

冷却水取排水に関する技術的問題

財団法人電力中央研究所技術第二研究所

千 秋 信 一

1 緒 言

わが国の電気事業用火力発電所（汽力発電所）は建設中のものも含めて86ヶ地点に及ぶが*，北海道電力管内の3発電所（冷却用水として河川水を使用）およびその他の2,3のものを除き，その大部分が内湾や埋立泊地内の臨海に立地し，その大量の冷却水を海水に依存している現状である。電力需要の急増に対処するために大容量新鋭火力発電所の建設は原子力発電所の建設と相擁して今後益々盛んとなる趨勢にあり，電力各社において大容量火力の新設・増設の計画ならびに準備が海岸立地を前提として着々と進められている。この計画の段階において，冷却用海水の取水放水構造物の配置や形状に関する水理設計ならびに取放水の海域へ及ぼす影響が火力・原子力発電所の立地との関連において綿密かつ細心に検討さるべきことが近時益々強く要請されている現状を見のがすことができない。従来，火力発電所の冷却水路の設計は比較的安易な見解に立ってなかば経験的に実施されてきた感が強いが，その時代にあっては，単機容量も小さく，発電所出力も小規模であるために，冷却水量も比較的少なく，また発電所の立地する環境も可成り自然のままの余裕のある条件下にあったから，特別の考慮施策をほどこさずとも問題の発生する要素はほとんどなかったと考えられる。

しかしながら，ここ数年来の火力発電所の大容量化，大規模化は瞠目すべきものがあり，単機容量60万kWが出現し，1発電所が6～8基を擁して1ヶ地点の総出力が200万kWを越える計画が次々と実現する現在においては，1発電所で最小30 m³/secから100 m³/secにも及ぶ海水を冷却用水として取水し，放水することが一般となりつつある。このような冷却水量の増大に加えて，発電所立地の環境の緊迫化が冷却水取放水の設計を経験のみにたよらず，より高度な理論的考察のもとに実施することを要求するに至らしめたのである。すなわち近時の大容量火力発電所が立地する大都市ないし工業団地周辺の内湾もしくは埋立泊地の周囲には，石油製精，電気化学工業をはじめ多くの企業が進出し，その工場廃水・排熱による水域の汚染，昇温は，その水域からの大量の冷却水の取水に最も直接的な脅威を与えるものである。また臨海工業地帯の埋立計画が逐次進行するにつれて，水域形状の変貌，狭小化は放流温水の取水口への再循環を助長する。せまい水域への大量の冷却水の放流による流動は小船舶の航行，操船荷役への影響を惹起する。

一方，臨海工業地帯に非ざる地域の湾や外海に面して立地する火力発電所の場合には，上述のごとき問題とは別に，海域に放出される温排水が養殖場や漁場に及ぼす影響の推定とその対策という補償問題にからむきわめて重要な課題が提起される。この問題は火力発電所のみならず，そのサイトが多くの場合外洋に面して選定される原子力発電所の場合には特に重要な検討事項である。

以上は主として大量の冷却水を取放水する上の水温・水質に関連した問題であるが，臨海発電所の建設に当たってのいま一つの重要な水理設計上の課題として，外海に面する海浜に設置される発電所の敷地，冷却水取放水構造物，荷役泊地その他の施設を外海からの波浪に対して安全に防禦する施策をほどこすことが挙げられる。建設中の東京電力・福島原子力発電所の例をはじめとして，電力各社が建設中または計画中の地点はいずれも外洋からの波浪の作用を直接受ける地点が大部分であるから，防波堤・護岸を配置して波に対して敷地や取水泊地を安全に防護することが必要であり，さらに地点によっては津波・高潮などの異常海象に対処する施策を考慮しなくてはならない。臨海発電所に附帯

* 昭和44年3月末現在 既設71ヶ地点，工事中15ヶ地点

して構築する泊地（港湾）施設は大量の冷却水の安定した取水を目的として設計するものであって、港湾としての機能は本来二義的なものと考えらるべきであろう。したがって、サイト附近に重量物の荷揚げや揚油施設として利用できる港湾がある場合には専用港湾をあらたに建設する方式をさけ、サイト前面の海岸に取水塔または海底取水管などを設置して冷却水を取り入れる方式が多くの場合得策である。この場合も、これらの構造物の波に対する安定性や耐波性、漂砂対策など究明すべき問題点が多い。

このように、外洋性の海岸に地点を選定した場合には、発電所敷地の波に対する防禦をはじめ、取水・放水構造物や荷役施設の設計・施工・保守の各面で種々の困難な問題に遭遇することを覚悟しなければならない。それゆえ、でき得るならば立地選定の段階で、海岸工学的な条件についても考慮を加え、サイト附近の波や漂砂に対して遮蔽性の優位にある天然の海岸地形を利用して、安定した構造物を設置することがのぞましい。

このような次第であるから、海に面して建設され、大量の冷却水を海水に依存する火力もしくは原子力発電所の立地選定に当っては、冷却水取水・放水構造物の設計・施工・管理上の諸問題ならびに取水・放水にともない環境に及ぼす、または環境から受ける諸種の影響を総合的に判断して敷地が選ばれることが本来理想的な計画であるといえる。特に発電所の大容量化にともない、一地点で $100 \text{ m}^3/\text{sec}$ をこえる冷却水量を必要とする発電所の場合には、冷却水問題を立地選定の第一要件の一つとすることがのぞましい。

しかし、実際問題としては、立地選定上の他の要件が優先することが一般であって、冷却水に関連する諸問題を理想的な姿で解決することは困難であることが多い。したがって選定され与えられた立地条件について、綿密な調査・研究を実施し、経済的でその立地に最も適した取・放水構造物や防波施設を設計し、必要十分な施策をはどこし、所要の条件を満足する冷却水を確保し、環境に対しても不都合な影響を及ぼさないような解決策を見出すことにつとめなければならない。

2 復水器冷却水路の設計の実態

わが国の電力各社が建設した既設の火力（汽力）発電所 71 ケ所のうち、昭和 30 年（1955 年）以降に運転を開始した 42 発電所について、復水器冷却水路の設計の実態を調査した結果にもとづいて、2、3 の考察を試みれば次の通りである。

2.1 冷却水使用水量と設計水温

復水器冷却水の設計水量（最大使用水量）と発電所設備容量（最大出力）との関係を図示すれば、図-1 のごとくである。この図には、わが国の原子力発電所（既設 1、建設中 3、計画中 3）の冷却水量の資料もあわせて示した。これより、出力 100 MW 当りの冷却水設計水量は次の値の範囲にあることがわかる。

火力発電所 出力 100 MW 当り $3 \text{ m}^3/\text{sec} \sim 5 \text{ m}^3/\text{sec}$

原子力発電所 出力 100 MW 当り $6 \text{ m}^3/\text{sec} \sim 8 \text{ m}^3/\text{sec}$

また復水器設計のための冷却水取水水温は地域別に表-1 のような値がとられている。設計定格真空度は 722 mmHg がほとんどであるが、水温の冷たい地域では 728 mmHg をとっている発電所もある。取水水温の実測結果にもとづく夏期の最高水温（旬間平均の最高）と冬期最低水温も表-1 に示してあるが、通常取水水温の最高が 30°C まで（九州地方では地点により 32°C まで）定格出力を保証し得る復水器の設計となっており、放流温水の取水口への再循環や工場廃熱等による環境水塊の蓄熱などのために夏期継続的にこの許容最高水温をこえる場合に発電所運転に支障を生じ問題が惹起することになる。

2.2 取水口、放水口の配置

調査した44の火力発電所について、放水口と取水口間の水面上の最短距離と冷却水量との関係を図示すれば、図-2のごとくである。これらの発電所は、深層取水設備をほどこしている6ヶ地点を除いてその大部分が普通の取水口構造(図-3)で、取水平均流速は0.25~0.45 m/secの範囲で設計されている。

調査対象の大部分の発電所においては、現状において何ら支障なく運転が行なわれており、これらの発電所は図-2中に白マル印(○印)で示されている。これらの発電所の立地条件は、内湾、埋立泊地内、あるいは比較的開放された海岸など種々多様であるが、同一直線の海岸線上に取・放水口が配置されている例は比較的少なく、それぞれの立地に応じて再循環防止に対する配慮がなされていることが認められる。

一方、図-2中に黒マル印(●印)で示してある発電所は、放流温水の取水口への再循環の影響が現に認められるもの、および現状では問題が生じていないが、増設後冷却水量の増加によって再循環の問題の生ずるであろうことが理論計算の結果から推定されるものである。現状で再循環の問題が生じている発電所といえども、運転に支障を来しているわけではなく、主として夏期、潮汐の動きのある特定の状況下で、散発的に取水水温の上昇が惹起するという現実

が認められる程度である。しかしこのような発電所で増設によって冷却水量が増大した場合には、再循環の影響は頻発的ないし継続的になり、運転に支障を及ぼすに至る可能性も考えられる。これらの問題となる発電所について共通している点は、敷地が内湾または入江内に面し、取・放水口が同一直線の海岸線にあるか、またはそれに近い配置であり、両者間の水面上の距離が比較的短かく、取水口は表層取水型式で、放水口からの放流流速が可成り大きい(2 m/sec以上)ということである。

いま、冷却水を半無限海域へ放出したときの流動と熱拡散を数値計算し、海域の水温分布を求めた和田の研究結果¹⁷⁾にもとづき、放水口からの放流温水のために海岸線に沿う水温が海域水温より2℃

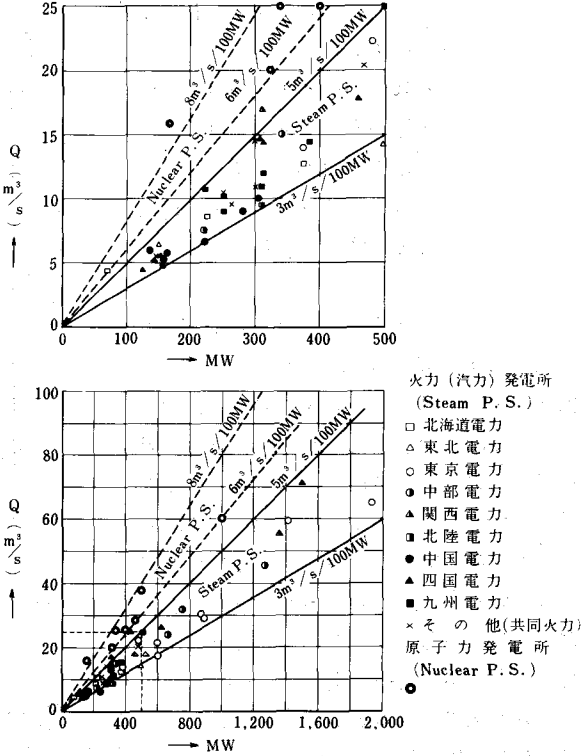


図-1 復水器冷却水使用水量の実績

表-1 復水器冷却水設計取水温度と最高最低水温

地 域	設 計 取 水 温	最 高 取 水 温	最 低 取 水 温
北 海 道 (河 川)	15℃	24~28℃	0~0.5℃
東 北 日 本 海 側	14℃	27℃	2℃
東 北 太 平 洋 岸	18℃	25~27℃	5℃
関 東 (東京湾), 中部, 関西太平洋岸	21℃	27~29.5℃	7~10℃
関 西 (大阪湾)	24℃	30℃(25℃)	8~10℃
中国(瀬戸内海)四国	21℃	28~30℃	6~9℃
九 州	22~24℃	29.5~32℃	5~8.5℃

*深層取水

または1℃上昇する点の放水口からの距離を冷却水量との関係で求めて図示すれば、図-2中の3本の実線のようになる。再循環が問題となる●印の点と比較検討すれば、これら3本の実線のうち、 ΔT （放流水温と海域水温との差）=10℃のときに1℃上昇の影響距離を与える計算曲線(c)が、再循環の限界を与える条件として妥当なものと思われる。

しかし、この計算曲線は半無限海域への放出に対する解であり、内湾や入江内へ放出する場合には地形の影響や潮汐流の効果によって、放流水の流動と拡散の形態が半無限海域の場合とは可成り異なり、多くの場合岸沿いの水温分布が高くなる傾向にあることが数値実験や現場実測の経験から知られているので、この事実を考慮に入れて、調査した44発電所の実態に合うように求めたより安全側の再循環限界条件が図-2中の点線で示す直線である。この点線より左上側の領域が放流水温の取水口への再循環の可能性を与える条件に相当するが、図中点線の左側にある○印一点は、比較的外海に面した海域で、取水口と放水口が敷地の互いに反対側の泊地に配置されている好条件のケースであるため、再循環の問題が生じていない発電所である。また点線より右下側の領域が再循環対策上安全な条件を与えるが、図中点線より右側にある●印一点は取・放水口前面水域が埋立地の造成により著しくせばめられ、潮汐流の作用で折々再循環の影響が取水口に及んでいる特殊なケースの発電所である。

ここに提案した再循環の限界条件によれば、取・放水口間の水面上の最短距離（m）は冷却水量の数値（ m^3/sec ）を20倍した値でよい。すなわち

$$L = 20 Q \quad \dots\dots\dots (1)$$

ただし、 L ；取、放水口間の水面上の最短距離（m）

Q ；冷却水量（ m^3/sec ）

たとえば、冷却水量が $30 \text{ m}^3/\text{sec}$ ならば 600 m 以上、

$50 \text{ m}^3/\text{sec}$ ならば 1000 m

以上の距離をとれば十分である。ただしこの限界条件は、平均的な海象条件の下で取放水する場合に、取・放水口の配置間隔の一応の目安を与えるものであって、ひらけた外海へ放流する場合や、内湾でも深層取水設備をほとこす場合などでは、この距離をもっと短縮することができ、逆に、水域の形状や潮流などの海象条件が再循環をうながすような悪条件の地点では、この距離を以てしても不十

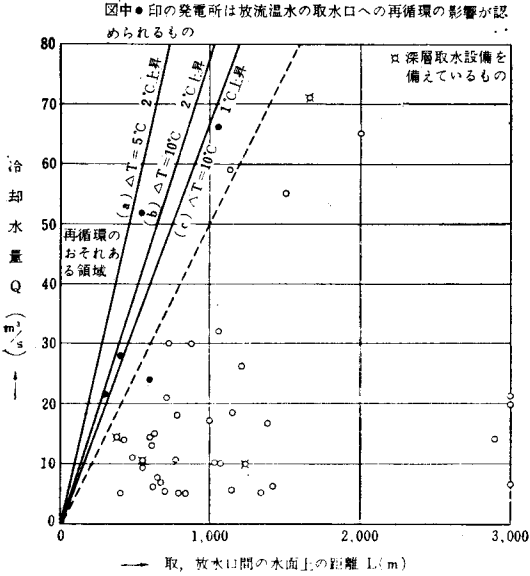


図-2 取・放水口の配置間隔と冷却水量との関係

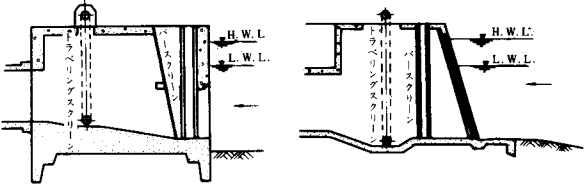


図-3 通常の冷却水取水口縦断面図

分であるということができる。

3 冷却水取排水施設設計のための海象調査

臨海火力・原子力発電所の建設に当って、敷地周辺海域における海象・気象・循環条件の諸調査を実施することは、冷却水取放水構造物の設計のためのみならず、発電所敷地・施設を波に対して防禦する防波堤・護岸などの海岸構造物の設計・施工ならびに竣工後の維持管理等を安全的確かつ合理的に実施するために、建設計画の第一歩に当って行なうべき大切な作業である。海象調査の方法は、従来から行なわれている港湾計画、海岸保全施設計画のための調査方法と特別な違いはないが、特に臨海火力・原子力発電所の建設に当っては、冷却水の取放水施設の設計と対策のために特別な調査事項を附加する必要がある。

海象調査の方法全般については別の資料²⁾にその詳細が論述してあるので、それを参照せられたいが、ここでは冷却水問題に関連した調査の要項を略述する。

(1) 水温調査

海象条件のうち、海水温度の観測は冷却水取放水設備の水理設計上最も重要な要素である。

計画地点の海域内に配置した各点において、潮位、気温、風速風向との関連のもとに、海水温の鉛直分布を測定する。この際同時に各測点の塩分濃度を測定すれば、海域の密度の分布を知ることができ、これによって、水温密度成層の形成状況、河川水の流入や工場廃熱の影響範囲、内湾や埋立泊地内における流動の傾向などを推定することができる。水温分布の測定は、夏期および冬期に各2回ずつ、大潮時および小潮時をえらび、漲潮および落潮の2～3時間の間に実施する。

海域における水温の水平および鉛直分布が明らかになり、冷却水の取水に適した地点がほぼ定まり、特に深層取水を行なう必要性和その可能性が見出されたときは、取水予定地点に自記水温計を設置して、できるだけ長期間にわたり連続的に鉛直分布を定置観測することがのぞましい。

なお、水温調査は、新規計画地点についてのみでなく、既設の発電所において、冷却水深層取水工の効果、冷却水放流による海域での水温拡散性状、放流温水の取水口への再循環等の実態を把握し、増設計画の立案や熱汚染対策の検討を行なうに当たり、流動調査とともに実施すれば、きわめて効果的な資料を入手することができる。

(2) 流況調査

外海に面する海岸附近の流れは、外浜より沖合で卓越する海岸流と、砕波帯附近およびその岸側で卓越する海浜流とに分けられる。海岸流は沿岸海流と潮流とより成り、一般に海岸線に平行して流れる。海浜流は主として波の作用によって生ずる流れで、岸向きの質量輸送流、砕波帯内側の汀線に平行する沿岸流、冲向きの離岸流などより成り、海浜における漂砂現象と密接な関係をもっている。漂砂を対象として海岸構造物を設計する必要のある地点では、海浜流の観測が重要で、海岸流の観測は計画のための予備的知識として行なう程度でよいが、冷却水の放流にともなう海域での温水拡散を検討するためには、海浜流のみならず、海岸流の実態を把握することが大切である。一方、内湾や入江内のごとき比較的外海から隔離された水域においては、波の作用による流れは小さく、潮汐にともなう流動が支配的であって、放流温水の再循環や湾外への熱の逸散等、冷却水関連の問題を検討するために、湾内の潮汐流の挙動を把握する必要がある。

海岸流の調査は、大潮時および小潮時の2回、定点において25時間の継続測流を行なう。通常発電型流速計を用い、流速、流向の観測結果を調和分解して恒流と潮流楕円に分ければ、海岸流の一般的性質を知ることができる。定点観測の補助的手段として、漂流板による観測を実施する場合もある。

海浜流の調査は主として漂砂移動の方向を知るために役立つものである。したがって、測流それ自身だけでは価値が少なく、これと同時に波の観測、海底地形の変化の測定、あるいは底質の調査等を行ない、それらとの関連においてはじめて有効な判断の材料となるものである。波はきわめて不規則に変動し、それによって誘起される流れもまたその程度の変動をともなうものであるから、海浜流の観測は一日以上の長時間にわたり定点において継続観測を行なうと同時に、漂流板や染料の投入による流れの観測を数多くかつ多くの場所で行きかえすことによって、海浜流の一般性を示す資料が得られる。

湾内における流動の観測は、湾内各点に設けた定点において発電型流速計を用いて流速、流向を連続測定する。潮汐の小さい地点では湾内の流速はきわめて小さく、流速計で測定することが困難であることが多い。このような地点では、漂流板による追跡調査がきわめて有効である。

(3) 拡散実験

冷却水放水口から放流される温水の海域における拡散の動向を推定するためには、沿岸海域の拡散稀釈能力を把握することが必要であり、それには計画対象となっている現地でその海域の乱流拡散の性状を実測することが最も確実な方法である。この現地実験において、海域の乱流速度を計器によって測定することが困難であるので、海中にトレーサ物質を投入してその挙動を直接観測する方法がきわめて有効な手段である。実用上最も適当なトレーサ物質は、海水に溶解し、無害でかつ濃度定量が迅速正確に行なえるフローレッセソード等の蛍光物質である。

拡散実験は、対象地点の海域において、濃度 10^{-2} g/l 程度の蛍光物質の溶液約 60 ～ 100 l を船上からある一点に瞬間的に投入し、染料雲の拡散面積とクラウドの中心の濃度を時々測定する。この測定データから拡散係数を容易に算定することができ²⁾、その海域における排水の稀釈拡散の計算を遂行する上の有用な資料を提供する。

(4) 水質調査

冷却水として海水を使用する場合には、淡水と異なって海水の性質上注意すべき事項、すなわち、水質、腐蝕作用、付着性海生物障害等の問題に留意して取水計画を立案しなければならない。冷却水用海水としては、低温で必要量の水量が常時確保できることに加えて、取水設備や復水器に運転上の障害を発生せしめない水質であることが不可欠の条件である。そのためには、海水の水質（物理的性質および化学的組成）の調査にもとづいて、優良で安定した水質の得られる水塊の存在する位置・水深を求めること、河川水の流入点から遠く濁水や浮遊漂流物の影響の少ないこと、内湾や埋立泊地周辺の工場からの有害廃水や都市下水による汚染のないこと、などを確かめる必要がある。

水質調査は通常水温調査と同時に併行して実施する。対象海域の各点において所定の海水を採取し、JIS で定められた工業用水の水質検査法に準拠して検査する。検査項目としては、水色、濁度、色度、pH 値、BOD（生物化学的酸素要求量）、COD（化学的酸素要求量）、DO（溶存酸素量）窒素イオン、硫酸イオン、鉄イオン等が主なものである。取水予定地点が外洋性の海域の場合には一般に海水は清浄であるから、水質汚濁を対象にした検査項目（BOD、COD、各種イオン）は除外して差支えないが、臨海工業地帯の内湾や埋立泊地の場合には、周辺工場の排水口や河川流入部附近の水域について特に詳細に水質を調べることが肝要である。

この水質調査と同時に、取水口前面周辺の底質浮泥の汚染状況を調べる必要がある。すなわち、埋立泊地内などの海水の滞留しがちな水域では水中の溶存酸素が欠乏するとともに、周辺河川から流入する都市下水や沿岸工場から排出される工業廃水によって海底底質に有機汚濁物質が堆積し、硫酸塩還元バクテリアの活動をうながす嫌気性状態が醸成される。このような下地のもとに、還元菌の繁殖

に好適な海水条件（水温 20～30℃，pH 6.5～7.5 といわれる）がととのうと，バクテリアの増殖活動が活発となり，硫化水素，アンモニアなどの分解生成物を多量に発生し，これが取水とともに掃流されて復水器に吸い込まれ，細管の突発的な腐蝕を惹起する。

底質の汚染浮泥の掃流吸込みを防止するために，取水開口部を海底面から高めて設置することも効果的な対策である。しかし，底質の良好な地点に取水口を選定しても，これより離れた地点の汚染底質をしゅんせつ工事などで攪乱した際，有機質汚染浮泥が湾内の潮の流れや深層取水のための底層流に運ばれて，次第に取水口周辺に堆積し，硫酸塩還元バクテリアの活動とともに上述の異常汚染を惹起することが事例からも認められる⁷⁾。これが対策としては，取水口設置後も，周辺の底質物質ならびに海水の分析・監視，海底浮泥の沈着などの予防措置につとめ，かつ，発電所増設工事やその他の海岸工事に当って，海底しゅんせつなどの作業を十分注意深く実施するよう心がける。いったん異常汚染発生の徴候が感知されたときは，塩素等の薬品注入を行ない，状況によっては出力制限（冷却水使用量の制限）を行なって，復水器細管の腐蝕災害を未然に防ぐべくつとめなければならない。

(5) 海生物相調査

臨海火力・原子力発電所が当面している海生物障害としては，付着性海生物による冷却水路通水能障害⁴⁾およびくらげによるスクリーン閉塞障害⁷⁾が挙げられる。これらは近年発電所の運転上重大な問題となっており，その障害緩和対策を立案するために，海生物相の調査は重要な一項目である。

付着生物の種類は地域によって異なり約80種類にも達するが，そのうち付着量の多いものは，ムラサキイガイ，マガキ，フジツボ類，コケムシ類などであって，とりわけムラサキイガイの分布と付着量が顕著である。これら種々の海生物が冷却水取水路の壁面に付着して通水断面を縮小し，さらに循環水ポンプの性能低下，復水器細管の閉塞などの障害を起す原因となる。これらの海生物は一般に幼生浮遊期に水路壁面に付着して成長するものであり，また塩素に対する抵抗性は成体よりも幼生期の方が弱いから，幼生の発生時期をねらって重点的に塩素注入を行えば，最も効果的な付着防止対策となる⁸⁾。それゆえ，対象海域における付着生物の種類，数量，幼生プランクトンの発生時期を中心とした生活史，水域内での立体的分布などの調査を行えば，これによる障害を極力さけ得る取水口的位置，深さの選定や，またその後の効果的な防除対策の立案に役立つものである。

ミズクラゲによるスクリーン閉塞障害は，一般に気温，海水温の高い年の5月から7月にかけて，取水口が海に面して開いている発電所において被害が顕著となっている。これまでの調査結果から判定して，くらげによる事故を軽減防止する対策としては，くらげの群集の移動が潮流および風向に關与していることから，冷却水取水口の配置を四囲の循環条件に対して適切に選定し，かつ取水口の形式をくらげの浮遊帯から考えて深層取水方式にする，などが考えられる。したがって，くらげによる被害を防止するための調査としては，計画地点におけるくらげ発生の可能性を予測する生態学的調査，くらげ群集の流動を支配する当該海域周辺の流れの調査，他地点におけるくらげの生態と被害歴の実態調査等を行なうことが必要である。

(6) 漁況調査

臨海火力・原子力発電所が比較的外海に面した海岸に立地し，大量の復水器冷却水を取水・放水する場合，周辺海域の水温が上昇し，また流れの状況が変化して，水産生物の環境に影響を与える問題が，近年漁業者の重大な関心事となっている。特にわが国における原子力施設の海岸立地の趨向から，原子力産業と地域社会との共存共栄をはかるために，海産生物の生態と循環の実態を把握して，水産業へ及ぼす影響を極力回避できるような設計上の対策を立案すべきである。

冷却水の海域への放流にともなう流動と熱拡散について，これまで多くの火力・原子力発電所の計

画に当って実施してきた研究結果によれば、流れと水温の影響範囲は一般に敷地のごく周辺の水域に限られており、水産生物の環境に重大な影響を与えるという結論は少なくとも理論上の数字の上からは得られていない。しかしながら、従来の検討対象の冷却水量が最大 $100 \text{ m}^3/\text{sec}$ 以下であったのに対して、今後予想される計画地点で $200 \text{ m}^3/\text{sec}$ を越える冷却水量を取放水することになれば、現状での判断を修正しなければならない事態が生ずることになるかもしれない。それゆえ、冷却水の海域への放流による影響を推定する手法の研究を一層発展させ、気象・海象の種々の要素を考慮したより精度の高い解答を求めることにつとめ、また運転を開始した発電所について現地調査を行なって、流動および水温拡散の実態と漁業への影響を明らかにすることが必要であるが、一方では、計画地点の周辺水域における海生物の分布、漁場の位置とその実情（漁獲量、過去の豊凶の歴史）、漁場周辺の海象（特に流れと水温）の実態を調査し、これらの事実を冷却水の取放水設備の設計に反映させることが大切である。この調査は建設の前後を通じて施設者と漁業者が協力して行ない、事実を理解し合うことにつとめることがのぞましい。

従来、水温や流れに対する魚類の感覚についての個々の研究は多く、その変化が魚類の行動に影響することは知られているが、水温上昇や流れの変化のために魚が生息なくなるとか、死滅するという事にはならないのである。一般に魚類の温度に対する順化は、低温に対してはおそいが、高温に対しては非常に早い。魚が自然水域で高温に遭遇した場合を想定すると、自らの適温水域に逃避移動してゆくこともあろうが、そこにとどまるときは急速に順化して、致死限界温度はもちろん、活動に至適な温度も高まって、その結果死亡その他の異変を見ることは少ないであろうと予想される。事実自然水域では低温による魚の浮上とか異常大量死亡現象が観測されているけれども、高温による被害はほとんど知られていない。このことから、回遊性の魚類に対する冷却水放流の影響は、水温の面ではほとんど問題になることはなく、放流による海域の流れの定常的な変化が魚道を変えるおそれがあり、調査計画に当って留意すべき事項である。

一方において、復水器通過時の熱影響によって、海生物の好餌である海水中のプランクトンの損壊死滅が憂慮されるという論議もある。これについて英国における調査例によれば、火力発電所の冷却水放流水中における動物性プランクトンの生存が確認されている。また植物性プランクトンの増殖生理に及ぼす熱照射の影響を培養法によって検討した研究¹⁹⁾によれば、熱処理による被害率について表-2のような結果が報告されている。一般に復水器細管を通過する6~7秒*)の間に7.5℃前後昇温し、この温度影響が放水口に到達するまで数分間程度持続するものとすれば、表-2の実験結果から冷却水中の植物性プランクトンの被害は25%程度にすぎず、しかも冷却水量そのものが海域をあらう沿岸の流れに比して1%以下とみなされるから、復水器通過による排水中のプランクトンの被害は無視しうるものと考えてよいであろう。

表-2 植物性プランクトン(*Skeletonema costatum*)
の熱処理による被害率(=1-生存率)

上昇温度	熱照射時間	3分		
		10分	60分	
+	7.5℃	0%	25%	45%
+	15℃	50%	55%	80%

基準海水温度 15℃

これに対して、養殖場や定着海生物に対する冷却水放流の水温の影響は問題とすべき点が多い。

マガキなどの貝類では、受精卵の発生適温は23~26℃で、高水温(28~30℃)と高比重(1.024~1.025)の相互作用により産卵障害を起し、凶作となることが知られている。真珠の母貝であるアコヤガイの場合には、発生期の7月上・中旬が高水温(28~30℃)の年は豊作で、25℃以下の水温

*) コンデンサーチューブの長さ14m、管内流速2m/secとして通過時間7sec

が続く年は凶作であるといわれている。貝類の養殖は1ヶ年の養殖期間のうち冬期をはさむ数ヶ月は低水温のため成長がとまり、アコヤガイなどでは避寒しないと死滅する危険の起ることさえある。この点からはむしろ冬期の放流温水の影響がのぞましいということになる。

テングサでは、秋から冬にかけて水温が低く、夏期に水温が高いほど豊作となる。ワカメは一年草で、夏、発芽体から受精して、冬から春にかけて繁茂するが、この植物体の時期は高温に弱く、その生長適温は10℃内外で10℃を越えると著しい収穫減となり、15℃ではほとんどゼロとなる。一方、夏期の水温が生育深度で30℃を越すと発芽体の越夏に致命的にひびくおそれがある。

ノリは、水温降下がゆるやかな年、すなわち11月12月頃に順調に水温が下らず長く停滞したり、逆に一時的にでも上昇したりする年にはクサレ病などの伝染病や生理障害が蔓延し易く、凶作の直接原因となる。したがってノリ養殖場に対する放流温水の影響は、それが定常的にその水域に影響しているならば、余程の高温とならない限り特に有害ではない。しかし、日頃は温水放流の影響を受けず時たま潮流や風の具合で温水が流入するノリ養殖場では、クサレ病被害の発生するおそれが大である。

以上のように、冷却水放流による温水の養殖場や定着海生物に対する影響は、その問題となる時期、水温上昇程度が種類により様々であり、また必ずしも明確に法則化されているわけでないが、建設計画に当って、それぞれの海生物の生態と環境の実態を把握して、水産業へ及ぼす影響を極力回避できるような設計上の対策を立案すべきである。

(7) 敷地周辺の諸計画の調査

発電所計画地点が臨海工業地帯や港湾水域内に立地する場合、竣工後何年かの間に、建設の時点には存在しなかった企業が周辺に進出して廃水、排熱を放出したり、大規模な埋立造成地や防波堤などの港湾施設が造られて、水域面積が狭小化したり潮汐による流れが変化したりして、低温水の取水障害や放流温水の取水口への再循環などの問題を惹起することがある。このような敷地周辺の将来の状況を予測して冷却水の取放水設備の設計を行えば、発電所運転への障害が将来とも発生することはない。このために、海象調査とは別個の性格のものであるが、敷地周辺に進出が予定されている企業の工場廃水・排熱の計画、港湾施設計画、埋立造成計画等の調査を行ない、資料の蒐集につとめて、計画の予測の上に立った設計を行なうことが必要である。

(8) 建設後の観測調査

以上に述べた種々の海象要素の観測調査は設計施工に先立つ計画の段階で実施することを前提とするが、さらに工事中および工事完了後においても必要な項目について観測調査を実施し、計画の修正設計の妥当性、施工した構造物の合目的性、工事の影響による環境の推移等を明らかにすることが必要である。冷却水施設に関連しては、深層取水工の効果の実測、冷却水放流による海域での水温拡散性状の実測、防波堤で遮蔽された取水泊地内の静穏度の調査、構造物構築にともなう海岸変形や漂砂現象の調査等を竣工後の発電所において実施すればいわゆる実物実験の貴重な資料を入手することになり、研究の発展、技術の進歩に有力な貢献をなすものであると考える。

4 発電所立地に対する冷却水取放水口の形式・配置の予備的検討¹⁾

これまでに建設された臨海火力・原子力発電所の数多くの実績、および当所における冷却水取放水施設の設計ならびに対策に関する研究の成果にもとづいて、発電所の立地選定の段階で、あるいは選定された立地条件について、冷却水取放水口の形式と配置を予備的に検討する上のいくつかの知見を述べる。一般に冷却水取放水口の配置は、敷地に対する発電所施設全体のレイアウトとの関連で決まることが多いが、対象海域の規模、特殊な海象条件、漁業補償問題などの制約条件から、冷却水施設

の配置を優先して考慮しなければならない場合もある。

(1) 外海立地

(a) 外海に面する立地の場合には、波に対する防護対策を第一に考慮する。さらに砂質海岸であれば、漂砂対策に十分な配慮を加える。水質汚染や放流温水の再循環などの問題は内湾立地の場合にくらべて重大でないことが多い。

(b) 冷却水量が $30 \text{ m}^3/\text{sec}$ 前後までであれば、海底取水管による方式が波浪対策上適当である。

($30 \text{ m}^3/\text{sec}$ に対して直径 3.6 m の鋼管 2 本程度でよい。) ただし、遠浅の砂質海岸では、取水先端部を沿岸砂洲の消長する地点より沖合に設ける必要があり、通常取水管路の延長は数百 m に及ぶことがあり、施工上必ずしも容易な計画ではない。(例・原電、東海発電所)

また最近、大型ケーソンによる取水塔構造で取水し、水路橋または海底トンネルで導水する方式も計画されており、取水塔を砕波帯の沖側に設ける案と砕波帯より岸側に設ける案について、取水にともなう水理特性や構造物の耐波性等の水理設計上の研究が進められている。

(c) 冷却水量が $30 \text{ m}^3/\text{sec}$ を超え、最大数百 m^3/sec の大量に及ぶ場合には、海浜に防波堤による外廓施設を設けるか、あるいは堀込港湾形式として、外海からの波の作用を遮蔽し常時十分な静穏度を確保し得る取水泊地を形成せしめ、この泊地内に取水口を設けて取水し、泊地外へ放流する。(例・東京電力、福島原子力発電所) 敷地附近に良好な港湾がなく、燃料や大型機器の荷役のために発電所専用の船舶接岸施設を必要とする場合、この取水泊地を港湾施設と兼用して設計すれば、工事は大規模化するがそれをつぐなうに足る効果的な計画となる。

(d) このように、一般に外洋性の海岸に地点を選定した場合には、発電所敷地の波に対する防禦をはじめ、取水放水構造物や荷役施設の設計・施工・保守の各面で種々の困難な問題に遭遇することを覚悟しなければならない。それゆえ、でき得るならば立地選定の段階で、海岸工学的な条件についても考慮を加え、敷地附近の波や漂砂に対して遮蔽性の優位にある天然の海岸地形を利用して安定した構造物を設置する計画を立案することがのぞましい。

(e) 外海立地の場合には、冷却水放水口は汀線附近に開口させ、放水口敷高を干潮面以上に置き、いわゆる段落ち方式で直接外海へ放流することが、波や漂砂に対しても有利であり、かつ経済的な設計となる。この場合、放水口からの放流々速を特に低減させる必要もなく、むしろ流速低減のために放水口を拡幅したりすると、かえって進入する波のエネルギーが収められて水路構造設計上の困難をまねく。放水口からの放流温水が自己の取水口へ再循環する問題も、泊地内取水や海底取水の方式がとられる限り、まず問題を生じないと考えてよい。

(f) 外海放流の場合に最も慎重な検討を要すべきことは、放流水の海域における流動と熱拡散が水産業に及ぼす影響である。それゆえ、敷地周辺海域における漁場や養殖場の実態を調査し、それらへの影響を極力回避でき、漁業補償が円満に解決できるような放水口の位置・方向・寸法(放流々速)等の設計上の対策を立案すべきである。

(2) 内湾立地

(a) 内湾立地の場合には、外海立地のとき波浪や漂砂対策上の問題が少ないかわりに、取水の水温、水質や、放水の再循環などの問題が設計上の重要な検討事項である。

(b) 同一湾内で取放水する場合の取、放水口の配置間隔の目安としては、2.2節で提案した再循環の限界条件を与える次式；

$$L = 20 Q \dots\dots\dots (1)$$

ただし、 L ；取放水口間の水面上の最短距離 (m)

Q ; 冷却水量 (m^3/sec)

を用いて概略検討する。

湾の規模が比較的大きく、対象海域が開放型である場合には、上式で与えられる配置間隔が得られれば、一応取水口は通常の表層取水形式でよいと考えられる。一方、比較的せまい入江や閉塞型の埋立泊地の場合には、上式で与えられる配置間隔が得られても深層放水設備を採用することがのぞましい。

- (c) 閉塞型の入江や埋立泊地内に立地する場合、理想的には、敷地が面する海域から最短距離で取水し、多少水路延長が長くなっても別の海域もしくは外海へ放流することが、再循環対策上はのぞましいことである。しかし立地条件がこのような配置を許されなければ、同一水域内で取水・放水を行なうこともやむを得ない。この場合の設計上の前提は、取水口は深層取水方式とし、放水口は湾内水温成層の安定と船舶航行への安全対策上 0.5 m/sec 以下の低流速で表層流出方式とする。

- (d) 閉塞型の同一入江内で取水放水することの可能性の限界の目安は、次式の条件を以て判定する。

$$\frac{Q}{A} < 3 \times 10^{-5} \text{ (m/sec)} \quad \dots\dots\dots (2)$$

ただし、 Q ; 冷却水量 (m^3/sec)

A ; 対象海域の水面積 (m^2)

この条件は、いくつかの計画地点について湾内の熱収支計算を行なった結果にもとづき、湾内表層平衡水温が $Q/A < 3 \times 10^{-5}$ において急速に減少する事実から求めたものである。

- (e) 閉塞型の同一入江内で取放水する場合、敷地の条件が許せば、湾口に近い所に深層取水口を設け、湾奥部に放水口を設ける方がのぞましいものと考ええる。それは、一般に湾奥部は水深が浅く深層取水工の設計が困難であること、湾奥部は水塊が滞留し勝ちで工場廃水排熱や都市下水の流入による汚濁が漸増し、深層取水施設を以てしても有機質汚染のおそれが生じ易いこと、湾奥部に放流すれば冷却水による汚濁水域の浄化に寄与できること、などのためである。しかし、湾奥まで水深が一樣に深い地形であるとか、あるいは深さ10m前後の航路の開さくによって、深層低温水が外海から補給されることが保証される場合には、湾奥部に深層取水方式の取水口を設けることも可能である。(前者の例・九州電力・大分火力発電所、後者の例・原電・敦賀原子力発電所)

- (f) 同一湾内で取放水する場合、温水の表層放流によって水域内の水温成層が安定化し、年間を通じて深層取水の効果が期待できる。しかし、放流水の流速が局部的に大であると水温成層の安定がやぶれ、表層が下層と混合して深層取水口に表層温水が混入するようになる。

水温成層が安定を保つような表層と下層の相対速度 v は次式によって判定する。

$$\frac{v}{\sqrt{g \frac{\Delta \rho}{\rho} h}} < 0.8 \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここに、 h ; 表層の水深 (m)

$\Delta \rho / \rho$; 表層と下層の温度差による相対密度差

もしくは

$$v < 0.20 \text{ (m/sec)} \quad \dots\dots\dots (4)$$

水温成層の安定を保持する対策としては、放流流速を均一かつできるだけ低流速とするような放水口形状を設計するか、あるいは、冷却水の放流による流動速度が取水口周辺で水温成層の安

定をやぶらないような値に低減する距離だけ取、放水口の間隔を離すことが必要である。

- (g) 取水口と放水口をそれぞれ別個の海域に設ける場合においても、取水海域が臨海工業地帯に囲まれた埋立泊地や掘込水路の場合には、潮汐による湾内外水の交換が十分に期待できず、周辺企業からの工場排熱によって水域の表層が温められ、かつ工場廃水や都市下水の流入によって水質の汚染が著しく、浮遊漂流物も多いのが一般である。このような水域では、たとえ放水口を別個の海域に設けるとしても、水温、水質の両面から深層取水設備を設置することが要求される。(例・関西電力、堺港火力発電所)

- (h) 外海立地、湾内立地のいずれについても言えることであるが、特に湾内立地の場合、当面の計画に対する冷却水量については取放水口の配置や規模が適切であっても、増設計画を具体化する時点において既設の取放水施設に運転上の支障や改造の必要を生じたり、あるいはその後の埋立造成地や防波堤などの港湾施設の完成によって、海域が狭小化したり潮の流れが変化したりして、再循環問題が惹起するような事例が多い。それゆえ、発電所自身の増設計画を考慮に入れることはもとより、当該海域周辺の施設計画をあらかじめ調査して、予測の上に立った冷却水施設の設計を行ない、近い将来に禍根を残さないような計画を実施するべきである。

大略以上のごとき考察によって、発電所立地に対する冷却水取放水施設の形式・配置の予備的検討を行なったならば、その原案を具体化するために必要な海象要素の実測調査を効果的に実施し、その調査結果を慎重に考慮して取放水構造物の詳細設計を実施する。

5 海域における水温成層の実態と放流温水の挙動－深層取水の可能性

海域における水温の鉛直分布を調べると、一般に水温躍層（水温の鉛直分布の勾配が急で、上層温水と下層冷水との境界面とみなされる層）より上層ではほぼ一定の水温を示している。この部分は水温ばかりでなく塩分したがって密度もほぼ一定で均質の海水から成っていて、いわゆる表層混合層を形成している。風などの外力作用によって上下2層の混合が進んでくると、中間層が発達して密度鉛直分布は連続的になる。表層が夏季、日照によって加熱されると、鉛直安定度 $E = (1/\rho)(\partial\rho/\partial Z)$ がきわめて大きくなるため、Richardson 数 $Ri > 1$ （安定）となり下層水との鉛直混合が起りにくくなる。

さて、湾内の水温と外海の水温とでは若干異なることが予想される。それは、外海の場合、表面水温が最終安定温度に近づこうとする反面、吹送距離が長いために深層水塊との混合によってその混合程度が表面水温を決定する大きな要素となるが、一種の閉塞水域を形づくっている湾内ではこの深層水との混合が少なくなって、在来の外海表面水温とは若干異なる水温となることが予想される。事実、各地の湾での水温調査の結果、表面水温は入江の内外では1～2℃程度相違していることがある。このことから、深層水温についても湾内と外海とでは相違があり、また湾内で莫大な熱量が放出される場合、逐次その熱が下層に拡散して次第に湾内の水温上昇が起るのではないかという疑問がもたれる。これらの疑問点を無くするために現地調査を実施してきた結果、判明した諸点は次の通りである²³⁾。

- (a) 湾奥より湾口に至るまで密度の不連続面は水平成層状態を呈し、湾内深層水温は湾外深層水塊と同様の水温を示している。そしてこの躍層の位置は海面下3～4 m程度の深さにあり、湾ごとにより大きな変化は認められない。
- (b) この水温躍層は、干満による潮位変化にかかわらず安定しており、表層はほぼ一定の厚さを保って干満とともに上下する。
- (c) 湾内に顕著な水温躍層が存在している場合には、放出された温水水塊はこの躍層を通じて下層に拡

散することなしに、表層附近の水塊と混合を生じる傾向にある。M火力発電所における冷却水の放流に関する現場観測データを解析した結果によると、水平熱拡散率は鉛直方向のそれのおよそ50倍以上の値を有しており、前者の影響が後者よりもはるかに効果的であることがわかる。

したがって、海域には一般に強い異方性の場が存在しており、放水口からこの海域に放出された冷却水の水温は、大気との熱交換による表面冷却のほか、放水口近傍での下層水の加入および低い温度を有する周囲の海水との水平混合によって逐次低下する。

- (d) 風の吹送によって水温躍層が低下する現象が起こる。この事実は図-4の実測例からも明白であり、和田の理論研究¹⁰⁾によっても証明されている。数値計算の一例によれば、湾長2 km程度の湾において、上下2層間の温度差が $5^{\circ}\text{C} \sim 7^{\circ}\text{C}$ であって、常時 6 m/sec の風が湾奥に向って吹送していれば、湾奥での水温躍層の低下量は $0.80 \sim 1.10 \text{ m}$ にも達する。それゆえ、湾奥方向に風が卓越するような地点では、風による水温躍層面の低下を考慮して深層取水工の設計を行なうことが必要である。

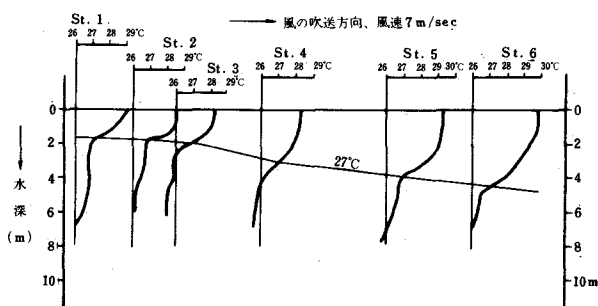


図-4 風の吹送による水温躍層面の低下の実測例

- (e) 放水口から放出された放流温水は、一つはその慣性モーメントのため、一つはその低密度のために上層流れとして海域表層を流下する。この上層内の冷却水の流れはある面で下層に対して接線応力を作用させ、これが海底に沿って放水口へ向かう補償

流の介入を促し、放水口附近で湧昇運動を惹起せしめることになる。これは低密度の表層水が海岸から沖の方へ輸送され、連続条件によって表層下の密度の高い水が海岸直前に湧き上るために生じる現象である。冷却水の放水口に限らず、一般の海岸においてもこの現象は現われる。

当所において各地の火力発電所の冷却水の放流の挙動を現場実測してきた結果によれば、冷却水放水にともなう湾内表層流出によって、下層において外海水の流入現象が生じていることが認められる。したがって表層と下層との間で相対速度が大となるころでは、下層からの湧昇運動が起っているものと思われる。図-5は冷却水放出による流速分布の実測結果の一例で、放水口附近に向岸流の生じている状態がよくわかる。

この湧昇流現象の存在は、密度鉛直分布の連続分布の場において、流動と熱拡散との相互干渉を理論的に解

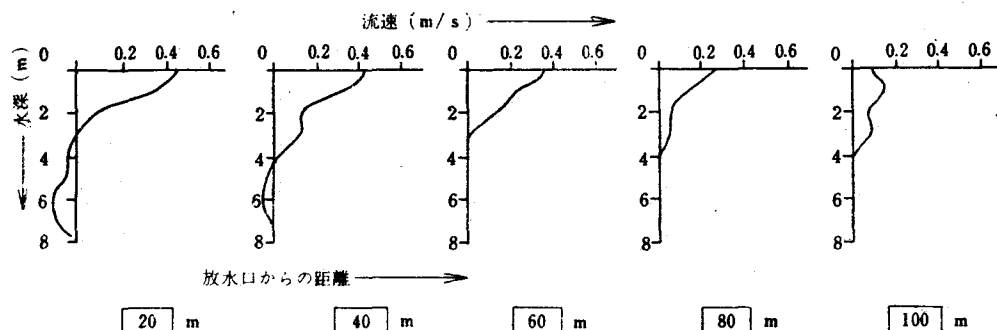


図-5 冷却水放水による流速分布の実測結果の一例

析した和田の研究¹⁹⁾²⁰⁾によっても確認されており、この事実から、冷却水放水口の近傍においては下層低温水の加入による混合によって主に放流水の水温が低下し、放水口から遠ざかるにつれて次第に海域の渦動拡散による混合が冷却を支配するようになるものと考えられる。

以上の各項にのべたように、これまでの調査研究の結果から、海域における水温成層の形成の実態と温水放流による水温成層の安定化が確認され、深層低温水の選択取水の可能性もまた保証されたことになる。

6 深層取水の必要性—深層取水設備の設置によつて得られる利点

一般に海水は大気輻射によってその表面が暖められ、特に沿岸水域の海水は盛夏期において表層と下層との温度差に起因する密度差によって、明白な温度成層を形成する傾向をもっている。加うるに臨海工業地帯で囲まれた湾内や埋立泊地内においては、この傾向は一層顕著になる。したがってこのような立地での発電所の建設に当っては、冷却水取水の第一要件である低温の所要水量を確保するために、温度成層に着目して、その下層の温度の低い海水を取り入れる施策が必要となる。

深層取水設備の配置によって得られる利点は次のようである。²¹⁾

- (a) 低温の深層水を取水することによって、一般に夏季、プラントの熱効率の向上が期待でき、燃料費が節約できる。自己の放流温水の取水口への再循環や周辺工場からの排熱等によって、取水海域の表層水温が復水器設計最高水温をこえるおそれがある地点では、深層取水設備の設置は必須であり、その効果は、年間を通じて期待される。
- (b) 深層水を取水することによって、常時良質の水が確保できる。取水海域の周辺河川から流入する都市下水および沿岸工場から排出される工場廃水の汚染水の主体は淡水で密度が小さく、これらは湾内の上層水の一部を形成するので、深層水を取水することによって汚染度の少ない良質の冷却水が得られる。
- (c) 深層取水設備によって、海面附近を浮遊する塵芥、漂流物の取水口への流入を阻止することができる。
- (d) 水路に付着する海生物の幼生プランクトンやスクリーン閉塞障害をひき起すくらの浮遊帯も大部分表層2～4mの範囲にあり、深層取水設備によってこれら海生物障害を緩和することができる。
- (e) 低温の深層水を取水することによって放水温度を低下させることができる。復水器による上昇温度は普通7℃前後であるから、放流水の温度は海域水温(＝取水温)よりも7℃高くなるが、深層取水を行なって海域表層水温よりも仮に4℃低い下層水を取水するものとすれば、放流水の温度は海域表層水温よりも3℃だけ上昇するに過ぎず、再循環による自己および他工場の冷却水水温に与える影響や温水拡散の漁場等に与える影響をそれぞれ低下させることができる。
- (f) 深層取水設備は夏季高温期のみならず、冬季においても有利である。海域の水温構造は夏期表層が高温、下層が低温であり、この温度成層形成の期間に深層の低温水を取水するのが有利であることは明らかであるが、冬期においては通常水温鉛直分布が一様となるか、あるいは逆に表層よりも下層の水温の方が2～3℃高くなる。復水器の設計要件として復水の過冷(復水の温度が規定真空度に対する飽和温度以下になること)はさけるべきであって、この面から冬期においても深層から取水する方が有利である。
- (g) 外海に面した海域においては、海底取水管等の深層取水方式の設備を用いることによって、取水路内への波浪の侵入を阻止し、またポンプ槽における波動を減衰することができ²²⁾、冷却水ポンプの安定した運転が保たれる。

以上に列挙した深層取水設備の利点から、それぞれの地点に応じて、深層取水の必要性を判定することができる。

なお、深層取水工の設置が発電所の運転上絶対必要条件であると判定し難い地点では、その妥当投資額を検討して、深層取水設備の設置の可否や最適な構造形式、寸法、施工方法等を決定することが必要である。深層取水施設に対する妥当投資額の算定には、その設置による利点に寄与する各種のファクターを考慮すべきであるが、簡単には冷却水取水温度のみに着目し、深層取水設備を施した場合と施さない場合との年間の熱消費率の変化を積算し、燃料費可能節減額を算出すれば、深層取水設備建設費の経済限界を評定することができる。

7 深層取水工の水理設計

7.1 深層取水工の形式

深層取水設備として適当と考えられる基本形式には、次の2種のものが考えられる。⁶⁾

(a) カーテンウォール方式

(b) 海底取水管方式（水平型、鉛直型）

これら各種形式の深層取水工の略図を図-6に示す。

(a)のカーテンウォール式の深層取水設備は、取水口前面を囲ってカーテンウォールを海面下へ下ろし、このウォールの下端と海底との間の開口部から低温深層水を取水する方式である。通常通水口の背後にポンプ室を設け、ここから管路で復水器へ送水する。この方式の

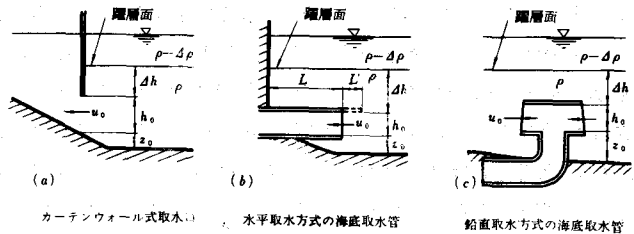


図-6 深層取水工の各種形式

取水工は、取水口設置地点の前面にある必要程度の水深が確保できる地点に適し、埋立泊地内や掘込港内などで取水口前面が浅くても、部分的に海底を掘さくしゆんせつして泊地内の航路と連絡することによって外海に通ずる底層水を取水することができる。さらに、既設の表層取水口を深層取水方式に改造する場合にも、運転に支障なく施工することができる利点があり、比較的ひろく適用が可能であるが、特に大容量取水の場合に有利な構造物である。

一方、海底取水管方式の深層取水設備は、深層取水が可能であるような水深の沖合地先まで鋼管、鋳鉄管、コンクリート管などの取水管を海底に敷設する方式で、取水口設置地点の水深が浅く、あるいは遠浅な地形であって、かつ取水量が比較的小なる場合に適する。さらに、取水口前面の水深が大であってカーテンウォールの設置に適する地点であっても、船舶の航行・接岸荷役等のために海面を占有することが不可能な場合や、波浪の影響が大であって強度上からカーテンウォールの設置が困難であるような場合に適する。管路径に限度があり（これまでの施工例では、内径3.6m、取水量16.5 m³/secが最大）、取水量に応じて管路の本数をふやさなければならないので、大容量の場合にはカーテンウォール方式よりもコスト高である。しかし海底地形に応じた臨機応変の施策をたてることが可能であって、外海、内湾をとわずかなり広く採用されている。これには図-6に示すように水平取水方式と鉛直取水方式の2通りの形式が考えられ、その優劣は設置地点とそれぞれの取水特性から得られる構造物の規模によって異なる。両者とも海底面から適当な高さだけ上げて設置することによって、取水特性を良好にするばかりでなく、海底面の砂粒や汚染浮泥の流入を防止する上で、カーテン

ウォール方式よりもすぐれた効果を示す。また、取水管の長さと着水槽の水面積を適切に選定すれば外海の波浪による圧力変動がポンプ運転に及ぼす影響も除去することができる。

7.2 水理設計法の概要

密度成層が形成されている水域において、底層水を選択取水するいわゆる深層取水の水理特性に関しては、M. I. T. において Harleman らが行なった鉛直ゲート下部からの取水に関する実験的研究^{11) 12)} や鉛直型円形呑口の3次元実験に関する研究¹³⁾があり、筆者らも電力中央研究所において、冷却水の深層取水工を直接の対象として一連の基礎的な研究を行ない、2次元的な接近流を考えたカーテンウォール方式¹⁴⁾と3次元的な接近流を考慮した海底取水管方式¹⁵⁾の両者について、下層水のみを取水する限界取水特性を明らかにし、その結果にもとづいて各種深層取水工の水理設計法を提案した¹⁶⁾。このほかに、深層取水の point sink への流れを解析した日野・大西の研究^{17) 18)}はこの種問題の理論的アプローチとして評価さるべきものであり、また密度の連続的な鉛直分布の場合における鉛直型円形呑口の取水特性を取扱った岸・加藤らの研究¹⁹⁾も興味深い。

本文においては、筆者らの行なった研究結果を適用して深層取水工の水理設計法の概略を述べることにする。なお、詳細については、拙著「火力発電所冷却水深層取水工の水理設計」（発電水力、16/92、昭和43年1月）を参照せられたい。

設計法としては、限界取水のための必要最小水深を与える経済的な方法と、限界取水時の躍層面の安定を保つような取水流速を規定する方法とがある。前者の経済的開口高を求める設計法は、開口部設置地点を水深のできるだけ浅い箇所に選び、かつ開口部寸法を必要最小にするという経済的な観点に立った設計法であるが、その結果から導かれる平均取水流速はともすれば大きくなりがちである。それが設計理論上は許容される流速値ではあっても、大きな平均取水流速は躍層面での乱れ混合を助長し、上層温水の混入を帰結するから、実施設計の面からはさけるべきである。そこで取水開口部における平均流速を躍層面に不安定な動揺を与えないような値に規定して、この条件下で限界取水特性を満たすような諸量を求める後者の方法が実際の設計であるということができる。

深層取水工の設計に当っては、まず取水口設置地点の対象海域において水温分布を主とした現場実測を行ない、水温成層の実態を把握し、深層取水の可能性を検討する。沿岸海域の水温成層の形態は時期および地点により異なり、当該地点での実測結果を判断して設計条件をきめるべきであるが、一般には夏期の自然状態において躍層までの深さ3～4 m、表層と下層の水温差3～5℃（ $\Delta\rho/\rho = 0.0010 \sim 0.0017$ ）を設計に使用する。また、二成層間の相対密度差が 10^{-3} のオーダーのときは成層境界面が安定を保つための2成層の相対速度は0.10～0.15 m/secと見積られるから、取水開口部における設計平均流速としては0.10～0.20 m/secにとるのが妥当である。深層取水工の設計に当っては、上層温水を混入しないような限界取水（混入率0）の条件について行なうのを原則とするのがのぞましいが、ある程度混入率を許容すること（たとえば、海面水位が干潮時の時にのみ混入を許す、など）によって、施工、材料の面で著しく経済的となるような場合には、限界取水条件を緩和した設計を行なうことも必要である。

(1) 限界取水時の躍層面の安定を保つような取水流速を規定する設計計算法

図-6に示すような記号を用いる。

b ; 取水開口部（長方形）の幅

h_0 ; 取水開口部の高さ

Δh ; 躍層面から開口部天端までの深さ

Z_0 ; 海底面から開口部敷までの上り

L ; 開口部先端から背面地形（岸壁など）までの水平距離

L' ; 開口部天端にとりつけるひさしの水平突出長さ

$\rho - \Delta\rho$; 表層温水の密度

ρ ; 深層低温水の密度（ $\Delta\rho$; 上下2層の温度差による密度差）

Q ; 躍層面以下の深層水のみを取水する限界の最大取水量

u_0 ; 限界取水条件における開口部での平均流速

$$u_0 = Q / b h_0$$

(a) 水平取水管の場合（ $b = n h_0$ の長方形呑口）

3次元的な接近流を考慮した長方形呑口の水平取水管において、下層水のみを取水する限界取水条件式は次式で与えられる。

$$F_{i0} = C \left(\frac{\Delta h}{h_0} \right)^{3/2} \dots \dots \dots (5)$$

$$\text{ただし, } F_{i0} = \frac{u_0}{\sqrt{g \frac{\Delta\rho}{\rho} h_0}}, \quad u_0 = \frac{Q}{b h_0} = \frac{Q}{n h_0^2}$$

(5)式中の C は接近流の流速分布に関する係数で、呑口形状および周辺地形を規定する諸量、 $l = L/h_0$ 、 $m = Z_0/h_0$ 、 $n = b/h_0$ 、 $l' = L'/h_0$ の関数として、図-7および図-8に示すように実験的に定められる。図-7は限界取水特性におよぼす海底面および背後の地形地物（護岸など）の影響を示したもので、取水管開口部の位置が海底面より高いほど、あるいは呑口背後の水域の余裕が広いほど、同一の Δh および h_0 に対して限界取水量は大となることがわかる。この図は開口部の形状が幅4；高さ1の長方形（ $n = 4$ ）に対するものであるが、実験の結果、幅2；高さ1の長方形開口部（ $n = 2$ ）に対する係数値は $n = 4$ に対する同一条件下の値と全く等しい結果を示しており、取水特性に及ぼす呑口形状（長方形の縦横比）の影響は $n = 2 \sim 4$ の範囲では支配的でない。ただし、 n がかなり大きくなれば、開口部両側からの3次元的な流入の効果にくらべて2次元的な流入が支配的となり、係数値の小さくなる傾向が推定される。

一方、図-8は取水開口部の天端に突出せしめたひさしの限界取水特性に及ぼす影響を示しており、水平型ひさしを突出せしめたことによる限界取水量増大の効果が明らかに認められる。反面、傾斜型ひさしは水平型ひさしにくらべてその効果は劣り、かつこの場合には呑口背後の水域の広さはほとんど無関係となる。

取水流速を規定する設計計算においては、(5)式より

$$h_0 = \sqrt{\frac{Q}{n u_0}} \dots \dots \dots (6)$$

$$\Delta h = \left(\frac{u_0}{c \sqrt{g \frac{\Delta\rho}{\rho}}} \right)^{2/3} h_0^{2/3} \dots \dots \dots (7)$$

となる。開口部における平均取水流速 u_0 を規定すると、与えられた最大取水量 Q に対して(6)式より h_0 が求まり、ついで(7)式により Δh が求まる。すでに述べた

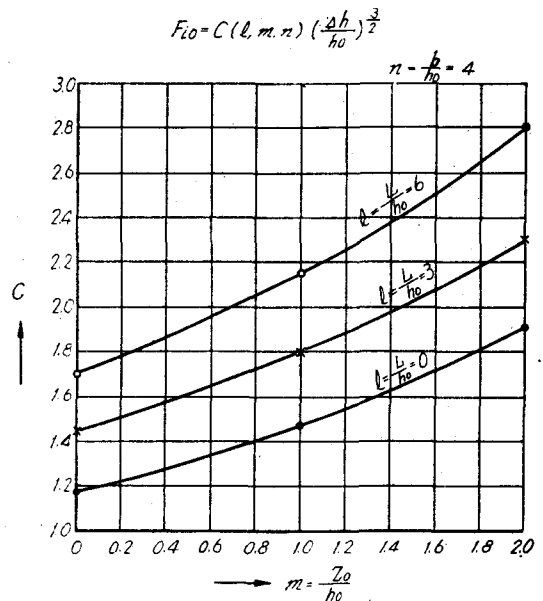


図-7 水平取水管の限界取水条件取水特性実験式中的実験係数

ように、開口部における平均取水流速の規定値としては、 $u_0 = 0.10 \sim 0.20 \text{ m/sec}$ とするのが妥当である。

$\Delta\rho/\rho=0.0017$ (温度差 $\Delta T=5^\circ\text{C}$ に相当),
 $n=4$, $C=1.17$ ($l=0$, $m=0$) とし,
 $u_0=0.10 \text{ m/sec}$, 0.20 m/sec および
 0.30 m/sec の規定取水流速をパラメータとして(6), (7)式を計算図表化すれば、図-9のようになる。この図表を用いれば、取水流速をいろいろに規定した場合の比較計算を容易に実施することができる。

(b) カーテンウォール型取水口の場合

2次元実験の結果にもとづく限界取水条件式は次式で与えられる。

$$F_{i0} = 0.9 \left(\frac{\Delta h}{h_0} \right) \dots\dots\dots (8)$$

ただし、

$$F_{i0} = \frac{u_0}{\sqrt{g \frac{\Delta\rho}{\rho} h_0}}, \quad u_0 = \frac{q}{h_0}$$

q ; 単位幅当りの限界取水量

取水流速を規定する設計計算においては、(8)式より

$$h_0 = \frac{q}{u_0} \dots\dots\dots (9)$$

$$\Delta h = \left(\frac{u_0}{0.9 \sqrt{g \frac{\Delta\rho}{\rho}}} \right) h_0^{\frac{1}{2}} \dots\dots\dots (10)$$

となる。単位幅当りの取水量 q と開口部における平均流速 u_0 を与えると、(9)式により h_0 が求まり、ついで(10)式により Δh が求まる。

$\Delta\rho/\rho=0.0017$ の場合、3通りの規定取水流速 $u_0 = 0.10 \text{ m/sec}$, 0.20 m/sec および 0.30 m/sec に対して(9), (10)式を計算図表化すれば図-10のようになる。

なお、図-6 (C)に示すとき鉛直型取水管の場合には、その開口部に着目すれば水平取水方式の呑口の特性をもつものと考えられるので、その設計計算においては水平取水管の限界取水特性を適用するものとする。設計法の詳細については文献6)に述べてあるので、ここでは省略する。

〔設計計算例〕

ここにのべた取水流速を規定する設計法による2, 3の例を示す。

設計条件 ; 最大取水量 $Q = 11 \text{ m}^3/\text{sec}$

躍層深さ(上層厚さ) $H = 4 \text{ m}$

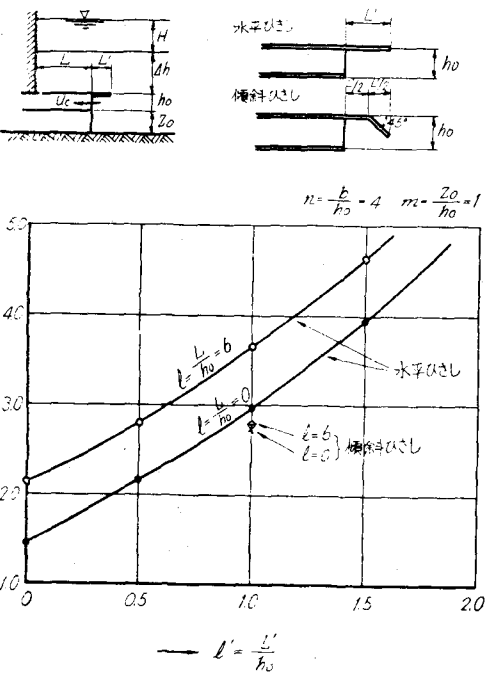


図-8 ひさしつき水平取水管の取水特性

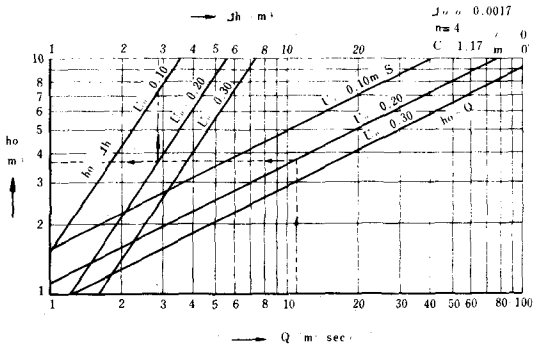


図-9 水平取水管において取水流速を規定する設計法のための計算図表(規定取水流速 $u_0 = 0.10, 0.20, 0.30 \text{ m/sec}$)

上下2層間の相対密度差 $\Delta\rho/\rho$
 $= 0.0017$

(温度差 $\Delta T = 5^\circ\text{C}$ に相当)

(a) 水平取水管の場合

- (1) $n = 4, l = 0, m = 0$

図-7より $c = 1.17$

取水流速を $u_0 = 0.20\text{ m/sec}$ に規定する。

- (6)式により

$$h_0 = \sqrt{\frac{11}{4 \times 0.20}} = 3.70\text{ m}$$

- (7)により,

$$\Delta h = \left(\frac{0.20 \times 3.70}{1.17 \sqrt{9.8 \times 0.0017}} \right)^{\frac{2}{3}} = 2.88\text{ m}$$

あるいは, $l = 0, m = 0$ に対する図-9の計算図表を用いて図中に示す矢印の径路にしたがって直接上記の $h_0, \Delta h$ の値が求まる。

取水口開口部設置地点の所要水深は,

$$H + \Delta h + h_0 + Z_0 = 4 + 2.88 + 3.70 + 0 =$$

$$\underline{10.58\text{ m}}$$

$$\text{開口幅 } b = n h_0 = 4 \times 3.70 = 14.80\text{ m}$$

- (2) $n = 4, l = 0, m = 0, c = 1.17$ で取水流

速を $u_0 = 0.30\text{ m/sec}$ に規定すると, 図-9の計算図表を用いて,

$$h_0 = 3.00\text{ m}$$

$$\Delta h = 3.30\text{ m}$$

よって所要水深は

$$H + \Delta h + h_0 + Z_0 = 4 + 3.30 + 3.00 + 0 = \underline{10.30\text{ m}}$$

$$b = n h_0 = 4 \times 3.00 = 12.00\text{ m}$$

- (3) $n = 4, l = 6, \bar{m} = 1$

図-7より $c = 2.15$

取水流速を $u_0 = 0.20\text{ m/sec}$ に規定すると,

$$h_0 = \sqrt{\frac{11}{4 \times 0.20}} = 3.70\text{ m}$$

$$\Delta h = \left(\frac{0.20}{2.15 \times \sqrt{9.8 \times 0.0017}} \right)^{\frac{2}{3}} \times (3.70)^{\frac{2}{3}} = 1.92\text{ m}$$

$$Z_0 = m h_0 = 1 \times 3.70 = 3.70\text{ m}$$

所要水深

$$H + \Delta h + h_0 + Z_0 = 4 + 1.92 + 3.70 + 3.70 = \underline{13.32\text{ m}}$$

- (4) $n = 4, l = 6, m = 0.3, l' = 0.4$ (ひさしつき)

図-7, 図-8より $c = 2.35, u_0 = 0.20\text{ m/sec}$ に規定, $h_0 = 3.70\text{ m}$

$$\Delta h = \left(\frac{0.20}{2.35 \times \sqrt{9.8 \times 0.0017}} \right)^{\frac{2}{3}} \times (3.70)^{\frac{2}{3}} = 1.812\text{ m} \doteq 1.82\text{ m}$$

$$Z_0 = m h_0 = 0.3 \times 3.70 = 1.11\text{ m}$$

所要水深

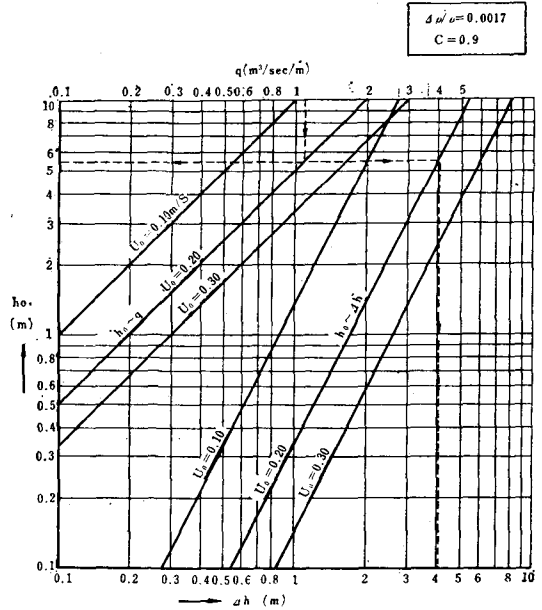


図-10 カーテンウォール型取水口において取水流速を規定する設計法の計算図表
 $(u_0 = 0.10, 0.20, 0.30\text{ m/sec})$

$$H + \Delta h + h_o + Z_o = 4 + 1.82 + 3.70 + 1.11 = \underline{10.63 \text{ m}}$$

$$\text{ひさしの突出長 } L' = l' h_o = 0.4 \times 3.70 = 1.48 \text{ m}$$

(b) カーテンウォール型取水口の場合

(1) カーテンウォール長さ（取水開口幅）を $b = 10 \text{ m}$ とした場合、

$$\text{単位幅当り取水量 } q = \frac{11}{10} = 1.1 \text{ m}^3 / \text{sec} / \text{m}$$

取水流速を 0.20 m/sec に規定すると、

$$h_o = \frac{q}{u_o} = \frac{1.1}{0.20} = 5.50 \text{ m}$$

よって(10)式により、

$$\Delta h = \left(\frac{0.20}{0.9 \sqrt{98 \times 0.0017}} \right) \times (5.50)^{\frac{1}{2}} = 4.04 \text{ m}$$

これらの値は図-10の計算図表を用いて、図中に示した矢印の経路にしたがって直接求めることができる。

所要水深

$$H + \Delta h + h_o = 4 + 4.04 + 5.50 = \underline{13.54 \text{ m}}$$

(2) 前記(a), (1)の例と比較するために、取水開口幅を $b = 14.80 \text{ m}$ にとると、

$$q = \frac{11}{14.80} = 0.744 \text{ m}^3 / \text{sec} / \text{m}$$

取水流速を $u_o = 0.20 \text{ m/sec}$ に規定すると、

$$h_o = 3.72 \text{ m}$$

$$\Delta h = 3.32 \text{ m}$$

所要水深

$$H + \Delta h + h_o = 4 + 3.32 + 3.72 = \underline{11.04 \text{ m}}$$

以上の設計例を集約すると表-3 のようになる。

(a)(2)を(a)(1)と比較するに、規定取水流速を 0.30 m/sec にとって開口高 h_o を小さくしても、反対に Δh が大きくなって所要水深は $u_o = 0.20 \text{ m/sec}$ とした場合 (a)(1) よりも 0.28 m だけ小さくなるにすぎず、また(a)(3)のように m を大きくすると取水特性は良好になって Δh は小さくなるが Z_o は大となって全体として大きな所要水深が要求される。結局、(a)(4)のように取水流速は 0.20 m/sec 程度とし、かつ適度の m の値を選び、ひさしの効果をはたらかせて全体としての経済的設計をはかるようにすることがのぞましい。なお(b)(2)を(a)(1)と比較すれば、2次元的な接近流の効果によって所要水深を 0.46 m も小さくできることがわかる。

(2) 限界取水条件をこえて上層水の混入を許容する設計計算法

前節に述べた設計法は限界取水の場合であって、躍層を形成する上下2層の境界面が取水開口部の天端以下に下らず、上層温水を混入取水しないような条件についての設計である。深層取水工の設計に当っ

表-3 平均取水流速を規定する設計法による設計例

No.	条 件		Δh (m)	h_o (m)	z_o (m)	所要水深 (m)	b (m)	規定取水 流速 u_o (m/sec)
(a)(1)	$n=4$ の水平取水管	$l=0, m=0, l'=0$	2.88	3.70	0	10.58	14.8	0.20
(2)		$l=0, m=0, l'=0$	3.30	3.00	0	10.30	12.0	0.30
(3)		$l=6, m=1, l'=0$	1.92	3.70	3.70	13.32	14.8	0.20
(4)		$l=6, m=0.3, l'=0.4$	1.82	3.70	1.11	10.63	14.8	0.20
(b)(2)	2次元カーテンウォール ($l=0, m=0, l'=0$ に相当)		3.32	3.72	0	11.04	14.8	0.20

ては、このような混入率を0とする限界取水の条件について行なうことを原則とするのがのぞましいが、ある程度混入率を許容すること（たとえば海面水位が干潮時の時にのみ混入率を許す、など）によって、施工、材料の面で著しく経済的となるような場合には、限界取水条件を緩和した設計を行なうことも必要である。そこで、以下に、混入率を考慮した深層取水工の計算方法を述べる。この計算法を用いれば、逆に既設の取水口について混入率が何程であるかを知ることでもある。

全取水量に対する上層温水の混入量を混入率と定めて λ であらわせば、混入率 λ を許容する場合の躍層面から開口部天端までの所要深さ Δh は、規定した取水流速 u_0 に対する開口高 h_0 を与えるとき、次式によって算定することができる。⁵⁾

水平取水管（3次元流れ）の場合

$$\Delta h = \Delta h_c (1 - \lambda)^{\frac{2}{3}} - \lambda h_0 \quad \dots\dots\dots (11)$$

カーテンウォール型取水口（鉛直2次元流れ）の場合

$$\Delta h = \Delta h_c (1 - \lambda)^{\frac{1}{2}} - \lambda h_0 \quad \dots\dots\dots (12)$$

ただし、 Δh_c は混入率0に対する限界取水時の躍層面から開口部天端までの深さで、(11)式に対しては(7)式、また(12)式に対しては(10)式で算定される。なお、混入率 λ に対する平均取水温度 T_0 は、上層水の水温を T_1 、下層水の水温を T_2 、水温差を $\Delta T = T_1 - T_2$ とすると、

$$T_0 = \lambda T_1 + (1 - \lambda) T_2 = T_2 + \lambda \Delta T \quad \dots\dots\dots (13)$$

水平取水管（ $l = 0, m = 0, c = 1.17$ ）、 $\Delta \rho / \rho = 0.0017$ （ $\Delta T = 5^\circ\text{C}$ ）について(11)式を図表化した結果が図-11である。

また、カーテンウォール型取水口については、(12)式を λ に関する2次式であらわして、

$$\lambda^2 + \lambda \left\{ \left(\frac{\Delta h_c}{h_0} \right)^2 + 2 \left(\frac{\Delta h}{h_0} \right) \right\} - \left\{ \left(\frac{\Delta h_c}{h_0} \right)^2 - \left(\frac{\Delta h}{h_0} \right)^2 \right\} = 0 \quad \dots\dots\dots (14)$$

となる。この式において常に $\Delta h_c > \Delta h$ である。また Δh が負の値、すなわち躍層面が取水開口部天端以下に存在する場合にも成立つ。上記の混入率算定式においては、 $\Delta h = \Delta h_c$ のときは $\lambda = 0$ （限界取水条件）、また $\Delta h = -h_0$ （躍層が存在しない場合）のときは $\lambda = 1$ となることが容易に理解される。

〔計算例〕

(a) 水平取水管（ $n = 4, l = 0, m = 0$ ）において20%の上層温水の混入を許して $Q_0 = 11\text{ m}^3/\text{sec}$ を取水する場合。

取水流速を $u_0 = 0.20\text{ m/sec}$ に規定する。

(6)式により、

$$h_0 = \sqrt{\frac{Q}{n u_0}} = \sqrt{\frac{11}{4 \times 0.20}} = 3.70\text{ m}$$

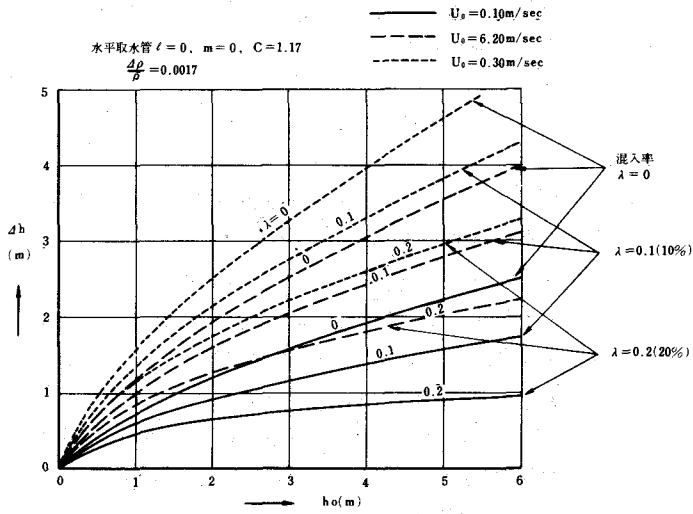


図-11 混入率を考慮した場合の計算図表

混入率 0 に対する限界取水時の Δh の値は(7)式により、

$$\Delta h_c = \left(\frac{0.20 \times 3.70}{1.17 \times \sqrt{9.8 \times 0.0017}} \right)^{\frac{2}{3}} = 2.88 \text{ m}$$

よって(11)式により、混入率 $\lambda = 0.20$ に対して、

$$\Delta h = \Delta h_c (1 - \lambda)^{\frac{2}{3}} - \lambda h_0 = 2.88 (1 - 0.20)^{\frac{2}{3}} - (0.2 \times 3.70) = 1.74 \text{ m}$$

上の解答は図-11を用いても得られる。

この計算結果によれば、混入率 20% を許容することにより、限界取水（混入率 0）の設計法により必要とされる水深よりも約 1.1 m 浅い箇所に取水口を設けることができる。（前節 設計例 (a)(1) 参照）このときの取水温は、上下層の水温差を $\Delta T = 5^\circ\text{C}$ とするとき、(13)式により

$$T_0 - T_2 = \lambda \Delta T = 0.2 \times 5 = 1^\circ\text{C}$$

だけ、混入率 0 の場合よりも上昇する。

- (b) 開口部の寸法が幅 $b = 8 \text{ m}$ 、高さ $h_0 = 2 \text{ m}$ であるような水平取水管において、 $\Delta h = 1.2 \text{ m}$ 、 $Z_0 = 1 \text{ m}$ 、 $\Delta \rho / \rho = 0.0017$ ($\Delta T = 5^\circ\text{C}$) とするとき、 $Q = 4 \text{ m}^3 / \text{sec}$ を取水する場合の混入率を求めよ。

開口部背後の地形の影響がないものと考えて、 $l = 6$ とし、また $m = Z_0 / h_0 = 1/2 = 0.5$ 、 $n = b / h_0 = 8/2 = 4$ 、よって図-7より $c = 1.91$ 、また、

$$u_0 = \frac{Q}{b h_0} = \frac{4}{8 \times 2} = 0.25 \text{ m/sec}$$

よって(7)式により、

$$\Delta h_c = \left(\frac{0.25 \times 2}{1.91 \times \sqrt{9.8 \times 0.0017}} \right)^{\frac{2}{3}} = 1.603 \text{ m}$$

したがって(11)式により、

$$1.2 = 1.603 (1 - \lambda)^{\frac{2}{3}} - (\lambda \times 2)$$

これより λ の値を求めれば、

$$\lambda = 0.13, \quad \text{混入率 } 13\%$$

- (c) 上の例において、20% の混入率を許容するような開口部寸法を求めよ。

開口部形状は $b = 4 h_0$ の長方形とすると、

$$u_0 = \frac{Q}{b h_0} = \frac{Q}{4 h_0^2} = \frac{1}{4 h_0^2} = \frac{1}{h_0^2}$$

$$h_0 = 1.7 \text{ m} \text{ と仮定すると, } m = \frac{Z_0}{h_0} = \frac{1}{1.7} = 0.588,$$

図-7より、 $l = 0$ 、 $m = 0.588$ に対して $c = 1.95$ 、 $\Delta h = 1.2 \text{ m}$ 、 $\Delta \rho / \rho = 0.0017$ 、 $\lambda = 0.20$

よって、これらの値を(11)式に代入して、

$$1.2 = \left(\frac{1 - 0.20}{1.95 \times \sqrt{9.8 \times 0.0017}} \right)^{\frac{2}{3}} \frac{1}{h_0^{\frac{2}{3}}} - 0.2 h_0 = 2.163 \frac{1}{h_0^{\frac{2}{3}}} - 0.2 h_0$$

これを解いて、

$$h_0 = 1.68 \text{ m}$$

が得られる。したがって開口幅は、

$$b = 4 h_0 = 4 \times 1.68 = 6.72 \text{ m},$$

開口部における平均取水流速は

$$u_0 = \frac{Q}{b h_0} = \frac{4}{6.72 \times 1.68} = 0.354 \text{ m/sec}$$

- (d) カーテンウォール型取水口において、単位幅当り取水量 $q = 1 \text{ m}^3 / \text{sec} / \text{m}$ 、取水開口高 $h_0 = 5 \text{ m}$ 、表層水温 25°C 、下層水温 20°C とするとき、躍層面とカーテンウォール下端との距離 Δh がそれぞれ 2 m、0 および -2 m のときの混入率および平均取水温を求めよ。

$\Delta T = 25 - 20 = 5^\circ\text{C}$ に対して、 $\Delta \rho / \rho = 0.0017$ 、 $u_0 = q / h_0 = 1/5 = 0.20 \text{ m/sec}$ 、限界取水条件式(10)式により

$$\Delta h_c = \frac{u_o \sqrt{h_o}}{0.9 \sqrt{g \frac{\Delta \rho}{\rho}}} = \frac{0.20 \sqrt{5}}{0.9 \sqrt{9.8 \times 0.0017}} = 3.85 \text{ m}$$

よって(14)式により混入率 λ および平均
取水温度 T_o を求めれば次表のようになる。

表-4 例題(d)の計算結果

躍層位置 Δh	混入率 λ	取水温度上昇分 $\lambda \Delta T$	平均取水温度 T_o
2 m	0.26	1.30°C	21.30°C
0	0.53	2.65°C	22.65°C
-2 m	0.77	3.85°C	23.85°C

7.3 深層取水設備の施工例と実態

(1) 施工例

カーテンウォール型深層取水工の施工例を表-5に示す。(記号・図-12参照)また、海底取水管方式の深層取水工の施工例を表-6に示す。(記号・図-13参照)

図-14は堺港火力発電所の冷却水取水口カーテンウォール²⁾の標準断面図であり、図-15は敦賀

表-5 カーテンウォール型深層取水工の施工例

発電所名 (事業者)	堺港火力 (関西電力)	姉ヶ崎火力 (東京電力)	鹿島火力 (東京電力)	敦賀原子力 (日本原子力発電)	新清水火力 (清水共同発電)	富山新港 共同火力 (富山共同火力)
取水口設置位置	大阪湾堺港南泊地	東京湾内埋立泊地	鹿島港外港部	浦底湾奥	清水港港口部	富山新港中央航路
出力	250MW×8 μ	600MW×6 μ	600MW×4 μ (1000MW×2 μ)	322MW×1 μ	75MW×2 μ (増設156MW)	250MW×2 μ
冷却水量 Q (m³/sec)	100m³/sec	117m³/sec	183m³/sec (うち、工業用水 40)	21m³/sec	11.7m³/sec	18m³/sec
カーテンウォール開口幅B(m)	130m	120m	200m (純183.6m)	36m	40.236m	30m
カーテンウォール開口高 h_o (m)	4.8m	4.5m	5 m	5 m	4.116m	4 m
単位幅当り流量 q (m³/s/m)	0.768m³/s/m	0.975m³/s/m	1m³/s/m	0.583m³/s/m	0.292m³/s/m	0.60m³/s/m
開口部平均流速 u_o (m/s)	0.16 m/s	0.217m/s	0.20m/s	0.116m/s	0.070m/s	0.15m/s
設計海面潮位	O.P.±0 (LWL)	A.P.±0 (LWL)	Y.P.±0 (LWL)	EL.-0.54 (LLWL)	EL.±0 (LWL)	EL.±0 (LWL)
カーテンウォール下端標高	O.P.-5.2m	A.P.-5.0m	Y.P.-5.0m	EL.-7.8m	EL.-4.884m	EL.-6m
開口部海底標高	O.P.-10m	A.P.-9.5m	Y.P.-10m	EL.-13.3m	EL.-9m	EL.-11m
開口部敷の海底からの Z_o (m) 上り	0	0	0	0.5m	0	1.0m
設計 条件	表層の厚さ H (m)	4 m	4 m	4 m	3 m	4 m
	表層水温 T_1	30°C	29°C	23°C	32°C	28°C
	下層水温 T_2	25°C	26°C	20°C	25°C	25°C
	$\Delta T = T_1 - T_2$	5°C	3°C	3°C	7°C	3°C
	相対密度差 $\Delta \rho / \rho$	0.0017	0.0010	0.0010	0.0023	0.0010
	混入率 λ	LWL 時 $\lambda = 20\%$	—	許容	許容せず ($\lambda = 0$)	許容
	Δh (m)	1.2m	1.0m	1.0m	3.26m	1.384m
その他					風の吹送による躍層面の流入防止用として既設取水口に設置	
カーテンウォールの竣工期日		前期 昭39年6月 後期 昭42年7月	昭42年10月 (1号 42年12月運開 2号 44年12月運開予定)	工事中 (1号 46年3月 3,4号 47年5月運開予定)	昭43年1月 (運開昭44年12月予定)	昭41年10月 (47年2月運開予定)

表-6 海底取水管式深層取水工の施工例

発 電 所 名 (事 業 者)	大 分 火 力 (九州電力)	高 砂 火 力 (電源開発)	島 根 原 子 力 (中国電力)
取 水 工 設 置 位 置	別府湾大分臨海工業地帯 小中島川泊地	播磨灘高砂港	日本海輪谷湾
出 力	250MW×2	250MW×2	460MW×1
冷 却 水 量 $Q(m^3/s)$	18.6m ³ /sec	20m ³ /sec (1本当り 10m ³ /s)	28m ³ /sec (1本当り 14m ³ /s)
取 水 管 路 長 $L(m)$	900m		80m (護岸より沖側)
条 数	2 本	2 本	2 本
取 水 管 路 内 径 $d(m)$	3.10m	2.80m	3.35m
取 水 工 本 体 直 径 $D(m)$	8.8m	7.6m	12.3m
取 水 開 口 高 $h_o(m)$	2.3m	2.2m	2.0m
開 口 部 平 均 流 速 $u_o(m/s)$	0.15m/sec	0.19m/sec	0.18m/sec
設 計 海 面 潮 位	EL.±0 (L.W.L.)	EL.+0.20m (L.W.L.)	EL.±0 (L.W.L.)
開 口 部 天 端 標 高	EL.-6.7m	EL.-6.90m	EL.-9.5m
開 口 部 敷 標 高	EL.-9.0m	EL.-9.10m	EL.-11.5m
取 水 工 設 置 点 海 底 標 高	EL.-10.8m	EL.-13.00m	EL.-15.7m
開 口 部 敷 の 海 底 面 上 の 高 さ $Z_o(m)$	1.8m	3.9m	4.2m
竣 工 期 日	1号 44年8月運開 2号 45年7月運開予定	44年1月 運開	工事中 (49年8月) 運開予定)

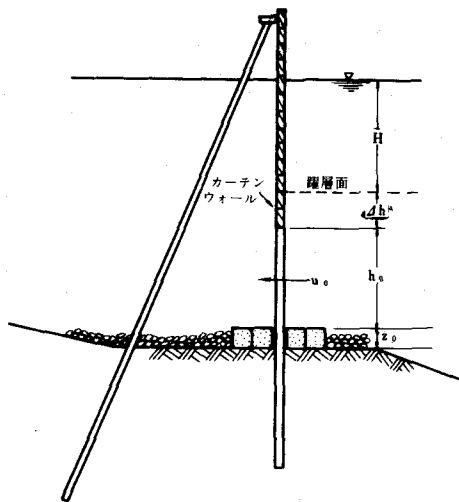


図-12 カーテンウォール型深層取水工
(表-5) 記号説明

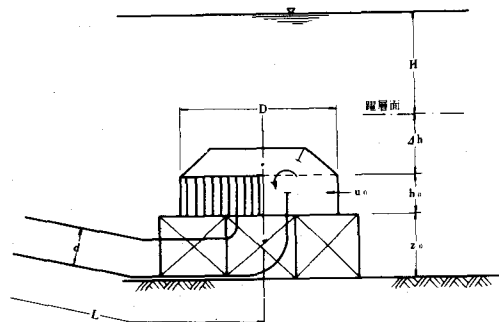


図-13 海底取水管式深層取水工
(表-6) 記号説明

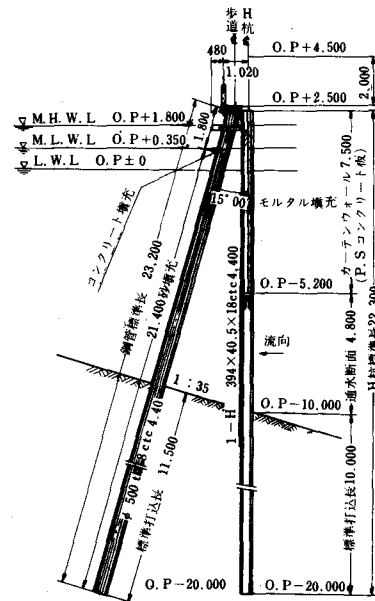


図-14 堺港火力発電所冷却水深
層取水用カーテンウォール
標準断面図

原子力発電所のカーテンウォールの標準断面図である。これらの例に示されるように、カーテンウォールの構造は多くの場合H型钢と砂充填鋼管杭とを組み合わせた支柱を3~4m間隔に配置し、H型

鋼の間にプレキャストコンクリート板を所要の水深まではめ込んで遮閉したものである。図-15に見られるように、敦賀発電所の場合には、カーテンウォール下端(開口部天端)に沖向きに水平ひさしを突出させて取水特性の改善をはかり、また開口部敷を海底面より0.5m高めて底質浮泥の吸

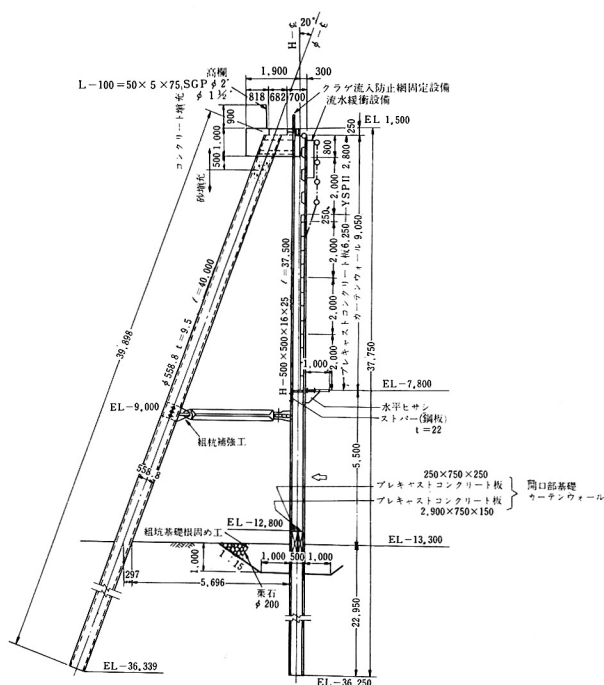


図-15 敦賀原子力発電所 深層取水用カーテンウォール標準断面図

筒状呑口の周囲にはスクリーンをとりつけ、かつ塩素注入用ディフューザーを配管してある。外周呑口から取水管路への流入口に設けてある開口部は呑口での流入流速の均一化をはかりかつ注入薬液の効果的な拡散をはかるためのもので、(株)東京久栄の特許にかかる。

水平取水方式の海底取水管の施工例はないが、これと同一の水理特性をもつものと考えられる取水

工として、昭和発電(株)・市原火力発電所の冷却水取水口が挙げられる。その設計図を図-17に示す。この発電所は、昭和38年6月に竣工し、最大出力300 MW(75MW×4基)、復水器冷却水量最大14.67 m³/secを東京湾東岸に面する市原市・五

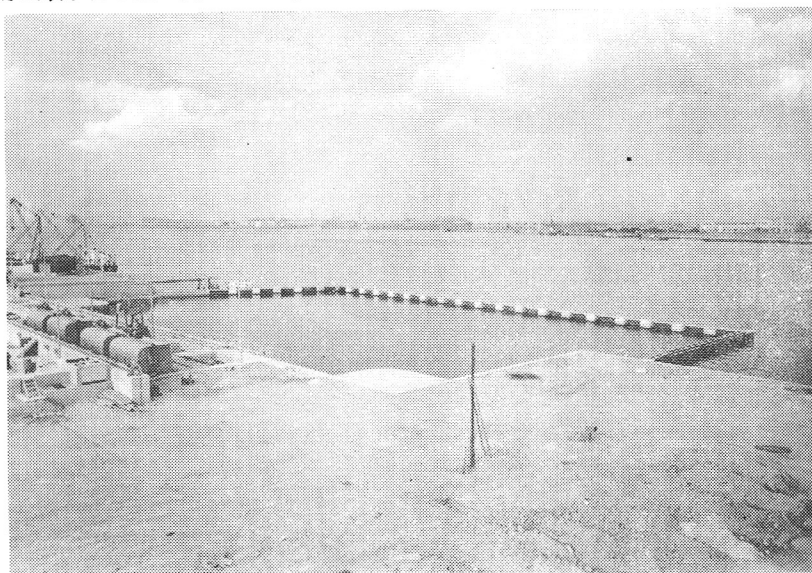


写真-1 堺港火力発電所カーテンウォール式深層取水設備 (前期計画分) — 関西電力提供

い込みを防止することにつとめている。

鉛直取水方式の海底取水管の呑口は、スクリーンや塩素注入用ディフューザーのとりつけ部、取水特性を良好にしかつ魚類の吸引を防止するためのキャップ、海底々質の掃流吸込みを抑制するための底面導流板等によって構成されるために、図-13に示すような形状構造をとるのが一般である。したがって、その開口部に着目すればむしろ水平取水方式の呑口の特徴をもつものと考えられ、その設計に当って水平取水管の限界取水特性を適用することはさきに述べた通りである。図-16は大分火力発電所の冷却水深層取水用海底取水管呑口の概略図である。円筒状の取水開口部とキャップとから成る取水工本体を鋼製架台の上に据え、呑口の位置を海底から所定の高さに置きかつ構造物の水中における安定をはかる。円

井泊地の湾奥から取水するために、深層取水を目的としてわが国で最初に企画施工されたものである。その設計基準と実態調査の詳細については岡田・篠原両氏の報文（発電水力 $\#$ 80）²²⁾を参照せられたい。

(2) 実測による深層取水設備の効果

冷却水深層取水設備の効果を確認し、水理設計法の妥当性を実証するために、運転を開始した発電所について水温・水質の調査を行なうことはきわめて大切であって従来いくつかの発電所について現場実測を実施し、検討結果を発電水力誌⁶⁾に報告したが、今後さらに多くの実証データを積み重ねるために、各種の冷却水取水工について実測計画を進めている。ここには前記の報文⁶⁾からこれまでに行なった実測例を転載して参考に供する。

(a) 堺港火力発電所における実測例

関西電力・堺港火力発電所の冷却水取水工は、大阪湾内、堺港南泊地内の最奥部に位し、カーテンウォール式深層取水設備として設計されている。³²⁾ その設計条件および取水口寸法は表-5に示した。

このカーテンウォール式深層取水設備（前期分）の完成直後の盛夏期に、1号機の冷却水量 $12.5\text{m}^3/\text{sec}$ の取水について、カーテンウォール内外の水温、水質の実測を行ない、その結果低温水の取水に加えて泊地外深層の水質と類似したきわめて良質な海水を取水している事実についてはさきに報告したが³³⁾、その後4号機まで完成し、前期計画の設計取水量 $56.25\text{m}^3/\text{sec}$ の取水を開始した41年4月以降の水温実測結果を図-18に示す。この図によれば、4月より9月末までの間、冷却水平均取水温は取水口前面の表層水温より低く、特に7月～8月において最大

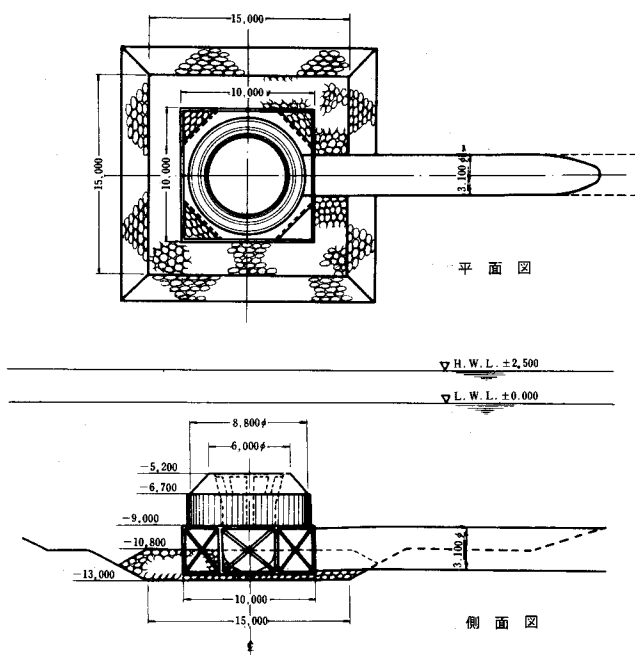


図-16 大分火力発電所 冷却水深層取水工設計図

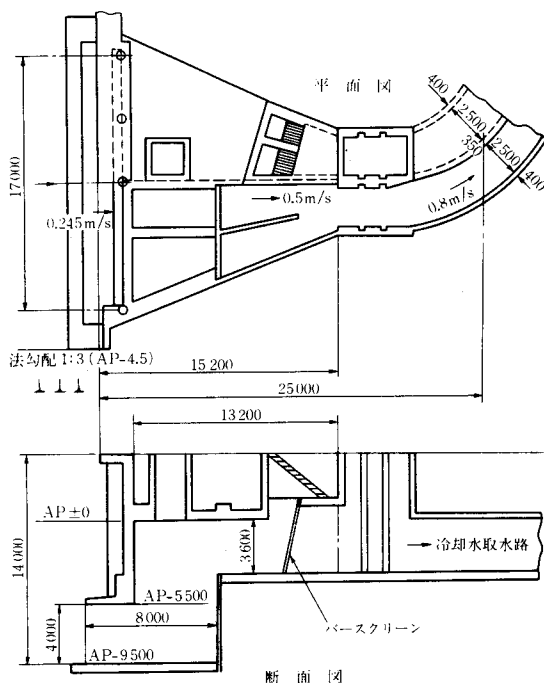


図-17 昭和発電市原火力発電所 冷却水取水口設計図

6℃内外低く、カーテンウォール式深層取水設備の効果を実証している。10月ないし3月の間は水温鉛直分布が一樣で明白な躍層を形成せず、時には表層が逆に低温となる場合もあるので、平均取水温は海域表層水温とほぼ等しいか、あるいはこれより多少高くなる傾向を示す。

図-19は、1967年（昭和42年）8月にカーテンウォール内外において測定した水温鉛直分布の一例である。カーテンウォールより沖側7.5mおよび27.5mの位置において厚さ約3.5mの水温躍層の形成が認められ、この躍層は干満とともに上下してその厚さはほぼ一定に保たれている。このカーテンウォール前面海域の表層水温がこの

実測時に約30.5℃であったのに対して、カーテンウォール内側ではほぼ一様に25℃の水温分布を示し、外側水域の躍層面以下の水温に等しく、深層水のみが取水されている事実を物語っている。カーテンウォール内側の水温鉛直分布を見ると、海底面に近く25℃以下22.5℃に及ぶ低温部があり、このために冷却水ポンプ取水槽で測った平均取水温は24℃となっている。これは当地点のカーテンウォール前面の海底が沖へ向って1:3.5の下り勾配をなし、沖合27.5mの位置にお

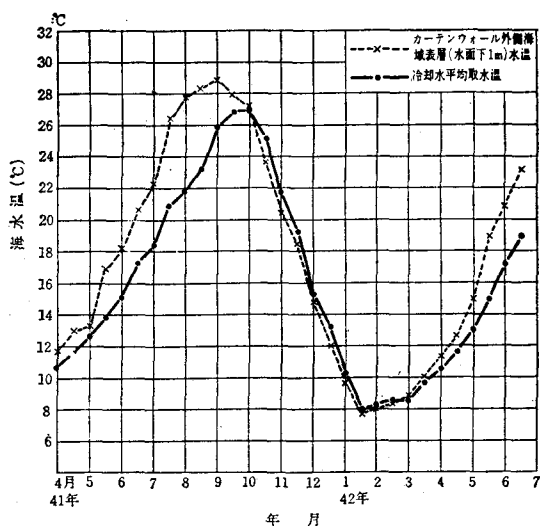


図-18 関西電力堺港火力発電所 冷却水深層取水口における水温実測結果（前期計画カーテンウォール型深層取水口について、設計最大取水量 56.25 m³/sec）

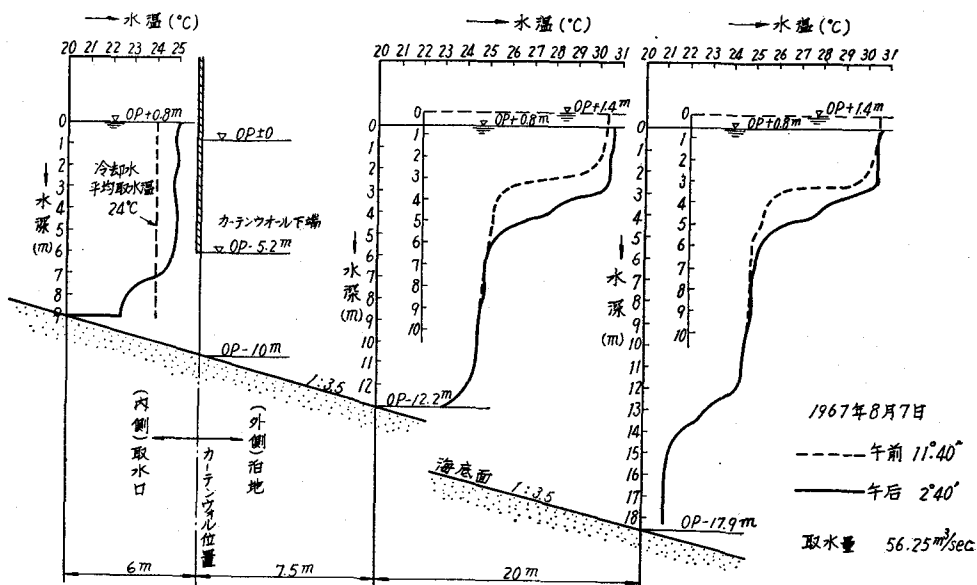


図-19 関西電力堺港火力発電所 冷却水深層取水口における水温実測結果

ける水温鉛直分布に示されているように深さ12m以深に形成されている24℃～21℃の冷水塊が海底面にそって流入取水され、冷却水温を一層低からしめることに役立っているためと考えられる。

(b) 新清水火力発電所における実測例

清水共同発電機・新清水火力発電所の冷却水取水口は清水港の港口に位し、1、2号機各75MW計150MWに対する冷却水最大使用水量 $6.15 \text{ m}^3/\text{sec}$ を通常の表層取水方式によって取水していたものであるが、港内に排出される木屑・塵芥等の浮遊物が風向きによって大量に取水路内へ侵入し、スクリーン閉塞障害を惹起することがしばしばであったため、このような漂流物の侵入を阻止することを目的とし、あわせて低温良質の海水を取水する効果を期待して、1966年（昭和41年）10月、既設取水口の前面にカーテンウォールを設置し、深層取水方式の取水口に改造した。その設計条件および取水口寸法は表-5に示すとおりである。

カーテンウォール竣工通水後の状況を観測するに、取水路内の水は全く清澄となり、水路底が透視でき、魚の遊泳が認められるようになって、外海底層の清浄海水を取水している事実が肯定された。もとより、海面浮遊物の取水路への流入は全く阻止されるようになった。

このカーテンウォール設置前後の冷却水平均取水水温を比較するために、設置前の1965年と設置後の1967年のいずれも8月における1ヶ月間の毎日の平均取水水温を実測した結果を図-20に示す。この図には、同時に測定した気温および復水器の真空度をあわせて記載した。両年の8月においては特に気温に差はないにもかかわらず、カーテンウォール設置後の平均取水水温は設置前にくらべていずれの日も1℃ないし4℃低く、8月中における月平均取水水温が設置前の27℃に対して設置後は25℃で、月平均2℃低い水温の海水を取水していることになる。復水器の真空度も設置前にくらべて設置後は全般的に高くなっており、冷却水温の低下に加えて水質の清浄化による細管内スケール付着の減少の効果が認められる。

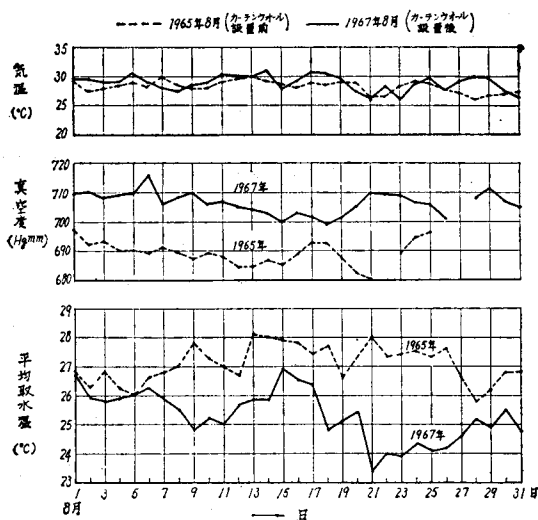


図-20 新清水火力発電所 取水口カーテンウォール設置前後における取水水温の比較

図-21は1967年8月カーテンウォール内外において測定した水温鉛直分布の一例である。実測時の冷却水取水量は既設1、2号機に対する最大使用水量 $6.15 \text{ m}^3/\text{sec}$ である。カーテンウォール外側の水温分布は特に顕著な躍層面を形成していないが、午前との測定値では表層水温と底層水温とで約1.5℃、午後の測定値では約3.5℃の温度差が生じている。これに対してカーテンウォール内側の水温分布はほぼ一定で、外側海域における水深5m（カーテンウォール下端）以深の水温の値を示しており、このような密度二成層の形成があまり明確でない外海の水温分布形状にもかかわらず、深層取水の効果があらわれていることがわかる。

(c) 市原火力発電所における実測例

ここでは、図-22に昭和39年8月に実施された取水口前面海域における水温鉛直分布の一例を引用する。同図中に示したように、その深層取水構造物はひさしつきの水平取水方式と見なされ

るものである。そこで、筆者の所論に従って、この取水工の深層取水の効果を検討すれば次のようである。

昭和39年8月の実測データのうち、躍層の形成が最も顕著に認められる8月15日の実測値にもとづき、取水工前面海域の水温分布を次のような2成層分布に仮想する。

上層水温 $T_1 = 26.5^\circ\text{C}$

下層水温 $T_2 = 21.5^\circ\text{C}$

$$\Delta T = 5^\circ\text{C},$$

$$\Delta \rho / \rho = 0.0017$$

仮想躍層面 $AP-3.5\text{ m}$

取水口開口部天端標高は $AP-5.5\text{ m}$ であるから、仮想躍層面から開口部天端までの深さは、

$$\Delta h = 5.5 - 3.5 = 2.0\text{ m}$$

取水量 $Q = 14.67\text{ m}^3/\text{sec}$ 、開口高 $h_0 = 4\text{ m}$ 、開口幅 $b = 15\text{ m}$

平均取水流速 $u_0 = Q/bh_0 = 14.67 / (15 \times 4) = 0.245\text{ m/sec}$,

$$n = \frac{b}{h_0} = \frac{15}{4} = 3.75 < 4,$$

$$l = \frac{L}{h_0} = 0, \quad m = \frac{Z_0}{h_0} = 0,$$

開口部天端ひさしの長さ $l' = 3\text{ m}$,

$$l' = \frac{L'}{h_0} = \frac{3}{4} = 0.75,$$

よって、図-8より、 $c = 2.25$

水平取水方式の取水工の3次元的限界取水特性に関する(17)式により、限界取水(混入率0)に必要な躍層面から取水開口部天端までの深さ Δh_c は、

$$\begin{aligned} \Delta h_c &= \left(\frac{u_0 h_0}{c \sqrt{g \frac{\Delta \rho}{\rho}}} \right)^{\frac{2}{3}} \\ &= \left(\frac{0.245 \times 4}{2.25 \sqrt{9.8 \times 0.0017}} \right)^{\frac{2}{3}} = 2.25\text{ m} \end{aligned}$$

$\Delta h = 2.0\text{ m} < \Delta h_c = 2.25\text{ m}$ であるから、上層水を一部混入する。(11)式により混入率を算出すると、

$$2.0 = 2.25 (1 - \lambda)^{\frac{2}{3}} - (\lambda \times 4)$$

この式を解いて、

$$\lambda = 0.045, \text{ すなわち混入率は } 4.5\% \text{ となる。}$$

平均取水水温を求めると、(13)式により、

$$T_0 = T_2 + \lambda \Delta T = 21.5 + (0.045 \times 5) = 21.7^\circ\text{C}$$

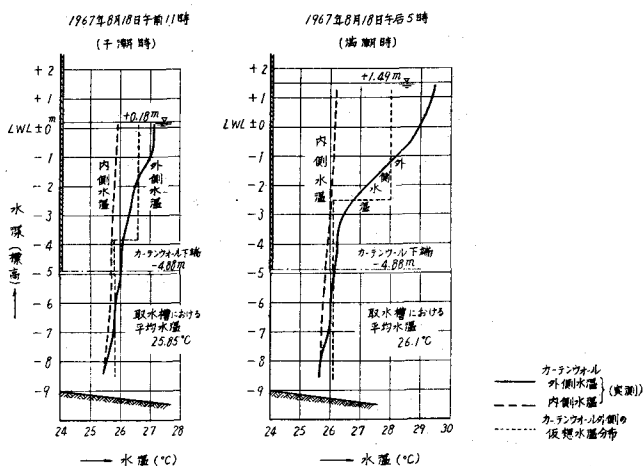


図-21 新清水火力発電所 カーテンウォール取水口内外の水温実測結果

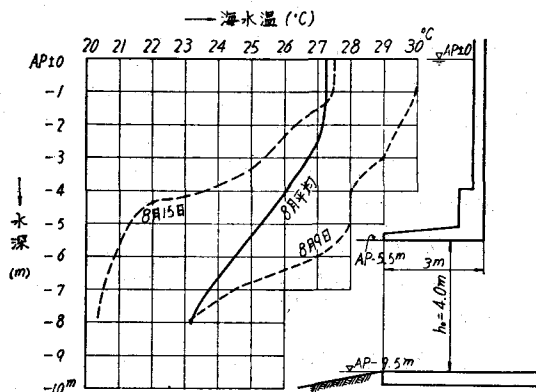


図-22 昭和発電市原火力発電所 深層取水工における水温実測結果の一例

が得られる。

前記の報文⁴²⁾によれば、取水水温より約8℃高い温水が取水口の比較的近傍に放流されているにもかかわらず、その影響をほとんど受けることなく、表層水温より3℃～5℃低い水温の海水を取水していることが実測結果から認められ、その解析結果によれば、取水口における混入率は2.8%であると報告されている。いずれにしても、この発電所における深層取水設備の効果を肯定することができる。

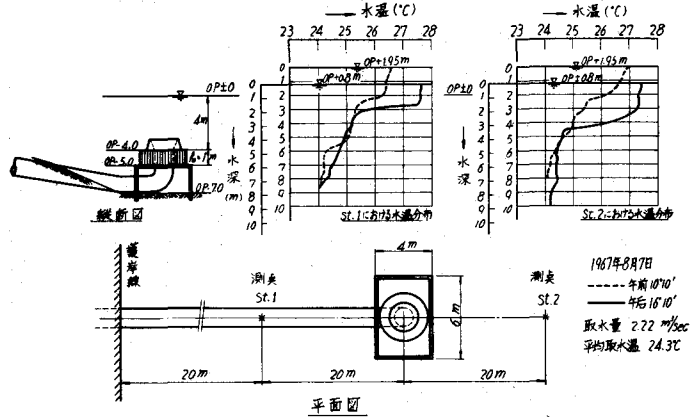


図-23 宇部興産堺工場冷却水用海水取水設備における水温実測結果

(d) 宇部興産・堺工場海水取水設備における実測例

宇部興産(株)・堺工場の冷却水用海水取水設備は、図-23にその概略図を示すごとく、標準形鉛直取水方式の海底取水管で、(株)東京久栄の設計施工にかかる。堺港南泊地の港口部、水深7mの地点に位し、取水開口部の天端はOP-4m、敷はOP-5mで、開口高は $h_0 = 1$ mである。冷却水取水量 $2.22 \text{ m}^3/\text{sec}$ 、取水開口部の円周長 $\pi D' = 3.14 \times 3.40 = 10.676 \text{ m}$ であるから、平均取水流速は

$$u_0 = \frac{2.22}{1 \times 10.676} = 0.208 \text{ m}^3/\text{sec}$$

である。

この海水取水設備について昭和42年8月7日に実施した水温調査の実測結果の一例を図-23に示す。取水工周辺の2測点における午後4時の水温鉛直分布は明瞭な水温躍層を形成している。いま、この実測データにもとづき、次のような2成層分布を仮想して、この取水工の深層取水の効果を検討する。

上層水温 $T_1 = 27.5^\circ\text{C}$, $\rho_1 = 1.0225$, 下層水温 $T_2 = 24.3^\circ\text{C}$, $\rho_2 = 1.0236$,

$$\Delta T = 3.2^\circ\text{C}, \Delta \rho = 0.0011, \frac{\Delta \rho}{\rho} = \frac{0.0011}{1.0236} = 0.00107$$

仮想躍層面の海面(OP+0.8m)からの深さ $H = 3.6 \text{ m}$

仮想躍層面から取水開口部天端までの深さは $\Delta h = (\text{OP}+0.8) - (\text{OP}-4.0) - 3.6 = 1.2 \text{ m}$,

限界取水に必要な躍層面から取水開口部天端までの深さ Δh_c は、 $Z_0 = 2 \text{ m}$, $m = Z_0/h_0 = 2$, $l = 0$, $l' = 0$ に対して $c = 1.90$ であるから、

$$\Delta h_c = \left(\frac{u_0 h_0}{c \sqrt{g \frac{\Delta \rho}{\rho}}} \right)^{\frac{2}{3}} = \left(\frac{0.208 \times 1}{1.90 \sqrt{9.8 \times 0.00107}} \right)^{\frac{2}{3}} = 1.040 \text{ m}$$

$\Delta h = 1.2 \text{ m} > \Delta h_c = 1.04 \text{ m}$ であるから、上層水を混入取水しない。したがって、取水水温は仮想下層水温 $T_2 = 24.3^\circ\text{C}$ となり、この値は平均取水水温の実測値と一致する。

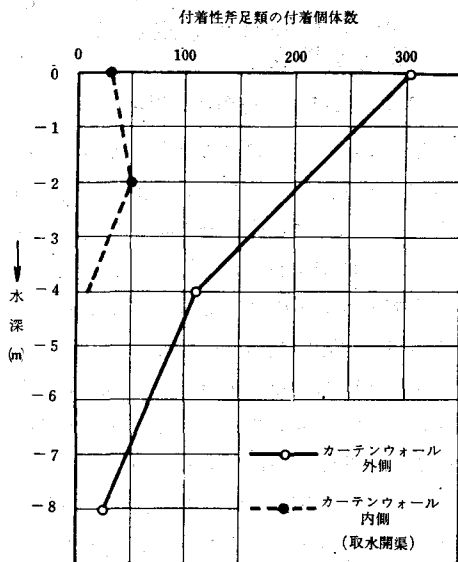
この実測調査によって、この種標準形鉛直取水方式の深層取水の効果が確認された。さらに大容量・大型の鉛直取水方式の海底取水管について水温ならびに流速分布の実測調査が竣工した火力発電所において実施されつつあり、その調査結果にもとづくこの種深層取水工の実態を近く報

告できるものと思う。

(3) 海生物付着緩和に及ぼす深層取水設備の効果

6章に述べたように、深層取水設備の利点の一つとして、復水器冷却水路に海生物が付着することの障害を緩和することができる点を挙げたが、これまでに深層取水設備の採用によって建設された各発電所の冷却水路は、付着生物による被害は皆無であるかもしくは著しく僅少であり、付着生物障害に対しても深層取水設備が有効であることを示している。観測結果によれば、竣工後1年を経過してカーテンウォールの外海側や周辺護岸・捨石等にイガイやフジツボ等の海生物が密集付着したにもかかわらず、カーテンウォールの内側ならびに冷却水路壁面には全く付着を見ない例があり、海底取水管方式の深層取水設備においても、取水管路内壁に海生物が全く付着しない事実が報告されている。

カーテンウォール型深層取水設備によって既設取水口を改造した新清水火力発電所の冷却水路について付着生物の生態を詳細に調査した中井の研究¹⁵⁾によれば、次のような点が明らかにされている。すなわち、コレクターによって付着性海生物の浮遊期幼生や植物プランクトンの個体数を調査した結果、図-24の鉛直分布的にもまた図-25、図-26の月別変化の上でも、カーテンウォール外側の海域に比してカーテンウォール内側においては付着生物の幼生やその食餌としての植物プランクトンの個体数が著しく減少しており、明らかにカーテンウォールの効果が認められる。この発電所の既設の冷却水取水暗渠は昭和37年11月運転開始以来ムラサキイガイを主とする付着生物による水路断面の縮小が著しく、平均厚さ7.3 cm、全重量約300 tと推定された。カーテンウォール設置後数ヶ月でこれらの付着生物が急速に死滅脱落する現象が起こり、その排出量は180 tに及んだ。前記中井の報文によれば、カーテンウォールの設置がムラサキイガイ死滅に与えた環境の変化としてカーテンウォール工事にともなうコンクリートからの水酸イオンの溶出を挙げており、これを裏づけるための基礎実験も実施しているが、いま一つの要因として図-26から推定されるように、カーテンウォールの設置によって取水される海水中の全植物プランクトンの量が減少し、付着生物の餌の供給量が欠乏したことも考えられる。これらの事実からも海生物付着障害を緩和する上に深層取水設備の設置が有効であることを認めることができる。



昭和42年6月～43年3月

図-24 採苗器に付着した付着性斧足類（イガイ仔貝、カキ、アコヤガイ、ナミマガシワ）の個体数

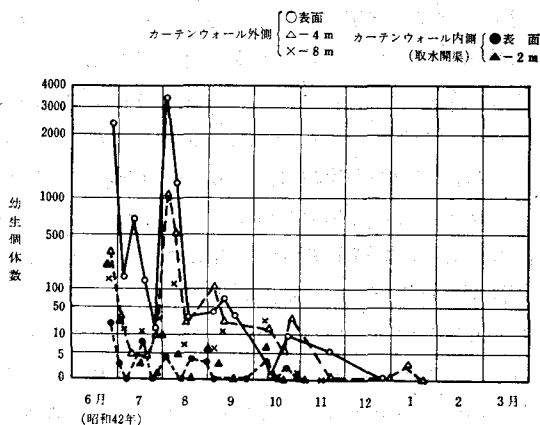


図-25 カーテンウォール内外におけるフジツボ類浮遊期幼生個体数の月別変化

この発電所の既設の冷却水取水暗渠は昭和37年11月運転開始以来ムラサキイガイを主とする付着生物による水路断面の縮小が著しく、平均厚さ7.3 cm、全重量約300 tと推定された。カーテンウォール設置後数ヶ月でこれらの付着生物が急速に死滅脱落する現象が起こり、その排出量は180 tに及んだ。前記中井の報文によれば、カーテンウォールの設置がムラサキイガイ死滅に与えた環境の変化としてカーテンウォール工事にともなうコンクリートからの水酸イオンの溶出を挙げており、これを裏づけるための基礎実験も実施しているが、いま一つの要因として図-26から推定されるように、カーテンウォールの設置によって取水される海水中の全植物プランクトンの量が減少し、付着生物の餌の供給量が欠乏したことも考えられる。これらの事実からも海生物付着障害を緩和する上に深層取水設備の設置が有効であることを認めることができる。

8 冷却水の海域への放流に関する問題

8.1 温排水問題解明の手法

冷却水の海域における拡散および取・放水口の平面配置決定のための再循環問題の研究については、実証的な調査研究、数値実験をふくめた模型実験および個々の基礎的現象の理論解析が3本の柱となって発展することは他の研究分野と変わらない。

臨海発電所の建設に当ってその計画を合理的かつ円滑に進めるためにも、計画完成後の状態を事前に予測して十分その対策を立案するためにも、第一の現場実測による調査研究

は必要欠くべからざるものである。すでに3章で述べたように、各種の海象調査はもとよりであるが、とりわけトレーサによる拡散実験は対象海域の拡散稀釈能力を把握する上で最も有効である。特に外海に面した海域の水塊は、風・波などの外力の作用を直接受けるので、風や波などによる表層水の混合過程および水温躍層の安定性を明らかにすることは、今後の発電所の立地が外海に面する趋向から考えて重要な課題である。このため海域での拡散機構の理論的検討が一層必要となってくるが、いかに精巧をきわめた理論解を求めたとしても、この解が実際の現象を再現するものでなければ無意味なものとなる。したがって、できうる限り現地での観測調査を実施し、拡散過程の資料を集積し、それを正しく処理して帰納的に問題の本質に近づく努力が必要である。

次に、水理模型実験は、一般に水理現象を解明する一手段として、単純明解で視覚的にも理解可能な手法として広く用いられている。筆者らもかつてT発電所の増設計画に関連して、湾内における温排水の流動の機構を解明し、再循環対策と取放水施設の配置案の決定のために、温水密度流による水理模型実験を実施した経験がある²⁰⁾。しかしこの手法は温排水問題の解明のためには必ずしも適当なものではない。それは、冷却水の放出流速はただだか $0.5 \sim 1 \text{ m/sec}$ であるので、海域での流れは非常に小さく放水口附近においてのみ冷却水固有の流れが判別できる程度である。したがってこのような渦粘性の卓越する乱流場を縮尺度の大きな模型において正しく再現することは困難である。その上海面では大気との熱交換作用が存在し、この現象の模型上での再現もむづかしい。これらの点から水理模型実験は実際の現象との相似性の点で種々の問題があり、これによって拡散現象の定量的な解答を求めることは不可能に近い。

一方、個々の基礎的な現象の理論解析によっても、それぞれの局所的な問題を解明することはできるが、総合的な工学問題の解決には限度がある。

以上の観点から、電力中央研究所においては、本問題の解明のために和田らが実施したいくつかの基礎研究の成果に立脚して、電子計算機による数理模型実験の手法を開発し¹⁷⁾²²⁾、実際の問題の解決に専らこの手法を採用している。これは水理実験で模型として製作される地形、構造物の形状、配置などを計算機の記憶容量の中に組み込んでおき、水理現象を支配する基礎方程式に基づいて、設定された境界条件および初期条件のもとで水理実験を計算機でシミュレートする解析方法である。

8.2 放流温水の拡散に関する数値実験

放流温水の海域における拡散現象を厳密に解くためには、放出水の力学的挙動と水温の熱核散現象

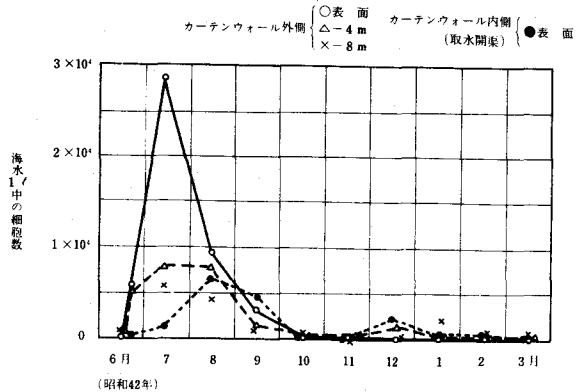


図-26 カーテンウォール内外における全植物プランクトンの密度の月別変化

の両者を同時に考慮しなければならない。

いま3次元空間に直交座標系を考え、原点を冷却水放水口の水面中心にとり、海岸線によって x 軸、海岸線に直角方向の冲向きに y 軸、水面に直角下向きに z 軸をえらぶと、現象を支配する基礎方程式は次のように書くことができる²³⁾。

冷却水の挙動を支配する渦粘性を考慮した運動方程式；

$$\frac{\partial}{\partial x_j} (A_j \frac{\partial u_i}{\partial x_j}) = u_i \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial p}{\partial x_i} - \rho g \lambda_k \quad \dots\dots\dots (15)$$

連続方程式；

$$\frac{\partial (\rho u_i)}{\partial x_i} = 0 \quad \dots\dots\dots (16)$$

海面における熱の授受を考慮した熱拡散方程式；

$$u_i \frac{\partial T}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{K_i}{\rho} \cdot \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) + \frac{Q_0}{\rho C_w H_w} \quad \dots\dots\dots (17)$$

ここに、 u_i ；流速成分、 $i = 1, 2, 3$ に対してそれぞれ x, y, z 方向の流速成分 u, v, w

A_j ；渦動粘性成分、 $j = 1, 2, 3$ に対してそれぞれ x, y, z 方向の成分に対応

p ；圧力、 g ；重力の加速度、

ρ ；海水の密度、 $\rho = \rho_0 (1 - \alpha T)$

λ_k ； z 軸方向の単位ベクトル

T ；水温

K_i ；渦動拡散率の成分、 $j = 1, 2, 3$ に対してそれぞれ x, y, z 方向の成分に対応

Q_0 ；海表面における冷却または加熱項

C_w ；海水の比熱

H_w ；大気と水塊との間で熱エネルギーが授受される海水層の厚さ

x_i ； $i = 1, 2, 3$ に対してそれぞれ x, y, z

温水放流の現地観測の結果および熱拡散の3次元数値解析の結果から、冷却水放水口からの放出水による流動とそれにともなう水温の拡散はほとんど海域の躍層以上に限られることが判明している。そこで海域における熱拡散現象は平面2次元的な取扱いができるとの仮定のもとに数値計算を実施する。この場合、平面2次元の運動、連続、および熱拡散方程式は、上記の基礎方程式から次のように与えられる。

運動方程式（慣性項を無視）；

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(A_x \frac{\partial u}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(A_y \frac{\partial u}{\partial y} \right) = \frac{\partial p}{\partial x} \quad \dots\dots\dots (18)$$

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(A_x \frac{\partial v}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(A_y \frac{\partial v}{\partial y} \right) = \frac{\partial p}{\partial y} \quad \dots\dots\dots (19)$$

連続方程式；

$$\frac{\partial (\rho u)}{\partial x} + \frac{\partial (\rho v)}{\partial y} = 0 \quad \dots\dots\dots (20)$$

熱拡散方程式

$$u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{K_x}{\rho} \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{K_y}{\rho} \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{Q}{\rho C_w H_w} \quad \dots\dots\dots (21)$$

これらの方程式をデジタル・コンピューターで解いて、海域における定常状態下の流速分布と水温分布を算定するには、上式を差分方程式に変換し、対象地点の海岸地形で限られた水域平面を2方向を有する平行線群によって格子点に分割し、流線関数の導入によって重調和型の方程式を解いて各格子点の流速成分を求め、得られた移流成分を熱拡散方程式内の該当項に代入することによって水温分布を求める。放水口から放出される放流水速は低流速で、対象海域の流れの場合には渦粘性が卓越しており、その流動は放水口附近の構造物の配置や海域をとりまく海岸の平面地形の影響を大いに受け

るから、冷却水の拡散を解析するに当ってこれを無視することは工学的に全く価値がなく、実際の地形を考慮に入れて個々の地点の現象を解明してこそ本手法の模型実験たる意義がある。

境界条件としては、沿岸に直角方向の温度勾配は0とし、沖合無限海域の境界線で温度の2次微分を0とする。放水口から放流量と放流々速を与えるほか、問題の必要に応じて取水口からの取水量（深層取水の場合は混入率に応じた表層水の混入量）をも初期条件として設定する。

こうして、現地の気象・海象条件を考慮に入れ、実際の地形を対象に種々の取放水口の配置案について数値実験を行ない、流速と水温の分布を算定し、この計算結果を比較検討して適切な取放水口の平面配置を決定することができる。そのほか、この数値模型実験の結果から、取水地点への接近流速の推定、取水口への再循環の影響の推定、局部的に大きな流速値の出現による水温成層の安定性の判別、放流の船舶航行への影響、さらに漁業補償と関連する海域の水温上昇の影響範囲の推定、などを行なうことができる。

本手法による熱拡散計算の妥当性を検証するために、内湾に立地する発電所の放水による水温分布の実測結果と数値実験の計算結果とを比較した例を図-27に示す。

この図によると、放水口附近では計算値の方が大きく約1℃の差が認められた。これは、実際には冷却水の表層流出にともなって下層水の湧昇が起きているにもかかわらず、数値実験においては下層冷水の加入を考えていないことに起因しているものであろう。しかし放水口より60m以上沖合になると、混合は渦動拡散、潮汐混合が主役を演じるようになるので、実測値と計算値とがよく合致している結果が得られている。

上に述べた電子計算機による数値模型実験の手法を適用した最初の例は、原電・敦賀原子力発電所の冷却水放水口で、種々の放水口設計案について放流温水の湾内での流速分布と水温分布を算定し³³⁾、漁業補償範囲判定の資料を与えるとともに、冷却水放水口構造物のみならず、取水口深層取水の設計を定める根拠を提供した。ひきつづき同一の手法によって、同一湾内で取水放水が行なわれる水島火力³⁴⁾、大分火力³⁴⁾、港火力³⁶⁾、福山火力、唐津火力の各発電所の温水放流による流動と水温分布の計算（数値模型実験）を行ない、新設ないし増設の取・放水口の設

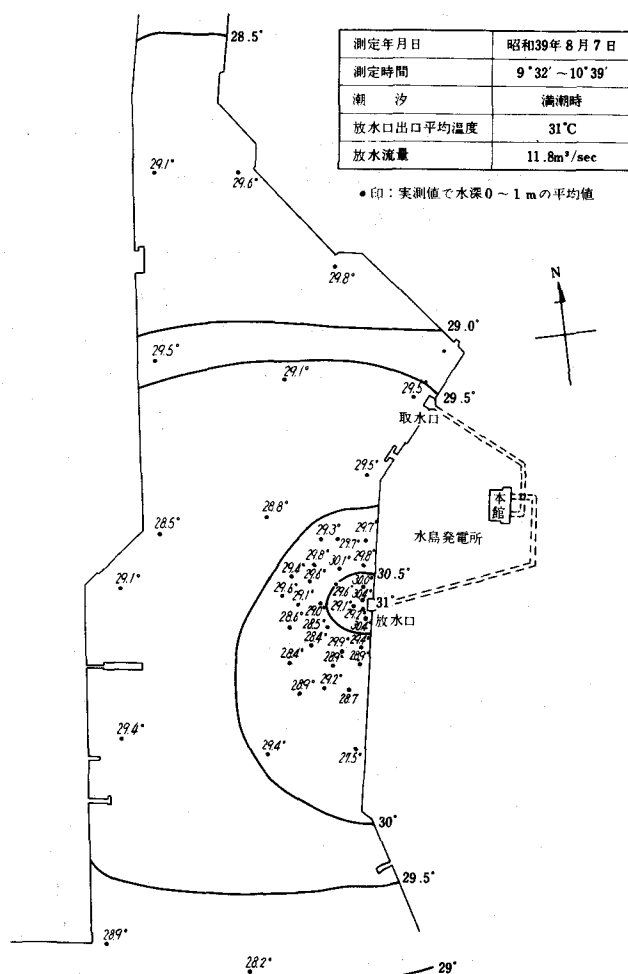


図-27 水島火力発電所 冷却水放流にともなう水島港内水温分布実測と計算結果との比較

計に寄与したが、さらに電力各社の原子力発電所の外海に面する計画地点について、海域への温水放流の数値実験を実施中である。

発電所からの冷却水の放流による周辺海域での水温上昇は、海産生物の環境に対する影響というきわめて微妙な問題に関連し、漁業補償の判定と水産業との共存策のために施設者と漁業者が相互に納得のいくより实际的で信頼性の高い解答を得ることが必要である。特に外海に面した海域の水塊は、風、波、潮流、沿岸流などの作用を直接受けるから、これらの諸要素を考慮に入れて放流温水の拡散混合過程を算定しなければならない。このため、当所においては、温水密度流の基礎実験によって、放水口附近の流れの挙動（湧昇流による下層冷水の加入）²⁵⁾、風や波の作用下における水温成層の推移等を検討し、その結果を理論展開の上に反映させて数値模型実験の精度を高めるべく努めてきた。

すでに5章の項(e)で述べたように、冷却水放水口近傍における湧昇流の存在が和田の数値実験による研究によって確認されており、放水口近傍では下層水加入による混合過程が海域の渦動拡散による混合過程より卓越することが考えられる。そこで和田らは温水密度流による基礎実験によって、放流水への下層冷水の加入連行の現象を数量的に明らかにし²⁶⁾、この結果を上述の平面2次元的拡散の数値模型実験へ適用して、放水口近傍での下層水の加入による混合冷却過程を考慮に入れたより実態に近い水温分布の解を求める計算方法を提案した²⁶⁾。

さらに冷却水の放出される海域において潮汐流が卓越しているような場合には、潮汐混合による稀釈拡散を考慮しなければならないし、とくに潮差の大きな入江や湾内に放流される排水の拡散を解明する場合には、タイダルフラッシング作用を考慮した計算方式を確定することが必要である。後節8.5で述べるように、和田らはブロック割りした水域についての熱収支を計算する平均的な考え方に立脚した解析方法¹⁹⁾²²⁾でこの問題を処理してきたが、局所的な流れの挙動や水温分布を算定するためには、2成層モデルによる潮汐流を考慮したデジタル・コンピューターによる計算方式が必要である。和田は干満差の大きい三池港での実測結果³⁰⁾を検討した結果、2成層モデル方式の妥当であることを確認し、この方式による潮汐流を考慮した数値模型実験の計算手法を実用化することに成功した²⁸⁾。

このようにして、冷却水取放水問題、温排水の拡散問題や、さらには一般の汚染廃水の排出による環境汚濁の問題を解決するために必要な海域における稀釈拡散現象の解明は、現象に関与する種々の複雑な海象要素を考慮してより精度の高い実際に近い解を得る方向へと着実に発展しており、逐次新しい数値実験手法の開発とその適用によって、臨海発電所の建設計画に当たって当面する焦眉の問題が次々と解決してゆく現状にあることをここに強調しておきたい。

8.3 半無限海域への放流による流れと水温上昇の影響範囲

前節で述べた数値模型実験の手法の最も基本的な適用例として、冷却水を直線状の海岸から直角に半無限海域へ放出したときの流速と水温の分布を数値計算した結果がある⁷⁾。これにもとづいて、放水にともなう海域での流れと水温上昇の影響範囲を冷却水使用水量との関係で求めたものが以下の各表である。

まず、表-7は放水口における放流々速を一定($V_0=1\text{m/sec}$)としたときの流れの最大影響範囲を示したものである。ここで定義した流れの最大影響範囲とは、海域での流速値が放流々速の10%を示す場所(放水口からの距離)を指している。放水口における放流々速が 1m/sec 以内であれば、放出にともなう流れがその10%以下となれば海域自身のもっている流れと区別できなくなるであろうという考えに立っている。

表-8は冷却水使用水量と水温上昇の影響範囲(放水口からの距離)との関係を示し、表-9は同

表一 7 冷却水放出による流れの最大影響範囲 (放出流速 $V_0=1\text{ m/sec}$, 放水口の高さを 1 m と仮定)

冷却水使用水量 $Q\text{ (m}^3\text{/s)}$	20	40	60	80	100
冷却水放流による流れの最大影響範囲 (放水口からの距離: m)	60	120	180	240	300

表一 8 冷却水放出による水温上昇の影響範囲 (放出流速 $V_0=1\text{ m/sec}$, 放水口の高さを 1 m と仮定)

冷却水使用水量 $Q\text{ (m}^3\text{/s)}$	20	40	60	80	100
冷却水放流によって海域水温が 1°C 水温上昇する影響範囲 (m)	460	920	1380	1840	2300

表一 9 冷却水使用水量と水温上昇の影響面積との関係

水温上昇	冷却水使用水量 ($\text{m}^3\text{/sec}$)				
	20	40	60	80	100
1°C	$17.84 \times 10^4 \text{m}^2$	$71.36 \times 10^4 \text{m}^2$	$160.5 \times 10^4 \text{m}^2$	$285.4 \times 10^4 \text{m}^2$	$446.0 \times 10^4 \text{m}^2$
2°C	7.96	31.84	71.64	127.36	199.0
3°C	2.52	10.08	22.68	40.32	63.0
4°C	0.22	0.88	1.98	3.52	5.5

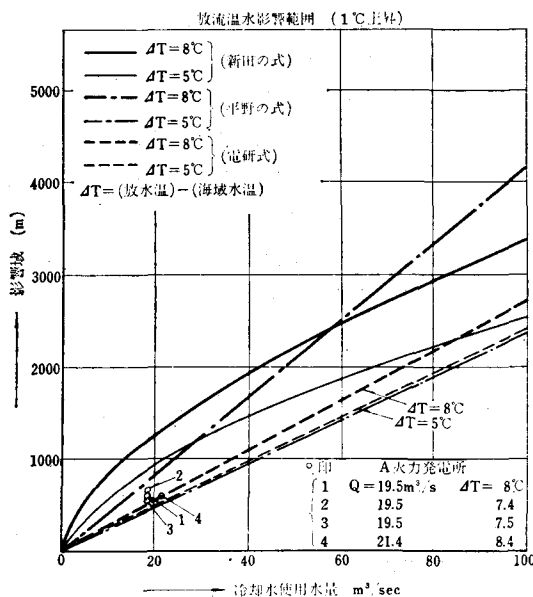


図-28 冷却水量と水温上昇影響距離との関係

じく水温上昇の影響面積を示している。この計算に用いた気象データは夏期の酷暑条件下における数値であって、静水海域における水温上昇の影響範囲の最大限度を与えるものと考えてよい。

ここに得られた冷却水使用水量と水温上昇の影響範囲 (距離および面積) との関係を図示すれば、図-28 および図-29 のようになる。これらの図には、参考までに新田および平野の提案による式をあわせて記入した。新田 (1963) は、永年にわたる淡水の拡散を調査した結果にもとづき、廃水量 $x\text{ (m}^3\text{/day)}$ と影響面積 $y\text{ (m}^2\text{)}$ との関係を次式の

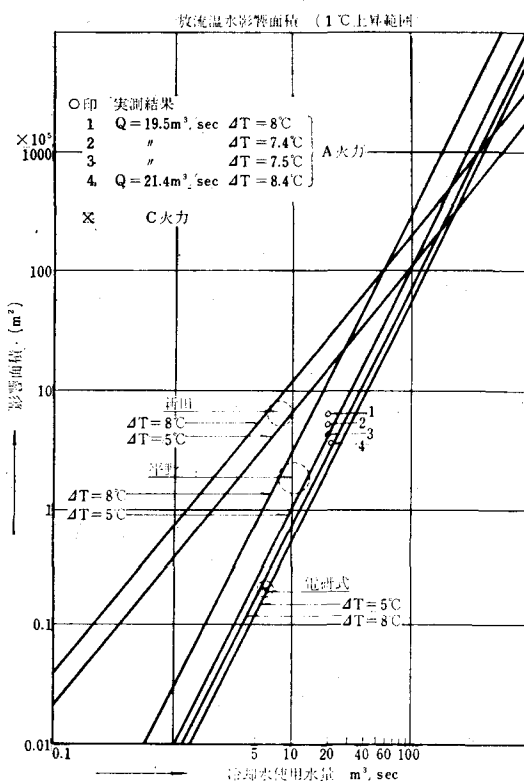


図-29 冷却水量と水温上昇影響面積との関係

ように提案している。

$$\log y = 1.2261 \log x + 0.0855 \quad \dots\dots\dots (22)$$

このときの影響面積は淡水が60～100倍の稀釈を受けている水塊の前縁としている。この程度に稀釈された淡水の示す塩分の差による密度差は1～2℃の温度差による密度差とほぼ等しく、したがってその前縁は1～2℃の水温上昇の範囲に相当していると考えられる。それゆえ、この式を温水拡散の影響面積の推定に適用するときは、例えば海域より7℃高い温水を放出した場合は、100倍稀釈でなく7倍稀釈のところまでの拡散範囲を考えるわけであるから、上式中のxの値に放水量の7/100をとって影響面積を求める。一方平野(1966)は廃水の放流にともなう稀釈混合の過程が初期の段階では、主として下層からの海水加入による混合が渦動拡散によるものよりも大きいという考えのもとに次の関係式を導いている。

$$Aa < \frac{(a-1)^2}{2\pi} \cdot \frac{\rho}{\rho-\rho'} \cdot \frac{1}{gh^3} \cdot \frac{n^3}{(n-1)^2} \cdot Q^2 \quad \dots\dots\dots (23)$$

ここに、Aaは稀釈倍率aのときのそれ以上の濃度を示す面積、Qは廃水量、ρは海水の密度、ρ'は廃水の密度、hは廃水の厚さ、gは重力加速度、nは $n^3/(n-1)^2$ を最小ならしめる値として、 $n=3$ 、

図-28において3つの式を比較すると、放流水温と海域水温との差が5℃程度であると、電研の式と平野の式はよく合致しているが、水温差が大きくなるにつれて電研の式と他の2つの式との差が著しくなる。図-29によれば、冷却水流量を50～100 m³/secの範囲に限ると、水温上昇の影響面積は電研の式が一番少なめに出ており、その差は他の2つの式にくらべて最大 $\frac{1}{2}$ ～ $\frac{1}{4}$ となっている。

比較的単純な地形で潮汐効果も少なく、計算値と比較する上に好都合な発電所(Q≒6 m³/sec)での実測結果から水温上昇影響面積を求めて、計算値と比較図示したものが図-30である。実測時の放水温と海域水温との差はほぼ8℃であって、この図では海域での温度上昇1℃～3℃の範囲について示した。海域における水温上昇が高い値を有するときは、実測結果は平野の式に近い。これは平野の式が下層水の加入を考慮している点からうなづけるところである。一方、海域での温度上昇が1～2℃の程度の値のところでは実測結果と電研の式が近い関係にあることが認められる。その理由は前節で述べたとおりである。

8.4 海域における拡散特性の大局的把握

海域における乱流拡散の特性はきわめて複雑であり、風、波、沿岸流、潮汐作用、成層の密度分布、海岸形状等さまざまな因子に依存しており、個々の因子の役割を解明して一般性のある法則を見出すことはきわめて困難である。したがって、計画地点について冷却水やその他の廃水の拡散性状を予測するために、8.2節に述べたような計算手法を適用して数値模型実験を実施するに当たっては、対象海域におけるトレーサ実験等の観測調査を行なってその海域の拡散稀釈能力を把握し、適用すべき計算手法の選択や計算に用いる基礎方程

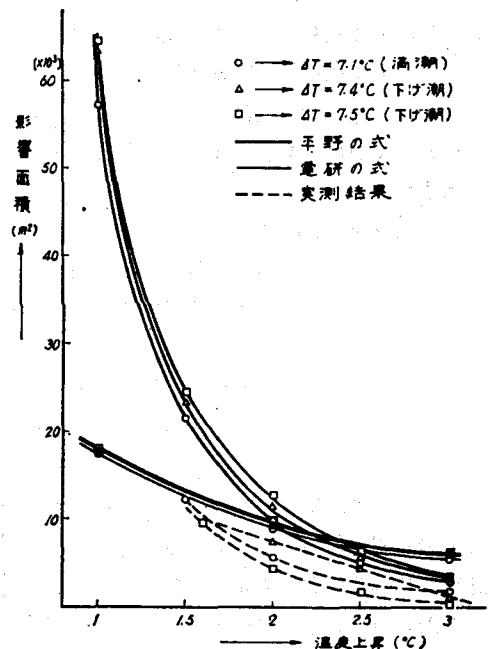


図-30 温水放流による水温上昇影響面積の計算と実測結果との比較

式中の拡散係数の値を明らかにすることが必要である。しかしながら、個々の計画地点でこのような現地実験を事前に実施することが不可能であるような場合が少なくない現状にかんがみて、海域の型のちがいによる拡散性状の差を大局的に把握しておくこともあながち無意味なことではあるまい。

以下、海域を3つの型、すなわち、開口のせまい湾や深い入江などの閉鎖型、比較的ひらけた内湾などの半開放型および外海に直接面する開放型の3通りのタイプに分けて、それぞれの拡散特性を検討する。

(1) 閉鎖型の海域

開口のせまい湾や深い入江などのような三方が陸地で囲まれている閉塞性の湾においては、水の交換が他の型の海域に比して最も悪い。このような閉塞水域における外海との水の交換は、湾の容積、干満にともなう水の運動量、湾内に流入する排水量およびそれを稀釈するための海水の量に依存する。湾の容積に比して水の交換に関与する要素が小さければ、湾内の水の停滞性は大きくなり、このような湾内においては、湾流、潮汐による流れの度合にもよるが、全体的に流れが小さく、したがって稀釈効果は小さく、海面は最も速やかに汚染される。

海域における稀釈拡散特性を比較するのに、その海域の拡散係数の値の大小を一つの目安とすることができ。閉鎖型の海域における拡散係数は $10^3 \sim 10^4 \text{ cm}^2/\text{sec}$ 程度と考えられる。

(2) 半開放型の海域

比較的ひらけた内湾などの半開放型の海域の拡散特性は閉鎖型と外海型との中間領域にあり、拡散係数の値は湾奥より湾口の方が大きく、湾口附近では外海の値に近い。この型の海域において冷却水や廃水が稀釈されてゆく過程は主として潮汐流の混合効果によるものと考えてよい。湾軸方向の水平分散係数 A は次式で与えられる。

$$A = 2k\omega\zeta_0 \frac{x^2}{H} \dots\dots\dots (24)$$

$$= 2kU_x \cdot x$$

ここに、 k ; 常数, ζ_0 ; 潮差, $\omega = 2\pi/T$,
 T ; 潮汐周期, x ; 湾奥からの距離,
 H ; 湾の平均深さ, U_x ; x 点における潮汐流の最大値, $U_x = \omega\zeta_0 \frac{x}{H}$

この式によれば、潮汐による分散係数 A は湾奥からの距離 x の2乗に比例することがわかる。あるいはまた

$$A = 2Bu \cdot l \dots\dots\dots (25)$$

ここに、 u ; 潮汐混合に寄与する潮汐流の大きさ
 l ; 潮汐流による水粒子の水平移動距離
 B ; 常数

B の値については厚生省が筑後川沖合（有明海）で現地観測した塩分濃度の測定結果より $B = 0.8$ として求められている。したがって、

表 - 10

$$A = 2 \times 0.8 \times u \cdot l \dots\dots\dots (26)$$

代表例として、瀬戸内海に面する徳山湾と九州の有明海について分散係数を上式から計算してみると右表のようになる。

上表の結果から、湾の midpoint における潮汐流の最大値として 0.06 m/sec および 0.70 m/sec をとり、その平均値として近似的に

	湾の表面積 km ²	湾の容積 km ³	湾長 L(km)	湾の平均深さ H(m)	潮差 ζ_0 (m)	湾口における潮汐流の最大値 U_L (m/sec)
徳山湾	38.7	0.39	9.1	10	2	0.13
有明海	1700	32.3	100	19	3	1.45

表-11

km	l	u cm/sec	ul cm ² /sec	K cm ² /sec
	cm			
1	10 ⁵	50	5×10 ⁶	5×10 ⁶
5	5×10 ⁵	50	2.5×10 ⁷	2.5×10 ⁶
10	10 ⁶	50	5×10 ⁷	5×10 ⁶

この値の $\frac{1}{2}$ をとって(26)式の u とする。また潮汐流による水粒子の移動距離 l に対する時間として1日2回潮の落潮時の6時間をとる。よって、潮汐流による水平分散係数の値は次のようになる。

$$\text{徳山湾； } l = 0.06(\text{m/sec}) \times \frac{1}{2} \times 6(\text{hr})$$

$$\times 3600 = 648 \text{ m}$$

$$A = 2 \times 0.8 \times 6(\text{cm/sec})$$

$$\times 64800(\text{cm}) = 6.2 \times 10^5 \text{ cm}^2/\text{sec}$$

$$\text{有明海； } l = 0.70(\text{m/sec}) \times \frac{1}{2} \times 6(\text{hr}) \times 3600 = 7560 \text{ m}$$

$$A = 2 \times 0.8 \times 70(\text{cm/sec}) \times 756000(\text{cm}) = 8.5 \times 10^7 \text{ cm}^2/\text{sec}$$

以上の計算結果から、半開放型の海域に対する拡散係数の値は潮汐混合による拡散が支配的であるとして、一般的な湾においては $10^4 \sim 10^5 \text{ cm}^2/\text{sec}$ 、有明海のような潮汐の卓越した湾においては $10^6 \sim 10^7 \text{ cm}^2/\text{sec}$ 、また、潮汐が大きくかつ転向流が顕著で水粒子の移動が大きい瀬戸内海では、宇野木によって塩分濃度の観測結果より $10^7 \text{ cm}^2/\text{sec}$ の値が得られている。

(3) 開放型の海域

外海に直接面する開放型の海域においても、沿岸近くでは海岸線と海底という境界が存在しているので、沿岸近くには小さな渦しか存在し得ず、そこでの拡散現象は無制限に大きくなることはない。一方、外海においては、たてよことも境界が広いから大きな渦が存在し、しかも境界でエネルギーを消費することが少ないので拡散性能は大となる。

沿岸附近の拡散特性を検討するために、直線状の海岸線にそって沖合に無限に広い半無限海域を考えると、この型の海域においては沿岸に平行な方向に潮汐流や沿岸流が存在しているので、この方向に対しては渦動拡散に加えてこれらの流れによる分散効果をも考慮しなければならない。潮汐流や沿岸流による混合効果については速水らの研究がある。半無限海域において沿岸に平行な方向の分散係数 K は次式であらわされる。

$$K = \alpha u l \quad \dots\dots\dots (27)$$

ここに、 u ；潮汐流と沿岸流との合成流の平均流速

l ；水粒子の沿岸流による最大移動距離

α ；常数で、速水によれば紀伊水道における観測結果より $\alpha = 0.1$ の値が得られている。

l のちがいは沿岸方向の分散係数（潮汐混合を加味した拡散係数） K の値は表-11のようになる。

鹿島灘や遠洲灘などの太平洋沿岸や日本海沿岸においては、瀬戸内海におけるごとき潮汐によるはっきりした転向流や大きな沿岸流の形態がみとめられず、従来各地で実施された測流板や流速計による流れの観測および染料による拡散実験の結果から、 l は最大1～5 kmの範囲内に入ることが確認されている。したがって、わが国の外海に面した沿岸方向の分散係数値は最大 $10^5 \sim 10^6 \text{ cm}^2/\text{sec}$ の範囲内におさまるものと考えられる。なお沿岸に直角な方向の渦動拡散係数の値は $10^3 \sim 10^4 \text{ cm}^2/\text{sec}$ 程度である。

8.5 熱収支論にもとづく海域表層平衡水温の算定

比較的せまい限られた海域、すなわち入江や掘込港内または埋立泊地内に、発電所冷却水の温水放流や工場排熱が加えられると、湾内表層水の水温は逐次上昇するが、一方水面と大気との間の熱交換すなわち蒸発、逆輻射等の気象因子による冷却作用が働き、また流れによる移流効果や湾

内水との混合による熱拡散，潮汐による湾外への熱の逸散等のために，表層水の水温はある平衡値に収斂することが期待される。同一の湾内で冷却水を取放水する場合や多量の工場排熱を受ける泊地内から取水する場合，深層取水設備の水理設計においてある程度の表層温水の混入を容認するものとするれば，この表層水の平衡水温が冷却水取水温度に重要な影響を及ぼすから，湾内の熱収支にもとづく表層水温の算定はきわめて大切である。

冷却水放出にともなう湾内の水温分布は，8.2節にのべたごとく，放流水の力学的挙動と水温の熱拡散現象を支配する微分方程式を電子計算機で解く数値模型実験の手法により求められるが，別の角度から，熱収支論にもとづくシミュレートを主とした非定常現象として算定することができる。¹⁹⁾

このシミュレート計算は最初アナログ・コンピュータによる計算手法として開発された。²⁰⁾ 前者の数値模型実験は流速分布と水温分布の定常解をデジタル量として求めるもので，構造物の配置や地形の影響を厳密に計算に折り込むことができ，放流水の拡散の詳細な機構を解明できる利点がある。これに対して，後者は，湾内水域を大分けにしたブロック別の平均水温の分布が（アナログ・コンピュータの場合にはアナログ量として）得られるに過ぎないが，気象条件の周期的変化を考慮して非定常現象を追跡して平衡状態を求めるもので，熱の交換や逸散の過程を知ることができ，また湾内への排熱の分布や潮汐効果を考慮に入れて計算できる利点がある。両者それぞれ解明すべき事項の目的に応じて効果的に適用すべきであるが，同一地点の取放水問題の検討に2つの手法を同時に用いて計算し，それぞれの結果を照合検討し相互におぎない合せて結論を導くのが最も有効な方法である。

熱収支論による平衡水温の計算手法の近似度を高めるには，湾の地形，取放水口の位置によって湾域をできるだけ多くのブロックに分けて潮汐効果，熱拡散効果をシミュレートすることである。それゆえ当所においては，最近このブロック分け熱収支計算をデジタル・コンピュータによって演算し，複雑な対象水域を数多くのブロックにわけて近似度の高い解を導くことにつとめている。

本計算法の立脚する仮定および設定条件は次の通りである。

- (1) 対象の湾域を湾軸方向に数個のブロックに分割し，各ブロックごとに熱収支を考慮する。
- (2) 熱収支に関与する諸因子としては，以下のものを考える。
 - (a) 太陽，天空からの輻射エネルギー
 - (b) 海表面からの逆輻射量
 - (c) 対流により大気と海面との間を出入する熱交換量（顕熱量）
 - (d) 蒸発，凝結などの水の相変化にともなう熱の移動量（潜熱量）
 - (e) 工場廃水による付加熱量および深層取水からの表層温水混入による控除熱量
- (3) 熱収支に関係する水深は水温躍層面までとし，この躍層面を通じて表層と下層との間の熱交換はないものとする。
- (4) 各ブロック間および湾外と接するブロックと湾外海域との間に，潮流および拡散による熱量の移動を考慮する。
- (5) 湾内各ブロックに放流された温水は，そのブロックの表層全体にわたり一様に瞬時に拡散するものとする。したがって各ブロック間の移動熱量はそのブロックに出入した熱量が一様に混合した後の水塊によって運ばれるものとする。
- (6) 潮汐および潮位の変化は実測結果にもとづく1日2周期の正弦曲線を以て近似させる。
- (7) 潮流によって表層と下層との間の水塊の混合はなく，表層水深は一定とする。
- (8) 湾外海域の水温は温水排熱の影響を受けない自然状態時の平衡水温とする。

この計算手法により，これまで湾や泊地の地形，取放水口配置の異なっていたいくつかの内湾立地の発

電所地点について表層平衡水温分布の計算を実施した。その結果から得られた一般的な知見は次の通りである。⁴³⁾

- (1) 湾内表層水温が平衡状態に達するまでは、湾内に放出された冷却水の熱エネルギーは海面からの冷却放散、湾外への逸散および湾内表層水の蓄熱によって費やされる。しかし平衡状態に達した後は、放水熱エネルギーの一部は海面からの冷却過程、残りは湾口での湾内外水の交換作用により逸散される。
- (2) 移流と拡散効果によって湾外へ逸散する熱エネルギーは、落潮時に（特に潮流流速が最大となる時点で）最大値を示し、漲潮時には湾内への熱の流入はさわめてわずかである。この傾向は冷却水量が増すほど強調される。
- (3) 表層水温と冷却水使用水量との関係は飽和曲線の形態をとる。（冷却水量の増加とともに表層平衡水温は増大するが、冷却水量がある値以上になると表層水温の増加の割合が漸次小さくなる）
- (4) 表層水温は、放水口が位置する水域をふくむブロックにおいて最も高くなり、湾口に向うにしたがって低下する。
- (5) 放水口が湾中間部に位置する場合は、潮汐作用によって逆に湾奥部に熱の蓄積が引き起こされる。
- (6) 潮汐は湾内水と湾外水との置換をつかさどり、温水排水を湾外へ排熱させる作用をもつ。比較的潮汐の小さい水域では、冷却水量の増加につれて海面からの熱放散の割合は減少し、湾口での移流による湾外への逸散熱量の割合が大となる。一方、潮汐変化の大きい水域では、冷却水量の大小に関係なく、常に潮汐による湾外への熱の逸散が海面からの熱放散よりも大である。

8.6 冷却水放水口の設計

冷却水を直接外海へ放流する場合には、冷却水放水口を汀線附近に開口させ、水路の末端を特に拡幅することなく、比較的速い $1.5\text{m/sec} \sim 2.0\text{m/sec}$ の流速で海面潮位 L.W.L. 以上の敷高から段落ち流れ方式で放流することが、波や漂砂の作用に対しても有利でありかつ経済的な設計となる。放流される温水も噴流拡散の現象によって周囲の冷水塊と混合し、さらに外海の波や流れの作用によって急速に冷却し、同時に流速も低減して、放流水の海域への影響は比較的すみやかに消滅するものと考えられる。このような方式の放水口で、落差によっては高潮時放水路内へ波が遡上進入してマンホールからの噴水現象を惹起する例もあるが、9章に述べるように通常波動の放水槽への伝達は阻止され、循環ポンプの運転に支障を及ぼすことはない。放水口構造物は砕破帯よりも岸側にあるから通常波による洗掘のおそれはなく、むしろ冷却水自身の放流にともなう段落ち流れによる放水口前面の洗掘に対して構造物の安定性を考慮しなければならない。このため、図-31の設計例に示すように、放水口をケーソンによって施工し十分な根入れを確保し、また放水口に接続する陸側の放水路に杭打ち基礎を施す。

段落ち流れ方式の放水口周辺の放流による洗掘の実例として、日本原子力発電・東海発電所における実測結果を図-32に示す。^{43) 44)} この調査は昭和

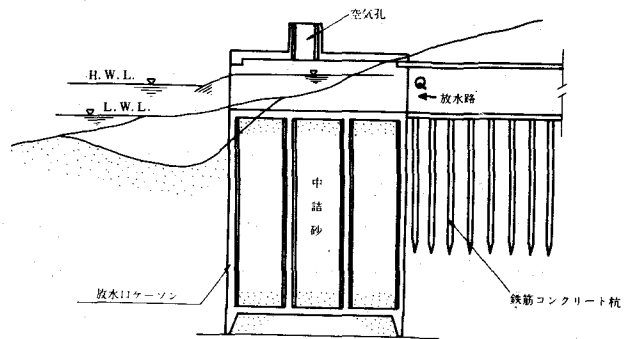


図-31 段落ち流水式放水口設計例

41年6月18日に実施したもので、海面潮位 E L. - 0.20 m のもとで冷却水設計流量 $15.5 \text{ m}^3/\text{sec}$ (単位幅当り流量 $3.9 \text{ m}^3/\text{sec}$, 放水路内平均流速 $2.23 \text{ m}/\text{sec}$) を放流したときに生じた洗掘量は最大深さ約 4.5 m, 幅約 35 m, 放水口出口より背後陸側への洗掘区域のひろがりは約 7 m となっている。このような放流によって生じた洗掘深さは、工事に先立って実施し模型実験の結果から予測した値と大略一致していることが確かめられた。

外海へ直接放流する冷却水放水口の別の設計例として、日本海に面する富山火力発電所の1, 2号機用放水路(最大 $11 \text{ m}^3/\text{sec}$)の放水口設計図を図-33に示す。この放水口は放水路暗渠に接続して井筒基礎上に設けられ、その正面を塞ぎ、放流水は左右にわかれて汀線に平行な方向に流出するような構造となっている。これは波浪の放水路内への直接侵入を防ぐとともに、漂砂移動に対する冷却水放流の影響を小さくすることを目的としたものである。このような形式の放水口からの流れの特性や放水口周辺の洗掘堆積に関しては詳細は現地実測調査が行なわれており、⁴⁰⁾ その効果を確認した上で、富山火力発電所の増設3, 4号機用の冷却水放水口もこれと同じ方式のT型放水口として設計された。⁴¹⁾

図-34は日本海へ放流される新潟火力発電所の冷却水放水口の設計図である。この例は、既設の海岸護岸を保持するために、護岸にそわせてせき構造物を設け、そのせき頂を越流させて冷却水を海域へ放流するものである。越流水による護岸基礎の洗掘を防止するために、テトラポッドによる十分な保護工をほどこしてある。

一方、内湾や埋立泊地内への放水については、放水口からの流れを所定の低流速で均一に海域へ放流せしめることが必要である。これは、放水口の前面が漁船や小船舶の航路であるような場合には特に留意して、放流流速を $0.2 \sim 0.3 \text{ m}/\text{sec}$ の均一な低流速に落すような設計上の施策が必要であるが、同時に熱が流れの移流効果によって拡散し水温が低下する機構を考えれば、熱拡散の面からも放流の均一化をはかることがのぞましいのである。冷却水を放流する水域と同一の水域から深層取水を行なうような計画の場合には、放流水による水温成層の擾乱を避けるべきであって、冷却水を海域表層へ滑らかに流出させ、かつ海域内に局所的な高流速の流動を生ぜしめないような放水口の設計が必要である。

このような放流水の均一低流速化をはかる放水口構造物として、扇状拡幅放水口に円弧状のでき堤を設けた例³⁷⁾(関西電力・堺港火力発電所など)、この放水口形式に修正を加えた2重円弧状でき堤

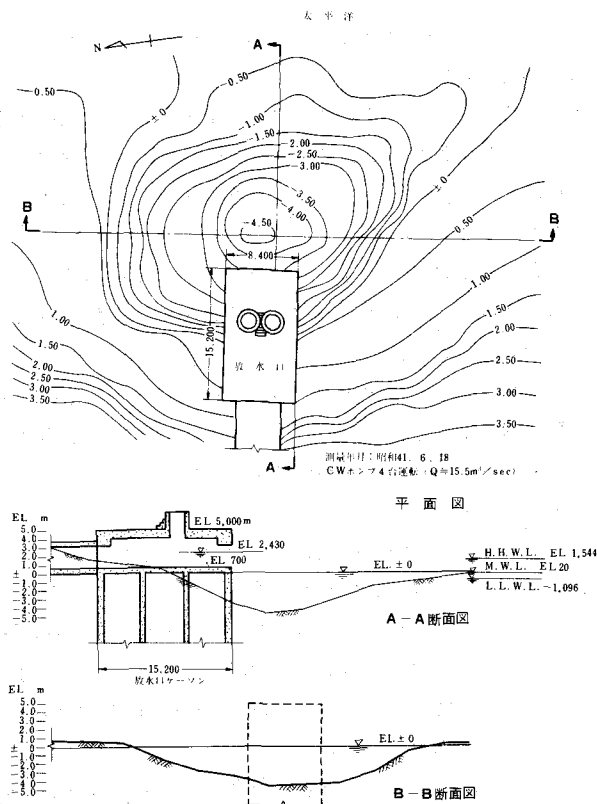


図-32 東海原子力発電所 冷却水放水口洗掘状況
実測結果^{43) 44)}

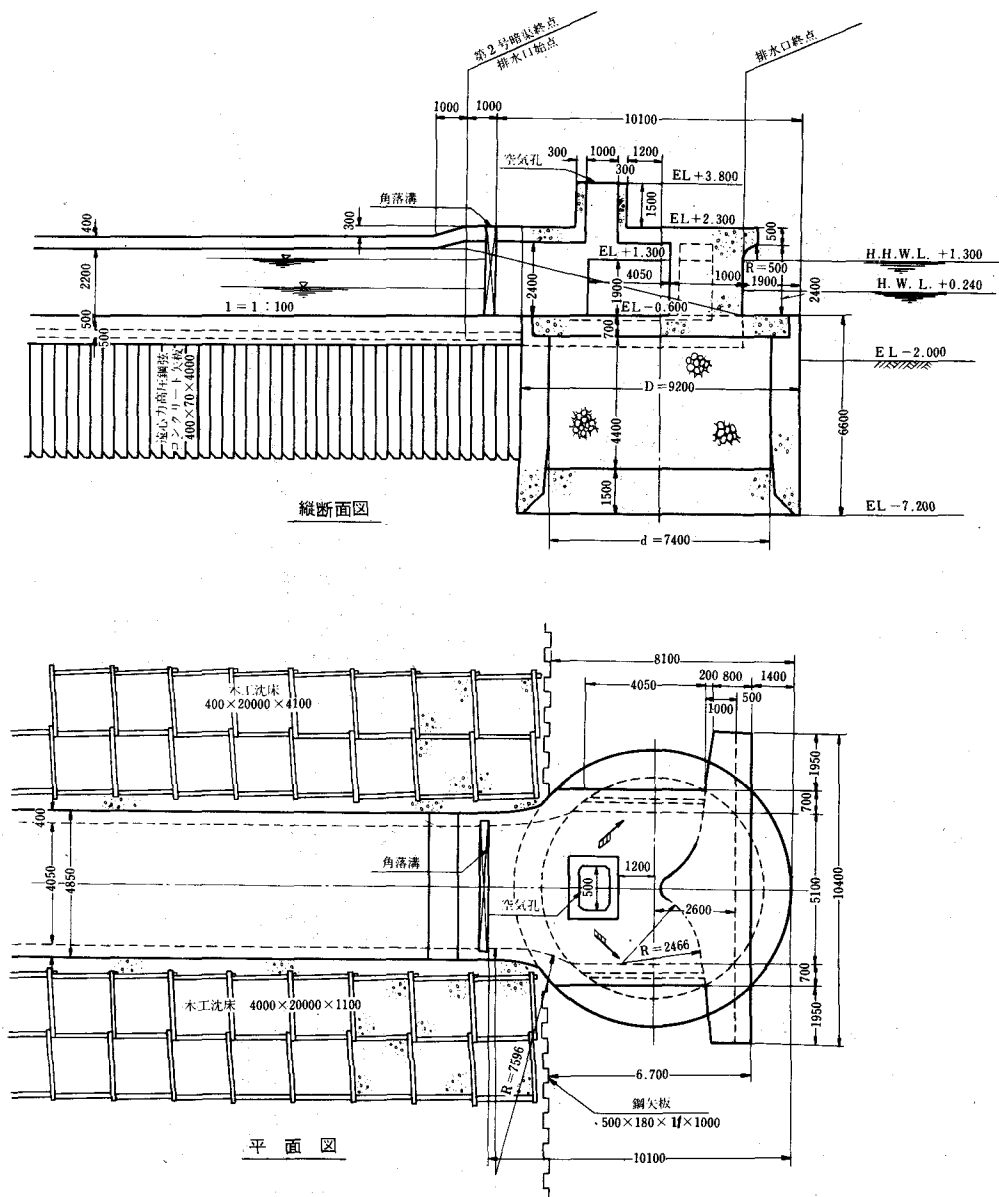


図-33 富山火力発電所 冷却水放水口設計図

を設けた例（関西電力・美浜原子力発電所）や、敷地の制約から横越流型でき堤を設けた例³⁴⁾（九州電力・大分火力発電所）などがある。

図-35は堺港火力発電所の冷却水放水口の設計図で、冷却水最大放流量 $100\text{m}^3/\text{sec}$ に対して、中心角約 68° で拡幅する扇状放水口のやや上流寄りに高さ 2m のもぐり固定せきを設け、海面潮位 L.W.L. のとき放水口終端で $0.50\text{m}/\text{sec}$ の均一流速分布を得るように設計されている。写真-2はこの放水口からの放流状況を示す実験写真である。これと同一の型式の放水口で、円弧状もぐりせきのせき頂に角落しをはめ、せき高を加減できるようにして、運開通水後角落しの調整によってもっとも効果的な均一放流を得るように設計した例もある。

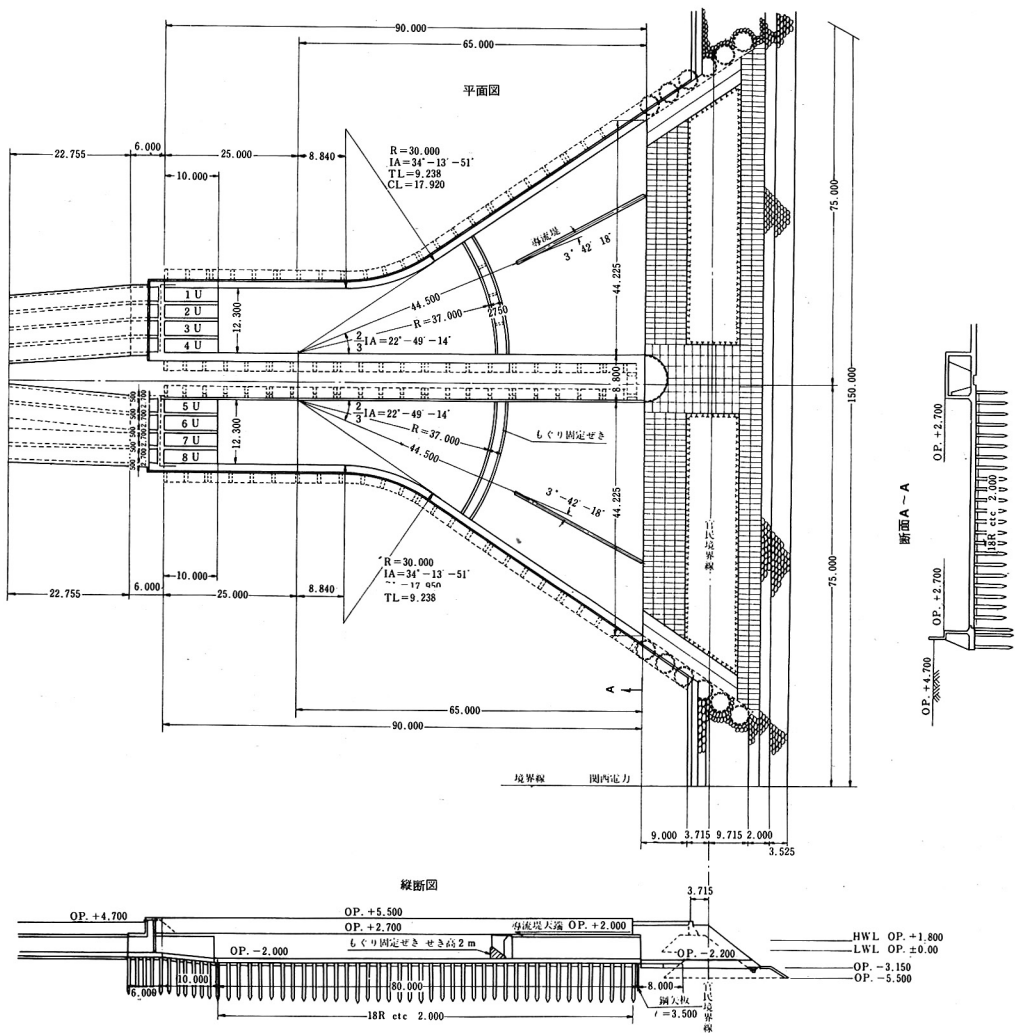


図 - 35 堺港火力発電所 冷却水放水口設計図

図-36は大分火力発電所の冷却水放水口の設計図で、敷地の制約から扇状拡幅放水口を採用することができないため、護岸線にそった横越流型で堤方式とした例である。この放水口は冷却水最大使用水量 $20\text{m}^3/\text{sec}$ に対してはほぼ $0.40\text{m}/\text{sec}$ の均一な放流流速が得られるように設計されている。

表層放流方式の放水口においてもっとも効果的な敷高は、放出端において放流温水層の限界水深を生ずるように設計することである。密度流の限界条件は次式、

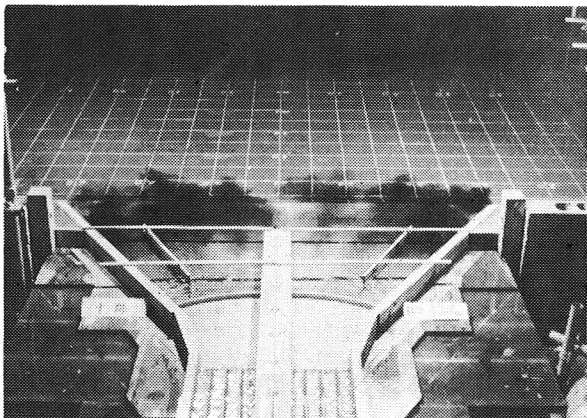


写真 - 2 堺港火力発電所 冷却水放水口からの放流状況 (縮尺 1/50 の模型による)

$$F_i = \frac{u}{\sqrt{g \frac{\Delta \rho}{\rho} h}} = 1 \dots\dots(28)$$

ここに、 u ；放出端における平均

流速、 $u=Q/Bh$

h ；放出端における放流

温水層の水深

$\Delta \rho$ ；放流温水と海域海水

との温度差による密

度差

B ；放水口終端水路幅

で与えられ、 $F_i > 1$ であれば外海側から下層の冷水くさびが放水口内へ進入しない。(28)式より放流温水の限界水深は次式で与えられる。

$$h_c = 3 \sqrt{\frac{Q^2}{B^2 g \frac{\Delta \rho}{\rho}}} \dots\dots(29)$$

したがって、設計海面潮位（通常この場合に対しては高潮位 H.W.L.）に対して放出端における水深が $h < h_c$ となるように放出端の敷標高を選定すればよい。この場合同時に L.W.L. 時における放流流速をチェックし、所定の低流速以下になるように敷標高を定める。

〔計算例〕

冷却水放流量 $Q = 20 \text{ m}^3/\text{sec}$ ，放流温水の水温 28°C ，海域水温 20°C ，放流流速の制限値 0.50 m/sec とするとき，放水口の適切な寸法を求める。ただし，設計海面潮位は，H.W.L.EL. + 0.65m，L.W.L.EL. - 0.30m とする。

$\Delta T = 8^\circ\text{C}$ ，この温度差に対する相対密度差は $\frac{\Delta \rho}{\rho} = 0.00266$ ，いま，放水口終端の水路幅を $B = 40 \text{ m}$ とすると，(29)式より，

$$h_c = 3 \sqrt{\frac{20^2}{40^2 \times 9.8 \times 0.00266}} = 2.13 \text{ m}$$

よって放水口終端敷標高を $(\text{EL.} + 0.65) - 2.13 = \text{EL.} - 1.48 \text{ m}$ 以上に選べば，下層の冷水くさびは放水口内へ進入せず，放水口においては流れは全断面にわたって有効に流れる。そこで，放水口終端敷標高を $\text{EL.} - 1.40 \text{ m}$ に定める。しかるとき，L.W.L. 時の放水口終端における水深は，

$$h = (\text{EL.} - 0.30) - (\text{EL.} - 1.40) = 1.10 \text{ m}$$

よって，L.W.L. 時の放流流速の平均値は，

$$u = \frac{Q}{Bh} = \frac{20}{40 \times 1.10} = 0.455 \text{ m/sec} < \text{制限値 } 0.50 \text{ m/sec}$$

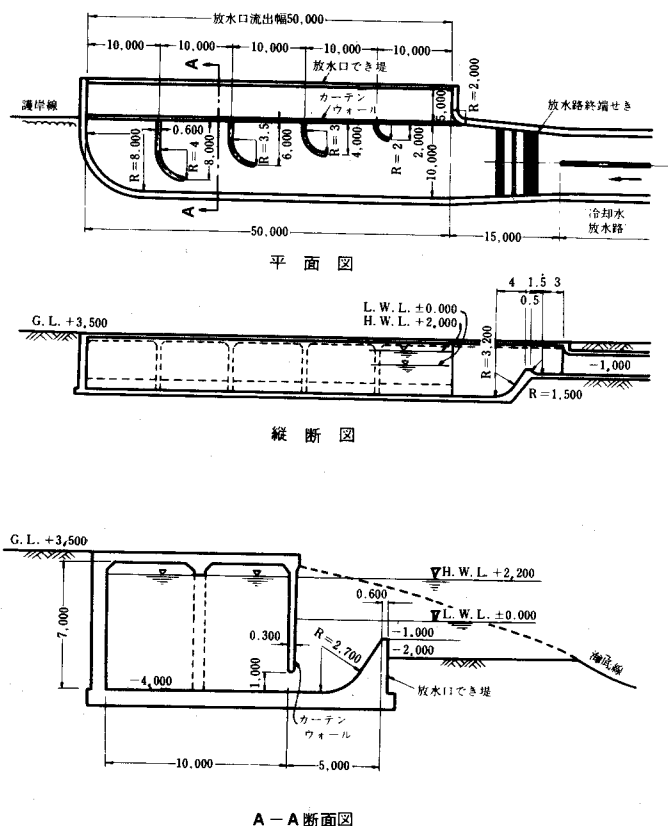


図-36 大分火力発電所 冷却水放水口設計図

9 取・放水施設の波浪阻止軽減対策

8.6節に述べたような目的を以て、冷却水放水路からの放流水を所定の低流速でしかも均一な分布をもって海域表層へ流出せしめるために放水口を扇状に拡幅すると、通常進入する波のエネルギーの収斂によって波高が増大し、たとえもぐりぜき等を設置してもその高さ如何によっては、放水路を遡上する波が放水路開渠側壁から越波したり復水器冷却水循環ポンプの運転を阻害したりするおそれがある。筆者らはこれらの問題に対処するために水路を遡上する波の減勢工についての検討を行ってきたが、³⁰⁾この研究結果にもとづいて設計資料を提示し、取放水施設の波浪阻止軽減対策に関する水理設計法の概要を説明しよう。以下、本章で取扱かう事項は、扇形拡幅水路内の流れを遡上する波の変形、水路に進入する波の減勢工としてのもぐり固定ぜきならびにブロック積み透過ぜきの水理特性、および取・放水管路系による波の減衰特性である。

(1) 扇形拡幅水路における波の変形

放水口における放流流速の値を減速させるために放水口を扇状に拡幅すると、流れのない場合には進入する波の波高は増大するが、流れを遡上する場合には、拡幅比、流れと波速の比および波形勾配によって波高は増大する場合もあり減衰する場合もある。この特性を明らかにして水理設計に資するために、図-37に示すような扇形に拡幅する水路へ進入する波の波高変化を実験的に調べ、図-38および図-39のような結果を得た。実験条件は次の通りである。

波 高	2.7 ~ 8.3 cm
周 期	0.83 ~ 1.83 sec
波形勾配	$\delta = H/L = 0.01 \sim 0.09$
水路内水深	$h_1 = h_2 = 11 \sim 22$ cm
単位幅当り流量	0 ~ 30 l / sec / m
扇形拡幅区間長と波長との比	$l/L = 1.0 \sim 2.0$

拡幅区間の終点と始点の水路幅比 $B_1/B_2 = 1 \sim 4$ (拡幅中心角 $\theta = 0 \sim 60^\circ$)

図-38は流れのない場合、水路へ入射する波形勾配をパラメーターとして水路拡幅比 B_1/B_2 と波高変化率 H_2/H_1 の関係を示している。図中に記した曲線はエネルギー損失を無視した場合の微小振幅波理論による波高増大率である。波形勾配が小さな波についてはこの曲線でおおむね近似できる。波形勾配が大きくなると増大率が小さくなるが、これは拡幅部の側壁により進入波が反射し水路内への入射エネルギーが減少するためと思われる。つぎに流れのある場合について、水路内の平均流速と波速の比 v_2/c と波高変化率との関係を水路拡幅比 B_1/B_2 をパラメーターとして波形

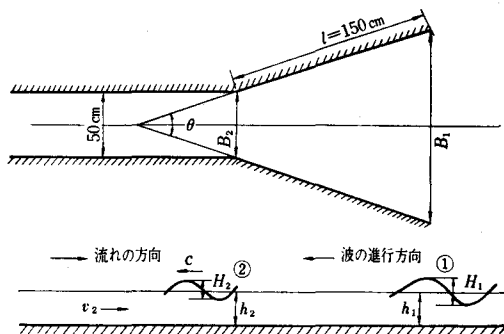


図-37 扇形拡幅水路の記号説明

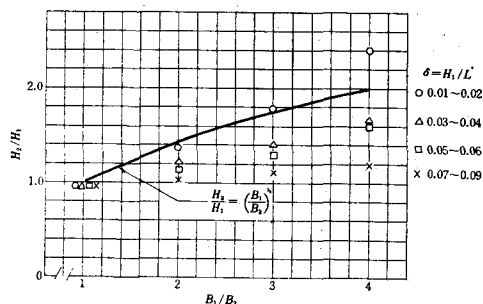


図-38 扇形拡幅水路の波高変化
(流れのない場合)

勾配のグループ別にあわしたものが図-39である。波形勾配 $\delta = 0.01 \sim 0.04$ の範囲では $v_2/c = 0.1$ の近くで波高の増大が最大となるが、 $\delta = 0.05 \sim 0.09$ では波高の増大も小さく、 v_2/c による変化も小さい。一般に流水中を波が遡上する場合、エネルギー伝達速度が減ずるため波高が増大するが、この拡幅水路のように3次元的な拡散現象を生じている流れの領域内へ進入遡上する波の変形は複雑であり、ひきつづき、水理学的な検討をつづけている。

通常、放水口の扇形拡幅部には流れの均一化と進入波の減勢のためにもぐり固定せきやブロック積み透過せき等の構造物を設置するので、水理設計に当っては、ここに提示した扇形拡幅部での波の変形と次節に述べるせき構造物による波の減衰とを線形的に結合して全体としての波高の変化を算定する。

〔計算例〕

扇形拡幅水路の寸法；30 mの区間で $B_2 = 10$ mから $B_1 = 30$ mへ拡幅、
 放水流量； $Q = 24.6 \text{ m}^3/\text{sec}$
 海面潮位；放水口敷より + 3.0 m
 入射波高（放水口終端部において）； $H_1 = 1.20$ m,
 周期； $T_0 = 6$ sec,

以上の条件のとき、放水路へ進入する波高を求める。

放水口終端部における水深 $h_1 = 3$ m, また、 $h_2 \div h_1 = 3$ mとする。

$h_1 = 3$ m, $T_0 = 6$ sec に対して波長 $L = 30.71$ m, 波速 $c = 5.12 \text{ m/sec}$,

$$\therefore \text{波形勾配 } \delta = \frac{H}{L} = \frac{1.20}{30.71} = 0.039$$

$$\frac{B_1}{B_2} = \frac{30}{10} = 3, \quad v_2 = \frac{Q}{B_2 h_2} = \frac{24.6}{10 \times 3} = 0.82 \text{ m/sec}$$

$$\frac{v_2}{c} = \frac{0.82}{5.12} = 0.16$$

$\therefore$ 図-39の $\delta = 0.03 \sim 0.04$ に対する図表より、 $\frac{H_2}{H_1} = 1.40$

$\therefore$ 放水路へ進入する波高 $H_2 = 1.20 \times 1.4 = 1.68$ m

(2) もぐり固定せきによる波高減衰

もぐり固定せきは8.6節で述べたように扇形拡幅放水口内に円弧状に設置して放流水の均一化をはかることに効果的に使われるが、そのせき高を適切に選べば放水路へ進入する外海波高を減衰せしめることにも役立つものである。

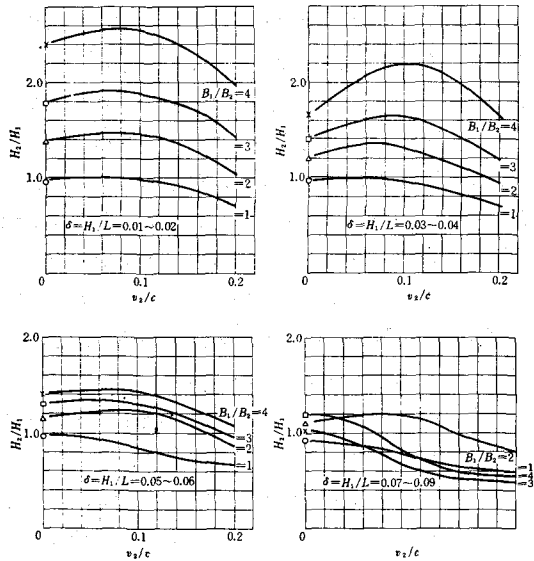


図-39 扇形拡幅水路の波高変化
 (流れのある場合)

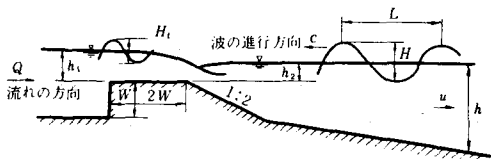


図-40 実験に用いた台形せきと記号説明

図-40に示すような形状の台形せきの越流特性は次式で与えられる。

$$Q = k m \sqrt{2g} B h_1^{3/2} \dots\dots\dots(30)$$

ここに、 $m = 0.322$ (完全越流時の流量係数)

k ; もぐり越流 ($h_2/h_1 > 0.6$) に対する係数で、図-41 で与えられる。

図-42は台形せきを越流する流れを遡上する波の遡上限界を与える図表で、実験結果にもとづき相対速度 u/c および越流特性 h_2/h_1 をパラメーターとして相対水深 h/L と波形勾配 H/L との関係で表わしたものである。各曲線の下側がせきを遡上しない波、各曲線と砕波限界線との間が砕波せずにせきを遡上する波の条件を与える。遡上限界を与える相対水深と波形勾配との間には次式

$$\frac{H}{L} = C \left(\frac{h}{L} \right)^2 \dots\dots\dots(31)$$

の関係が認められるので、この式中の係数 C の値を求めると図-43のごとくなる。図-42中に示した曲線は、図-43の係数値を用いて(31)式を図にえがいたものである。

つぎに図-44は台形せきを越流する流れを遡上して、せき上流側の水路へ進入する波の波高 H_1 の通減を与える図表で、実験結果にもとづき同じく相対速度および越流特性をパラメーターとして、伝達波高 H_1 と入射波高 H との比 H_1/H と $(H/L)(h/L)^2$ との関係で整理したものである。図から明らかなように越流特性が完全越流状態に近いほど遡上する波高の通減は著しく、もぐり越流状態になるほど水路に侵入する波高は大きくなる。また相対速度が大きいほど、すなわち水路の流量が大であるほど波高の通減は著しい。

放水口にもぐり固定せきを設けて放水路へ進入する波高を減衰せしめることを目的とした構造物の例として、図-45に東京電力・姉ヶ崎火力発電所の放水口の略図を示す。この場合には、波の進入阻止のためにもぐり固定せき(高さ2 m)とカーテンウォール(開口高1.5 m)とを併用しており、満潮時に2 mの入射波高を放水路内で0.6 mに減衰せしめるよう設計してある。なお、カーテンウォールによる波高の減衰特性については別個の研究⁴⁶⁾がある。

〔計算例〕

放水流量 ; $Q = 25 \text{ m}^3/\text{sec}$, 水路幅 ; $B = 6 \text{ m}$, 入射波高 ; $H = 4 \text{ m}$, 周期 ; $T = 10 \text{ sec}$

海面潮位 ; E.L. + 0.70 m

せき下流側水深 ; 海底面 (E.L. - 3.8 m) 基準 $h = 0.7 + 3.8 = 4.5 \text{ m}$

せき頂 (E.L. + 0.1 m) 基準 $h_2 = 0.7 - 0.1 = 0.6 \text{ m}$

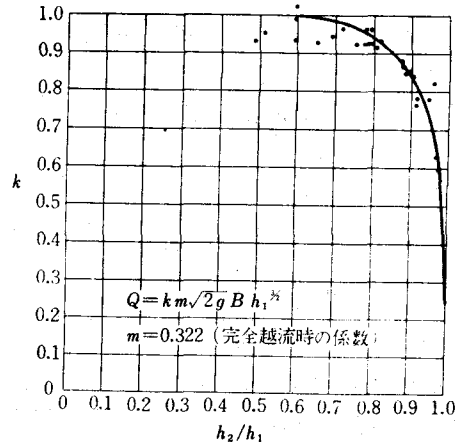


図-41 台形せきの越流特性

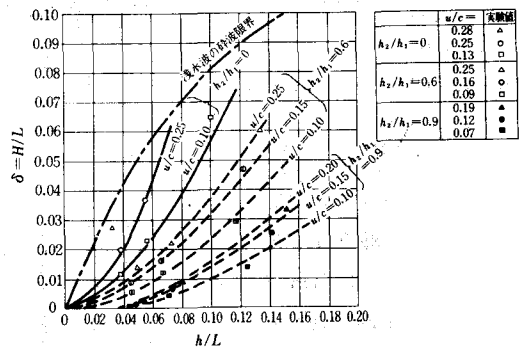


図-42 台形せきを越流する流れを遡上する波の遡上限界

$$h_2/h_1 < 0.55$$

(完全越流)

と仮定して k

$$= 1 \text{ にとり,}$$

$$h_1 =$$

$$\left(\frac{Q}{k m \sqrt{2 g B}} \right)^{\frac{2}{3}} = 2.05 \text{ m}$$

$$h_2/h_1 = 0.6$$

$$/ 2.05 = 0.3$$

$$(< 0.55)$$

$$\text{周期 } T = 10$$

sec の波に対

する波長, 波

速は, $L =$

$$64.40 \text{ m, } c = 6.44 \text{ m/sec}$$

$$\therefore \frac{h}{L} = \frac{4.5}{64.40} = 0.070$$

せき下流側平均流速

$$u = \frac{Q}{Bh} = \frac{25}{6 \times 4.5} = 0.925 \text{ m/sec}$$

$$\frac{u}{c} = \frac{0.925}{6.44} = 0.144$$

図 - 43 より

$$h_2/h_1 = 0.3, u/c = 0.144 \text{ に}$$

対して $C = 5.5$

$$\therefore \text{式(31)より } \frac{H}{L} = C \left(\frac{h}{L} \right)^2$$

$$= 5.5 (0.070)^2 = 0.027$$

ゆえに遡上限界波高は, $H =$

$$0.027 \times 64.40 = 1.74 \text{ m, 設計入}$$

射波高は $H = 4 \text{ m}$ で限界波高 1.74

m より大であるから波はせき上

流側水路へ遡上進入する。

$$\delta = \frac{H}{L} = \frac{4}{64.40} = 0.062$$

$$\therefore \frac{H}{L} \left(\frac{h}{L} \right)^2 = \frac{0.062}{(0.070)^2}$$

$$= 12.65$$

ゆえに図 - 44 より

$$h_2/h_1 = 0.3, u/c = 0.144$$

に対して内挿により

$$H_1/H = 0.27$$

ゆえに遡上波の波高は $H = 0.27 \times 4 = 1.08 \text{ m}$

(3) ブロック積み透過せきによる波高減衰

ブロック積み透過せき (図 - 46 参照) は放水口構造物の施工を締切りを行わずに海中工事で実

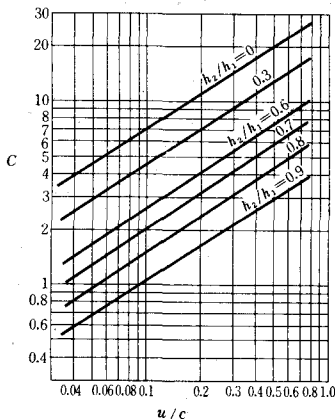


図-43 台形越流せきを遡上する波の限界条件式(1)中の係数 C の値

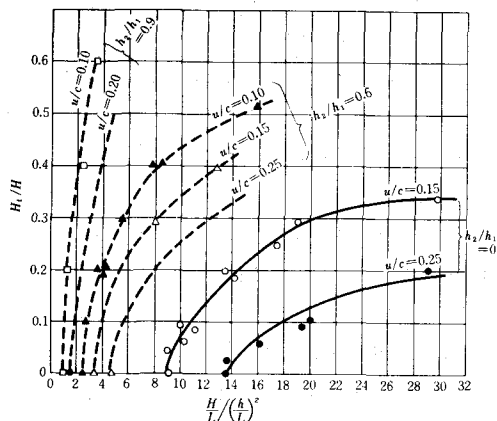


図 - 44 台形せきを越流する流れを遡上する波の波高減減

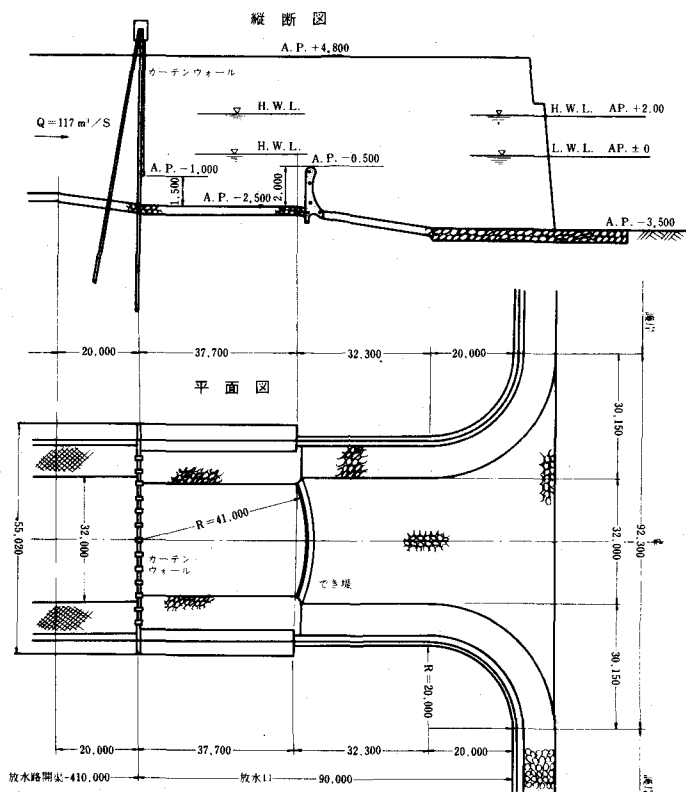


図 - 45 東京電力姉ヶ崎火力発電所 冷却水取水口設計図

施しなければならない場合や、通水運転中の放水口の改修のための方策として採用するもので、その期待する効果はもぐり固定せきと同様である。

ブロック積み透過せきの波高減衰特性を明らかにするための実験には、せきを形成

する異形ブロックとして実験の都合上 157 g のテトラポッド一種のみを用いたが、重量および種類の異なるブロックで作った透過せきについても空けき率はほとんど変わらず、また他の実験資料と比較して損失係数の値も大差ないことが判明しているので、この実験結果を他種のブロック積み透過せきに関する設計に適用しても工学上支障はないものとする。

実験結果のうち、第一にブロック積み透過せきの流量特性、すなわちせき上下流の水位差 Δh と流量との関係を示したものが図-47である。この図は波の作用のない流れのみの場合と流れに逆行して下流側から進行する波の作用を受ける場合とについて、せき上下流の水位差 Δh が下流水深 h_1 、せき高 W 、せき下流側の流速 v_1 によってどのように変化するかを h_1/W をパラメーターとして、 $\Delta h/h_1$ と $Fr_1 = v_1/\sqrt{g h_1}$ との関係で表わしてある。実験に用いた波形勾配の範囲内では、 $\delta = H/L$ の値の違いは水位差に影響をおよぼさないことが認められたので、波の作用を受ける場合の流量特性の曲線群はそれぞれの l/W に対して一組に統一して表示した。

つぎにブロック積み透過せきを透過遡上してせき上流側水路へ進入する波の波高 H_1 が、下流水位、せき高、せき部の流速、波形勾配によってどのように変化するかを実験結果にもとづいて図表化したものが図-48である。この図は、せきの形状を特性づけるそれぞれの l/W に対して、せき下流側水深 h_1/W をパラメーターとして波高通減率 H_1/H と、せき上流側水路内のフルード数 $Fr_2 = v_2/\sqrt{g h_2}$ との関係で表わしてある。せきを遡上する波の波高通減に対しては波形勾配の影響は顕著にあらわれるので、 $\delta = H/L = 0.08 \sim 0.10$ と $\delta = 0.03 \sim 0.06$ の2群に分けた。図から明らかなように、周期の短い波形勾配の大きい波は周期の長い波形勾配の小さい波よりも透過せきによる波高の通減が著しい。また流量が大であるほど波高は通減する。せき長が厚いほど波高が通減することは当然であるが、その効果は顕著でない。いずれにしても、ブロック積み透過せきの場合には、外海からの波を完全に阻止する効果はもぐり固定せきよりも劣ることが認められる。

ここに提示した水理計算法にもとづいて設計した放水口構造物の例として、図-49に関西電力・姫路第二火力発電所の冷却水放水口を示す。この放水口には 8 t のテトラポッドを 4 列 6 層積み（空隙率 51 %）としたブロック積み透過せき（せき高 6.5 m）を採用した³⁹⁾。この透過せきの設置によって、既設 4 基（1350 MW）と増設 4 基（2400 MW）の最終計画完了時の最大使用水量 $163.43 \text{ m}^3/\text{sec}$ の冷却水の放流のもとで、朔望平均満潮位（H. W. L.）に対して 2.8 m の入射波高（周期 7 sec）を放水路内で 0.44 m の波高に減衰せしめることができる。

〔計算例〕

放水流量； $Q = 30 \text{ m}^3/\text{sec}$ ， 水路幅； $B = 10 \text{ m}$ ， 沖波波高； $H_0 = 2.8 \text{ m}$ ，

周期； $T_0 = 8 \text{ sec}$ ， 海面潮位； $\text{EL.} + 2.90 \text{ m}$

ブロック積み透過せき；異形ブロック種類 8 トンテトラポッド

ブロック積み形式 標準積み 4 層，上部 3 列

$(W = 5.94 \text{ m}, l = 13.95 \text{ m}, l/W = 2.35)$

せき下流側水深 せき敷（ $\text{EL.} - 2.5 \text{ m}$ ）基準 $h_1 = 2.9 + 2.5 = 5.4 \text{ m}$

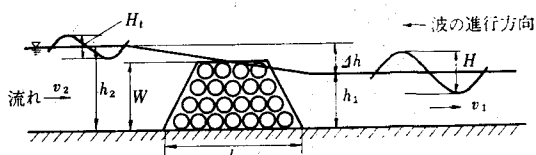
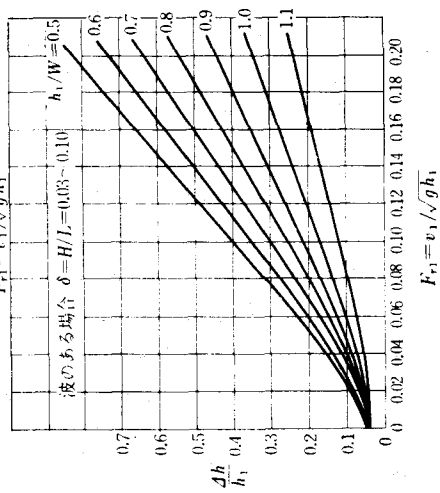
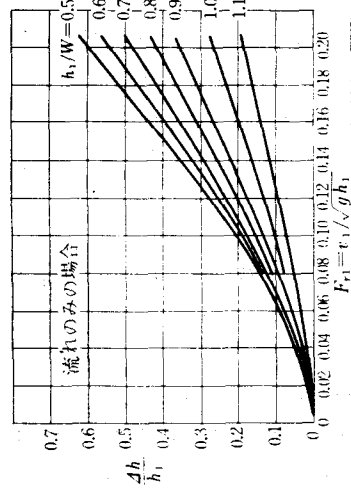
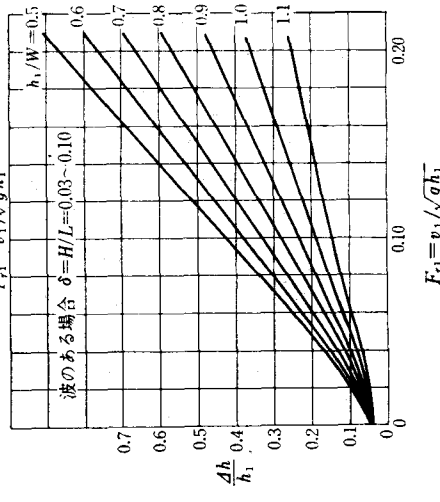
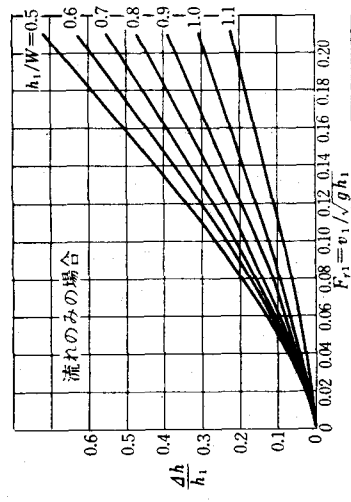


図-46 ブロック積み透過せきの実験における記号説明

$\frac{l}{W}=2.00$



$\frac{l}{W}=2.35$



$\frac{l}{W}=2.72$

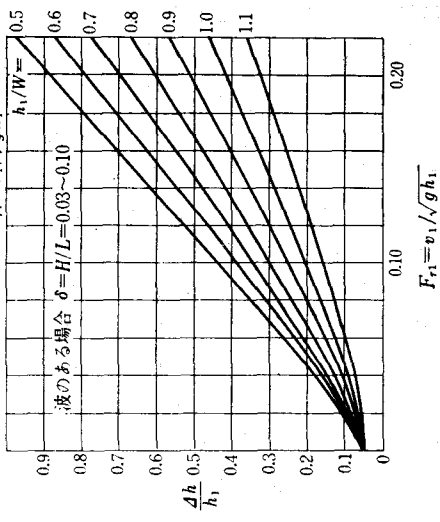
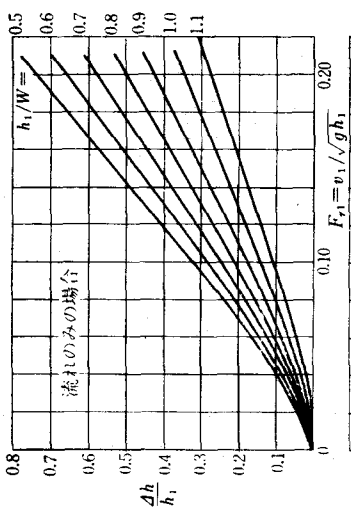


図-47 プロック積み透過せきの流量特性

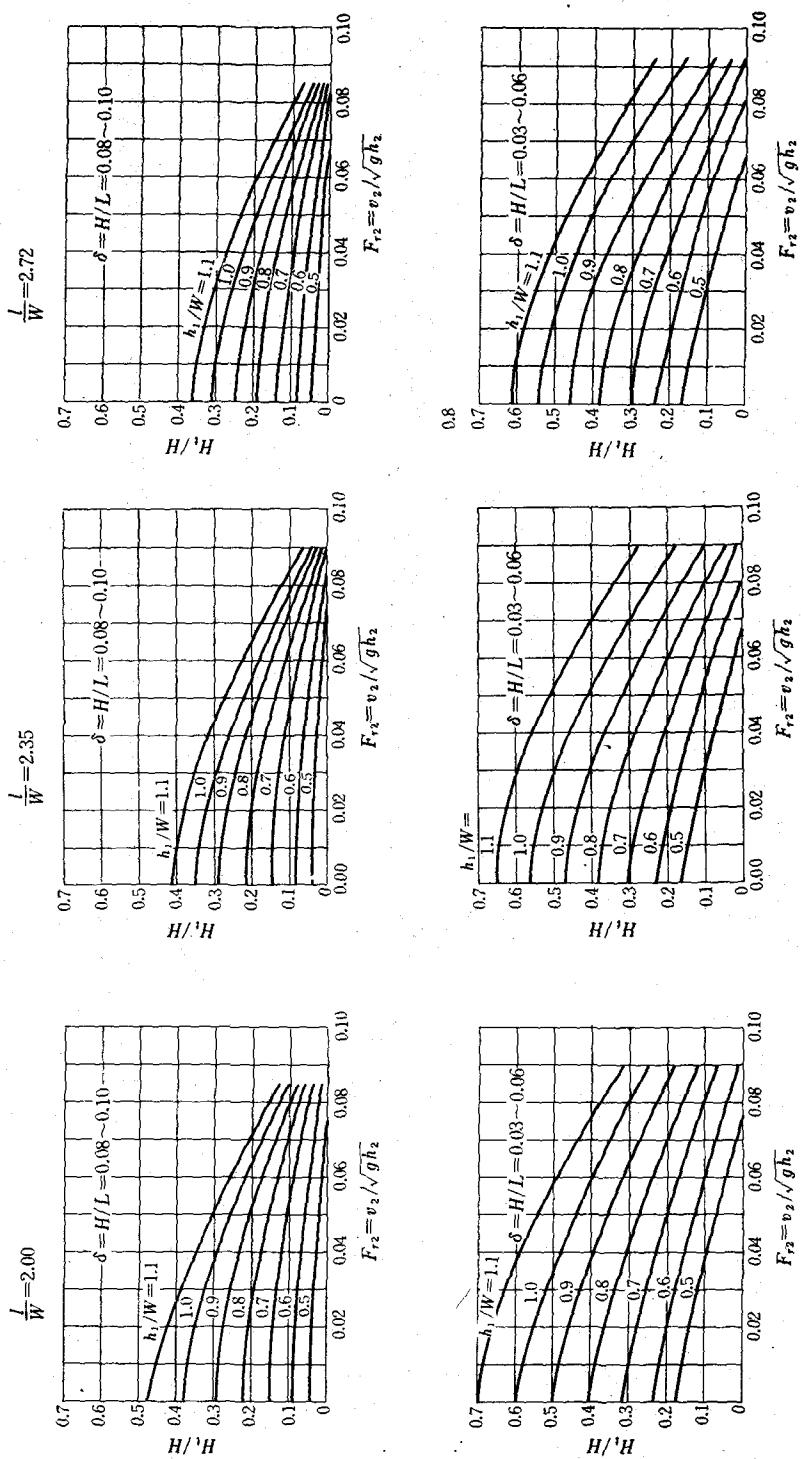


図-48 ブロック積み透過せきを越える波の波高減

この水深での波形勾配を求める

$$\text{に, } L_0 = 1.56 T_0^2 = 99.8 \text{ m}$$

$$\text{よって } h/L_0 = 5.4/99.8 =$$

0.054 より

$$L/L_0 = 0.55, H/H_0 = 1.01$$

$$\therefore L = 55 \text{ m}, H = 2.83 \text{ m}$$

$$\therefore \delta = \frac{H}{L} = \frac{2.83}{55} = 0.051$$

碎波指標より $H_0/L_0 = 0.028$

に対して $h_b/H_0 = 1.40$

$$\therefore h_b = 1.40 \times 2.8 = 3.92 \text{ m}$$

$$< h_1 = 5.4 \text{ m}$$

よってせき下流側で碎波しない

ので、図-47、図-48 を適用

することができる。

$$\begin{aligned} Fr_1 &= \frac{v_1}{\sqrt{g h_1}} \\ &= \frac{30}{10 \times 5.4 \times \sqrt{9.8 \times 5.4}} \\ &= 0.076 \end{aligned}$$

図-47 より $l/W = 2.35,$

$$h_1/W = 5.4/5.94 = 0.91 \text{ に対}$$

して $\Delta h/h_1 = 0.18$

$$\therefore \Delta h = 0.18 \times 5.4 = 0.97 \text{ m}$$

$$h_2 = \Delta h + h_1 = 0.97 + 5.4 =$$

$$6.37 \text{ m}$$

$$\begin{aligned} Fr_2 &= \frac{v_2}{\sqrt{g h_2}} \\ &= \frac{30}{10 \times 6.37 \times \sqrt{9.8 \times 6.37}} \\ &= 0.060 \end{aligned}$$

図-49 より $\delta = 0.051, l/W = 2.35,$

$$h_1/W = 0.91 \text{ に対して}$$

$$H_1/H = 0.27$$

$$\therefore \text{潮上波の波高は } H_1 = 0.27 \times 2.83$$

$$= 0.764 \text{ m}$$

(4) 取・放水管路系による波高減衰

冷却水の取水路または放水路を管

路として設計すればその管路系を通じて外海波高を効果的に減衰せしめ得ることが以下の簡単な解析から理解することができる。

図-50 に示すような記号を参照し、波の作用が海底取水管を通じて取水槽の水面変動にどのような影響を及ぼすかについて考える。(海中放流管の場合も同じ)

定常状態時の取水槽内水位を基準として、取水管路内の流れの運動方程式は

$$\frac{l}{g} \frac{dv}{dt} = cV_0^2 + z - c(V_0 + v)^2 + \frac{p(t)}{\rho g} \quad \dots\dots(32)$$

連続の式は

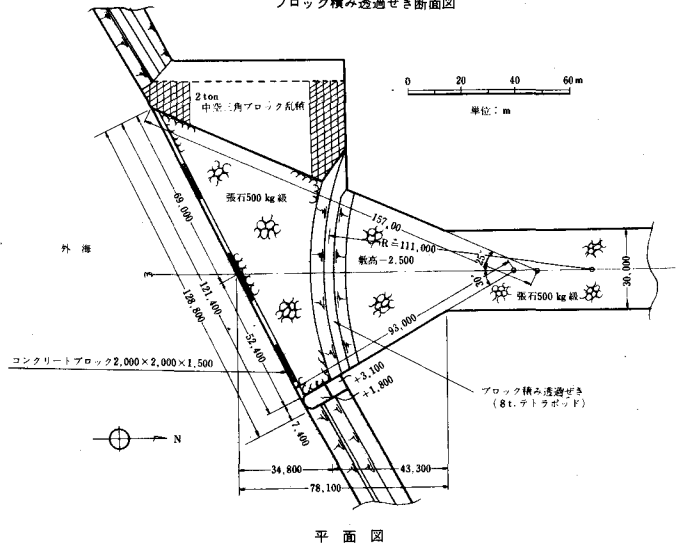
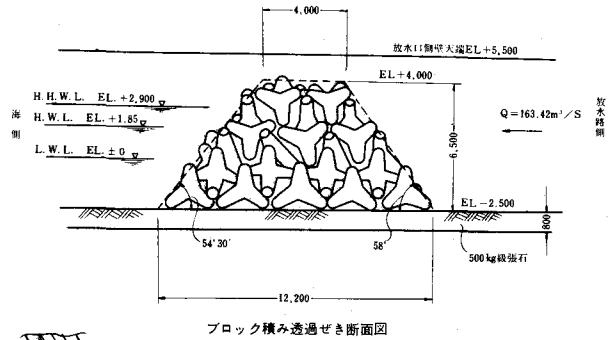


図-49 姫路第二火力発電所 冷却水放水口設計図

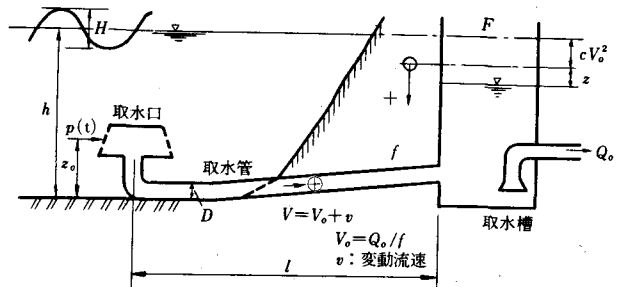


図-50 海底取水管

$$F \frac{dz}{dt} = -v f \dots\dots\dots (33)$$

式(33)を式(32)に代入し、かつ $v \ll V_0$ であるから cv^2 を省略すると、

$$\frac{L}{g} \frac{F}{f} \frac{d^2 z}{dt^2} + 2cV_0 \frac{F}{f} \frac{dz}{dt} + z = -\frac{p(t)}{\rho g} \dots\dots\dots (34)$$

この式は一般の粘性減衰をもつ強制振動の式である。波の作用によって取水口に作用する変動圧力は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \frac{p(t)}{\rho g} &= \frac{H}{2} \frac{\cosh(kz_0)}{\cosh(kh)} \sin \omega t \\ &= \frac{H}{2} K \sin \omega t \end{aligned} \dots\dots\dots (35)$$

ここに、 $k = 2\pi/L$ 、 $\omega = 2\pi/T$ 、 H ；波高、 L ；波長、 T ；周期

式(34)の一般解は減衰自由振動と強制振動との和で与えられるから、式(35)の周期関数の外力による定常的応答時の取水槽水位の最大変位 z_m は次式で与えられる。

$$z_m = \frac{(H/2)K}{\sqrt{\left(\frac{LF}{gf} \frac{4\pi^2}{T^2} - 1\right)^2 + \left(2cV_0 \frac{F}{f} \frac{2\pi}{T}\right)^2}} \dots\dots\dots (36)$$

取水槽水位の最大変動幅は $2z_m$ であるから、取水管路系による外海波高の減衰率 η は

$$\eta = \frac{2z_m}{H} = \frac{K}{\sqrt{(\chi^2 - 1)^2 + 4\mu^2 \chi^2}} \dots\dots\dots (37)$$

ここに、

$$\mu = cV_0 \sqrt{\frac{gF}{Lf}}, \quad \chi = \frac{T_0}{T}, \quad T_0 = 2\pi \sqrt{\frac{LF}{gf}} \quad (\text{取水管路系の固有周期})$$

式(37)を図示すれば図-51のようになる。取水管路系の μ の値は通常 0.5 以下であるが、管路系の固有周期は 30 sec 以上で、通常の波の周期 10 ~ 15 sec に対して $\chi > 2.5$ となるから、取水槽における水位変動の最大振幅を外海波高の 20 % 以下におさえることが可能である。

以上の解析結果は図-52に示すように実験的にも立証されている³¹⁾。

〔計算例〕

取水管路系の諸数値 $l = 100 \text{ m}$ 、 $F = 60 \text{ m}^2$ 、 $D = 3 \text{ m}$ 、
 $f = 7.06 \text{ m}^2$ 、 $c = 0.077$ 、 $Q_0 = 20 \text{ m}^3/\text{sec}$ 、 $V_0 = 2.83$

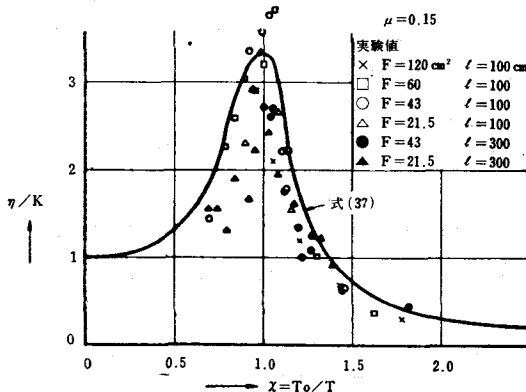


図-52 管路系による外海波高の減衰特性に関する実験結果の一例

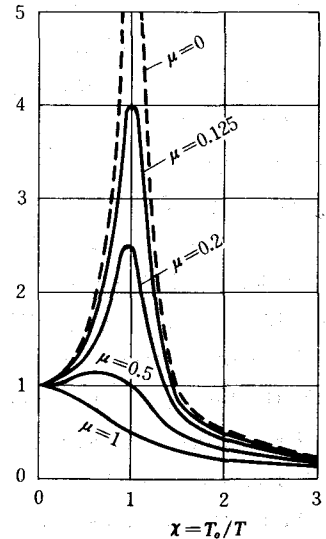


図-51 定常的応答時の取水槽水位の変動特性

m/sec,

$z_0 = 2 \text{ m}$ 。

波の条件 $H = 6 \text{ m}$ 、 $T = 10 \text{ sec}$ 、 $h = 8 \text{ m}$ 、 $L = 83.77 \text{ m}$

これらの値より、 $T_0 = 58.4 \text{ sec}$ 、 $\chi = T_0/T = 5.84$
 $\mu = 0.198$ 、 $n/k = 0.030$ 、 $K = 0.855$ 、 $\eta = 0.026$ 。

取水槽水位の最大振幅 $2z_m = 0.026 \times 6 = 0.156 \text{ m}$

上記と同じ諸条件で、管路長 $l = 20 \text{ m}$ とすると、

$T_0 = 26.1 \text{ sec}$ 、 $\chi = 2.61$ 、 $\mu = 0.443$ 、 $\eta/K = 0.16$

$\eta = 0.137$ 、 $2z_m = 0.82 \text{ m}$ 。

* $\chi > 5$ に対して(37)式は近似的に $\eta = K/\chi^2$ として計算することができる。

謝 辞

本文を草するに当り、当所土木第一部海岸水理研究室和田明主査研究員より多くの示唆と貴重な助言を受けた。ここに記して感謝の意を表する次第である。

参 考 文 献

- 1) 千秋信一・和田明「臨海火力・原子力発電所の立地と冷却水問題」電力中央研究所・技術研究所業務資料, 土木 68010, 1968 年 10 月
- 2) 千秋信一「臨海火力・原子力発電所建設のための海象調査」電力中央研究所・技術研究所業務資料, 土木 68009, 1968 年 10 月
- 3) 千秋信一「火力発電所冷却水の深層取水」発電水力協会・第 8 回発電水力講習会テキスト, 1966 年 2 月
- 4) 千秋信一・和田明「火力発電所冷却水深層取水に関する研究」電力中央研究所・技術研究所報告 土木 64005, 1964 年 8 月
- 5) 千秋信一・藤本稔美「冷却水深層取水工の取水特性」電力中央研究所・技術研究所報告, 土木 66079, 1967 年 3 月
- 6) 千秋信一「火力発電所冷却水深層取水工の水理設計」発電水力 92, 1968 年 1 月
- 7) 千秋信一「冷却水深層取水工の設計に関する 2, 3 の問題」土木学会第 14 回海岸工学講演会講演集, 1967 年 12 月
- 8) 日野幹雄・大西外明「密度成層流に及ぼす point sink の高さの効果」土木学会論文報告集第 163 号, 1969 年 3 月
- 9) 大西外明・日野幹雄「深層取水の流れへの考察(I)」土木学会第 14 回海岸工学講演会講演集, 1967 年 12 月, 「同上(Ⅳ)」土木学会第 15 回海岸工学講演会講演集, 1968 年 12 月
- 10) 岸力・加藤正進「垂直円管による下層取水に関する研究」土木学会第 23 回年次学術講演会講演概要第 II 部門, 1968 年 10 月, 土木学会第 24 回年次学術講演会講演概要, 第 2 部, 1969 年 9 月
- 11) Harleman, D. R. F. and others ; Submerged sluice control of stratified flow Proceedings of ASCE, Vol. 84, H Y. 2, April 1958
- 12) Harleman, D. R. F. and others ; Selective withdrawal from a vertically stratified fluid, Proceedings of 8th congress of I. A. H. R. (Montreal), August 1959
- 13) Harleman, D. R. F. and Elder, R. A. ; Withdrawal from two-layer stratified flow, Proceedings of ASCE, Vol. 91, H Y. 4, July 1965.
- 14) 坂本市太郎「火力発電所の取放水過程にともなう環境変動が冷却用水中の生物に与える影響, 特に熱射が珪藻プランクトンの増殖に及ぼす影響について」三重県熊野灘沿岸工業開発調査委員会・漁業関係専門部会報告書 1966 年 10 月
- 15) 中井甚二郎・工藤盛徳「火力発電所の用水路について——生物的にみた問題・新清水発電所におけるカーテンウォール設置の影響概要——」日本海洋学会・沿岸海洋研究ノート 第 7 巻第 1 号, 1969 年 3 月
- 16) 和田明「水温躍層面に及ぼす風の影響」電力中央研究所・技術研究所報告, 土木 65084, 1966 年 2 月
- 17) 和田明「冷却水放水にともなう流動と熱拡散現象」電力中央研究所・技術研究所報告, 土木 66033 1966 年 11 月

- 18) 和田明「火力・原子力発電所の冷却水放出による熱拡散機構の理論的検討」電力中央研究所・技術研究所報告, 土木 67072, 1967 年 12
- 19) 和田明・片野尚明「冷却水放出にともなう湾内表層水の熱収支解析」電力中央研究所・技術研究所報告, 土木 67008, 1967 年 4 月
- 20) 片野尚明「アナログ・コンピュータによる湾内熱収支計算方法の開発」電力中央研究所・技術研究所報告, 土木 67007, 1967 年 4 月
- 21) 和田明・片野尚明「発電所冷却水の取放水問題」発電水力 № 95, 1968 年 7 月
- 22) 和田明・中川友康・片野尚明「入江内における冷却水取放水の研究(1)」土木学会第12回海岸工学講演会講演集, 1965 年 11 月
- 23) 和田明・片野尚明「入江内における冷却水取放水の研究(2)」土木学会第13回海岸工学講演会講演集, 1966 年 12 月
- 24) 和田明・片野尚明「入江内における冷却水取放水の研究(3)」土木学会第14回海岸工学講演会講演集, 1967 年 12 月
- 25) 和田明・片野尚明「冷却水の表層放出にともなう下層水加入現象」第10回電研土木講演と懇談の会講演概要集, 1968 年 10 月, 土木学会第 23 回年次学術講演会講演概要, 1968 年 10 月
- 26) 和田明・片野尚明「工業用水の取放水問題」土木学会第15回海岸工学講演会講演集, 1968 年 12 月
- 27) 和田明・片野尚明「風浪および波に対する密度成層の安定性」土木学会第24回年次学術講演会講演概要第 2 部, 1969 年 9 月
- 28) 和田明「二成層潮流モデルによる冷却水取排水問題の展開」第11回電研土木講演と懇談の会・講演概要集, 1969 年 10 月
- 29) 和田明「沿岸環境論」電力中央研究所・技術研究所業務資料, 土木 68013, 1968 年 12 月
- 30) 千秋信一・藤本稔美・島田真行「水路を遡上する波の減勢工に関する 2, 3 の考察」電力中央研究所・技術研究所報告, 土木 69008, 1969 年 7 月, 土木学会第 15 回海岸工学講演会講演集, 1968 年 12 月, 第 10 回電研土木講演と懇談の会・講演概要集, 1968 年 10 月
- 31) 千秋信一・藤本稔美「海底取水管による外海波高の減衰特性」第11回電研土木講演と懇談の会・講演概要集, 1969 年 10 月
- 32) 千秋信一・和田明「堺港火力発電所冷却水深層取水に関する水理学的検討」電力中央研究所・技術研究所依頼報告, 土木 64008, 1964 年 9 月
- 33) 和田明「敦賀地点原子力発電所の冷却水取排水に関する水理学的検討」電力中央研究所・技術研究所依頼報告, 土木 65095, 1965 年 12 月
- 34) 千秋信一・和田明・藤本稔美・片野尚明「大分発電所冷却水放水口の設計に関する水理学的検討」電力中央研究所・技術研究所依頼報告, 土木 66149, 1967 年 3 月
- 35) 和田明・片野尚明「水島火力発電所の冷却水取排水に関する水理学的検討」電力中央研究所・技術研究所依頼報告, 土木 67092, 1967 年 12 月
- 36) 和田明・片野尚明「新港火力発電所の冷却水取排水に関する水理学的検討」電力中央研究所・技術研究所依頼報告, 土木 69525, 1969 年 7 月
- 37) 千秋信一・安芸周一・磯部明久「堺港火力発電所冷却水放水口水理模型実験」電力中央研究所・技術研究所依頼報告, 土木Ⅱ水 6305, 1963 年 8 月

- 38) 千秋信一・鹿島遼一・斎藤昭三「多奈川火力発電所冷却水の還流に関する実験的研究」電力中央研究所・技術研究所依頼報告, 土木 66103, 1966 年 11 月
- 39) 藤本稔美・千秋信一「姫路第二火力発電所冷却水放水口の水理設計に関する検討」電力中央研究所・技術研究所依頼報告, 土木 69533, 1969 年 7 月
- 40) 中村宏・鹿島遼一・斎藤昭三「冷却水放水口周辺の塩淡水密度流現象について— 富山火力発電所既設放水口放流状況の調査 —」電力中央研究所・技術研究所依頼報告, 土木 67106, 1968 年 2 月
- 41) 中村宏・鹿島遼一・斎藤昭三「富山火力発電所増設放水口の設計に関する水理学的検討」電力中央研究所・技術研究所依頼報告, 土木 68004, 1968 年 4 月
- 42) 岡田泰三・篠原清「市原火力発電所冷却用水の特殊取排水計画」発電水力 № 80, 1966 年 1 月
- 43) 辻本准・大西外明「東海発電所冷却水取放水施設の現況」火力発電 Vol. 20, № 3, 1969 年 3 月
- 44) 大西外明・小西勇「海水取水時の沈砂池機能と放水口の洗掘 — 東海発電所を実例として —」土木学会誌 54 巻 5 号, 1969 年 5 月
- 45) 真鍋恭平・梶山義夫「敦賀原子力発電所建設の土木工事について」発電水力 № 101, 1969 年 7 月
- 46) 森平倫生・柿崎秀作「カーテン防波堤とその特性について」土木学会第 11 回海岸工学講演会・講演集 1964 年 10 月
- 47) 千秋信一・安芸周一「火力発電所冷却水路付着生物とその処理対策について」土木学会誌 47 巻 4 号, 1962 年 4 月, 電力中央研究所・技術研究所業務資料土木 61003, 1961 年 8 月