必要であるが、同時に鑄型についても種々の問題を解明しながら作業をすすめていかなければならない。普通、鑄型は粘結材で結合した砂粒子を造型作業を経て製作するが、この鑄型中には高温の溶湯が注入される。このとき鑄型には次の諸現象が(1)~(7)の順に連続して発生すると考えられる<sup>1)</sup>。

- (1) 溶湯に接する部分の急激な脱水
- (2) 溶湯に接する部分の膨張あるいは収縮
- (3) 溶湯に接する部分の強度変化
- (4) 鑄型材の加熱による溶融あるいは塑性化と変形
- (5) 鑄型よりのガス発生とその膨張、逸出
- (6) 高温での鑄型と溶湯あるいは溶湯酸化物との反応
- (7) 鑄型を構成する材料の劣悪化

これらの事項が、溶湯が鑄型に注入されてから凝固して製品となる間に作用し、種々の欠陥を生じさせる。ゆえに、鑄物砂は次のような性質を所有することが必要となる。

- (1) 良好な成型性
- (2) 溶湯の重量に抵抗する強度
- (3) 適当な通気性
- (4) 耐熱性

- (5) 溶湯と反応しないこと
- (6) 熱衝撃に耐えること
- (7) 良好な鑄肌の得られること
- (8) 復用性のあること
- (9) 安価なこと

上に掲げた性質の中で、耐熱衝撃性について考えるならば、鑄型はその構成材料により熱伝導性が異なり、これが低いときには急熱された鑄型の表面と内部との熱膨張差により型面の剝離や亀裂が発生するおそれがある。また、鑄型の熱伝導特性は鑄造品の冷却速度を大きく左右し、製品の機械的性質を変化させる。そこで、各種基材<sup>2)3)</sup>一けい砂、オリビン砂、ジルコン砂、カーボン砂、黒鉛を用いた鑄型の熱的特性およびそれらの鑄型によって製作した鑄物の金属組織をしらべ、両者間の関係を検討した。

### § 2 実験方法

試料砂の配合を表1に示す。

試料砂は、熱伝導率が高い黒鉛、カーボン砂、ジルコン砂、オリビン砂と、これと比較するためのけい砂を採用した。なお、試料配合は、けい砂にベントナイト6%、水分4%添加調整したもの(S6B4Mと呼ぶ。以下これに準ずる)を基準として比重にもとづいて決定した。調整は、からびき2分、混練5分とした。



表1 試料砂配合表

材 料	試料記号	比重	配合 (%)		備 考
			ベントナイト	水	
カーボン砂	C9B6M	1.8	9	6	
ジルコン砂	Z4B2.7M	4.7	4	2.7	
オリビン砂	O5B3.5M	3.4	5	3.5	赤石5号
けい砂	S6B4M	2.6	6	4	三栄6号
黒鉛	G		piece		

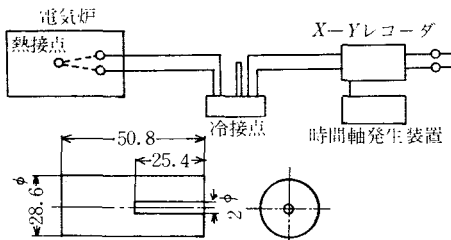


図1 試片、実験装置

試片および実験装置を図1に示す。

試片は高温測定用試片とし、規格にもとづいて搗き固め回数を3回とした。生試片は気密容器中に保存し、乾燥試片は成型後恒温乾燥器で $110 \pm 5^\circ\text{C}$ に2時間以上乾燥の後デシケータ中で冷却保存し、実験直前にとりだして供試した。

また、試片は図示のごとく治具で穿孔した。実験装置の概要は次のとおりである。

電気炉：シリコンソット電気炉

(最高温度 $1600^\circ\text{C}$ 、最大電力4 KW)

変圧器 (出力6 KVA)

X-Yレコーダ：NIPPON DENKIKIZAI

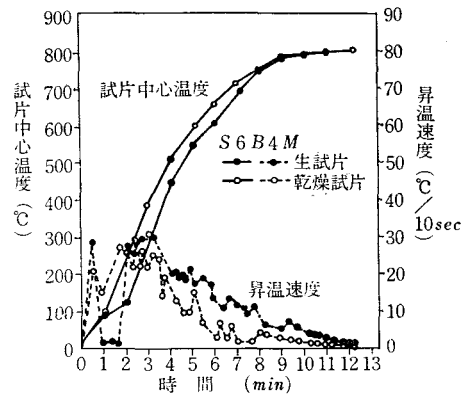
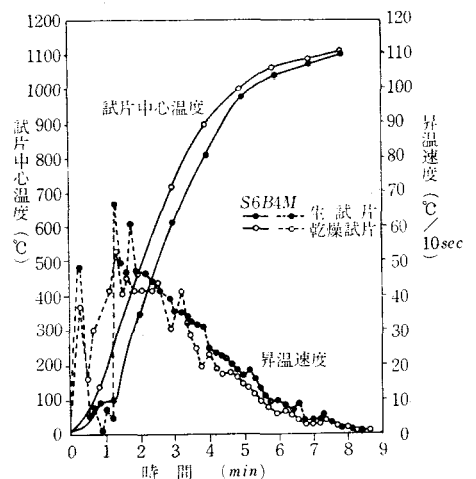
CO.L.T.D.-Pantos

測温はアルメルクロメル熱電対を試片の中心にあけた孔に挿入し、試片中心温度の変化を記録した。なお、試験に先だち炉温の安定をはかるために所定温度に上昇後最少限30分放置の後試片を挿入、温度測定を開始するようにした。また、同一種試料砂では最少限3個の試片について実験し、信頼できる値3個以上の平均値をもってその条件下における特性値とした。

試験温度は、 $1400^\circ\text{C}$ に急熱すると塑性化<sup>4)</sup>示度が発生するので $800^\circ\text{C}$ 、 $1100^\circ\text{C}$ とした。

### §3 実験結果、考察

図2、3は、けい砂試片中心温度と昇温速度とを急熱時間に関して図示したものであるが、急熱温度が高くなると昇温速度は増大し、急熱温度まで昇温するのに必要な時間は減少する。

図2 試片中心温度と昇温速度 ( $800^\circ\text{C}$ )図3 試片中心温度と昇温速度 ( $1100^\circ\text{C}$ )

生試片と乾燥試片の昇温曲線の差については、急熱温度には関係なく、生試片は $100^\circ\text{C}$ 附近で一時停滞し、しかる後再度昇温するが、乾燥試片は室温より急熱温度まで大体指数関数的な曲線をえがく。

生試片の場合の一時停滞は、 $100^\circ\text{C}$ において遊離水分の蒸発がおこなわれるためである。また、昇温速度曲線は上昇後一時下降し、再度上昇してからは漸減の傾向をたどるが、ここでの一時下降は上述の遊離水分の蒸発と対応するものである。

以上、けい砂の場合の試片中心温度および昇温速度の変化について述べたが、他の鋳物砂における場合もけい砂と類似の結果が得られた。

図4、5は、800°Cにおける各種鋳物砂の昇温曲線である。試片中心部が急熱温度にまで昇温するための所要時間は、カーボン砂、黒鉛、ジルコン砂、けい砂、オリビン砂の順で長くなっている。

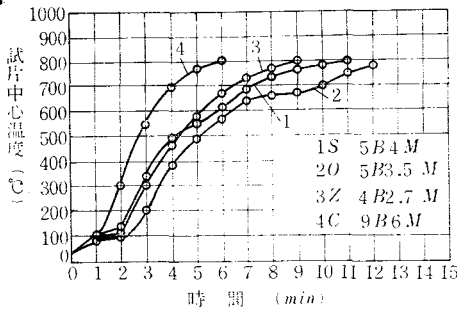


図4 試片中心温度と所要時間  
(生試片, 800°C)

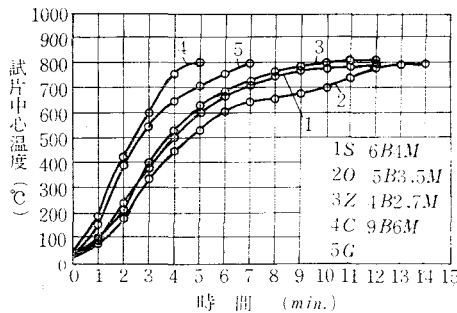


図5 試片中心温度と所要時間  
(乾燥試片, 800°C)

ところが、けい砂とオリビン砂の比較では、同じ条件下においては熱伝導の低いけい砂よりもオリビン砂の方の所要時間が少なくなつてこなければならない。これが逆の結果となっているのは、粒形や粒度に起因するものである。

図6、7は、1100°Cにおける昇温曲線である。800°Cにくらべて急熱温度までの昇温所要時間は減少する。各種鋳物砂の比較の結果は800°Cの場合と同じ傾向を示す。

以上、試片中心温度が急熱温度まで上昇するに要する時間を実験結果から検討したが、これを理論式として述べると次のようになる。

いま、表面からの距離： $X = 0$  から  $X = \infty$  の

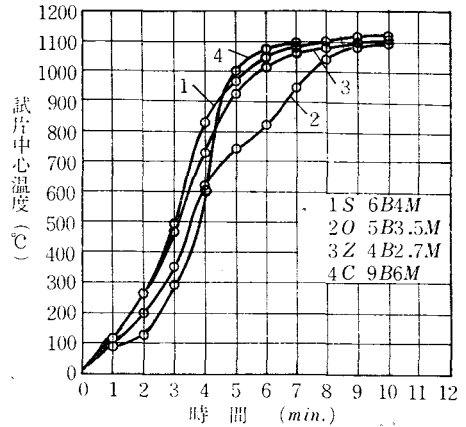


図6 試片中心温度と所要時間  
(生試片, 1100°C)

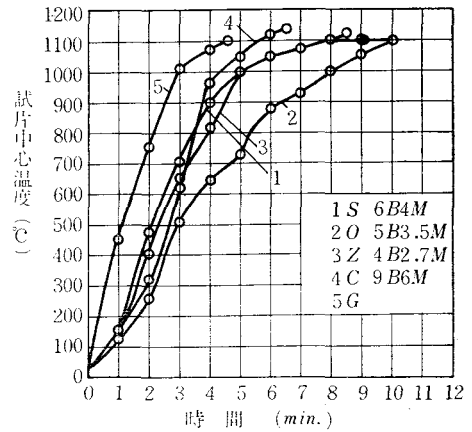


図7 試片中心温度と所要時間  
(乾燥試片, 1100°C)

半無限固体において、はじめの温度が $-\theta$ であつて、境の温度が $\theta$ である場合、表面から距離 $X$ の位置での温度は

$$\theta = -\theta \Phi(X/2\sqrt{kt}) \dots \dots \dots (1)$$

ここで、 $\theta$ ：表面から距離 $X$ での温度

$-\theta$ ：半無限固体の温度

$k$ ：温度伝導率

$t$ ：時間

$X$ ：表面からの距離

$$\Phi : \text{誤差関数} \quad \Phi(\xi) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^\xi e^{-\beta^2} d\beta$$

上式において、半無限固体の温度が $\theta$ 、すなわち境の温度が $\theta$ となる場合を考え、この時の温度を $\theta'$ とすると

$$\theta' = \theta \left\{ 1 - \Phi \left( \frac{X}{2\sqrt{kt}} \right) \right\} \dots \dots \dots (2)$$

(1), (2)式より

$$\phi\left(\frac{X}{2\sqrt{kt}}\right) = 1 - \frac{\theta'}{\theta} = A \quad \dots\dots\dots(3)$$

Aに対する $\frac{X}{2\sqrt{kt}}$ の値を誤差関数表より求め、これをBとすると

$$B = \frac{X}{2\sqrt{kt}} \quad \dots\dots\dots(4)$$

$$\therefore t = \frac{X^2}{4\kappa B^2} \quad \dots\dots\dots(5)$$

ところが、実験において測温位置は試片中心だけなので、この点の急熱温度までの昇温所要時間を温度伝導率の関数として考えると、X, Bは常数だから $C = \frac{X^2}{4B^2}$ とおくと

$$t = C \cdot \frac{1}{k} \quad \dots\dots\dots(6)$$

となる。すなわち試片中心温度が急熱温度まで上昇するに要する時間は各鋳物砂の温度伝導率に反比例することになる。

理論式が導かれると、理論値と実験値との比較が必要となるが、本報告においては実験値にもとづいて検討をおこなっている。

#### § 4 小 括

基礎実験として比重にもとづいて決定した配合量で各種鋳物砂の熱的特性をしらべた結果をまとめると次のようなことがいえる。

- (1) 黒鉛、カーボン砂の急熱熱伝導特性はすぐれている。
- (2) 黒鉛、カーボン砂、ジルコン砂、オリビン砂の順で熱伝導特性は低くなる。

#### § 5 検鏡試料

鋳物砂の急熱熱伝導特性と鋳物組織との関連を

体系づけるため、キュボラ溶湯を各種鋳物砂型に鋳込み鋳物組織検査をおこなった。

キュボラは広大工学部設置のもので、1/3T/hrであり、FC15の溶湯を得よう管理した。試片の化学分析結果を表2に示す。

鋳物組織検査用試片の鋳型は図8のようで、組織断面は高さ方向の中央位置とした。なお、腐食はすべて5%ピクラールでおこない、X400で検鏡した。

表2 試片化学成分表

C(%)	Si(%)	Mn(%)	S(%)	P(%)
3.54	2.20	0.65	0.82	0.77

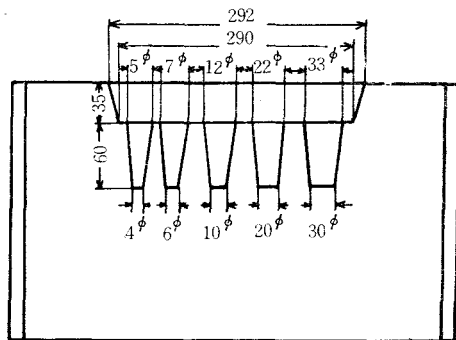
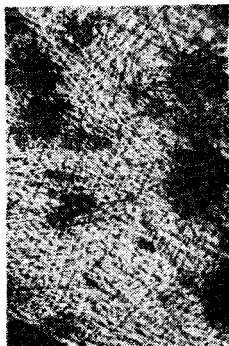
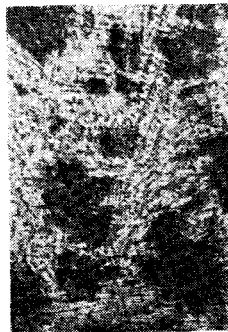


図8 鋳 型 (試片鋳造)

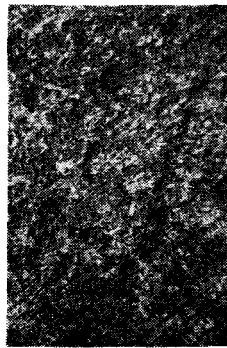
図9(1)~(5)はカーボン砂を使用した鋳型の試片の径を変えたときの組織を示す。冷却速度のちがいによる鋳物組織はまとめると表3のとおりである。また、図10~図13に例示された鋳物組織は、試片の径を21φとし、各種鋳物砂型に鋳込んだときの組織を示す。比較に便利のため金型による組織を加えているが、鋳型昇温特性と鋳物組織との関連は表4のようになる。



(1) 4.5φ試片における組織



(2) 6.5φ試片における組織



(3) 11φ試片における組織

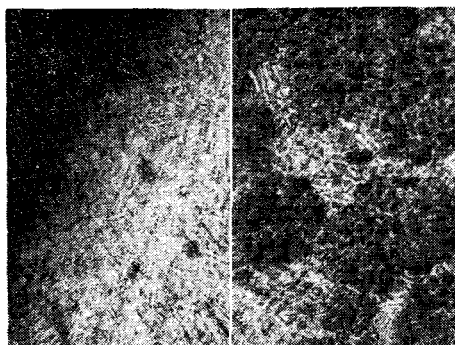


(4) 21φ試片における組織



(5) 31.5φ試片における組織

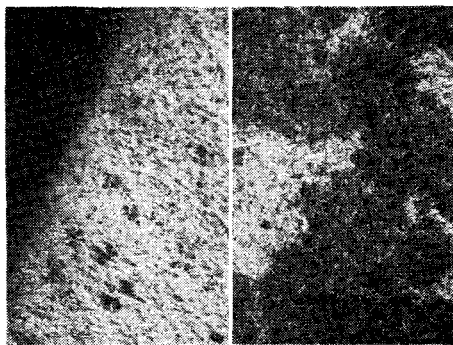
図9 鑄物直径と組織(カーボン砂型)



(外周部)

(中心部)

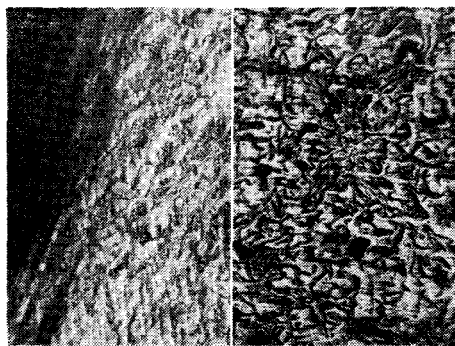
図10 金型における鑄物組織



(外周部)

(中心部)

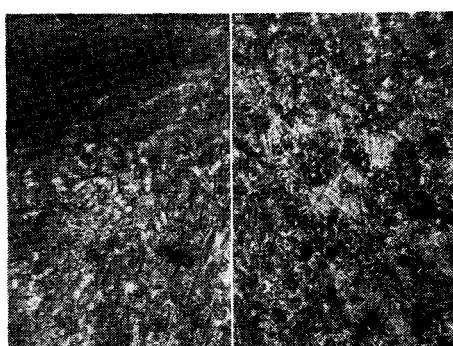
図11 黒鉛鑄型における鑄物組織



(外周部)

(中心部)

図12 ジルコン砂鑄型における鑄物組織



(外周部)

(中心部)

図13 けい砂(三栄)鑄型における鑄物組織

表3 鋳物直径と組織

鋳物直径	4.5 $\phi$	6.5 $\phi$	11 $\phi$	21 $\phi$	31.5 $\phi$
組織	L+(P+G(F)) 同 左				
冷却速度	速← →遅				

(注) 組織は鋳物中心部の組織を示す。

L: レデブライト      G(F): 片状黒鉛

P: パーライト      G(E): 共晶黒鉛

F: フェライト      G(C): 粗大黒鉛

表4 各種鋳型と鋳物組織

鋳型の種類	配 合	組 織		鋳型 昇温 特性
		外 周 部	中 心 部	
金 型	—	L	L+(P+G(F))	良 ↑
黒 鉛 型	—	L	L+(P+G(F))	
カーボン砂型	C9B6M	F+G(F)+G(E)	F+G(C)	↓ 悪
ジルコン砂型	Z4B2.7M	F+G(E)	F+G(R)	
オリビン砂型	O5B3.5M	F+G(E)	P+G(F)	
けい 砂 型	S6B4M	P+G(F)+S	P+G(F)	

(注) L, P, G(F), G(E), G(C)は表3に準ずる  
S: ステダイト      G(R): パラ状黒鉛

ここで、鋳型の熱伝導によるチル能力について考察すると、R.M. Teillet は金型による耐久鋳型の凝固に関する理論式から

$$Q = 1.128 A \cdot b (Q_2 - Q_1) \sqrt{t} \dots \dots \dots (7)$$

ここで、Q: 鋳型に吸収される熱量

A: 鋳物の表面積

b: 熱拡散率

$Q_2$ : 鋳物の注湯時および型ばらし時の算術平均温度

$Q_1$ : 鋳型の      "      "

"

t: 凝固時間

上式において、 $1.128 b (Q_2 - Q_1)$  は鋳型定数で、鋳型のチル能力を表わす。また、熱拡散率: bは

$$b = \sqrt{k \cdot c \cdot \rho} \dots \dots \dots (8)$$

ここで、k: 鋳型の熱伝導率

c: 鋳型の比熱

$\rho$ : 鋳型の見掛け密度

従って鋳型のチル能力はbの値の大小によって決まり、各種鋳物砂による鋳型は、その鋳物砂固有の比熱が大きいくほど、また熱伝導率および密度を大きくするほどチル能力は増大することになる。

## § 6 総 括

以上の実験結果および考察から鋳型材として使用されている各種鋳物砂の急熱熱伝導特性と鋳物組織との関連が体系的に把握された。しかし、本実験は実験室での基礎実験としておこなったものである。

最後に、実験をすすめるにあたって終始適切な御指導をいただいた 広島大学工学部教授 片島三朗博士に深く感謝いたします。

## 文 献

- 1) 片島: 鋳物砂高温試験法特に 急熱膨張試験について 博士論文 (1962), 1
- 2) E.G. Gentry & C.L. Lear: Calcined Fluid Coke as a New Molding Medium-preliminary Evaluation-, Trans. AFS, Vol. 69 (1961), 320
- 3) 里信: Calcined Fluid Coke 砂の基礎的研究, 工業教育, 8 (1966), 12
- 4) 1)のP.13, 30
- 5) 川下: 熱伝導論, 河出書房 (1941), 81
- 6) 清水: 耐久鋳型について, 鋳物技術講習会前刷 (1965), 4

(昭和45年7月31日受付)

# 半導体調光装置による赤外線電球の温度調節

(電気工学科) 原 田 一 彦

## The Temperature Control of Infrared Lamps by Semi-Conductor Dimmer

Kazuhiko HARADA

Recently, as the semi-conductor dimmer has many advantages, it is more often used as dimming devices. we used the semi-conductor dimmer for the temperature control of infrared lamps and investigated its characteristics.

The following results have obtained by the measurments ;

- (1) The power loss of semi-conductor dimmer is much less than that of others.
- (2) The semi-conductor dimmer is small, light and easily operated.
- (3) The silicon controlled rectifier dimmer will be able to change the temperature characteristics of lamps.

### § 1 まえがき

各種の炉, 真空蒸着装置, 恒温槽などの加熱器制御用に SCR が利用されて約10年になるが, 制御が安定に動作し, 故障もなく好成績をあげている。<sup>1)</sup> また, SSS やトライアック等の半導体素子がある後出現し, 性能的, 経済的な進歩により, これらの半導体素子は早くから調光装置にも応用されている。そして, 操作が簡単で, 小形, しかも安価なため, きわめて広範囲に使用されている。

本研究では, この特長を赤外線電球の温度調節にも利用できるかどうかを試みた。従来からの温度調節の方法とすれば, スライダックやサーモスタット等があげられるが, 機械的に摩擦する部分が多いとか, 損失が大きいなどの欠点があった。しかし, 半導体素子を使用した装置であれば, これらの欠点を補うことができると考えられる。

### § 2 半導体調光装置

調光装置の主制御用半導体素子としては, サイリスタ (SCR) が最も早く開発され, 電流量が 0.3~300A, 耐電圧が 25~1200V の範囲で種類が多く, 大形調光器用として現在よく使用されてい

る。後に開発されたトライアックは, 制御極付なのでトリガ回路が簡単となり小形調光器用として使用されている。図1は, トライアックとダイアックによる調光回路で, 最も簡単な回路構成であるから市販されている小形調光器によく採用されている。図2 トライアックと UJT を使用した回

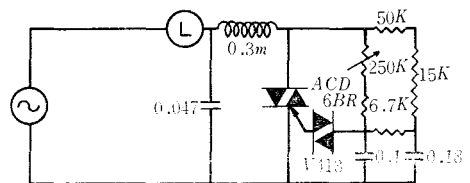


図1 トライアックとダイアックを使用した調光回路

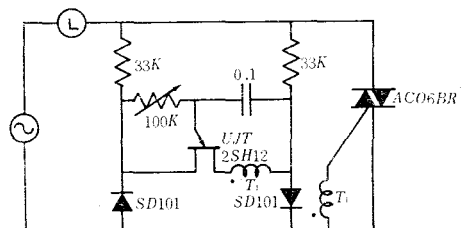
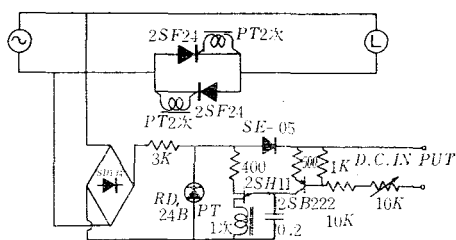
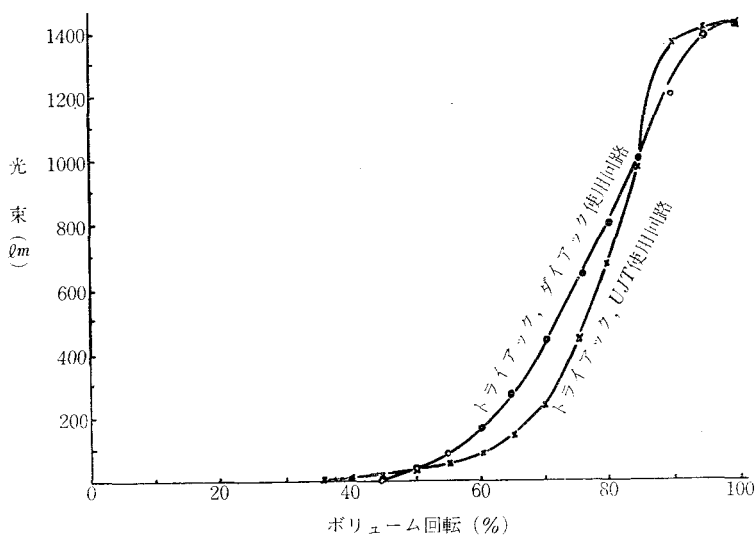


図2 トライアックと UJT を使用した調光回路

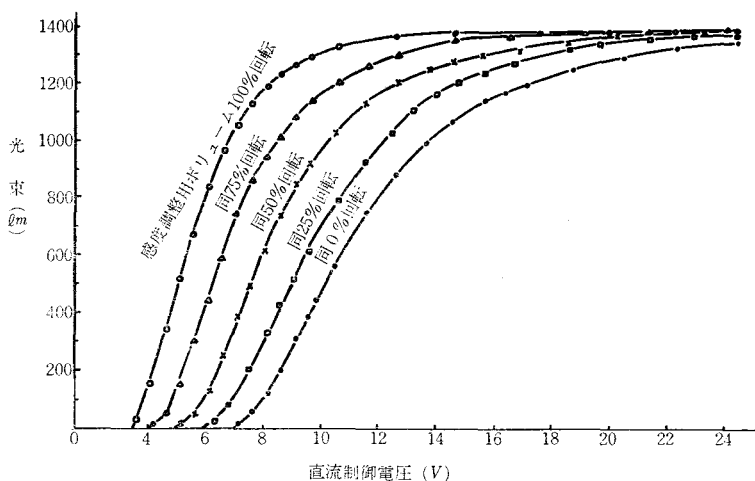
路で、ヒステリシス電源電圧の影響もなく、広範囲にわたり安定した位相制御ができる。しかし、**図1**の回路よりもやや複雑となる。SCR 2個とUJTを使用したのが**図3**の回路で、一般的で、また、確実な位相制御ができるが、回路は更に複雑となる。**図4**は、これらの調光回路によって100 V、100 Wの白熱電球の光束の変化特性を測定したものである。この他、光量を1乗、2乗または3乗カーブに調整できる帰還形調光装置も既に開発されている<sup>2)</sup>。



**図3** SCR 2個とUJTを使用した調光回路



(a) トライアックとダイアックおよびトライアックとUJTを使用した回路

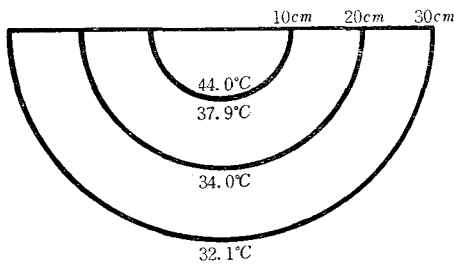


(b) SCR 2個とUJTを使用した回路

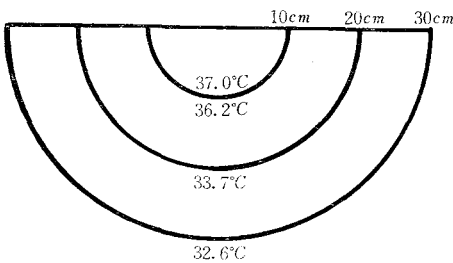
**図4** 半導体調光装置による調光特性

### § 3 実 験

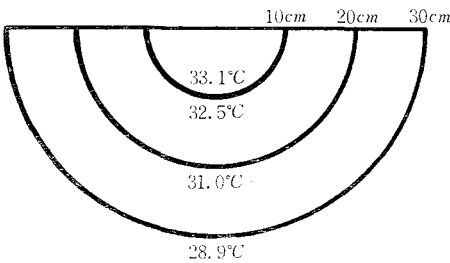
今回の実験に使用した調光装置は、図1～3の回路によるもので、赤外線電球は100—110V、250W反射形赤外線乾燥用電球と、100V、125W反射形赤外線医療用電球（家庭用）を使用した。図5は、これらの電球を、周囲温度25°Cにおいて定格電圧100Vで点灯し、高さを30cmおよび40cmに



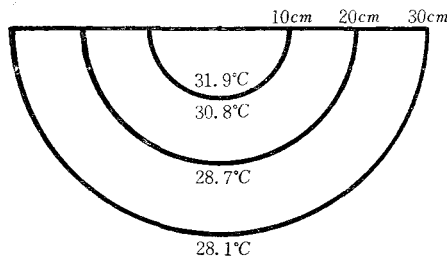
(a) 250W, 電球の高さ30cm



(b) 250W, 電球の高さ40cm



(c) 125W, 電球の高さ30cm



(d) 125W, 電球の高さ40cm

図5 赤外線電球による直下の温度分布

したとき真下の製図用ケント紙照射面への温度分布である。

実験はすべて周囲温度25°Cの下で行い、照射面には製図用ケント紙を置き、サーミスタ温度計で条件変化後5分経過した時間に温度を測定した。図3の回路では、本来の方法である直流制御電圧を変えて（0～24V）調節すると、この制御電圧を一定（24V）にしておいて、感度調整用抵抗を加減して調節する方法とで測定した。尚、比較検討のためにスライダックを使用しての温度調節の特性も測定した。

### § 4 結果および考察

図6～図9が測定結果である。また、写真1は図1の調光装置で、可変抵抗器を50～100%回転させたときの負荷の端子電圧波形である。他の回路（スライダックを除く）の端子電圧波形も同様なので省略した。

温度変化のカーブは、図4の光束変化のカーブと関係があるのは当然であるが、結果にその影響がよくあらわれている。図2のトライアックとUJTを使用した回路は、図1のトライアックとダイアックによる回路よりもやや広範囲に位相制御ができるが、光束の増加は後半が少し急となる。温度変化もそれに比例していて、図6よりも前半はゆるやかに、後半はやや急に上昇している。図8はSCRを使用した装置による結果であるが、図4(b)からわかるように、光束は感度調整用抵抗器の値でその特性が大きく変化する。温度特性も同様である。感度調整用抵抗器の値は、電球の種類および高さ等によって条件が違うので最適値が異なる。直流制御電圧を一定にして感度調整用抵抗器を加減した場合の特性は、図8(c)に示すようにトライアックを使用した簡単な回路によるのと大差ない。このように特性を大きく変化させることは、多方面の使用目的に応ずることができるので便利である。しかし、回路が複雑となり、直流電源が必要となる点が難点である。

半導体調光装置による光束変化は、0～95%程度であるが、温度調節の場合その影響でスライダックを使用した場合（図9）よりも、最高温度が若干低くなり、250Wの電球を30cmの高さにしたとき約3°C、同様に125Wの電球で約2.3°Cの差



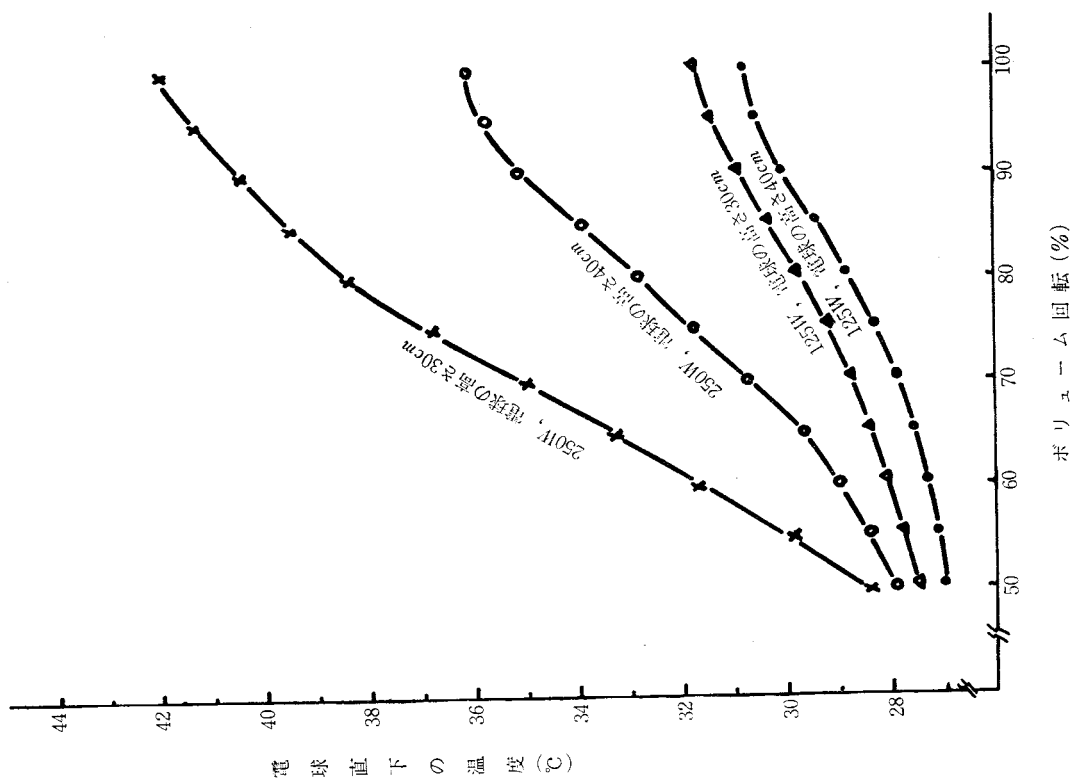


図6 トライアックとダイアック使用の調光装置による赤外線電球の温度特性

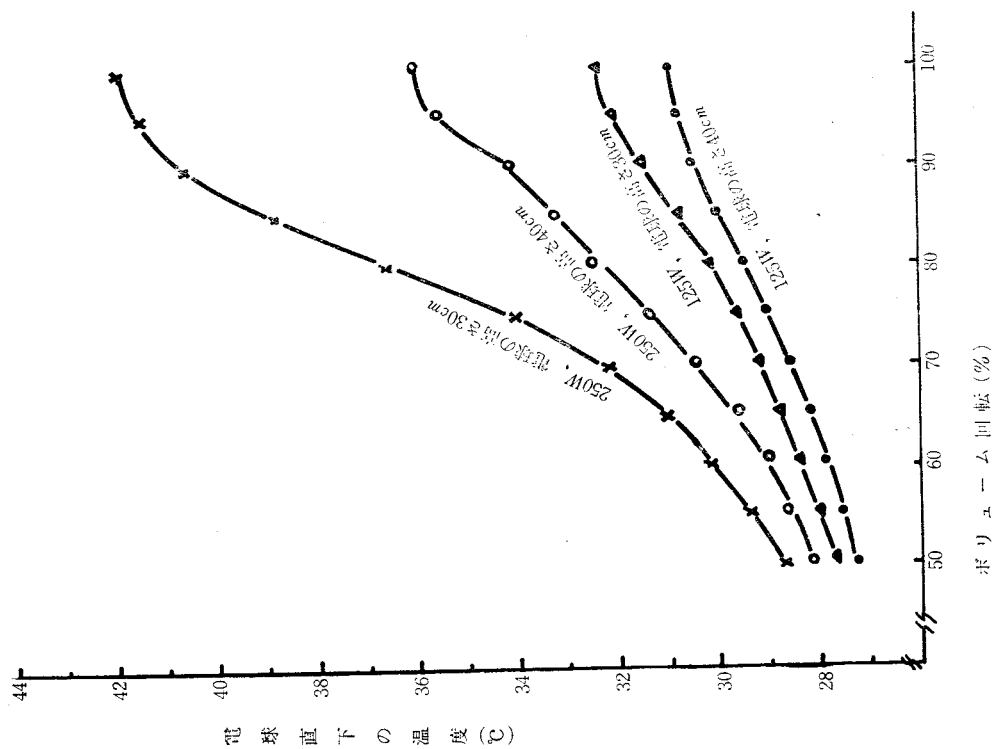
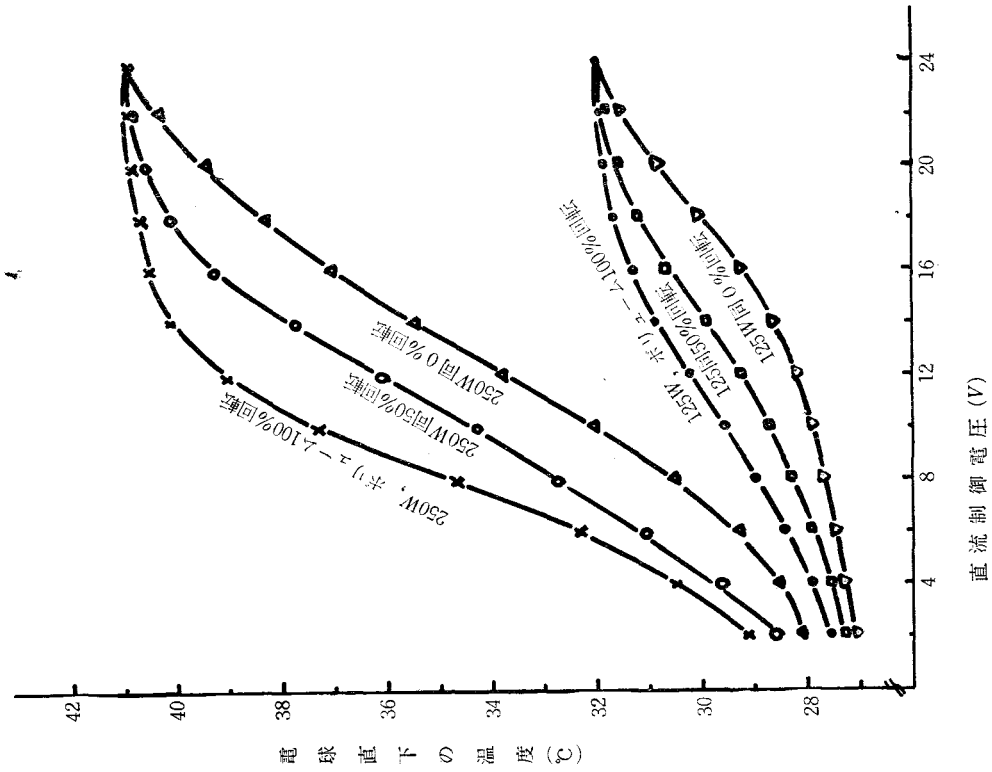
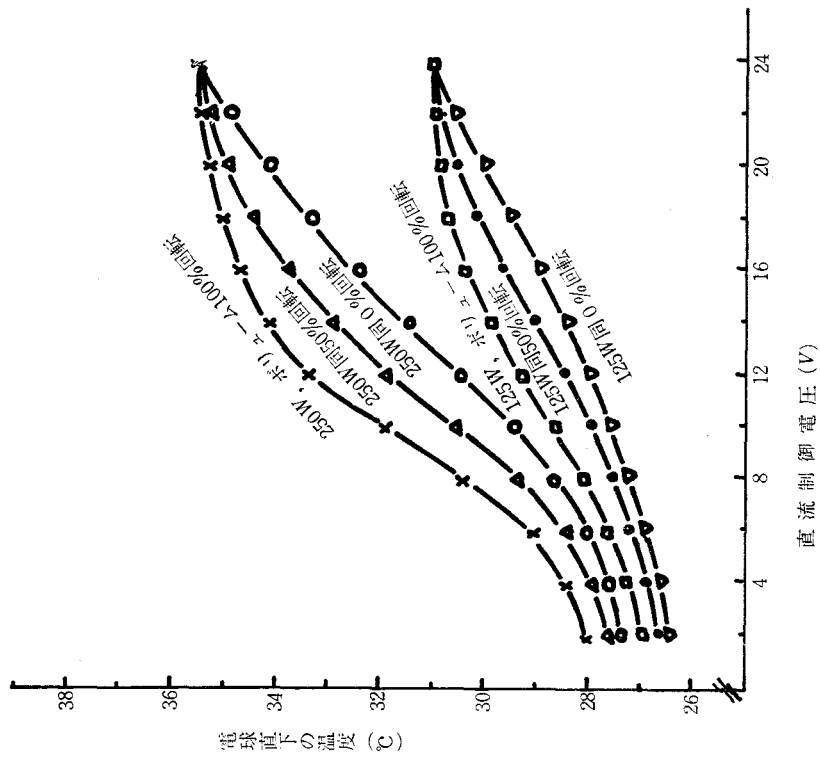


図7 トライアックとUJT使用の調光装置による赤外線電球の温度特性



(b) 電球の高さ40cmで感度を変えた場合



(a) 電球の高さ30cmで感度を変えた場合

図8 SCR2個とUJT使用の調光装置による赤外線電球の温度特性

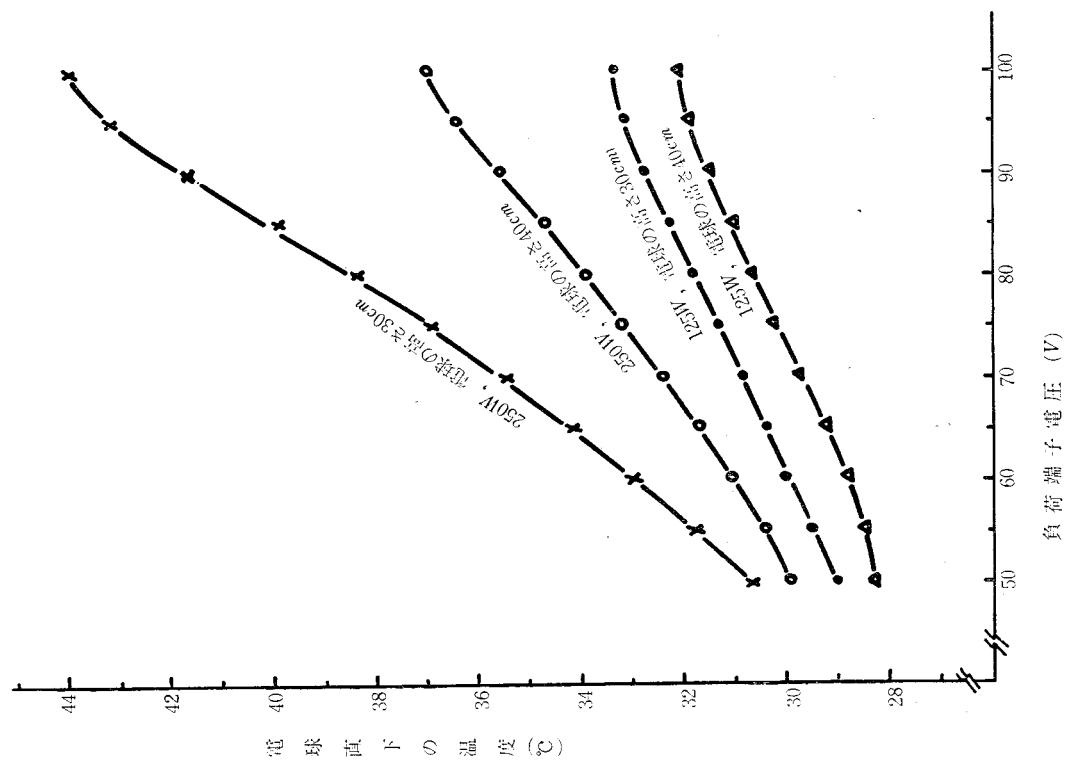
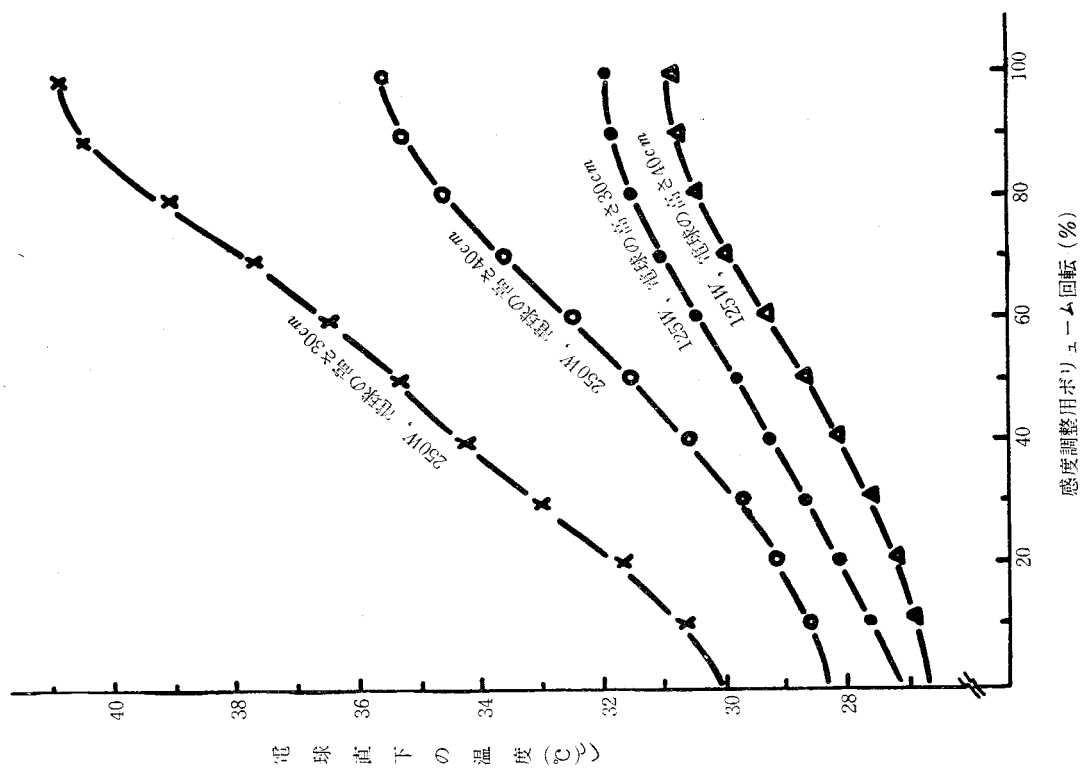
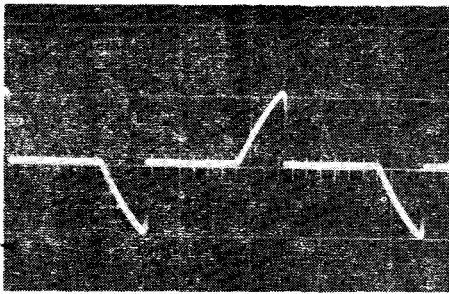


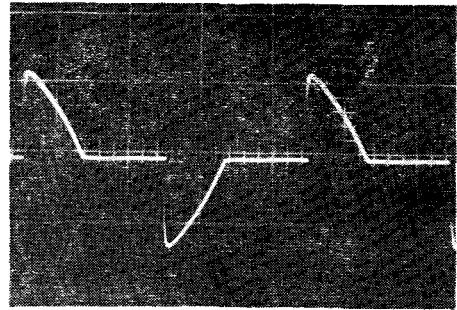
図9 スライダ抵抗による赤外線電球の温度特性



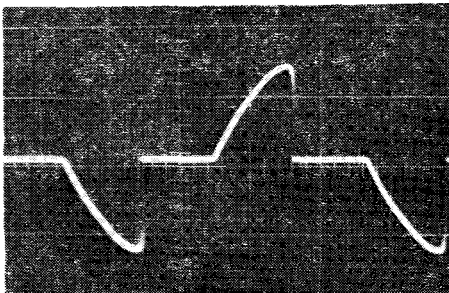
(c) 直流制御電圧24Vで感度調整用ポリユームを変えた場合



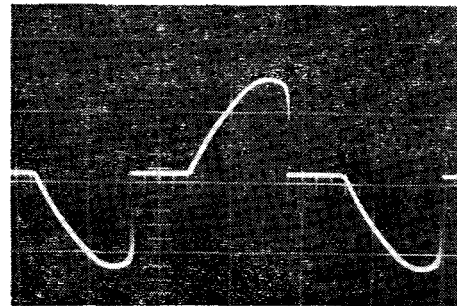
(a) ポリユーム回転50%



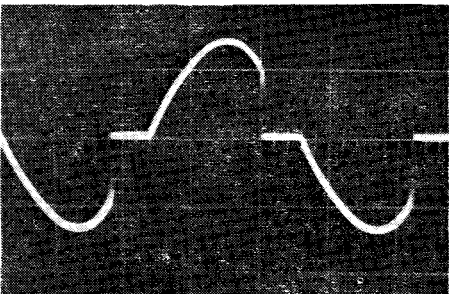
(b) ポリユーム回転60%



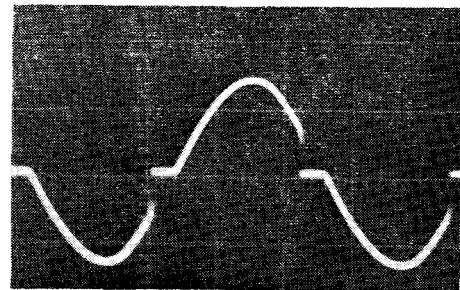
(c) ポリユーム回転70%



(d) ポリユーム回転80%



(e) ポリユーム回転90%



(f) ポリユーム回転100%

写真1 トライアック、ダイアック使用による調光装置の負荷端子電圧波形

を生じた。ガス入電球の場合、電力は電圧の1.5乗に比例するので、図9の特性曲線はかなり直線的で、半導体調光装置によるものよりもきれいなカーブとなっている。

消費電力は、表1に示すようになり、半導体回路の方がはるかに有利であることがわかる。

この表でわかるように、スライダックは使用中かなりの熱をもつ。又、半導体は熱に弱いので、高温下に置くことを避けなければならないことは当然である。

サーモスタットを使用した回路は今回の実験と性質が異なるので研究の対象外とした。

表1 調光装置の消費電力(全負荷時)

単位：W			
回路 負荷	トライアック 回路	S C R回路	スライダック 回路
250W	1.25	2.50	24.95
125W	1.05	2.05	20.03

## § 5 む す び

半導体調光装置による赤外線電球の温度調節は、同装置の特長がそのまま温度調節にもあてはまることがわかった。機械的摩擦部分がなく、小形でしかも操作が楽であることは勿論であるが、消費電力が少なく、電球の温度上昇のカーブをSCR回路では大きく変えることが可能で、実用的にも価値がある。

## 文 献

- 1) SCRハンドブック編集委員会 編：SCRハンドブック（丸善）
- 2) 北：調光装置の展望，新日本電気技報 Vol. 4, No. 1, 1969

（昭和45年7月31日受付）

# 单相全波整流回路のアナログシミュレーション

## (第 1 報)

### ダイオードブリッジ回路

(電気工学科) 脇 所 広 司  
 広島大学 山下 英 生

## Analog Simulation of Rectifier Circuit of Single Phase Bridge Connection (I)

### Diode-Bridge Connection

Kure Technical College Hiroshi WAKISHO  
 Hiroshima University Hideo YAMASHITA

The transient and steady state characteristics of a rectifier circuit with an external impedance (on A.C. circuit) differ extremely from one without an external impedance. For this reason, the exciting circuits of a synchronous machine with a static exciter or a brushless exciter have very favorable responses in transient state.

The authors previously made a report on the analysis in regard to the transient and steady state characteristics of rectifier circuits with single-phase and 3-phase bridge connections by the mode method with the aid of digital computer. In general, this mode method is very accurate and useful for the analysis of the rectifier circuit.

When we modify the terms of rectifier circuits in the case of use of controlled rectifiers as rectifying elements, connection with a D.C. motor on D.C. circuit and existence of reactances with saturation characteristics, the rectifier circuits are treated as a high-order nonlinear differential equation. In this case it may not be easy to analyse the rectifier circuits by the mode method with digital computer, as for which the differential equations should be solved repeatedly. Therefore in this paper is presented an approach to analysis of the rectifier circuits by the use of analog computer.

The simulation of the rectifier circuits with analog computer has several advantages as follows;

- (1) When the simulator of a fundamental rectifier circuit sets once, it is easy to modify the simulator in the case of the variation of the rectifier circuits. Because the simulator of the fundamental circuit has the same property for different circuits, for example; distinction circuits for changing each mode or for the turn-off and turn-on of the controlled rectifiers.
- (2) The high-order nonlinear differential equation can be simply solved with an analog computer.
- (3) The analog computer can be used very effectively to examine the effect of changing circuit parameters on circuit waveshapes.
- (4) The actual waveshapes can be observed by recording the voltages or the currents of the rectifier circuits at appropriate points.

The above mentioned are very useful to a design of rectifier circuit, too.

The method of simulation with analog computer in this paper is as follows;

First the differential equation of each mode sets up on the analog computer. The voltage compar-

ators of the analog computer always observe both the exchanging condition of each mode and the condition of turn-on and turn-off of the controlled rectifiers and transmit its out-put signal to flip-flop circuits.

Then some relays which are automatically controlled by the flip-flop make exchange of the differential equation of each mode. Accordingly a transient solution for a rectifier circuit can be continuously obtained.

When a 60-Hz electric source is used, the time scale is reduced by from 600:1 to 3000:1 on the computer set up so that a low-frequency response recorder can satisfactorily be used and that the relay switching times are negligible with respect to the frequency of the source.

Therefore no chattering of the relays exists and also the stable behavior is in the simulator.

In this paper is presented the ideal rectifier circuit of single phase bridge connection (diode-bridge) with an external impedance (on A.C. circuit) as a fundamental circuit. First the conception of the operation circuit and its process of the fundamental circuit are explained. The modified methods for the fundamental circuits are explained by giving some examples and the obtained result by this method is compared with the experimental one. In general, it is true that the accuracy of solution for the rectifier circuit by the use of analog computer may be less than that by the use of digital computer. It is concluded from the result presented in this paper that the analytical method with the help of analog computer is useful for the analysis of transient characteristic of the rectifier circuit because of simplicity and flexibility of the method.

Comparing this method described in this paper with other method, the former can show to have several advantages.

## < 1 > はじめに

整流素子のような ON-OFF スイッチ特性素子を含む回路の解析は、従来、モード法によりデジタル計算機により行なわれている。<sup>1),2)</sup> このデジタル計算機による方法は、精度も高く、普遍性に富んでおり、ある特定の対象の整流回路に対しては有用である。しかし、その回路の一部が変更された場合（例えば回路のリアクタンスが飽和特性をもつ場合、直流回路に直流電動機が接続された場合、また、整流素子として制御整流器（サイリスタ）が用いられる場合など）を考えると、高次非線形微分方程式となったり、非線形特性のために、そのまま拡張して解析することは必ずしも容易でなく、少なくとも回路方程式を改めて解く必要が生ずる。ところが整流回路をアナログ計算機によりシミュレートすると、つぎのような利点がある。

- (1) 原形となる整流回路のシミュレーション回路を一度組み立てておけば、その回路の一部が変更されても、各モードの切り換え判定回路、サイリスタの点弧、消弧の判定回路などの基本回路の考え方は同じであるから、その場合に依じて、部分的にシミュレーション回路の一部を追加したり、変更するだけで、簡単に解析が行なえる。
- (2) 整流回路のある素子の電圧、電流波形を観測したい場合、デジタル計算機の場合は方程式を解き、それをプログラミングする必要があるが、アナログ計算機の場合は随意に観測することができる。
- (3) 回路定数を変化させたとき、回路の各部波形が受ける影響を簡便に観測することができる。これらのことは、整流回路の回路設計上非常に有用なことである。

アナログ計算機によるシミュレーションは、上記のような利点があるにもかかわらず、整流回路のアナログシミュレーションが余り試みられていないのは、つぎの理由によるものと推察する。

- (1) 精度の点でデジタル計算機による計算結果より劣ること。
- (2) モード変化によるシミュレーション回路の切換リレーのチャタリングによる不安定動作。

(1)に対しては、本論文計算例でデジタル計算機の計算結果と対比しているように、実用上じゅうぶんの精度が得られる。(2)に対しても、 $\langle 2 \cdot 2 \rangle$ などに示すようにリレーのチャタリングの影響をまったく取り除くことができ、非常に安定した動作が行なえる。その上、対象の整流回路に非線形素子が存在する場合、アナログ計算機の非線形要素により簡便に解析が可能であり、回路の一部変更に対しても簡便に拡張適用可能などアナログ計算機によるシミュレーションは柔軟性に富み、過渡特性解析などの点で有利なことが多い。

本論文では、理想整流器を考え、交流側回路にインダクタンスを含む単相全波整流回路(ダイオードブリッジ)を基本回路として取り上げ、この回路のアナログシミュレーションを行ない、回路の一部が変更されてもこの基本アナログシミュレーション回路を簡単に拡張し、解析が可能であることをいくつかの例をあげて説明し、同時に実験値またはデジタル計算値と比較してその有用性を立証している。

\*昭和44年電気四学会連大 No.714 のデジタルシミュレーションプログラムを使用。

## <2> 単相全波整流回路のアナログシミュレーション<sup>3)</sup>

### <2・1> 基本方程式

図1に示すような単相全波整流回路の通電状態としては、周知のように、図2に示すように整流状態(モード1)と転流状態(モード2)の存在が知られている。これらの各期間中、図3のような等価線形回路におくことができる。これら2つの期間中つぎのような線形微分方程式が成り立つ。

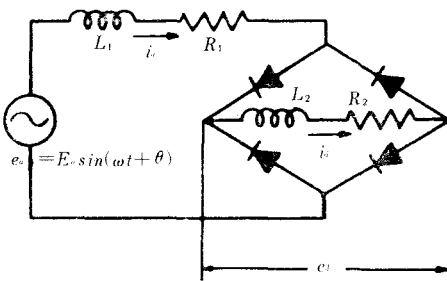


図1 単相全波整流回路(ダイオードブリッジ)

Fig.1 Rectifier circuit of single bridge connection (diode-bridge)

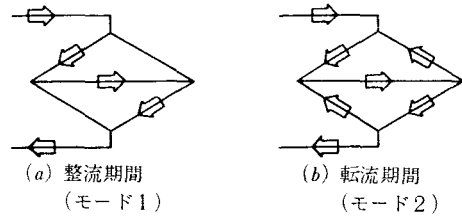


図2 整流状態の分類

Fig.2 Mode of rectifying current.

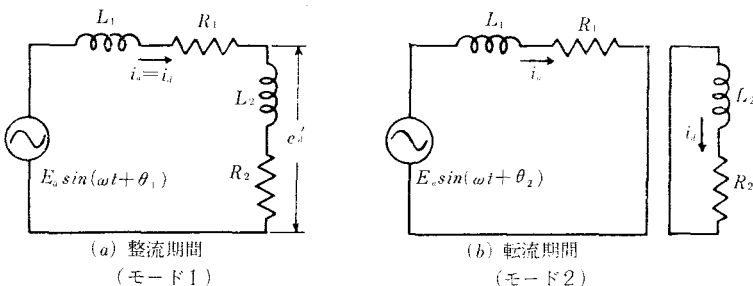


図3 等価回路

Fig.3 Equivalent circuit.

モード1

$$i_a = |i_a| \dots \dots \dots (1)$$

$$(L_1 + L_2) \frac{di_a}{dt} + (R_1 + R_2) i_a = E_s \sin(\omega t + \theta_1) \dots \dots \dots (2)$$



$$e_d = \left| L_2 \frac{di_a}{dt} + R_2 i_a \right| \dots\dots\dots (3)$$

モード2

$$L_1 \frac{di_a}{dt} + R_1 i_a = E_a \sin(\omega t + \theta_2) \dots\dots\dots (4)$$

$$L_2 \frac{di_a}{dt} + R_2 i_a = 0 \dots\dots\dots (5)$$

ただし、 $\theta_1$  はモード1に入る時の電源電圧の位相、 $\theta_2$  はモード2に入る時の電源電圧の位相、

過渡時の整流状態と定常時のそれとは本質的に異なる点はなく、以上2つのモードがそれぞれの移行条件（整流状態  $|i_a| = i_a$ ；転流状態  $e_d = 0$ ）にしたがって交互にくり返し生じる。したがって、演算の手順は各モードの移行条件を常に比較回路で判定しながら各モードにおける微分方程式を連続的に解いていけばよい。ここでは比較回路の信号によりフリップフロップ（以下FFと略記する）を動作させ、その出力信号によりリレーを動作させ各モードでの微分方程式を切り換えながら連続的に解き、その過渡解を求めている。

## <2.2> シミュレーション回路

アナログ計算機上でプログラムするための基本的構成法は図4に示すように、交流側電流、直流側の電圧電流を基本ブロックとした。このようにすると、たとえば直流側回路に直流電動機が接続された場合は、直流側回路の修正または追加を行なうだけでよい。以下個々のシミュレーション回路について述べる、（ただし、電源電圧回路については省略する。）

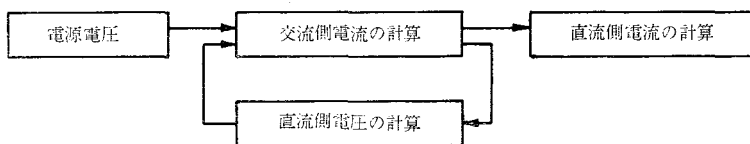


図4 計算機基本構成線図

Fig. 4 Basic diagram of analog computer.

### (1) 交流側電流回路

(3)式の絶対値を取った式を

$$e_d' = L_2 \frac{di_a}{dt} + R_2 i_a \dots\dots\dots (6)$$

とおけば、(2)式は

$$\frac{di_a}{dt} = \frac{1}{L_1} \{ E_a \sin(\omega t + \theta_1) - e_d' - R_1 i_a \}$$

となり、この微分方程式の解法をシミュレーション回路に組めば交流側電流  $i_a$  が求まる。（図5参照）

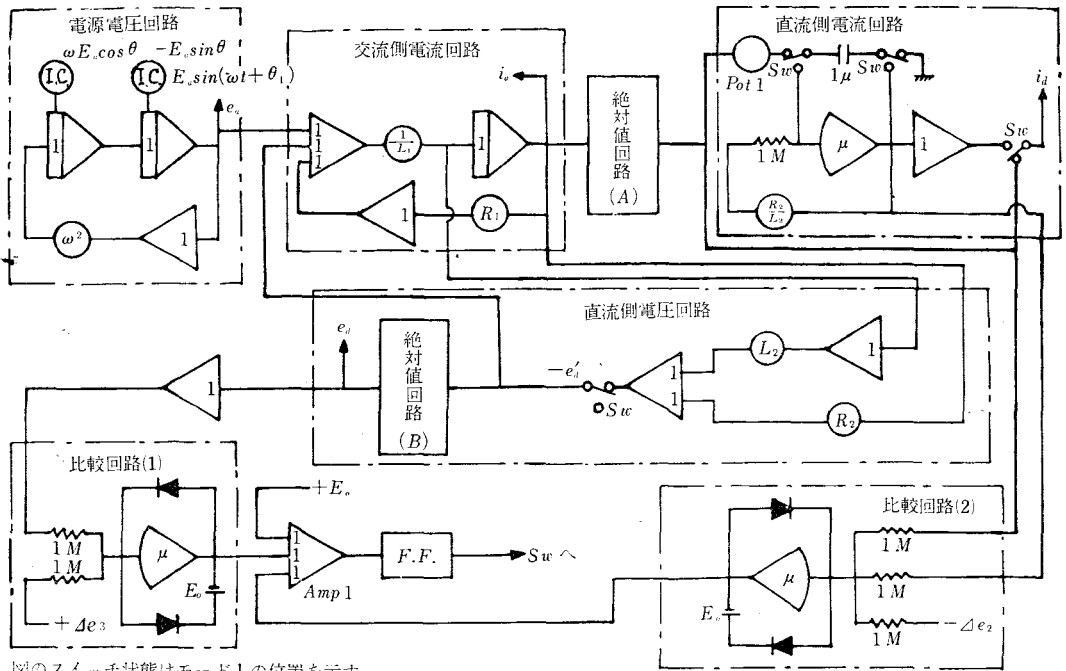
ただし、モード2の期間では  $e_d' = 0$  となる。

### (2) 直流側電流回路

直流側電流  $i_d$  は、モード1の期間では交流側電流  $i_a$  の絶対値をとったものに等しく、モード2の期間では(5)式で示されるように一次遅れで減衰する電流となる。この時の初期値は図5に示す方法でコンデンサに充電する。図において Pot 1 がないと整流期間中に絶対値回路(A)内の増幅器が発振を起すので、それを防ぐために Pot 1 を設け、その値を1よりわずかに小さく（0.998程度）した。

### (3) 直流側電圧回路

(1)の回路で求めた  $di_a/dt$ 、 $i_a$  より(6)式にしたがって  $e_d'$  を求め、モード1の期間ではその絶対値をとり、モード2の期間では直流側電圧回路から切離すことにより、直流側電圧  $e_d$  が求まる。（図5参照）



図のスイッチ状態はモード1の位置を示す。

図5 図1のアナログシミュレーション回路  
Fig.5 Analog simulation diagram of Fig. 1.

#### (4) 比較回路

比較回路はモード切り換え条件を判別し、その条件が満足されるとFF回路に $-E_0$ の負信号を与えるものである。モード1からモード2へ移る条件の判別は比較回路(1)で行なう。図において、 $+ \Delta e_3$ は $e_d$ が近似的に $\Delta e_3$ に等しくなった時点で $e_d=0$ と見なすための微小電圧である。モード2からモード1へ移る条件の判別は比較回路(2)で行なう。図において $-\Delta e_2$ はすでに述べたPot 1で $i_d$ が若干小さくなっているのを補償するためのものである。しかし、実際にはPot 1による $i_d$ の減少は小さくてほとんど問題にならないので、 $\Delta e_2=0$ にしても差し支えない。

この比較回路(1), (2)の出力信号は、図5の加算器(Amp 1)を通してFF回路に送られ、リレーが動作する。これらの動作において、FF入力に雑音があるとその雑音によってFFが誤動作することがある。そのような雑音を除くためにAmp 1に $0.01\mu F$ のコンデンサを並列に接続した。

以上の各シミュレーション回路を図4の構成線図にしたがって図5に示すようにアナログシミュレーションを行なった。

このシミュレーション回路にしたがって実際に演算を行なう際に、電源周波数60Hzを考え、時間換算係数を600~3000:1に選び、リレーのスイッチング時間を無視できるようにした。またその結果、リレーのチャタリングもなくなり非常に安定した動作が得られる。図5中に示すスイッチの位置がモード1の状態をあらわし、反転した場合がモード2の状態をあらわす。

#### <2・3> アナログシミュレーション回路の演算過程

図5に示すシミュレーション回路の演算過程を図6に示す。

(1) まず、スイッチ状態は図5に示す位置で演算を開始する。ほとんどの場合、演算開始と同時に $e_d < \Delta e_3$ となるのであるが、 $e_d < \Delta e_3$ になる場合には比較回路(1)から信号が出て直ちにモード2のスイッチ状態になることがある。これを防ぐには演算開始の直後に $\Delta e_3$ を加えればよい。

(2) したがって図6の〔1〕はモード1の期間であるから、比較回路(2)への入力 $|i_d| + (-\Delta e_2) > 0$

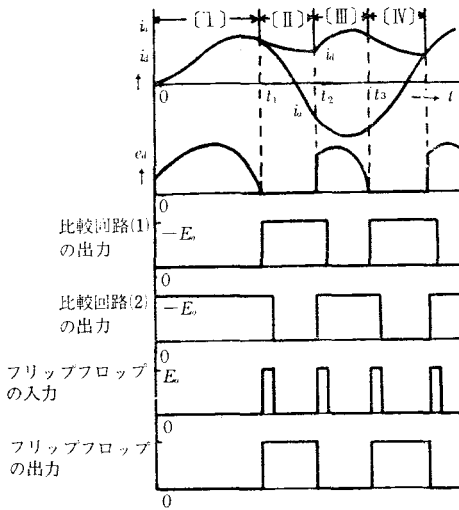


図6 演算過程(図5の場合)

Fig.6 Process of operation. (in Fig. 5)

となり、その出力は  $-E_0$  となる。また、比較回路(1)への入力  $-e_a + \Delta e_3 < 0$  で、その出力は零となる。

(3)  $t = t_1$  になると比較回路(1)への入力が  $-e_a + \Delta e_3 > 0$  となり、その出力が  $-E_0$  となる。したがって、図6に示すようにFF回路に  $+E_0$  が入り、図に示すFF出力によりリレーが動作してスイッチ状態がモード2側になる。

(4) [II]の期間中は、 $i_a$ は1次遅れで減衰し、 $i_a$ は急速に減少するため比較回路(2)への入力は  $|i_a| + (-i_a - \Delta e_2) \leq 0$  となり、その出力は零となる。したがってFF回路の入力は零となる。

(5)  $i_a$ が減少し、やがて負になり  $t = t_2$  において  $|i_a| - (i_a + \Delta e_2) > 0$  になると、比較回路(2)の出力が  $-E_0$  となり、FF回路に  $+E_0$  が入り、FFの出力が零になるからリレーが動作してスイッチ状態は再びモード1側になる。

(6) モード1では  $e_a > 0$  となり比較回路(1)の出力は

零となるからFFへの入力は零となり、初めの[I]の状態にもどる。

以上の動作が繰り返されて演算が連続的に行なわれる。

### <3> 計算例

以上述べた単相全波整流回路を基本回路として、回路の一部が変更された場合にもシミュレーション回路を簡単に拡張してシミュレーションを行なうことができることを示す。すなわち、以下の例ではモード切り換えの基本的考え方、判定方法は変りなく、シミュレーション回路の一部を各場合について変更すればよい。

#### <3・1> インダクタンス $L_1$ , $L_2$ が線形の場合と、飽和鉄心を含む場合

$L_1$ ,  $L_2$  が線形の場合はすでに述べたシミュレーション回路にしたがってシミュレーションを行えばよい。ところが、 $L_1$ ,  $L_2$  が飽和鉄心を含む場合には  $L_1$ ,  $L_2$  が電流  $i$  の関数になる。そこでこの場合は、アナログ計算機の折線関数発生器により  $L_1(i)$ ,  $L_2(i)$  を構成し、図5の  $L_1$ ,  $L_2$  の係数部分を変更すればよい。

本計算例では計算機の素子の都合から  $L_1(i)$  と  $L_2(i)$  とは同一特性をもつものとした。この場合の図5と異なる部分を図7(a)に示す。 $L_1(i)$  と  $L_2(i)$  が異なる場合には、直流側電圧回路を図7(b)に示すようにすればよい。

$L_1$ ,  $L_2$  の折線は、鉄損を零と仮定してヒステリシスループのはぼ中心を通る折線によって飽和特性を近似して求めた。

シミュレーション回路構成上注意すべきことは、折線関数発生器から発生する雑音により動作が不安定になることがある。そこで、この雑音を吸収するには折線関数発生器の次段増幅器にわずかのコンデンサを並列に挿入すればよい。ここでは図7中の Amp2, Amp3, Amp4 に並列に、それぞれ  $100\mu F$ ,  $0.01\mu F$ ,  $0.01\mu F$  のコンデンサを接続した。これにより動作は非常に安定した。

$L_1$ ,  $L_2$  が線形の場合の計算例を図8に、 $L_1$ ,  $L_2$  が非線形で同一特性の場合の計算例を図9に示す。非線形の場合、過渡特性はやや不満足であるが、その定常特性は実験値とほぼ等しく、また線形の場合の過渡、定常特性はデジタル計算機の計算結果とほとんど等しく、一応満足できるものと思われる。

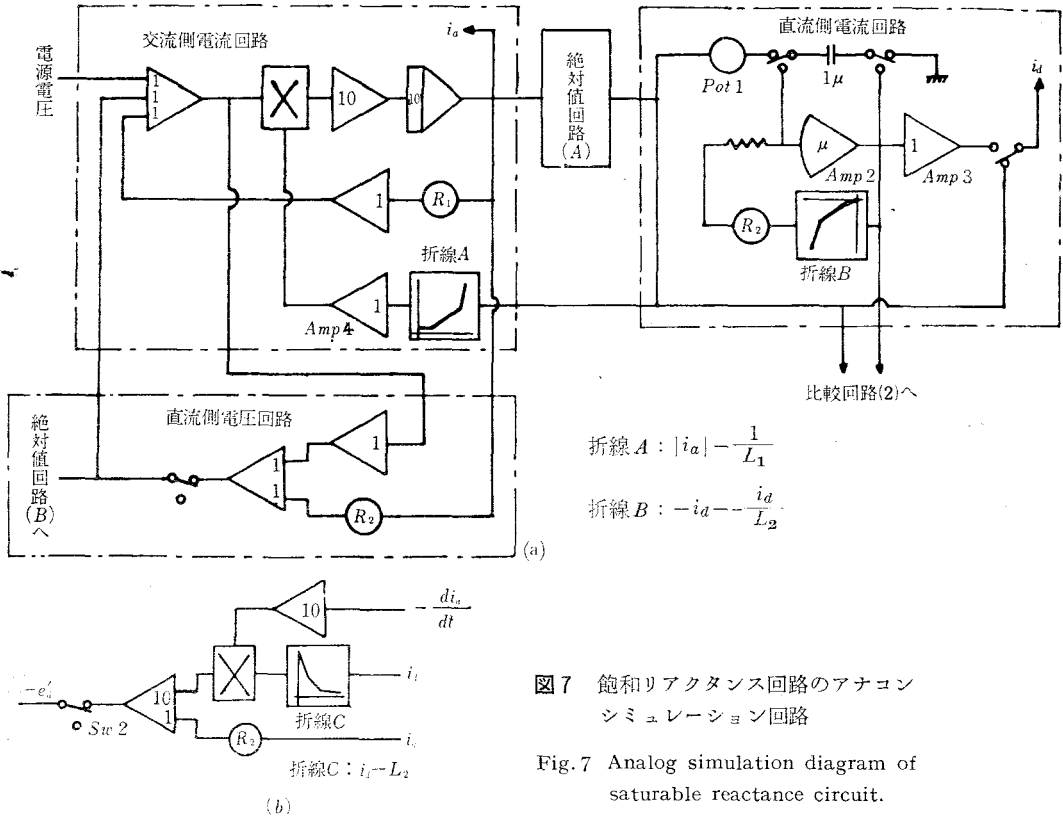


図7 飽和リアクタンス回路のアナコンシミュレーション回路

Fig.7 Analog simulation diagram of saturable reactance circuit.

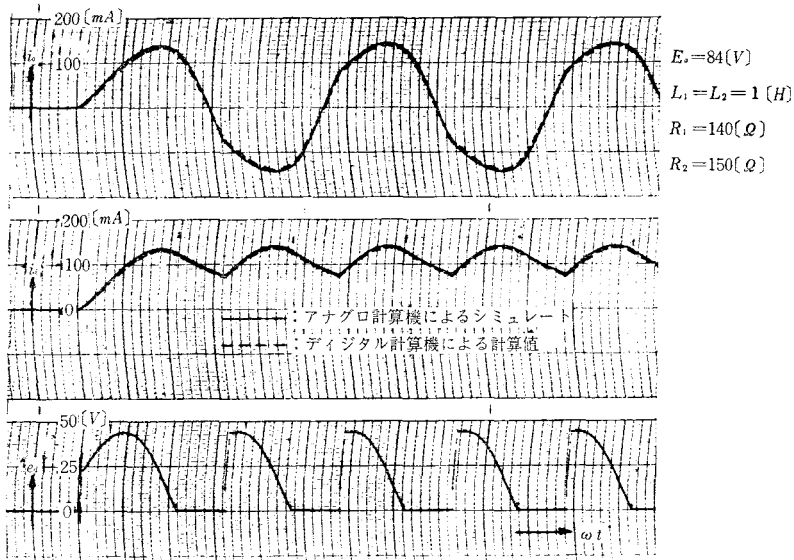


図8 図5によるシミュレートとデジタル計算機による計算値との比較

Fig.8 Example of comparison of the result of Fig. 5 with digital computation.

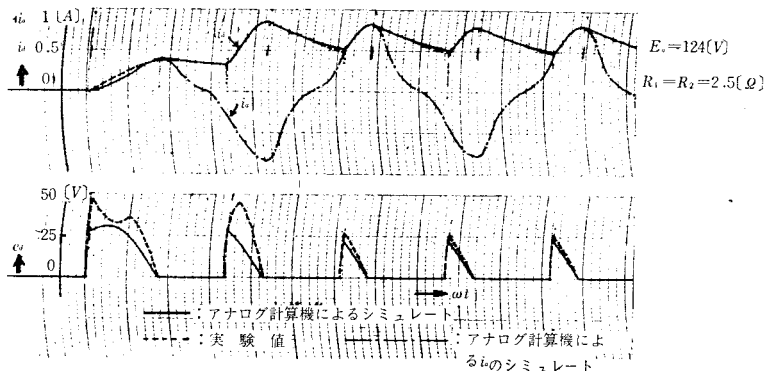


図9 図7によるシミュレートと実験値との比較

Fig. 9 Example of comparison of the result of Fig. 7 with experiment.

非線形の場合の過渡特性の解が実験値と異なるのは、アナログ計算機の素子の都合上、演算開始時には鉄心に残留磁束がないものとしたためか、または、ヒステリシスを無視したためではないかと思われる。

#### < 4 > おわりに

本論文ではダイオードのブリッジ回路による単相全波整流回路についてシミュレーション例を比較した。

以上のように、アナログ計算機によるシミュレーションは与えられた回路に対するモード切り換え判定を正確に行なえばよく、回路の一部が変更されたり、回路定数に変更されても、その変更された部分のシミュレーション回路を適宜変更すればよく、その解法はいたって簡便に行なわれる。

#### 文 献

- 1) 中前栄八郎：電気学会雑誌 昭41—9, 103頁
- 2) 中前栄八郎・山下英生：広大工学部研究報告14巻1号昭41—6, 33頁
- 3) 中前・脇所・山下：昭42電気四学会連大747
- 4) 中前・脇所・黒田：昭42電気四学会中国支部連大118

(昭和45年7月31日受付)

# 単相全波整流回路のアナログシミュレーション

## (第 2 報)

### サイリスタ混合ブリッジ回路

(電気工学科) 脇 所 広 司  
 広島大学 山下 英 生

## Analog Simulation of Rectifier Circuit of Single Phase Bridge Connection (II)

### Hybrid-Bridge Connection

Kure Technical College Hiroshi WAKISHO  
 Hiroshima University Hideo YAMASHITA

This paper establishes analog computer simulations of the widely used single-phase full-wave controlled rectifier bridge.

It is possible to avoid the instability and has considerable high accuracy, practically.

Good correlation is demonstrated for both transient and steady-state operation.

### < 1 > はじめに

第1報において、ダイオードのブリッジ回路による単相全波整流回路の、アナログシミュレーションについて述べた。本論文では、サイリスタ混合ブリッジ回路による単相全波整流回路の、アナログシミュレーションについて述べる。

### < 2 > 単相全波整流回路のアナログシミュレーション

サイリスタ混合ブリッジ回路の場合においても、回路の基本方程式は第1報において示したものと全く同じであって、つぎの5式で示される。

モード 1

$$i_a = |i_a| \dots \dots \dots (1)$$

$$(L_1 + L_2) \frac{di_a}{dt} + (R_1 + R_2) i_a = E_a \sin(\omega t + \theta_1) \dots \dots \dots (2)$$

$$e_a = |L_2 \frac{di_a}{dt} + R_2 i_a| \dots \dots \dots (3)$$

モード 2

$$L_1 \frac{di_a}{dt} + R_1 i_a = E_a \sin(\omega t + \theta_2) \dots \dots \dots (4)$$

$$L_2 \frac{di_a}{dt} + R_2 i_a = 0 \dots \dots \dots (5)$$

ただし、 $\theta_1$  はモード 1 に入る時の電源電圧の位相

$\theta_2$  はモード 2 に入る時の電源電圧の位相

また、アナログ計算機のシミュレーション回路も、第1報で示した基本シミュレーション回路に、サイリスタの点弧と消弧を判定し切り替える回路を付加すればよい。

### <3> 計算例

ここでは、第1報で述べたように基本回路の一部が変更、または拡張された場合にはそれに応じて基本シミュレーション回路の一部を簡単に変更、または拡張してシミュレーションを行なうことができることを示す。すなわち、まず、サイリスタの点弧パルスが一定の周期(交流電源の半周期に等しい)をもつ単発パルスの場合とパルス列の場合の過渡特性について示し、ついで直流側に直巻電動機が存在する場合について示す。

#### <3・1> サイリスタ混合ブリッジ回路の場合<sup>1),2)</sup>

図2・1に示すようなサイリスタ混合ブリッジ回路の場合は、基本シミュレーション回路にサイリスタのゲートへの点弧パルスの位相制御回路と交流側電流が零になった時点を検出する回路とを付加すればよい。サイリスタの点弧は、そのサイリスタのゲート回路に入るパルスの投入時刻と、その瞬間においてサイリスタに加わっている電圧の向きにより点弧が起るかどうかが決まる。すなわち、回路定数によってはパルスの種類(単発パルス、パルス列)により過渡時に交流側電流  $i_a$  は異なった応答を示す。(図2・10(b)(c)参照)

ここではサイリスタのゲートへのパルスとして、パルス列の場合と単発パルスの場合についてシミュレーション回路を組み、デジタル計算機の計算結果と比較している。

##### (i) パルス列の場合

サイリスタ混合ブリッジ回路においては、転流期間中において交流側電流  $i_a$  の通電方向が反転する際にサイリスタに点弧パルスが入っていないと導通しないので  $i_a = 0$  となり、パルスが入ると同時に通電を開始する。また、 $i_a$  の通電方向が反転する前からパルス(パルス列)が入っていれば  $i_a = 0$  となるモードは発生しない。すなわち、図2・2に示すような

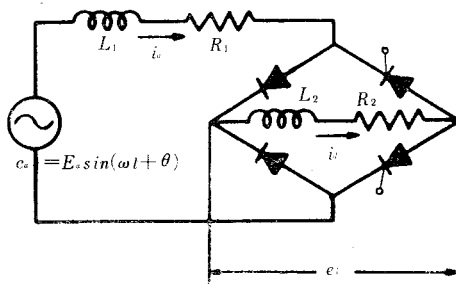


図2.1 単相混合ブリッジ整流回路

Fig.2.1 Single phase hybrid bridge rectifier circuit.

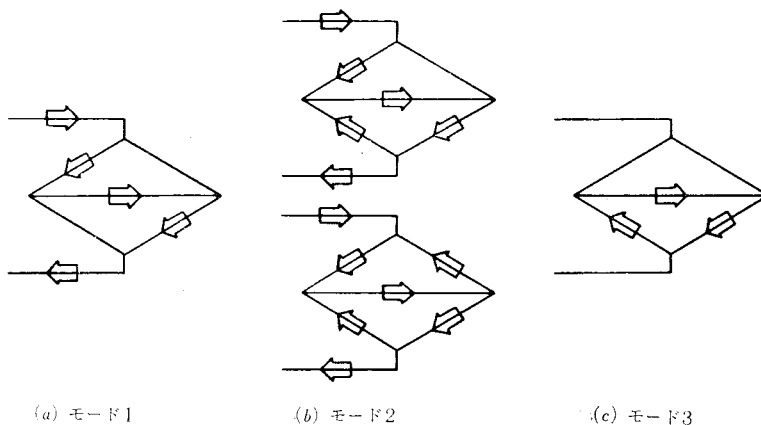
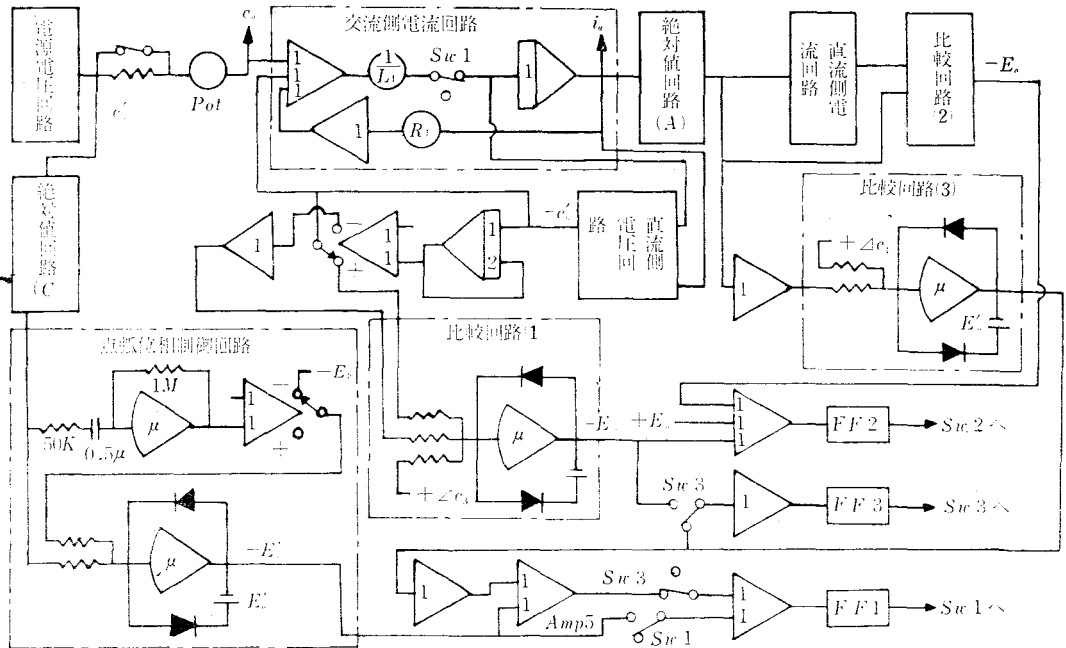


図2.2 サイリスタ混合ブリッジの場合の整流状態の分類

Fig.2.2 Mode of rectifying current in case of single phase hybrid bridge rectifier circuit.



$S_{w1}$  はサイリスタの導通時、 $S_{w3}$  はモード2の期間の位置を示す。  
電源電圧回路，直流側電流回路，比較回路(2)，直流側電圧回路は第1報図5のものと同じ。

**図2.3 アナコンシミュレーション回路 (パルス列の場合)**

Fig.2.3 Analog simulation diagram of Fig. 2.1. (pulse series)

3つのモードを考える必要がある。これを自動的に演算する回路は図 2・3 に示すようになる。

まず，点弧位相制御回路について述べる。(図2・4参照)

この回路の基本的考え方としては、点弧角が  $0^\circ \sim 90^\circ$  の場合には電源電圧回路の出力電圧の絶対値  $|e_a'|$  と、ある基準電圧  $E_p$  ( $E_p < 0$ 、この大きさを任意に変更させることにより点弧位相が制御できる) とを比較し、 $|e_a'| - E_p > 0$  な瞬間から、 $|e_a'| \simeq 0$  なる時点までの間、 $-E_p$  なる負電圧信号を出すようにしている。すなわち、 $|e_a'|$  を不完全微分したものを電圧比較器の入力とし  $0^\circ \sim 90^\circ$  の範囲ではこの入力が必要になってリレーは一側に接続されるので図 2・3 のように接続し、基準電圧として  $-E_p$  をとればよい。また点弧角が  $90^\circ \sim 180^\circ$  の時は同様の原理により電圧比較器の入力が正になってリレーは + 側に接続されるので、リレーの + 側に基準電圧  $+E_p$  を接続し、これと  $-|e_a'|$  とが比較回路の入力になるようにすればよい。この場合は  $E_p - |e_a'| > 0 \sim |e_a'| \simeq 0$  の間、信号を出す。

つぎに図 2.3 において、FF3 は転流開始時刻 ( $e_d' = 0$  となる時点) から交流側電流  $i_a$  が零になる時刻

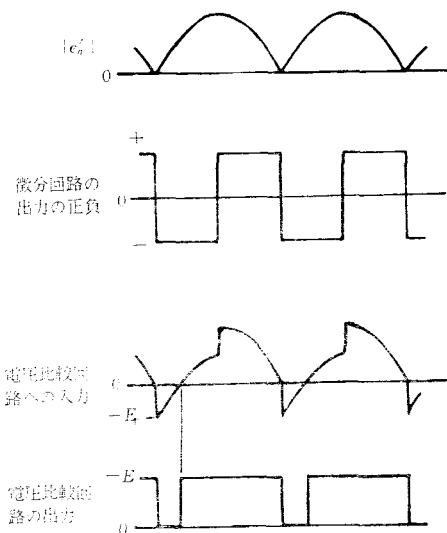


図2.4 点弧位相制御回路の動作過程（パルス列の場合，点弧角 $=0^{\circ}\sim 90^{\circ}$ ）

Fig.2.4 Process of operation of gate control circuit. (in case of pulse series, firing angle  $= 0^\circ \sim 90^\circ$ )



までの間信号を出し、 $S_{w3}$ を動作させる。図の $S_{w3}$ の位置は信号が出ている時の状態を示す。FF1はサイリスタが点弧した時刻から交流側電流 $i_a$ が零の期間（モード3）が発生するまでの間信号を出し、 $S_{w1}$ を動作させる。図の $S_{w1}$ の位置は信号が出ている時の状態を示す。したがって、FF1の前段を図2・3に示すように構成することにより、交流側電流 $i_a$ が反転する前からパルスが入っている場合にもシミュレーションができる。

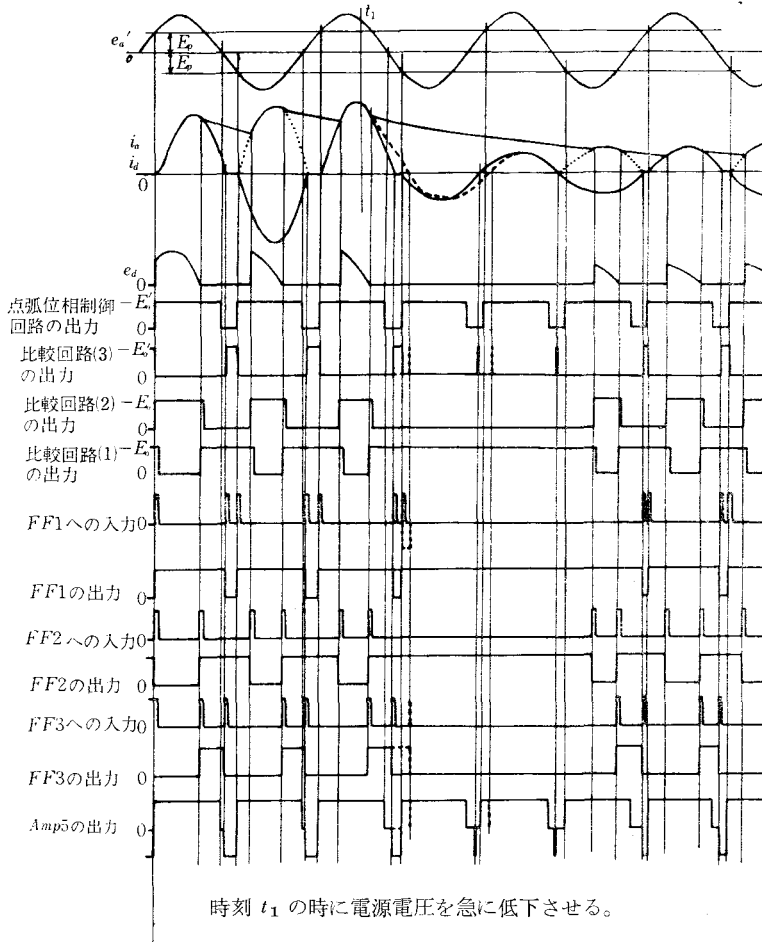


図2.5 演算過程（パルス列の場合）

Fig.2.5 Process of operation. (pulse series)

詳しいFF、スイッチの演算過程を図2・5に示す。図において実線で示したものが回路のリアクタンスがやや大きい場合で、一部破線で示したものはリアクタンスが充分大きい場合に起る現象を示している。なお、図2・3において、比較回路(1)の入力としての1次遅れ回路および電圧比較器はつぎのような動作をさせるためのものである。すなわち、直流側回路のインダクタンスが大きい場合には、電源電圧が急に低下すると直流側電圧が逆向きになることがあり、この場合にはただちにモード2に入る。この動作を確実にこなわせるには、アナログシミュレーション回路において、単に直流側電圧の絶対値 $|e_d|$ を符号変換したものと正の微小電圧との比較を行なったのでは不都合であることは自明である。そこで電圧 $e_d'$ を、負の場合はそのまま、正の場合は符号変換して比較回路に加えればよいことがわかる。この切り換え動作を確実にこなうため1次遅れ回路を通じて $e_d'$ を電圧比較器に加えている。

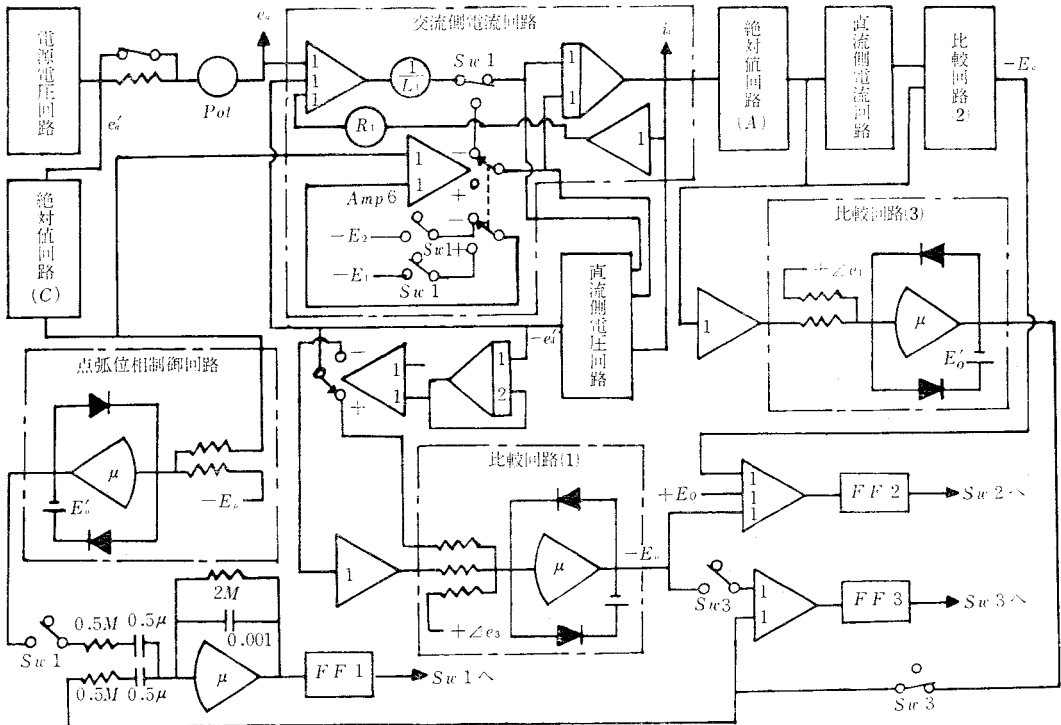
なお、電源電圧回路に続く抵抗をスイッチで短絡した回路は、電源電圧を急に低下させる場合に使用

するものである。

(d) 単発パルスの場合

サイリスタ点弧用パルスとして単発パルスを用いる場合、交流側電流  $i_a$  が零、すなわち、モード3の期間が発生した後、ゲートパルスが入るような場合は、パルス列の場合と変りない過渡現象を示すのであるが、交流側電流  $i_a$  が零になる前にパルスが入った場合、サイリスタには阻止電圧がかかっているため点弧せず、非導通の状態を保つという現象を生じる。すなわち、モード3の状態となる。この場合、直流側電流はすでに導通しているサイリスタを通して通電を続ける。したがって、このサイリスタは消弧しないので、順方向の電源電圧が加わると同時に交流側電流  $i_a$  が流れるようになる。これを自動的に演算する回路を図2・6に示し、詳しいFF、スイッチの演算過程を図2・7に示す。

以上の図2・3および図2・6の演算回路を用いて演算を行なった一例を図2・8～図2・10に示す。図2・8はデジタル計算機の計算結果と比較した一例で、図から明らかなように過渡、定常特性ともよく一致している。図2・9は点弧角を変化させた時の特性で、位相制御の効果を簡単に求め得ることを示している。図2・10(a), (b), (c)は電源電圧が急に低下した場合の過渡特性を示す。(a)図は、図中、B点において点弧パルスが入り交流側電流  $i_a$  が通電を開始している。この場合は単発パルス、パルス列のどちらの場合でも同じ過渡特性を示す。(b), (c)図は(a)図のA点(モード3の始まる時点)より前の時点で、それぞれ単発パルス、パルス列の先頭の点弧パルスが入るような回路状態の場合である。両図とも  $i_a$  が  $|i_a|$  と等しくなるまでモード2の状態が持続し、サイリスタは消弧しないのでダイオードブリッジと同じようになり、その期間中は位相制御ができないことを示している。



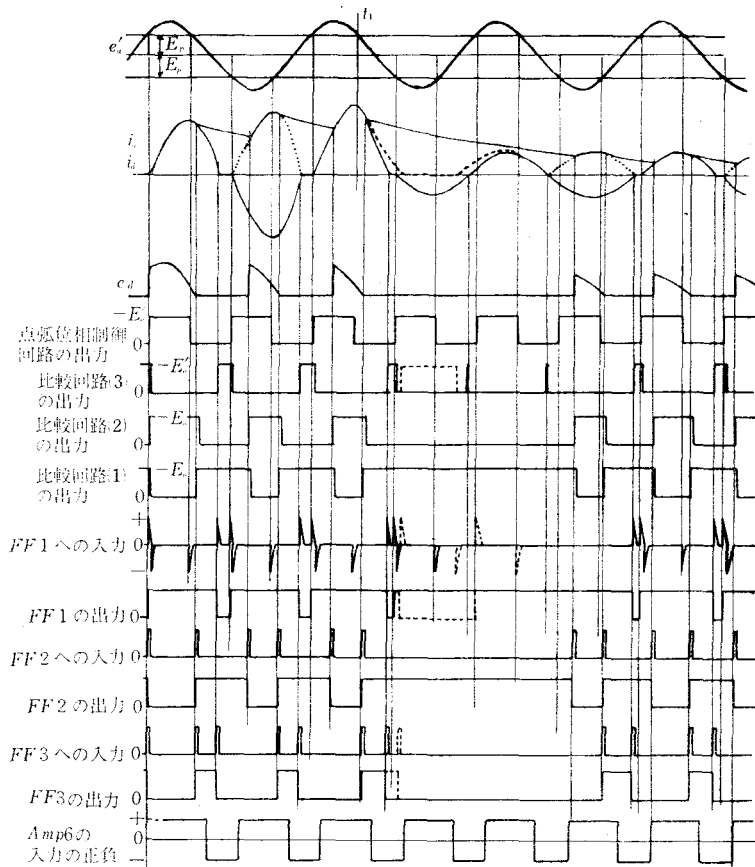
$Sw 1$  はサイリスタの導通時、 $Sw 3$  はモード2の期間の位置を示す。

電源電圧回路、直流側電流回路、比較回路(2)、直流側電圧回路は第1報図5のものと同じ。

点弧角  $< 90^\circ \cdots |E_p| < |E_2| < E_a$ ,  $E_1$ : 微小電圧, 点弧角  $> 90^\circ \cdots E_2: E_p$  よりやや小。

図2.6 アナコンシミュレーション回路(単発パルスの場合)

Fig.2.6 Analog simulation diagram of Fig 2.1. (single pulse)



時刻  $t_1$  の時に電源電圧を急に低下させる。

図2.7 演算過程 (単発パルスの場合)

Fig.2.7 Process of operation. (single pulse)

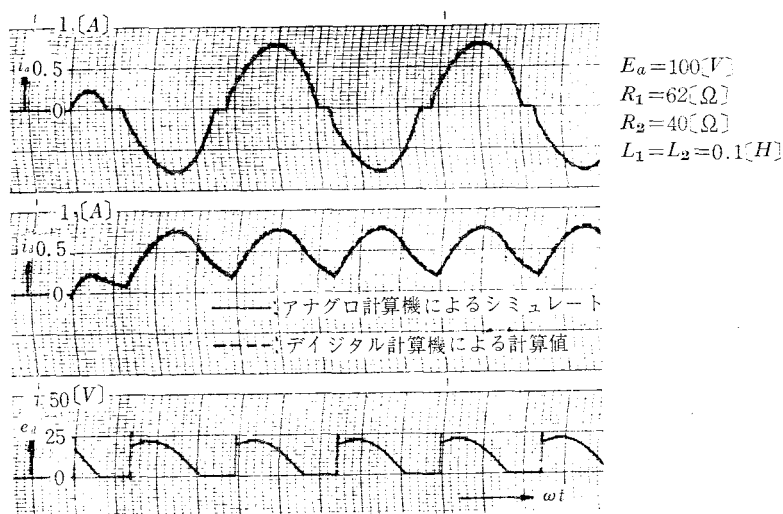


図2.8 図2.1のシミュレートとデジタル計算機による計算値との比較

Fig.2.8 Example of comparison of the result of Fig. 2.1 with digital computation.

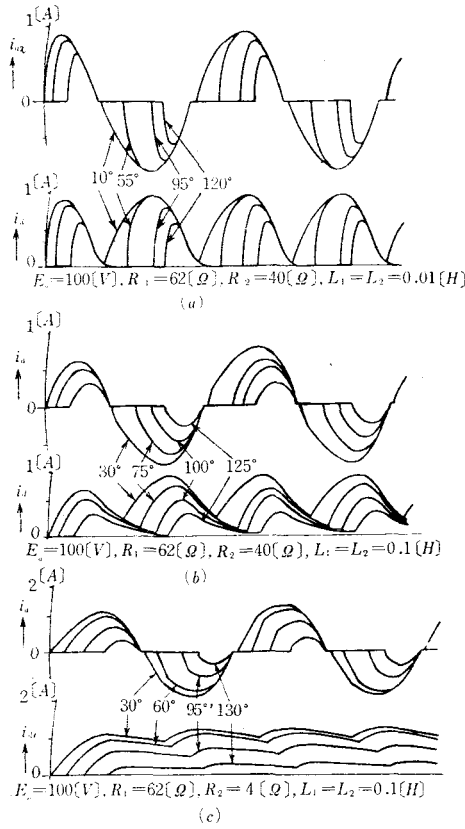


図2.9 点弧角の影響

Fig.2.9 Effect of gate control angle.

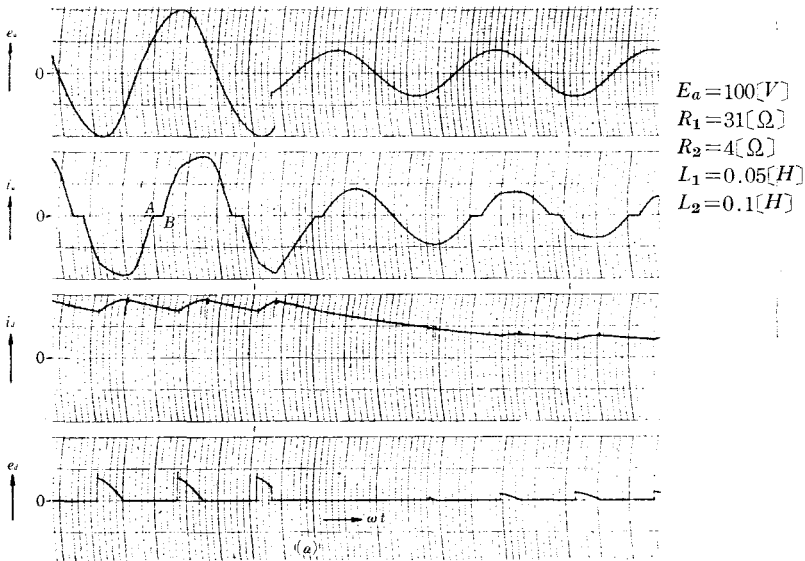
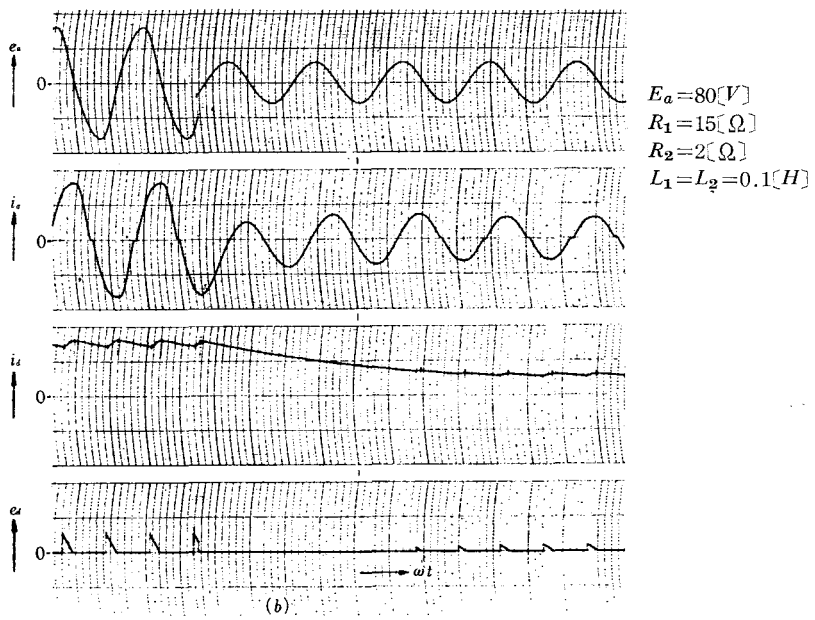
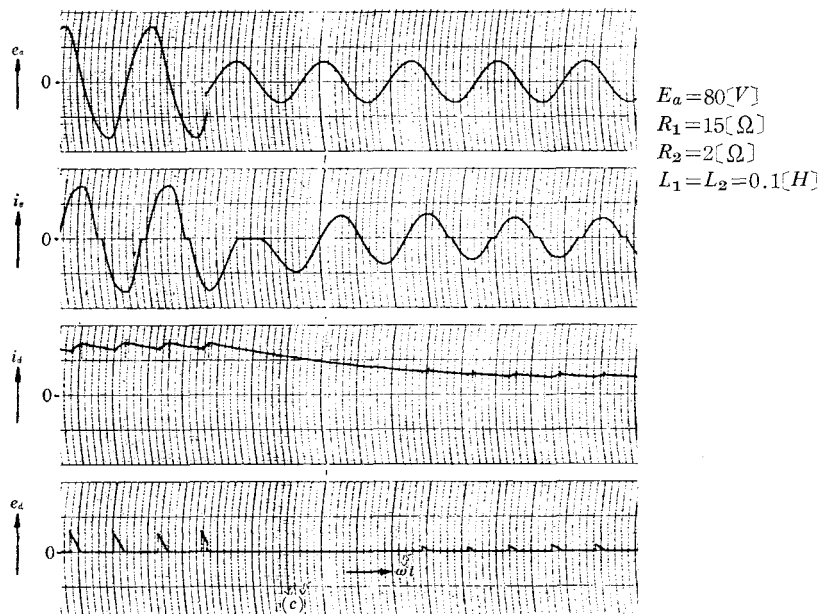


図2.10 (a) 電源電圧低下特性

Fig.2.10 Characteristics of voltage drop.



(図2.10 (b) パルス列の場合)



(図2.10 (c) 単発パルスの場合)

### <3・2> サイリスタ混合ブリッジ回路を電源にもつ直巻電動機の起動特性<sup>3)</sup>

この場合もサイリスタの点弧位相制御回路および、各モード切り換えの判定回路の基本的考え方には変わりなく、電動機の逆起電力  $e_c$  のシミュレーション回路を付加するだけでよい。

すなわち、基本的演算微分方程式は、

モード 1

$$i_a = |i_a| \dots \dots \dots (7)$$

$$(L_1 + L_2) \frac{di_a}{dt} + (R_1 + R_2)i_a + e_c = E_a \sin(\omega t + \theta_1) \dots \dots \dots (8)$$

$$e_a = |L_2 \frac{di_a}{dt} + R_2 i_a + e_c| \dots \dots \dots (9)$$

モード 2

$$L_1 \frac{di_a}{dt} + R_1 i_a = E_a \sin(\omega t + \theta_2) \dots \dots \dots (10)$$

$$L_2 \frac{di_a}{dt} + R_2 i_a + e_c = 0 \dots \dots \dots (11)$$

となり、逆起電力  $e_c$  は、

$$e_c = K_1 \phi n \dots \dots \dots (12)$$

トルク  $T$  は

$$T = \frac{K_1}{2\pi} \phi i = K_2 \phi i \dots \dots \dots (13)$$

また、回転体の運動方程式より

$$T = J \frac{d^2 \delta}{dt^2} + D \frac{d\delta}{dt} \dots \dots \dots (14)$$

ここで、 $\frac{d\delta}{dt} = 2\pi n$

- |                |                |
|----------------|----------------|
| $i$ : 電機子電流    | $n$ : 電機子回転速度  |
| $J$ : 回転部の慣性能率 | $\delta$ : 回転角 |
| $D$ : 回転部の粘性係数 | $\phi$ : 磁束    |

供試電動機の回転速度—粘性係数特性は図2・11に示すとおりである。また、磁路の磁化特性は当然のことながら飽和特性を有するので、第1報の<3・1>と同様の方法で  $L_2$  を求めて、いずれも折線関数発生器によりシミュレートした。したがって、基本シミュレーション回路としては図2・3に示す回路をとり、

(12)~(14)式による逆起電力  $e_c$  および  $L_2$  の非線形性による部分を追加、変更すればよい。図2・12にシミュレーション回路を示す。

図2・13は定格 100V, 10A, 1KW, 1500rpm の直巻電動機の起動時の過渡特性をシミュレートした結果で、実験値とよく一致しており、一応満足できるものと思う。

### <4> おわりに

本論文では、基本整流回路として、単相全波整流回路を例にとり、この基本回路の各種問題に対する拡張方法を述べ、シミュレーション例とを比較しながら示してきた。

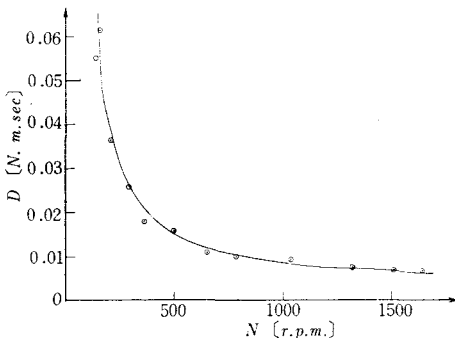
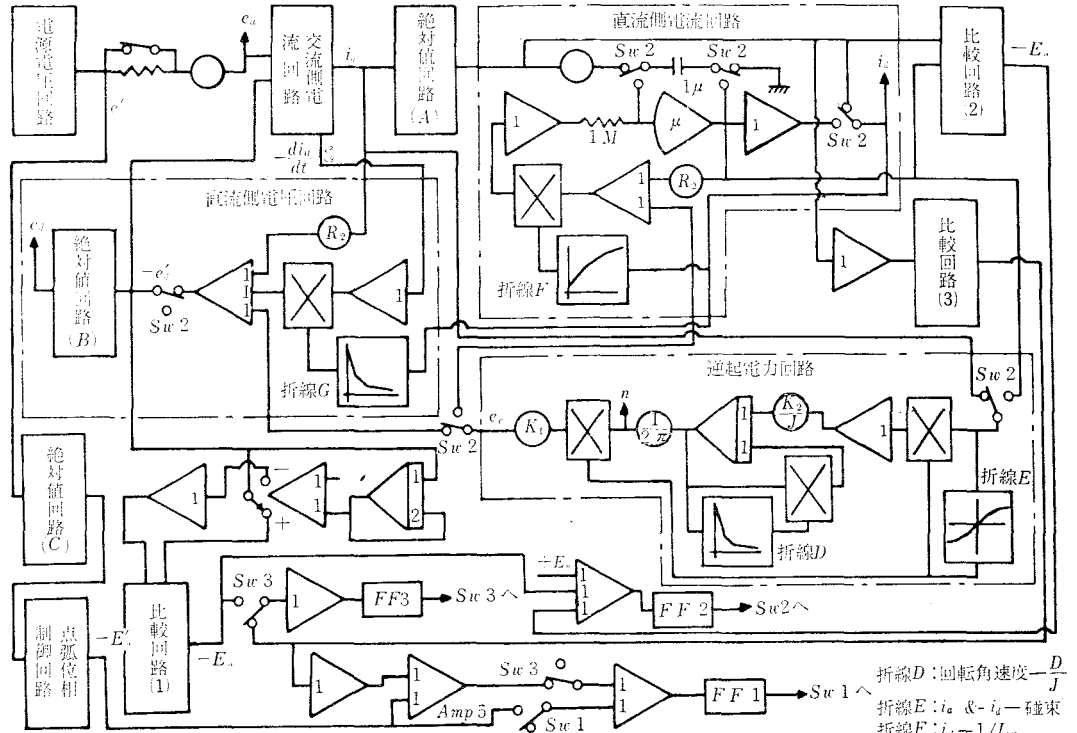


図2.11 回転速度と粘性係数の関係

Fig.2.11 Relation between revolution per minute and coefficient of viscosity.



Sw 1はサイリスタの導通時, Sw 2はモード1, Sw 3はモード2の期間の位置を示す。  
電源電圧回路, 交流側電流回路, 点弧位相制御回路, 比較回路等は図2.3のものと同じ。

図2.12 直流直巻電動機のアナログシミュレーション回路

Fig.2.12 Analog simulation of the D.C. series motor.

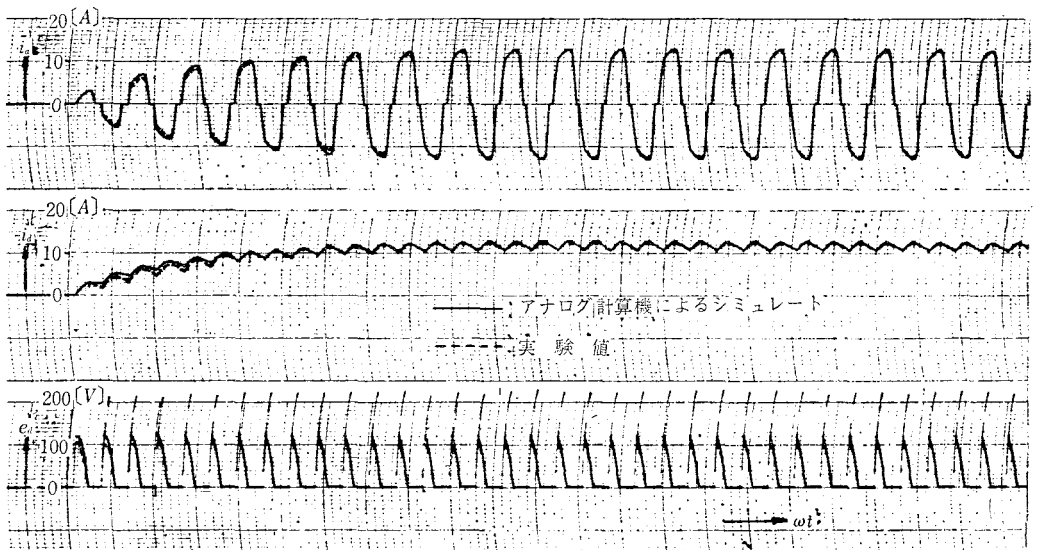


図2.13 電動機がある場合のアナコンによるシミュレートと実験値

Fig.2.13 Example of comparison of calculation and experiment in the case of existence of D.C. motor.

$E_a = 134$  [V]  
 $R_1 = 0.27$  [ $\Omega$ ]  
 $R_2 = 2.2$  [ $\Omega$ ]  
 $L_1 = 0.015$  [H]

以上のようにアナログ計算機によるシミュレーションは与えられた基本回路に対するモード切り換え判定とサイリスタの点弧、消弧の判定を正確に行なえば、その回路の一部が変更されたり、付加されたりしても、その解法はいたって簡便に行なわれる。

また、本論文では、電源電圧の実効値が階段状に変化する場合について行なったが、その他の関数で電源電圧の実効値が変化する場合、電源周波数が時間の関数で変化する場合などの検討を行なう時は、明らかにアナログ計算機によれば簡便に解析が行なえる。

ただ精度の点でデジタル計算機に劣るのは当然であるが、計算例に示すとおりの満足できるものと考えられ、過渡特性の解析ではアナログ計算機の方が簡便と思われる。

なお、本演算に使用したアナログ計算機は日立 ALS-1000 アナログ計算機である。

最後に、終始御指導を載いた広島大学工学部教授、中前栄八郎先生ならびに広島大学工学部の卒論として演算の援助をいただいた諸君に深く謝意を表する。

## 文 献

- 1) 中前・脇所・黒田：昭43 電気四学会連大 669
- 2) 脇所・中前・山下・栗村：昭43 電気四学会中国支部連大 201
- 3) 脇所・中前・山下・栗村：昭44 電気四学会連大 617

(昭和45年7月31日受付)



# 電離真空計の電源について

(電気工学科) 吉 野 信 行  
黒 瀬 能 幸  
太 田 垣 博

## The Power Source of Ionization Gauge

Nobuyuki YOSHINO, Yoshinobu KUROSE  
and Hiroshi ŌTAGAKI

This is a report of an ionization gauge unit in which electron currents are automatically controlled by the filament power. The filament power is controlled by the SCR, which has a phase controlled circuit with UJT using a series transistor.

The circuit analysis of unit is regarded as a simple unicontrol-system, and the results of theory are compared with those of the experiment.

And here is mentioned the experimental tracking of the temperature compensation with respect to the phase control system.

### § 1 緒 言

電離真空計用の電源としては、種々製作され商品として市販されているが、電子電流自動制御回路としては磁気増巾器を用いたものがほとんどで（例、島津電離真空計 IG-5 型）ある。そのため磁気回路の構成上大形となる。

筆者等は、トランジスタ、UJT による位相制御回路を持った SCR フィラメント電力制御回路を取り入れ、電子電流自動制御装置を構成した。

系は単純な単一制御系となり、安定な装置とする事ができた。系の中でトランジスタ、UJT の位相制御系が温度に対して影響を受けるので、その補償をサーミスタを用いて行い、温度に対しても安定な装置とする事ができた。

制御系を理論的に解析し、実測値と比較検討し、温度に対する補償についても検討した。

### § 2 回路構成

図 1 に本装置の回路図、図 2 にそのブロックダイアグラムを示す。以下図 2 に順じて動作原理を説明する。

1) 測定球は島津製作所の製品（C-60 型）を使用した。陰極に対して陽極電圧は +255V、集イオン極電圧は -20V、電離真空計感度定数は  $15.5 \text{ torr}^{-1}$  の値で定常動作を行う。

2) 検出回路は、抵抗、コンデンサの並列回路を陽極に接続し電子電流  $I_e$  を検出する。その素子の定常状態における  $I_e$  は 2mA である。

3) 増巾回路は、エミッタ接地回路を用い、検出電子電流  $I_e$  の偏差を増巾し、コレクタ端子より電圧偏差を取り出して次段の定電流源に加える。

4) 定電流源回路もエミッタ接地回路を用い、ツェナー電圧を基準として、前段の電圧との差をエミ



$r_{e1}$ :  $T_{r1}$  のエミッタ抵抗

$R_l$ : リレー抵抗

$\beta_2$ :  $T_{r2}$  の電流増巾率

$r_{b2}$ :  $T_{r2}$  のベース抵抗

$r_{e2}$ :  $T_{r2}$  のエミッタ抵抗

$t_{on}$ : パルス発生時間

$v_{ot}$ : UJT の山電圧

$v_{oc}$ :  $I_{e2}$  が定電流域になった時の UJT エミッタの電圧

$K_0G(s)$ : 測定球の伝達関数

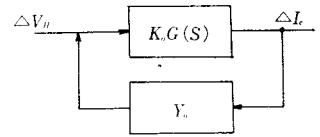


図4 系の伝達関数

である。(1)から(8)式までまとめて図示すれば図4になる。従って図から総合の伝達関数は(9)式で表わされる。

$$Y = \frac{K_0G(s)}{1 + Y_0K_0G(s)} \quad \dots\dots\dots(9)$$

但し  $Y_0$  は

$$Y_0 = Y_1K_2K_3K_4K_5K_6K_7 \\ = -\frac{R_A\beta_1\beta_2K_7R_l}{R_A + R_l} \cdot \frac{1}{R_{b2} + r_{b2} + \beta_2(R_{e2} + r_{e2})} \cdot \frac{C_p(v_{ot} - v_{oc})}{I_{e2}^2} \cdot \frac{1}{1 + CR_0s} \quad \dots\dots\dots(10)$$

次に、測定球にステップ電圧を加えた時の応答波形を図5に示す。図5から  $K_0G(s)$  を求めると

$$K_0G(s) = \frac{0.763 \times 10^{-2}}{1 + 0.1s} \quad \dots\dots\dots(11)$$

となる。(10)式から明らかな様に  $Y_0$  は、 $K_7$  が定数であるから単純なる一次遅れ関数である。また  $K_0G(s)$  も(11)式から一次遅れとなる事もわかる。従って一巡伝達関数  $Y_0K_0G(s)$  は二次遅れの関数となる。

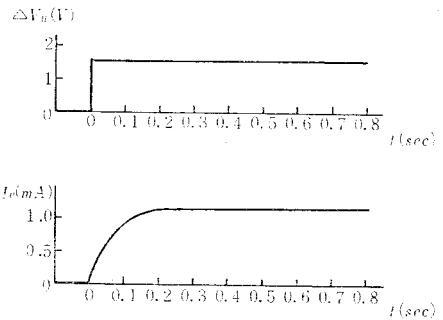


図5  $\Delta I_e$  ステップ応答波形

### § 3 理論値と実測値の比較

図6は  $I_{b2}-I_e$  特性である。理論値は(1)(2)(3)(4)式から導出される(12)式から計算した。

$$\Delta I_{b2} = \frac{R_A\beta_1R_l}{R_A + R_l} \cdot \frac{1}{R_{b2} + r_{b2} + \beta_2(R_{e2} + r_{e2})} \cdot \Delta I_e \cdot \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{t}{CR_0}\right) \right\} \quad \dots\dots\dots(12)$$

図から明らかな様に、理論値と実測値はほとんど一致している。僅かな差は温度変化によるトランジスタ定数の変化のためと考えられる。

図7は  $t_{on}-I_{e2}$  特性で、理論式は(13)式で示される。

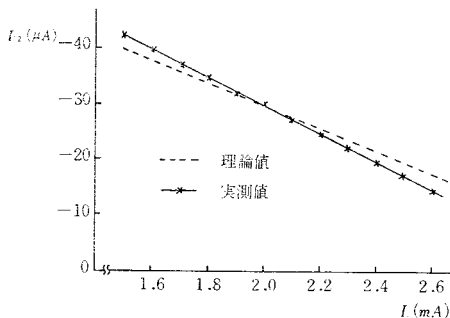


図6  $I_e-I_{b2}$  特性

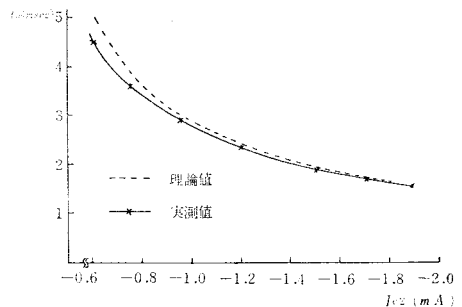


図7  $I_{e2}-t_{on}$  特性

$$t_{on} = t_E + \frac{C_p(v_{ot} - v_{oc})}{I_{c2}} \quad (13)$$

ここで  $v_{oc}$ ,  $t_E$  は次式で与えられるが,  $t_E$  は  $I_{c2}$  が定電流領域に入る迄の時間である。

$$v_{oc} = \frac{E_0}{t_1} C_p(R_1 + R_{on}) \left( 1 - \frac{I_{c2}t_1}{E_0C_p} + \ln \frac{1}{1 - \frac{I_{c2}t_1}{E_0C_p}} \right) \quad (14)$$

$$t_E = C_p(R_1 + R_{on}) \ln \frac{1}{1 - \frac{I_{c2}t_1}{E_0C_p}} \quad (15)$$

(14)(15)式を(13)式に代入すれば, (16)式を得る。

$$t_{on} = C_p(R_1 + R_{on}) \left( 1 - \frac{E_0C_p}{I_{c2}t_1} \right) \left( 1 + \ln \frac{1}{1 - \frac{I_{c2}t_1}{E_0C_p}} \right) + \frac{C_p v_{ot}}{I_{c2}} \quad (16)$$

ここで,

$E_0$ :  $T_{r2}$  のエミッタにかかる台形波電圧の最大値

$t_1$ : 台形波電圧の立ち上がり時間

$R_1$ : ツェナーダイオード直列抵抗とその動作抵抗の和

$R_{on}$ :  $T_{r2}$  の  $V_c$ - $I_c$  特性における飽和域抵抗

図7で,  $I_{c2} = 1.3\text{mA}$  の点が動作点であるから, その付近では理論値と実測値の差はほとんど見られないが,  $I_{c2}$  が小さな値になると差は大きくなる。これは  $I_{c2}$  の変化により  $R_1$ ,  $R_{on}$  等も変化するが, 今は近似的に定数として取り扱っているためである。

図8は  $p$  (正規化電力)— $t_{on}$  特性であり, 理論式は(17)式にて示される。

$$p = \left( 1 - \frac{\theta}{\pi} + \frac{1}{2\pi} \sin \theta \right) \quad (17)$$

図の横軸は  $t_{on}$  であるが, (17)式では流通角  $\theta$  となっている。図は  $\theta(\text{rad})$  を時間の単位 (sec) に換算してプロットしている。すなわち電源周波数が  $60\text{Hz}$  であるから  $\pi$  は  $8.4\text{msec}$  となる。図の中央の直線部, すなわち  $t_{on}$  の  $2.1\text{msec}$  から  $6.3\text{msec}$  の間を制御範囲としている。

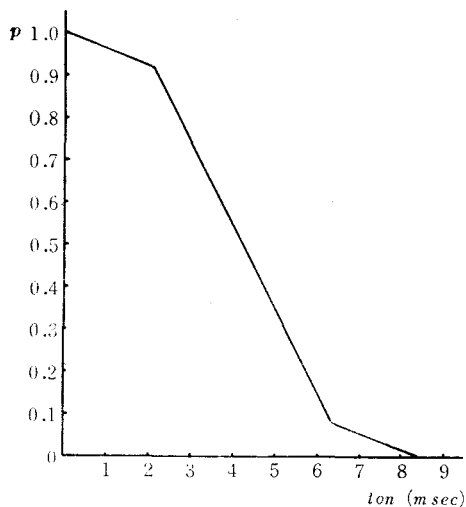


図8  $t_{on}$ - $p$  特性

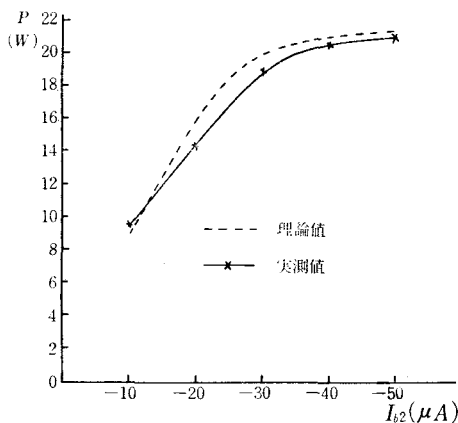


図9  $I_{b2}$ - $P$  特性

図9は  $P$ - $I_{b2}$  特性である。理論値は, 図7, 図8を利用し,  $I_{b2} = I_{c2}/\beta_2$  より横軸に  $I_{b2}$  を取り, 縦軸  $P$  は実測値の飽和電力が  $22\text{W}$  であるから  $P = 22p$  より求めた。理論値と実測値の差は, 図8で説明した制御範囲で, 中央の直線部分が実際は直線とならないために生じたものであるが, この差は今の解析に

影響を与えない。

図10に  $I_e$  のステップ変化に対する  $V_0$ ,  $V_H$  の過渡応答を示す。 $\Delta V_0$  は(1)(2)(3)式より

$$\Delta V_0 = \frac{R_A \beta_1 R_i}{R_A + R_i} \cdot \Delta I_e \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{t}{CR_0}\right) \right\} \quad \dots\dots\dots (18)$$

また  $\Delta V_H$  も(10)式より

$$\Delta V_H = -\frac{R_A \beta_1 \beta_2 K_7 R_i}{R_A + R_i} \cdot \frac{1}{R_{b2} + r_{b2} + \beta_2 (R_{e2} + r_{e2})} \cdot \frac{C_p (v_{0t} - v_{0c})}{I_{c2}^2} \cdot \Delta I_e \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{t}{CR_0}\right) \right\} \quad \dots\dots\dots (19)$$

となる。図10で  $\Delta V_0$  も  $\Delta V_H$  も同じ形をしているが、これは(18)(19)式を比較しても明らかに同じ形になる事がわかる。ただ2つの応答とも理論値と実測値にかなり差が見られる。これは実測の際、測定方法に問題があり、系の時定数が等価的に小さくなり、立ち上りが早くなったと考えられる。

図11に位相制御回路の中で定電流源回路の温度特性を示す。温度によって定電流  $I_{c2}$  が変化するとパルス発生時間が変化し、系に悪影響を及ぼす。そこで  $I_{b2}$  を温度によって変化しない様にすれば  $I_{c2}$  も一定になるから、 $T_{r2}$  にサーミスタによる補償を施し、 $10^\circ\text{C}$  から  $30^\circ\text{C}$  の温度変化でもほぼ一定のベース電流を供給できた。このため系全体としても温度特性の小さい装置となった。

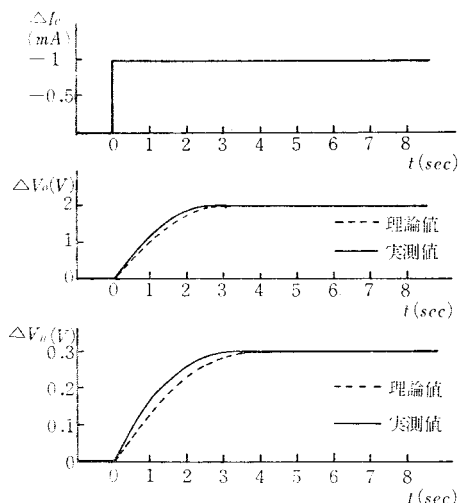


図11 温度特性

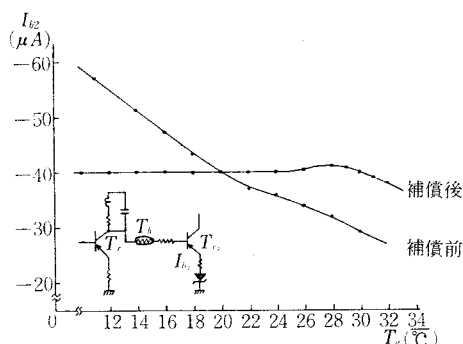


図10

#### § 4 結 言

以上述べた如く、正常なる動作範囲では、理論値と実測値はほとんど一致しており、計算の結果、制御系は利得が OdB となる位相余裕が  $85^\circ$  となり非常に安定である事がわかった。

位相制御系の温度特性もサーミスタによる補償で、補償前には  $I_{b2}$  のドリフトは  $2.5\mu\text{A}/^\circ\text{C}$  であったものが、補償後は  $10^\circ\text{C} \sim 30^\circ\text{C}$  の温度変化でほとんど零にする事ができた。そのため装置全体としても温度ドリフトの非常に小さいものになった。また、自然放置状態における  $I_e$  の変動も  $\pm 0.037\text{mA}$  で  $2\text{mA}$  に対し  $\pm 1.8\%$  以内であった。

最後に、平素いろいろとご指導、ご鞭撻頂く広島大学工学部浜村司郎教授、本校電気工学科主任中村正三教授、また本装置の製作に多大な協力を頂いた清水康志氏、山本康晴氏に深く感謝する。

#### 文 献

- 1) GE: SCR Manual 2nd ed. 49 (1961)
- 2) 上山他：東芝レビュー 18, 23 (1963)
- 3) 山岸：電子科学 16 [8], 69 (1966)

(昭和45年7月31日受付)

# 廊下に関する研究(第1報)

(建築学科) 清 和 四 士

## A Study on the Corridor (Report 1)

Kazuyoshi SEI

Needless to say, the corridor is a passageway in the building and also, at a time of emergency, it is important as a way for retreat.

In this paper the author explains the change of the legal width of the corridor and points out the various problems of its design and use. In the end of the article he describes the results of his research on school building corridors.

### § 1 序

廊下は建物内部に於ける交通路で、各室相互を連絡し、出入口に接続することは万人の熟知しているところである。日常の性格としては交通が便利で、各室の独立性が守られるように配置される。一方火災・地震等の非常時には建物内部から外部への避難路として、重要な役割を果たすことになる。具体的には設計にあたって、建物用途に応じて廊下に於ける人間の動作分析から、交通のための同時並列人員を想定し、この和に若干のクリアランスを見込んで幅員を決定するのが常道である。この場合に室内へ持込まれる機械・装置・家具等の搬上支障がないか否かを検討し、更に建築法規でチェックするわけである。建物の用途によっては避難上の見地から、建築基準法施行令によって廊下幅員の最小限度が決められている。上記のように廊下設計は行われるわけであるが、建築物の主機能たる各室にて対して従属したものであるため、廊下のみを対象とした研究は殆んど見当たらない状態である。一方近年建築物に使用される材料が豊富になり、内装材料には最新の化学製品も数多く登場し、建築物の大規模化と相俟って、火災による被害状況も著しく変化し、火熱による死傷よりも煙による中毒・窒息、煙に追われたための傷害が目立ってきていることは周知の事実である。このような災害面を考えれば、廊下は避難路

としての役割を重要視する必要がある、再検討されなければならない。

### § 2 法的規制の変遷

建築物に関する法律としては市街地建築物法が大正8年4月に公布され、大正9年12月から施行されたのが初めである。同法第14条に「主務大臣へ学校、集会場、劇場、旅館、工場、倉庫、病院、市場、屠場、火葬場其ノ他命令ヲ以テ指定スル特殊建築物ノ位置、構造設備又ハ敷地ニ関シ必要ナル規定ヲ設クルコトヲ得」と特殊建築物に関して定めており、これを受けて制定された内務省令第31号(昭和11年9月11日)の特殊建築物規則第1条に学校、共同住宅が百貨店、自動車車庫と共に規定されている。同規則第15条に学校、第33条に共同住宅の廊下有効幅員について表1のように示

表1 特殊建築物規則による廊下の有効幅員

用 途	廊下の種別	中廊下 (m)	片廊下 (m)
学 校		2.3	1.8
共同住宅ニ於テ住戸又ハ住室ノ床面積ノ合計百平方メートル以上ノ階ニ設クル常用ノ共用廊下		1.5	1.2

されている。従って具体的に法的規制を受けるようになったのは昭和11年以後であり、生徒の常用する学校廊下と住戸面積100㎡以上の階に設ける共同住宅の共用廊下についてのみ規制されたわけ

で、その他の建築については制限はなかった。

第2次世界大戦中は戦時特例によって逆に臨戦体制以外のものは緩和乃至適用が中止された時期もある。

戦後暫くは全国主要都市が殆んど建築的には廃虚に等しい状態にあったが、復興計画の推進をはかるためにも、新しい時代に対応した建築法規が必要となり、建設省立案の建築基準法、日本建築学会答申の同法施行令、施行規則が昭和25年11月23日より施行された。建築基準法に於ては第2条に特殊建築物が「学校（各種学校を含む。以下同様とする。）体育館、病院、劇場、観覧場、集会場、展示場、百貨店、市場、舞踏場、遊技場、公衆浴場、旅館、共同住宅、寄宿舎、下宿、工場、倉庫、自動車車庫、危険物の貯蔵場、と畜場、火葬場、汚物処理場その他これらに類する用途に供する建築物をいう。」と戦前の定義より拡大され、かつ具体的になっている。同法第35条では過半の特殊建築物等に関する避難及び消火に関する技術的基準を政令で定めると規定し、これを受けて施行令第119条に廊下の幅を表2のように決めている。

表2 建築基準法による廊下の幅

廊下の用途	廊下の配置 両側に居室 がある廊下 における場 合 (m)	その他の 廊下にお ける場 合 (m)
小学校、中学校又は高等学校における児童用又は生徒用のもの	2.3	1.8
病院における患者用のもの、共同住宅の住戸若しくは居室の床面積の合計が100㎡をこえる階における共用のもの又は3室以下の専用のものを除き居室の床面積の合計が200㎡（地階にあっては100㎡）をこえる階におけるもの	1.6	1.2

表1と比較すれば、市街地建築物法から建築基準法への変遷は一目瞭然である。廊下の有効幅員という術語が廊下の幅と変っているが、これは単なる字句訂正であって、本質は変っていない。却って廊下の幅という表現は内法寸法であるにも拘らず、廊下両側の壁心距離と間違えられる恐れがあり、建築行政上別に解説書に記載している状態でなお且誤解が屢々生じており、明らかに改悪である。学校に関しては学制改革に従い、小・中・高を意味することを明らかにしたのみで、数値については変化がない。共同住宅に関しては両

側に居室がある廊下に於ける場合（通称中廊下）の数値が1.5mから1.6mと10cm増になっている。また病院における患者用が共同住宅と同じ数値で付加されている。なお建物用途に拘らず、一般に3室以下の専用のものを除き居室の床面積の合計が200㎡（地階にあっては100㎡）をこえる階におけるものが共同住宅と同じ取扱いとなっている。これによってはじめて大規模建築物の廊下幅が規制されたわけである。用途を問わず大規模建築がこの面で制約を受けることは避難的にみて階段の規定と共に極めて意義深いものである。然し乍ら数値的には市街地建築物法時代のものを殆んど踏襲しており、中廊下の場合の10cm増にしても人間工学的諸検討が行われた結果であるとは判断し難い。市街地建築物法の制定された大正9年からの体位統計をグラフに示せば図1のようになり、身長・胸囲から推定して、廊下幅員に關係する最大肩幅も増していることは明らかで、これにもとづく諸動作分析を是非とも実施しなければならない時期になっている。

最近避難廊下の幅を、これに直面する各室からの避難人員を想定して、安全区画に所定時間内で入れるよう、建物用途・内装材料別に室面積に応じて決めようとする提案も出されているが、更にこの研究は進められる必要がある。

### § 3 廊下に於ける障害例と問題点

建築として廊下幅の絶対値が法規に違反している場合は極く稀であり、殆んどの場合が建築設計者の予期しない使い方をしているものである。写真1、2は病院の場合を示す。写真1は外来部門に於ける廊下待合いの例で、一般に待合室をもつ



写真 1

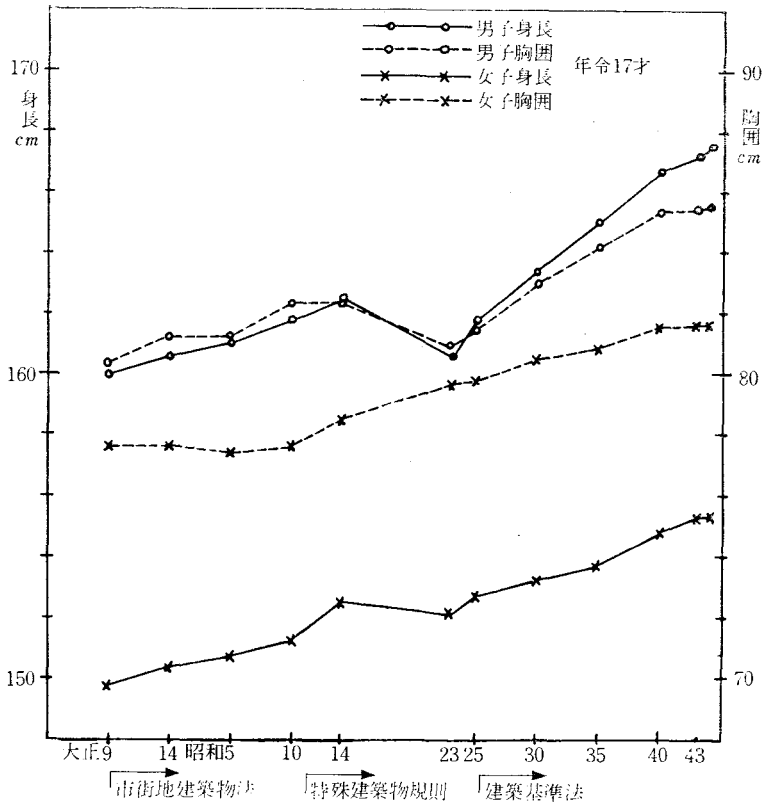


図1 体位の推移（学校保健統計）

ているのに拘らず、狭い廊下に長椅子を置き、診療窓口から便利のように使っていることが多い。これは日常交通の障害と同時に災害時に病人の避難という特殊条件からも絶対止めねばならぬ使用であり、診療室と待合室との配置、連絡法等設計上も熟慮する必要がある。

写真2は病棟廊下に於ける可動性器材の取扱い状況であるが、ストレッチャー等の収蔵場所があっても廊下に沢山の運搬用具等がおかれがちである。

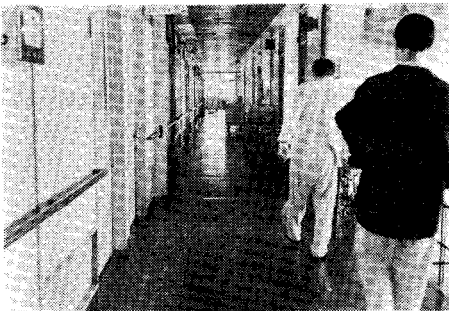


写真 2

写真3は学校建築の例で、教室前廊下の両側に金属性ロッカーを置いているので、有効幅員1.95mの廊下が実質1.36mに減少しており、更衣時には通行不能となる。同様の例は官公庁庁舎等に屢々見られる。廊下式の共同住宅においては洗濯機・大型ゴミ馬穴等に品物は変るが、現象的には全く同様であり、適正な維持管理を心掛けなければならない。

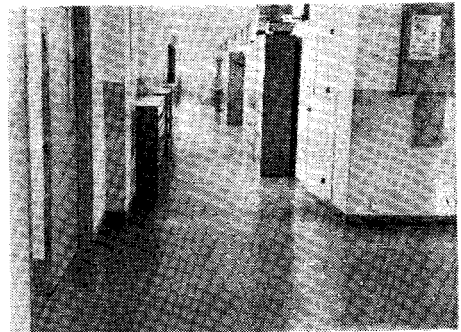


写真 3



上記以外に廊下としての問題点を列記すれば、次のような事項が考えられる。

(1) 雁行型廊下、分岐路の多い廊下等平面形態的に複雑で避難を害するものが旅館・ホテル・宿泊施設等に多く、事故原因となっているものもある。

(2) 避難廊下は内装材を制限し、天井を不燃化すると共に天井高を充分とる必要がある。煙の中性帯を高め、煙による人命損傷を防ぐ考えが大切で従来の安易な設計法を検討すべきである。

(3) 建物種別によっては、廊下床面に段差を設けることがあるが、設計上避けるべきものである。

(4) 往々にしてテラゾ等の通り易い材料が使われたり、ワックスぶきが過ぎて通り易くなっている樹脂質・油脂質タイル等危険な場合があるので、規制を検討すべきである。

(5) 避難廊下の誘導標識・非常電源等による完全照明・必要な換気設備等現行消防法の規定のみでは不十分で更に研究を必要とする。

#### § 4 廊下の日常使用調査例

4.1 調査法：この調査は多人数収容する建物の代表として学校建築を選定し、本校建築学科棟(3号館)、電気工学科棟(4号館)、機械工学科棟(5号館)の2階教官室前廊下に於て調査したものである。各棟の竣工は3・4号館40年3月、5号館は41年3月であり、調査した45年1～3月までに約4年以上経過している。調査廊下は305×305×3mmのアスファルトタイル仕上げとしており、水性ワックスにより維持されている。

写真4のように歩行しないところは埃がたまって黒くなり、歩行頻繁なところと区別ができる。然し両者の境界部分は一般に不明瞭で、歩行はするが頻度の少ない箇所は黒いところが残っている

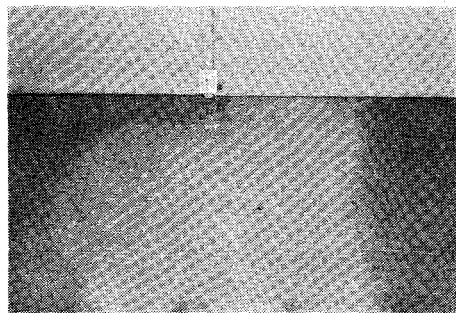


写真 4

。これらの代表で剥離しているものからタイル厚を調べた結果の一部が図2である。これらの施行前タイル厚さはわからぬが、歩行頻繁な箇所と歩行しないところでは0.04mm以上の厚差がみられ、歩行皆無のものと中間歩行量でも0.01～0.03mmの差がある。厚み減少は歩行による摩耗と歩行荷重による窪みの両者により、生じたものと考えられる。歩行範囲の判定はこれらを総合して視察により決定し、各タイル目地位置で長さを測り、歩行状態を図3にまとめている。

4.2 考察：各号館とも中央階段寄りの各室前の歩行量が多く、階段から遠ざかるほど歩行量が減少しており、中央階段からの往来が明白である。3・4号館では西側部分は廊下幅中央に於ても中間歩行範囲であり、これに対して5号館では1年遅れの竣工にも拘らず、西側外階段が有効に使われ、通過交通のあることを表わしている。廊下幅員はこれらの建物では壁心々で2.5mと計画されているが、柱型の突出のため1.94mとなっている。更に実際の歩行足跡からすれば、柱型位置では幅92～141cmで幅の使用率は47～73%である。各廊下窓側には4m間隔で幅53cm、突出長さ17～20cmの柱型があるので緩い波形を繰返している。

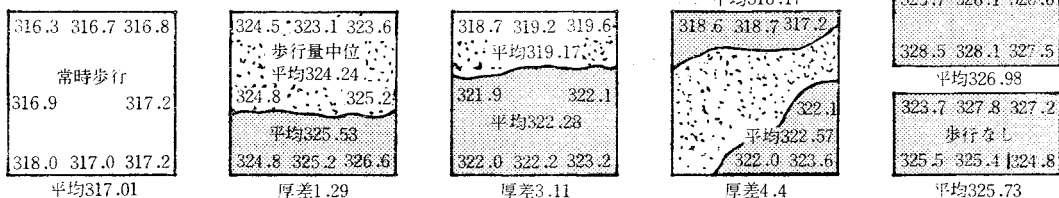


図2 タイル厚実測例 (×10<sup>-2</sup>mm)

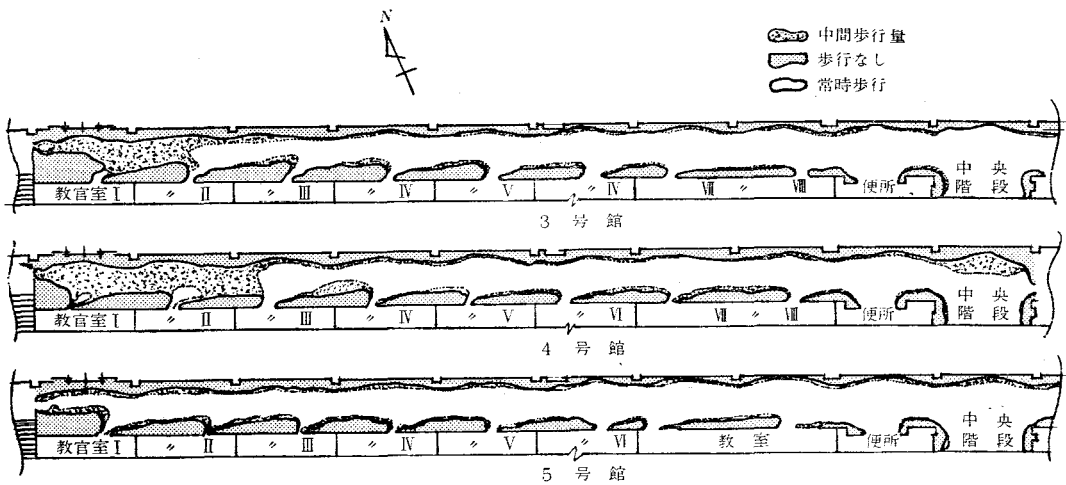


図3 各棟概要

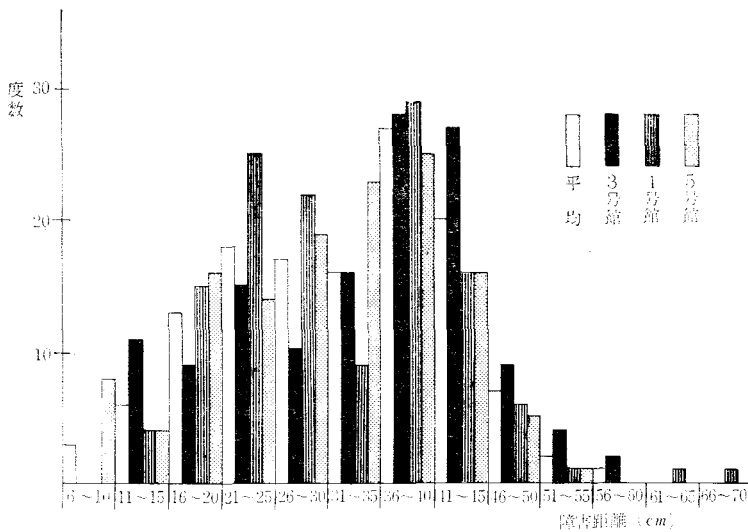


図4 窓側障害距離分布

図4は壁面からの障害距離分布ヒストグラムであるが、各号館共二つの山がみられ、左側の山は低く幅広い。この山は壁面障害をあらわしているが、柱型・窓によって乱されているのでばらつきが大きくなっている。右側の山は柱型障害を意味している。柱型障害の柱面から測定した数値は15～35cmと幅広く分布しており、平均23cmとなっている。傾向としては中央階段寄り小さく、結局歩行量が多くなれば下限値に近づくものと思われる。同様に窓位置腰壁の障害は中央3箇所で測定したところ6～40cmと更にばらつくが、この場合の下限値は窓に凭れるために生じたもので廊下歩

行とは直接関係がない。

教室室側は出入口のため特徴のあるパターンをもっている。このパターンの推移は図3でも判断できるが、図5に障害線の拡大した例を示し、数

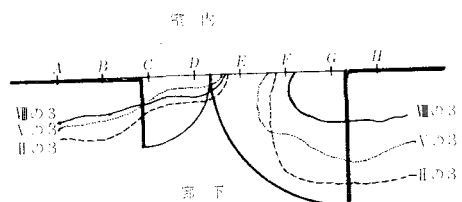


図5 出入口パターン

値は表3に表わす。各室への往来は中央階段からが主となっており、これらの親子扉では何れも子扉前に立ってノブに手をかける場合が多いことを示しており、子扉前のパターンはよく似ている。これに対し親扉側は歩行量の差異から、奥側にゆくにつれて歩行しない範囲が広がっている。

表3 出入口障害距離 (cm)

室番	号館	A	B	C	D	E	F	G	H
I	3	48	44	38	28	19	90	110	120
	4	35	26	23	20	15	75	80	107
	5	37	30	14	15	0	87	85	84
II	3	40	42	22	18	0	70	74	74
	4	35	34	20	16	0	54	55	55
	5	40	33	18	12	0	47	50	52
III	3	44	44	21	20	0	75	57	50
	4	35	35	22	16	0	52	50	50
	5	50	35	18	17	0	48	51	52
IV	3	31	32	30	14	0	48	64	53
	4	31	30	16	8	0	62	60	52
	5	40	29	16	5	0	40	40	50
V	3	30	25	15	8	0	40	55	53
	4	30	28	17	8	0	40	50	50
	5	29	19	15	0	0	43	45	47
VI	3	29	25	15	0	0	36	37	40
	4	30	20	18	0	0	36	37	40
	5	27	18	13	0	0	21	43	40
VII	3	28	23	17	14	0	34	37	37
	4	34	30	16	15	0	38	40	45
	5	30	26	13	0	0	0	40	30
VIII	3	29	25	18	15	0	0	33	34
	4	27	23	17	11	0	40	45	44
	5	17	0	0	0	0	0	40	40

逆にいえば歩行量が多くなると、廊下歩行時に開扉され衝突する場合が生じる可能性のある範囲でも歩行せざるを得ないわけで、扉形式選択も再考すべきことを意味している。

## § 5 結 語

本報告では先づ研究の必要性を提起し、各種の解決すべき問題点を指摘した。学校建築廊下の実測例では、徒來の廊下幅と交通量についての定説を足跡から裏付けた。次いで柱型のような固定突出物、壁面の障害距離を調べ、前者が15~35cmで交通頻繁の場合下限値に近づくことを明らかにしている。また出入口障害のパターンと歩行量の関係も定性的に示した。

謝辞：本研究については本校高井芳治教授・建設省前川建築指導課長より御指導を賜り、資料に関して内輪教授・青木教授・堀助教授・石嶋講師の御好意をいただいております、厚く御礼申上げる次第である。

## 文 献

- 1) 建築工学ハンドブック
- 2) 建築の防火避難設計・星野晶一 他2名共著 (日刊工業新聞刊)
- 3) 建築物法規概説・笠原敏郎・市川清志 共著 (相模書房版)
- 4) 体育スポーツ総覧・文部省体育局体育課内法令研究会編 (帝国地方行政学会発行)

(昭和45年7月31日受付)

編 集 委 員

糸	島	寛	典
中	村	正	三
改	発		正
高	井	芳	治
下	村		登
富士田	瑞	穂	

呉工業高等専門学校  
研究報告  
第6巻 第1号(1970)  
(通巻第7号)

昭和45年10月印刷  
昭和45年10月発行

編集兼  
発行者 呉工業高等専門学校  
〒737 呉市豊栄2丁目2ノ1  
電話 呉(0823) 71-9121

印刷所 柳盛社印刷株式会社  
〒730 広島市東白島町8番地23号  
電話 広島(0822) 21-2148

# MEMOIRS OF THE KURE TECHNICAL COLLEGE

---

1. James Baldwin's Essays —Mainly on the Problems of Identity and Love—	Noboru SHIMOMURA..... 1
2. Analysis on the Stability of a Chemical Plant System by the Method of linearization .....	Masao KOIKE and Yutaka TOMITA..... 9
3. On the Correlation between Bosch Smoke Value and Carbon Particles passing through Filter-Paper .....	Isao KUBOTA and Kenji HAMADA..... 17
4. Studies on the 3-Gear Drives (Report 1).....	Hironori ITOSHIMA..... 25
5. Studies on the Synthesis of Slider-Crank Mechanism (Report 2).....	Hironori ITOSHIMA..... 37
6. Studies on the Specific Sliding of the Constant Acceleration Cam with the Reciprocating Follower (Report 1).....	Hironori ITOSHIMA..... 47
7. A Study on the Cooling of the Engine with Baffle Plate.....	Nobushi NIINAI..... 61
8. The Effects of Grain Size of Lathe-cut Material (S45C) on Residual Stresses. .....	Takaaki ŌSHITA..... 67
9. On the Application of Ca-Si-Deoxidized Steel to Grinding .....	Toshiyuki SATONOBU..... 73
10. The Relation between Rapid Heat Conduction Properties of Various Molding Sands and Casting Structure.....	Toshiyuki SATONOBU..... 79
11. The Temperature Control of Infraed Lamps by Semi-Conductor Dimmer .....	Kazuhiko HARADA..... 85
12. Analog Simulation of Rectifier Circuit of Single Phase Bridge Connection (1) Diode-Bridge Connection .....	Hiroshi WAKISHO and Hideo YAMASHITA..... 93
13. Analog Simulation of Rectifier Circuit of Single Phase Bridge Connection (2) Hybrid-Bridge Connection .....	Hiroshi WAKISHO and Hideo YAMASHITA..... 101
14. The Power Source of Ionization Gauge.....	Nobuyuki YOSHINO, Yoshinobu KUROSE and Hiroshi ŌTAGAKI..... 113
15. A Study on the Corridor (Report 1).....	Kazuyoshi SEI..... 119