

JAERI-M  
82-037

トカマク炉用ヘリウム排気装置に  
関する調査

1982年4月

五明 由夫\*・中村 和幸・村上 義夫

JAERI-M レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。

入手の問い合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11 茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11 茨城県那珂郡東海村 日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Section, Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1982

---

編集兼発行	日本原子力研究所
印刷	日立高速印刷株式会社

トカマク炉用ヘリウム排気装置に関する調査

日本原子力研究所東海研究所核融合研究部

五明 由夫\*・中村 和幸・村上 義夫

(1982年3月25日受理)

準定常トカマク炉に不可欠な大容量ヘリウム排気装置開発の背景と現状について調査した。ヘリウムに対する必要排気速度は、排気口でのヘリウム圧力に依存する。近年プラズマ粒子バランスの評価が進み、INTOR規模の炉に必要な排気速度は $10^{-3}$ Torrで $10^5 \ell / \text{sec}$ 程度とする考え方が支配的になってきた。米国のTSTAプロジェクトでクライオポンプの評価が進み、活性炭を収着剤とするクライオソープション法と、アルゴンガス凝縮層によるクライオトラッピング法が有望であることが示された。ターボ分子ポンプを適用するには、数千 $\ell / \text{sec}$ の排気速度を有し且つ大容量トリチウム取扱設備として認められるポンプを開発する必要があると考えられる。

---

この報告書は、56年度に日本原子力研究所より東京芝浦電気株に委託した「ヘリウム排気装置に関する調査」の調査結果をもとに検討を行い、改めて報告書にまとめたものである。

\* 東京芝浦電気株総合研究所

A Review on Development of Helium Pumping  
Systems for Tokamak Reactors

Yoshio GOMAY\*, Kazuyuki NAKAMURA  
and Yoshio MURAKAMI

Division of Thermonuclear Fusion Research,  
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received March 25, 1982)

Development of helium pumping systems for tokamak reactors has been investigated. Considerable progress has been made on estimation of the helium gas pressure at the pumping ports of tokamak reactors by means of plasma particle balance models. It is shown that the pumping speed of  $10^5$  l/sec at  $10^{-3}$  Torr may be enough for INTOR. Cryopumping has intensively studied in the TSTA project. It is shown that cryosorption by charcoal and cryotrapping by argon condensed layers will appear to work successfully with tokamak reactors. To apply turbomolecular pumps, it seems to be necessary to develop the pumps with a pumping speed of several thousands liters per second which may be used as tritium handling systems.

Keywords: Tokamak Reactors, Ash Exhaust, Divertors, Pumped Limiters,  
Helium (Hydrogen Isotopes) Pumping Systems, Cryosorption,  
Cryotrapping, Status, Review

---

This work was supported by a research contract of JAERI with  
Toshiba Corporation in FY 1981.

\* Toshiba Research & Development Center, 4-1, Ukishima, Kawasaki.

## 目 次

1. ま え が き .....	1
2. 排気系の必要条件 .....	2
2.1 排気口中性粒子圧力の決定機構 .....	2
2.2 必要排気速度 .....	5
2.3 各種排気方式 .....	7
3. クライオポンプの排気能力 .....	9
3.1 MS5A クライオソープション .....	9
3.2 活性炭クライオソープション .....	11
3.3 Ar 凝縮層クライオトラッピング .....	12
3.4 気体凝縮層クライオソープション .....	13
4. 応用面での考察 .....	16
4.1 クライオ面容量評価 .....	16
4.2 クライオポンプの運転スケジュール .....	17
4.3 ターボ分子ポンプ採用の可能性 .....	19
5. まとめと今後の開発課題 .....	20

## Contents

1.	Introduction .....	1
2.	Design Conditions for a Torus Pumping System .....	2
2.1	Estimation of Helium Gas Pressure at Pumping Ports .....	2
2.2	Required Pumping Speed for Helium .....	5
2.3	Considerations on Pumping Methods .....	7
3.	Evaluation of Cryopumps .....	9
3.1	Cryosorption Pumps with Molecular Sieves .....	9
3.2	Cryosorption Pumps with Activated Charcoal .....	11
3.3	Cryotrapping Pumps with Argon Condensate .....	12
3.4	Cryosorption Pumps with Condensed Gas Beds .....	13
4.	Some Considerations for Application .....	16
4.1	Pumping Capacity of Cryopumps .....	16
4.2	Operation of Cryopumps .....	17
4.3	Requirements for Turbomolecular Pumps .....	19
5.	Summary and R & D Needs Assessment .....	20

## 1. ま え が き

トカマク型を中心とする磁場閉じ込め核融合炉では、重水素、3重水素の反応生成物としてヘリウムが生れる。核融合炉を定常的に運転するためには、このヘリウムをプラズマ閉じ込め領域から除去する必要がある。ヘリウムを選択的に排気することが望ましく、パラジウム膜を用いて燃料ガスのみを閉じ込め領域に戻す提案<sup>(1)</sup>もあるが、一般にはプラズマ境界に存在する燃料、ヘリウム中性粒子をその成分比で排気する考え方が支配的である。必要排気速度は、炉出力から決まるヘリウム生成量、プラズマ境界での中性ガス圧力、およびそこでのヘリウム成分比とで決る。したがって、必要排気速度はプラズマ境界付近での粒子の振舞に強く依存しており、未だ完全に明らかにされていない面がある。衆知のように、どのような排気方式が適切かは、必要排気速度に強く依存するため、未だ決断を下せない状況にあることも否定できない。

本報告は、このような状況のもとで核融合炉用ヘリウム排気系の選定と開発を考えるための基礎資料を与えることを目的とする。以下2章では、プラズマ境界付近での粒子の振舞についてのこれまでの研究成果を概説しながら、排気口でのガス圧力と必要排気速度について議論する。また各種排気方式の長短を述べる。3章はクライオポンプに関するもので、米国のTSTA (Tritium System Test Assembly) プロジェクトでも検討が進められているモレキュラーシーブ(MS)5A、活性炭、およびAr凝縮層排気面のヘリウム排気能力について調査した結果を述べる。またポーラスな気体凝縮層を収着面とする方式についても概説する。4章は応用面での考察であり、INTOR (International Tokamak Reactor) へのクライオポンプの適用や、燃料、ヘリウムガスの回収と収着面の再生を含めた運転スケジュールについて検討する。またターボ分子ポンプ採用の可能性についても考察する。5章では、まとめと今後の開発課題を述べる。

## 2. 排気系の必要条件

### 2.1 排気口中性粒子圧力の決定機構

図1に、ダイバータを有する系とポンプリミターを適用する系のそれぞれについて、排気系への粒子の流れを説明するための模式図を示す。ダイバータを有する系では、主閉じ込め領域（セパトトリクス内側）より漏れ出たプラズマ粒子は、ダイバータのど部を通過して中性化板に達する。このスクレープオフ層におけるエネルギーおよび粒子<sup>(2)</sup>バランスは、概略次式で記述される。

$$\nabla_{\parallel} (K_{\parallel} \nabla_{\parallel} T_e) = P_r(n_e) \quad (1)$$

$$\nabla_{\parallel} (n_e T_e) = 0 \quad (2)$$

$$\Gamma = \frac{N_p}{\tau_p} + (1-\alpha) \int n_e n_0 \langle \sigma V \rangle_{iz} dV_s \quad (3)$$

ここで、 $K_{\parallel}$ ：磁力線に添う電子の熱伝導係数、 $T_e$ ：電子温度、 $P_r$ ：放射損失、 $n_e$ ：電子密度、 $N_p$ ：主閉じ込め領域のプラズマ粒子総数、 $\tau_p$ ：同領域の粒子閉じ込め時間、 $\alpha$ ：スクレープオフ層でイオン化したもののうち主閉じ込め領域に侵入する粒子の割合（通常 $\alpha \ll 1$ ）、 $n_0$ ：スクレープオフ層での中性粒子密度、 $\langle \sigma V \rangle_{iz}$ ：イオン化率、 $V_s$ ：スクレープオフ層体積である。(1)式は、磁力線に添う方向のエネルギーバランスを示すもので、スクレープオフ層での放射損失が大きくなると磁力線方向に電子温度の勾配が生れることを記述している。放射損失には、不純物イオンに起因するものと便宜的に燃料粒子のイオン化に伴うものが含まれるが、両者とも $n_e$ の増加とともに増加する傾向にある。(2)式は、磁力線に添う方向の圧力バランスを示すもので、いわゆるプレスー存在は考えていない。(2)式より、磁力線に添って放射損失により $T_e$ が低下すれば、 $n_e$ が上昇することが分る。(3)式は中性化板に到達する総粒子数 $\Gamma$ を示すもので、排気口での中性粒子圧力は、大まかには $\Gamma$ に比例する。 $\Gamma$ は、主閉じ込め領域より流出するものと、スクレープオフ層でイオン化し中性化板に戻るものとの和である。(3)式の第2項は、次の条件が満たされると支配的な項となる。

$$l \gtrsim v_0 / n_e \langle \sigma V \rangle_{iz} \quad (4)$$



ここで、 $l$ ：のど部長さ、 $v_0$ ：中性粒子の速度である。すなわち、のど部が十分長い  
か、スクレープオフ層の電子密度がある値を超えると、スクレープオフ層でのイオン化  
の影響で、中性化板前での粒子のリサイクリングが増長される。その結果、 $n_e$ の増加、  
 $P_r$ の上昇、 $T_e$ の低下、更に上回る $n_e$ の上昇という連鎖反応的状况が生じ、結果的に、  
 $\Gamma$ は $N_p/\tau_p$ に較べて大巾に増加することになる。

(3)  
図2は、PDXのダイバータをモデル化して以上の効果を計算した結果を示す。ただ  
し詳細は不明であるが、不純物による放射損失の効果は含まれていないようである。横  
軸としてとられた Pump opening は排気開口部に比例するため、Pump opening の低  
下に伴いダイバータ領域での中性粒子圧力が増加し、その影響でスクレープオフ層の $n_e$   
が増加する。これが引金となって前述の連鎖反応的状况が生れ、図2の結果が得られる。  
中性化板への粒子束に着目すると、Pump opening が12 cmから2 cmとなることにより  
 $1.5 \times 10^{19} \text{ cm}^{-1} \text{ s}^{-1}$  から  $1.6 \times 10^{20} \text{ cm}^{-1} \text{ s}^{-1}$  へと増加する。後者の場合に、のど部直前  
での粒子束(3)式の $N_p/\tau_p$ に相当)の値は  $5.8 \times 10^{18} \text{ cm}^{-1} \text{ s}^{-1}$  であり、中性化板への粒  
子束は28倍に増幅されていることになる。中性化板直前での圧力は、 $T_e$ の低下によ  
る $\langle \sigma V \rangle_{iz}$ の低下の効果が重なって、同様の Pump opening 変化により6 m Torrか  
ら0.35 Torrに増加する。参考のため、この計算では $l = 36 \text{ cm}$ 、のど部巾6 cm、スク  
レープオフ層厚さ4 cmであり、Pump opening 2 cmは12000 l/sの排気速度に相当  
する。またプラズマは、上下にセパトリックスを有するD型であり、上述のダイバー  
タ部は上下に計4ヶ所あるとして計算している。

(3)  
Pettravic等はINTORについても巾30 cm、長さ60 cmののど部と仮定し、同様の  
計算を行なった。詳細は示されていないが、中性化板前の $n_e$ 、 $T_e$ が以前の $10^{11} - 10^{12}$   
 $\text{ cm}^{-3}$ 、500 eVから $(2 \sim 4) \times 10^{13} \text{ cm}^{-3}$ 、20 ~ 30 eVとなり、中性粒子圧力は大巾に  
増加するとしている。これらの結果から評価すると、排気口での必要排気速度は以前の  
値の1/10 ~ 1/100となることを示唆している。

(2,4) (4)  
前述の連鎖反応的状况は、Doublet-IIIで実験的に証明された。図3では、主プラズマ  
領域の密度( $\bar{n}_e$ ：平均線密度)を増して行くと、 $\bar{n}_e = 2 \times 10^{13} \text{ cm}^{-3}$ を過ぎる辺りから、  
ダイバータ領域の密度が急激に増加する。これにほぼ同調する形で、ダイバータ領域の  
 $H_\alpha$ ラインも増加しており、スクレープオフ層でのイオン化により粒子リサイクリング  
が増長されたことが分る。また放射損失の増加により、中性化板直前での $T_e$ は7 eVま  
で低下したとしている。(2) Doublet-IIIでは、図4のような配位でプラズマを生成しヘリウ

ムガスを入射した時、プラズマ中のヘリウム粒子割合と、下側真空容器内中性粒子中のヘリウム割合とを比較してヘリウム排気に関する貴重なデータを与えている。結果は図5<sup>(4)</sup><sup>(5)</sup>に示されるように、両者の値はファクター2の範囲でほぼ等しく、特にHeの濃縮あるいは非濃縮効果はみられていない。

次に、いわゆるポンプリミター配位について考察する。この配位では、図1bに示されるように、主閉じ込め領域のプラズマがスクレープオフ層を介さず直接リミターに接触している。またヘリウム排気として有効に作用するのは、スクレープオフ層のリミター端磁気面よりある距離(図1bのd)だけ遠ざかった部分を通り、排気用中性化板に到達する粒子に対する部分に限られる。このような配位では、主閉じ込め領域から流出し、リミターおよび中性化板に到達する粒子総量( $\Gamma_t$ )は、次式により近似的に求められる。

$$\Gamma_t \approx 4\pi^2 \sqrt{ab} R \left( D_{\perp} \frac{\partial n}{\partial r} \right)_{r=a} \quad (5)$$

ここで、a, b: プラズマ断面がD型の時の短半径および長半径, R: プラズマ主半径, r: 小径方向座標,  $D_{\perp}$ : 磁場を横切る方向の粒子拡散係数である。(5)式により $\Gamma_t$ を評価するには、中性粒子の振舞を含んだ1次元輸送モデルを解く必要があるが、状況説明のため以下の簡単な議論を展開する。主閉じ込め領域の粒子バランスを、燃料補給の影響を無視し、リミター・壁とのリサイクリングに着目して考えると、図1bに示されるように、リミター・壁から補給される中性粒子がイオン化するイオン化領域と、イオン化による粒子補給の少ないプラズマ中心部とが存在する。今、荷電交換による高エネルギー中性粒子生成にともなうプラズマ中心部への中性粒子侵入を無視すると、イオン化領域の巾sは、近似的に次式で表わされる。

$$s = v_0 / n_e \langle \sigma V \rangle_{iz} \quad (6)$$

今リミターでリサイクリングする粒子に対する特徴的なsの値を計算するため、中性粒子温度を100 eV,  $n_e = 5 \times 10^{13} \text{ cm}^{-3}$ ,  $\langle \sigma V \rangle_{iz} = 3 \times 10^{-8} \text{ cm}^3 \text{ s}^{-1}$  (50 eV ~ 1 keVの $T_e$ に適用可)とすると、 $s = 5 \text{ cm}$ が得られる。実際には荷電交換中性粒子の影響があって、イオン化領域の巾はこの値よりも大きくなるが $n_e$ の勾配は粒子源がある部分に極在化するため、非常に大雑把には、(3)式の $(\partial n / \partial r)_{r=a} \propto n(0) / s$  ( $n(0)$ はプラズマ中

心部の密度)の関係がある。このようにして、ポンプリミター配位の大型トカマクでは  $a \gg s$  の状況が達成され、(5)式の  $\Gamma_t$  はかなり大きな値となる可能性がある。しかし、定量的には詳細な1次元シミュレーションを必要とするので、ここでは定性的な議論に止めた。

このような効果は、Alcatorのような小型ではあるが高密度のトカマクにより実験的に証明されたと考えられる。<sup>(5)</sup> Alcatorでは、リミター近傍の中性ガス圧力と平均線密度( $\bar{n}_e$ )との関係を測定し、<sup>(5)</sup> 図6の結果を得た。すなわち  $\bar{n}_e$  が  $2 \times 10^{14} \text{ cm}^{-3}$  を超えると、リミター近傍の中性粒子圧力が急激に増加する。今中性粒子温度を  $20 \text{ eV}$ 、 $n_e = 10^{14} \text{ cm}^{-3}$  とすると(6)式より  $s = 1 \text{ cm}$  が得られ、Alcatorのプラズマ小半径が  $10.5 \text{ cm}$  であることから、前述のような周辺での粒子リサイクリングの増加効果が表れることが十分予測できる。Marmorは同じくAlcatorで粒子閉じ込め時間( $\tau_p$ )を評価し、図7の結果を得た。すなわち、 $\bar{n}_e = 1.5 \times 10^{14} \text{ cm}^{-3}$  までは  $\tau_p$  が  $\bar{n}_e$  の増加とともに上昇するが、それ以降は低下する。Alcatorでは有名な  $\tau_E \propto \bar{n}_e$  ( $\tau_E$ : エネルギー閉じ込め時間)の比例則があるが、 $\tau_p$  に効く特徴的な長さがある時点で  $a$  から  $s$  に転換することを考えると、 $\tau_p$  が  $\bar{n}_e$  の増加とともに低下するのが理解できる。このようにして、図6、7の両者は、物理的には全く同じことを意味していると考えられる。

トカマク核融合炉でポンプリミターの考え方が有効かどうかは、プラズマ周辺でのリサイクリング増加の程度と図1bのdに必要な値に強く依存している。ポンプリミターのど部(図1bのT部)での熱負荷を小さく押えるには、dの値を大きくしなければならぬが、逆にdが大きくなると有効に排気される割合が落ちてくる。一方、図1bの中性化板に達する部分のスクレープオフ層の密度が高ければ、ダイバータを有する系の所で述べたスクレープオフ層でのイオン化の影響が効いてくる。現在、INTORやFEDに関連してこれらの検討が進められているので、その結果を待って判断することになると考えられる。

## 2.2 必要排気速度

核融合反応で生成されるヘリウムを定常的に除去するのに必要な排気速度は、次式で与えられる。

$$S_p = \frac{f_\alpha}{p} \left( \frac{n_f}{n_\alpha} \right) \quad (7)$$

ここで、 $f_\alpha$  : 核融合反応による $\alpha$ 粒子生成量、 $p$  : 排気口での全圧力、 $n_f$  : 排気口での燃料粒子密度、 $n_\alpha$  : ヘリウム粒子密度である。 $p$ および $(n_f/n_\alpha)$ の値は、中性化板から放出される中性粒子のイオン化と燃料粒子の荷電交換の過程で決る。<sup>(7)</sup> 図8は、水素原子とヘリウムに対する電子によるイオン化確率と、水素原子とイオンとの荷電交換確率を示す。 $(n_\alpha/n_f)$ の値について考えると、予想される状況はスクレープオフ層のプラズマパラメータに強く依存する。定性的には、スクレープオフ層の電子温度が数10 eV以上の場合は、燃料粒子、ヘリウムともに同程度のリサイクリングをする。しかし電子温度がそれより低い場合には、Heのイオン化確率が高いため、ヘリウムのリサイクリング量の方が大巾に上回る傾向にある。これらのリサイクリングの過程と、燃料粒子の荷電交換過程が加わって排気口での圧力、粒子条件が決められる。<sup>(8)</sup> 図9は、これらの過程がモンテカルロ法でシミュレートされた例で、粒子軌道を示している。図9の Pumping duct に到達する粒子に排気の機会が与えられる。<sup>(8)</sup> 図10は、スクレープオフ層で $T_e = 250 \text{ eV}$ 、 $n_e = 1.7 \times 10^{12} \text{ cm}^{-3}$ の場合に、スクレープオフ層中の燃料およびヘリウム粒子の密度分布が計算された例である。実際には、2.1で述べたように、スクレープオフ層の磁力線に添う方向の温度分布の影響を考慮して、更に詳細な計算に結びつける必要があるものと思われる。

Doublet-IIIの実験では、図5で示したように、排気口に相当する位置でのHe濃度は、主プラズマ中のそれとほぼ同等であった。しかし、この実験はHeガスをガスパフ入射したものであり、プラズマ中心部でヘリウムが生産される核融合炉の状況とは若干異なる可能性がある。Alcatorでも、<sup>(5)</sup> 図6に示されたように実験が試みられているが、若干ヘリウムの方がプラズマにトラップされやすい傾向が見られている。しかし、混合ガスによる実験ではないので、評価には注意する必要がある。

表Iは、<sup>(9)</sup> INTOR (熱出力: 620 MW,  $f_\alpha = 2.2 \times 10^{20} \text{ s}^{-1}$ ) について、排気口で $n_\alpha/n_f = 0.05$ を仮定して必要排気速度を計算した結果である。

表I INTOR必要排気速度計算例 ( $n_\alpha/n_f = 0.05$ )

$p$ (Torr)	$S_p$ ( $\ell/s$ )
$10^{-2}$	$1.3 \times 10^4$
$10^{-3}$	$1.3 \times 10^5$
$10^{-4}$	$1.3 \times 10^6$

数年前は、 $P \approx 10^{-4}$  Torr とする考え方が支配的であったが、近年は 2.1 で述べたような評価が進み、特にダイバータを有する系では  $p > 10^{-3}$  Torr とする考え方が支配的になってきた。Post 等は INTOR ポロイダルダイバータについて、図 11 の幾何的配位のもとで 2.1 で示した内容と同等のシミュレーションを行なった。主プラズマからダイバータのど部に浸入する総粒子束が  $3 \times 10^{22}$  個/s、排気ポートのコンダクタンスが 200,000 l/s の時に得られた計算結果を図 12 に示す。中性化板での総粒子束は、ダイバータのど部への浸入量の 20 倍に増加している。これは、2.1 に述べたリサイクリング増加の効果であり、粒子束の増加に呼応する形で  $n_e$  の増加、 $T_i$  の低下がみられている。図 13 はスクレブオフ層中心での中性粒子圧力の磁力線方向の分布を、図 14 は中性粒子圧力の 2 次元的分布を示す。スクレブオフ層中心の中性化板直前の圧力は  $7 \times 10^{-2}$  Torr に達している。また排気口入口部でも  $10^{-2}$  Torr 程度が期待できるとしている。

ポンプリミターについては、FED に関連してかなり詳細な検討が進められている。非公式な情報だが図 1 b で  $d = (40 \sim 50)$  cm の時、全粒子リサイクリング量が  $5 \times 10^{23}$  s<sup>-1</sup> では  $p \approx 10^{-2}$  Torr に、 $5 \times 10^{22}$  s<sup>-1</sup> では  $p \approx 10^{-4}$  Torr になるという計算結果が得られている。いずれにしても、今後のシミュレーションあるいは実験の結果を注意深く見守る必要がある。

### 2.3 各種排気方式

核融合炉の燃料・ヘリウム排気系には、次のような条件が要求される。

- (1) トリチウム取扱が可能である。
- (2) トリチウムインベントリーを低く押える。
- (3) プラズマ生成に必要な清浄真空を与える。

2.1 で述べたように、数年前までは INTOR 程度の炉でも数 10 万 l/s の排気速度が必要と考えられていたため、クライオポンプが第 1 候補とされていた。図 15 に、

TSTA で採用されている次の 3 方式のポンプ構成概念図を示す。

- (A) MS 5 A のクライオソープション作用
- (B) 活性炭のクライオソープション作用
- (C) Ar ガス凝縮層によるクライオトラッピング作用

いずれの場合も、燃料ガス成分を凝縮作用により吸着するクライオ面を前段に設け、へ

リウムと燃料ガスの第1段の分離を試みる構成となっている。MS 5 Aや活性炭面では、液体窒素温度でも水素同位体を吸着する能力があるので、燃料排気面からの燃料回収の際には100°K程度まで温度をあげる必要がある。このような影響を避けるため、図15Dでは両排気面の間にバルブを挿入している。このバルブは、真空境界内に配置されているため、リーク量に関する条件はかなり緩和できる。いずれにしても、クライオポンプを用いる場合には排気面の再生が必要となる。したがって一つの排気口に2系統の排気系を設け、バッチ方式で運転するのが一般的な考え方である。1バッチの時間は、排気系でのトリチウムインベントリーで決る場合が多い。INTORでは1バッチの時間を2 hrとし、その時のTインベントリーは100 g程度としている。

図16に、活性炭のヘリウム吸着作用によるTSTA排気系の詳細を示す。液体窒素温度のシェブロン後に燃料凝縮面(シェブロン)を配し、その後に(b)図に示されるようなCoconut charcoalと呼ばれるヘリウム排気面が置かれる。(b)図中の3角形状の部分はSn-Ag合金でできており、この中にCoconut charcoalが埋め込まれる。Sn-Ag合金わくは、ボルトでヘリウムリザーバに固定される。このようにして熱伝導性がよく、しかもトリチウム取扱上好ましい排気面が得られるとしている。表Ⅱに、このポンプの仕様と主な性能を示す。

クライオポンプと比較して、ターボ分子ポンプのような動的な排気系は、排気系でのトリチウムインベントリーを殆んどゼロにできるという長所がある。トリチウム取扱設備に使用可能なターボポンプとしては、ベアリング部に油の使用を避けたガスベアリング方式(Alcatel社製)と磁場を利用してロータを浮かす方式のもの(Leybold社製)とがある。しかし、前者は水素やヘリウムの排気速度が小さく適していない。後者は、若干エラストマーシール部があり、それを金属製にする必要があるかもしれないが、水素やヘリウムに対する排気速度はすぐれている。しかし、現在実用化されているのは、500 l/s程度の容量しかない。

もう一つの可能性は水銀拡散ポンプであるが、すでに大型のものは市販されていないことと事故時のトラス体内の水銀汚染を考えると、候補から除外するのが一般的考え方の方である。

### 3. クライオポンプの排気能力

#### 3.1 MS5A クライオソープション

MS5Aのクライオソープションによるヘリウム排気については、比較的早くから研究されている。図17は<sup>(16)</sup>Grenier等により1966年に発表された論文に示された実験装置である。この装置では、クライオソープション面の前にシェブロンが置かれておらず、ソープション面の真の排気速度が測定できることが特徴である。Grenier等は、MS5Aを接着材を用いずリザーバ面を粗面化して直接とりつけた。この方法には2方式あり、<sup>(17)</sup>第1は金属スクリーンをリザーバにスポット溶接あるいはロウ付けし、その上にMS5Aを装着する。第2はリザーバ面自身をCross-millingで粗面化する方法である。

<sup>(16)</sup>表Ⅲは、上述の実験装置で測定された4.2°Kソープション面の排気性能を示す。ヘリウムガス流量が $1.1 \times 10^{-6} \sim 1.5 \times 10^{-5} \text{ Torr} \cdot \ell / \text{s} \cdot \text{cm}^2$ の範囲で、収着面での付着確率が67~91%に達する値が得られている。この値は、 $21 \sim 30 \ell / \text{s} \cdot \text{cm}^2$ の排気速度に相当する。図18は、<sup>(16)</sup>Grenier等が用いたMS5Aベレットの4.2°Kにおける、ヘリウムに対する吸着等温線である。 $5 \times 10^{-8} \sim 10^{-3} \text{ Torr}$ の範囲で、4.2°Kのソープション面がヘリウムに対し高い収着容量を有することが分る。通常この収着容量の25~30%を過ぎると、排気速度が低下する。

<sup>(16)</sup>表Ⅳは、MS5Aのソープション作用の温度依存性を示す。表中のRef aはSouthern<sup>(18)</sup>lan等のデータである。MS5Aのヘリウムに対するクライオソープション作用は、ソープション面が4.2°Kでないと多くは期待できないことが分る。例えば、10°Kの場合に収着面での付着率が $4.8 \times 10^{-2}$ に低下する。

<sup>(19)</sup>Halama等は、80°Kおよび20°Kの2つのシェブロンを有する実験装置を用いてより低い圧力領域において4.2°Kソープション面のヘリウム収着能力を調べた。図19は<sup>(19)</sup> $10^{-6} \sim 10^{-11} \text{ Torr}$ におけるMS5Aの吸着等温線を測定し、<sup>(20)</sup>Hobson等のPorous silverおよび<sup>(21)</sup>Danilova等のPolished copperの吸着等温線と比較したものである。MS5Aは $10^{-11} \text{ Torr}$ でも $1 \text{ cm}^3 (\text{STP}) / \text{cm}^2$ の収着能力を有する。この値は $2.7 \times 10^{19}$ 個 $/\text{cm}^2 = 0.8 \text{ Torr} \cdot \ell / \text{cm}^2$ に相当する。したがって、MS5Aソープション面は超高真空でも十分なヘリウム排気能力を有する。また図8の圧力領域でMS5Aは、Porous silverの $10^4$ 倍程度、Polished copperの $10^8$ 倍程度の収着能力を有する。

<sup>(19)</sup>図20は、Halama等が用いたExcalibur社製のCVR-1008クライオポンプについ

て、ヘリウム排気速度の収着量依存性を調べた結果である。収着量ゼロの段階で約  $1000 \text{ l/s}$  の排気速度を有する。この値はソーブション面で  $4 \text{ l/s} \cdot \text{cm}^2$  に相当し、前段に置かれたシェブロン<sup>(22)</sup>のコンダクタンスの影響を受けていると考えられるが、定量的には明らかでない。ヘリウム収着量が  $10 \text{ cm}^3 (\text{STP})/\text{cm}^2$  となっても、排気速度の低下は20%以内である。図20では、ヘリウム流量は  $4.2 \times 10^{-9} \sim 2.5 \times 10^{-7} \text{ Torr} \cdot \text{l/s} \cdot \text{cm}^2$  と非常に低いことに注目する必要がある。

Fisher等<sup>(22)</sup>は、より高いヘリウム流量で、ヘリウム排気速度の収着量依存性を調べた。Fisher等の場合は、Excalibur社製CVR 1106のポンプを用いている。Fisher等の実験でヘリウム流量が  $2.9 \times 10^{-7} \sim 6.6 \times 10^{-6} \text{ Torr} \cdot \text{l/s} \cdot \text{cm}^2$  の場合の結果を図21<sup>(22)</sup>に示す。Fisherの場合のヘリウム流量の下限値は、Halamaの場合の上限値に相当するが、両者の排気速度の低下のしかたには大巾な差がある。Fisher等の場合には、収着量ゼロで  $3.3 \text{ l/s} \cdot \text{cm}^2$  の排気速度を有するが、 $0.2 \text{ cm}^3 (\text{STP})/\text{cm}^2$  の収着により、排気速度は初期の30%に低下する。図21の範囲では、排気速度の低下のしかたは、ヘリウム流量に顕著には依存しない。

図22<sup>(22)</sup>に、TSTAのMS5AクライオソーブションポンプのデータをFisherの結果(図21)と比較したものを示す。TSTAポンプでは、シェブロン<sup>(22)</sup>のコンダクタンスが低く、排気速度は  $1 \text{ l/s} \cdot \text{cm}^2$  程度で、収着量が増しても排気速度の低下は殆んどみられない。図17では、He排気直前にMS5Aは24時間250~300°Cにベーキングされている。ベーキング後数日を経過すると収着容量は1/10以下に低下する。このようにMS5Aは不純物の影響を受けやすい。

Fisher等<sup>(22)</sup>は、ヘリウムガス流量を  $6.2 \times 10^{-6} \text{ Torr} \cdot \text{l/s} \cdot \text{cm}^2$  以上にすると、図23に示されるようなポンプ室圧力の脈動を観察した。この現象は、MS5A内でのヘリウムの拡散分が、MS5Aへのヘリウムの到達分を下回るためと解釈されている。圧力上昇の結果MS5Aの温度が上昇するとMS5A内でのヘリウムの拡散が増長され、ポンプは再び排気能力を持つようになる。このくり返しが、図23に示される脈動となって表れる<sup>(22)</sup>と考えられている。

Dillow等<sup>(23)</sup>は、Excalibur社製のCVV2008ポンプを用いて90%水素・10%ヘリウム混合ガスの排気を試みた。 $2 \times 10^{-7} \sim 4 \times 10^{-4} \text{ Torr}$  の圧力領域において、排気速度は  $1.4 \sim 5.6 \text{ l/s} \cdot \text{cm}^2$  であり、極めて再現性のない状況であった。残留ガス分析の結果、高排気速度側では5%のヘリウムが低排気速度側では30%のヘリウムが観



測された。この結果から、燃料ヘリウムの同時排気時には、ヘリウムの排気能力が低下する可能性があるとしている。

これらを総合すると、MS 5Aは前段にシェブロンがない場合、すなわち室温程度のヘリウムに対しては核融合炉で経験するようなガス負荷でも、付着確率が1に近い高い排気速度を有する。しかし、シェブロンによりヘリウム温度が下げられると、低いガス負荷では同様の排気速度を有するが、核融合炉条件のガス負荷では排気速度が大巾に低下する。これはMS 5Aの表面付近の温度が微妙に作用しているのかもしれない。図23で示された圧力上昇による排気速度の回復とつながる所があるように思える。

### 3.2 活性炭クライオソープション

活性炭のソープションポンプとしての性能は、Stern等により若干調べられた例があるが、核融合炉への応用を意識したものではなかった。近年になり、TSTAへの採用が(13,14)決りHseuh等により着々とデータが得られつつある。Hseuh等は、銅板に活性炭をエポキシで接着し、それを低温リザーバにサポートして、活性炭面の収着能力を4.2~20°Kの範囲で調べた。図24は、4.2°K面の収着量とヘリウム残留ガス圧力の関係を示す。収着量が1 Torr  $\ell/s \cdot cm^2$  以下では、ヘリウム供給停止後2分以内で $10^{-7}$  Torr以下の圧力が得られている。図25は、各種温度における活性炭の吸着等温線を示す。活性炭の場合は、10~20°Kの領域でもヘリウムの収着能力を有することは非常に興味深い。

図26は、各種温度での活性炭排気量の表面収着量に対する依存性を示す。4.2°Kでの排気速度は、収着量が7 Torr  $\ell/cm^2$  に達するまで約4  $\ell/s \cdot cm^2$  である。ソープション面の前には80°K、20°Kのシェブロンが1個ずつあり、そのコンダクタンスで排気速度が制限されていると考えられる。活性炭の温度が上ると排気速度は除々に低下し、特に収着量が増す時の排気速度の減り方が著しい。しかし活性炭の排気機能は粘り強く、11.2°Kの時、収着量1 Torr  $\ell/s \cdot cm^2$  で3  $\ell/s \cdot cm^2$  の排気速度を有することは注目値する。

図27は、ヘリウムと水素・ヘリウム混合ガスに対する活性炭の収着容量を各種温度に対して示したものである。ヘリウム流量は、 $2.7 \times 10^{-5} \sim 2.7 \times 10^{-3}$  Torr  $\cdot \ell/s \cdot cm^2$  と、MS 5Aに比較して高い値でも排気能力を有するようである。これは両者のヘリウム拡散速度の差に起因すると考えられる。ヘリウム・水素混合ガスについては、水素

割合が多いものでも32%であるが、その範囲では混合ガスを一応排気している。図27からも、活性炭は10~15°Kでもヘリウム排気能力に勝れていることが分る。

表Vは、活性炭でヘリウム・水素混合ガスを排気する際のヘリウム排気能力の詳細を示す。活性炭の温度が4.2°Kでヘリウム収着量が $0.67 \text{ Torr} \cdot \ell / \text{s} \cdot \text{cm}^2$ では、水素割合が73%の混合ガスに対して、ヘリウム排気速度は、ヘリウムガス単体に対するものと同等である。ヘリウム収着量が $2.8 \text{ Torr} \cdot \ell / \text{s} \cdot \text{cm}^2$ になると、水素割合が88%の時、ヘリウム排気速度は単体に対するものの75%に低下する。活性炭の温度が13.5°Kの時は水素添加の影響を強く受け、収着量 $0.15 \text{ Torr} \cdot \ell / \text{s} \cdot \text{cm}^2$ 、水素割合78%で、ヘリウム排気速度は単体に対する値の33%に低下する。これらの実験では、ヘリウム排気面の前に80°Kおよび20°Kのシェブロンが存在するのみである。したがって水素、ヘリウムともに活性炭面で排気されたと考えてよい。

以上のような基礎データをもとにして設計されたTSTA用のポンプ(図15)についてもすでにある程度の試験が行なわれ、図28に示されるHe排気性能を得ている。活性炭表面積は約 $1300 \text{ cm}^2$ である。

### 3.3 Arガス凝縮層トラッピング

クライオトラッピングの考え方は随所で聞くが、ヘリウム排気に実際に応用した例については、Batzer等<sup>(25,26)</sup>のものしか見当らなかつた。このうちTSTA用のポンプで得られたデータについて報告する。彼らの場合には、Arガスは4/1000インチの穴から排気面に向って噴射される。排気面前に設けられるArガス配管は、数cmおきにこの噴射口を有する。

図29は、<sup>(26)</sup>4.2°K Ar凝縮層のヘリウム排気速度を $6 \times 10^{-6} \sim 5 \times 10^{-5} \text{ Torr}$ に対して示したものである。約 $3 \ell / \text{s} \cdot \text{cm}^2$ と、他の方式と比較して同程度である。この時、ArガスはHe流量の28~30倍流された。ヘリウム流量は $1.6 \times 10^{-5} \sim 1.6 \times 10^{-4} \text{ Torr} \cdot \ell / \text{s} \cdot \text{cm}^2$ である。

図30は<sup>(26)</sup>80% D<sub>2</sub>、20% Heの混合ガスに対する排気速度である。D<sub>2</sub>ガスではヘリウムと較べシェブロンでのコンダクタンスが大きいため全体の排気速度は上昇し、 $5 \sim 7.5 \text{ Torr} \cdot \ell / \text{s} \cdot \text{cm}^2$ となる。この場合も、ArガスはHe流量の28~30倍流された。図30の実験では各成分に対する測定はなされていないが、Arガスのクライオトラッピング面の前段に水素同位体のための凝縮ポンプが置かれているため、両ガス成分とも正

常に排気されていたと考えられる。クライオトラッピングの一つの利点は、ヘリウム・燃料混合ガスの排気を単独の排気面で行なえる可能性が強いことである。しかしTSTAでは、ヘリウムと燃料の選別排気が仕様条件となっているため、ポンプは前述のような構成(図15C参照)となっている。

3.1で述べたMS5A, 3.2の活性炭を含めて、最近TSTAで排気系のみ<sup>(27)</sup>の試験が実施された。非公式に入手した資料であるが、結果を図31に示す。ガス負荷は、MS5Aでは $(2 \sim 20) \times 10^{-6} \text{ Torr} \cdot \ell / \text{s} \cdot \text{cm}^2$ , 活性炭では $4 \times 10^{-4} \text{ Torr} \cdot \ell / \text{s} \cdot \text{cm}^2$ , Ar凝縮層では約 $10^{-4} \text{ Torr} \cdot \ell / \text{s} \cdot \text{cm}^2$ である。MS5Aを除き、排気速度は約 $2 \ell / \text{s} \cdot \text{cm}^2$ が得られ、収着容量の点では活性炭が最もすぐれている。しかし、後述するように核融合炉でバッチ方式の運転を行なう場合に必要な収着容量はそれ程大きな値ではなく、その意味からは、Ar凝縮層の収着容量は十分と言える。したがって活性炭、Ar凝縮層ともに核融合炉への応用が可能であると考えられる。一連の実験でMS5A面の再生には $400^\circ\text{C}$ の、活性炭の場合は $100^\circ\text{C}$ のベーキングを行なった<sup>(27)</sup>としている。

### 3.4 気体凝縮層クライオソープション

適当な条件の下で低温面に作られた、Ar, Kr, Xe, CO<sub>2</sub>などの蒸気圧の低い気体の凝縮層は、H<sub>2</sub>やHe等の蒸気圧の高い気体を吸着する能力を持つ。これは、そのような凝縮層が非晶質、あるいは多数の微結晶で構成される、実表面積の大きい多孔質構造を持つためである。クライオソープション・ポンプの吸着剤として気体凝縮層を利用すると、従来使われていたモレキュラー・シーブや活性炭などの固体吸着剤にはない利点が期待できる。以下では、H<sub>2</sub>, Heなどの大規模排気系の低温吸着剤として、気体凝縮層を用いた時の特徴、問題点について、固体吸着剤と比較しつつ述べる。

H<sub>2</sub>やHeに対する吸着特性に関しては、その本質的な点についてはまだ明らかにされていないが、実用的な点では固体吸着剤との大きな差はないと言える。図32は、CO<sub>2</sub>凝縮層に吸着したHeの吸着等温線<sup>(29)</sup>の一例である。全体的な傾向は、モレキュラーシーブや活性炭に似ており、核融合炉への実用化で問題となる圧力領域では $0.1 \sim 0.01 \text{ mol} / \text{mol}$ の吸着容量がある。動的な排気能力についてはデータが見当たらない。吸着エネルギーに関する詳しいデータも少ないが、Heに対する初期吸着熱(吸着量が少い時の等量吸着熱)として、CO<sub>2</sub>凝縮層で約 $2000 \text{ J} / \text{mol}$ <sup>(29)</sup>, サラン活性炭で $2650 \text{ J} / \text{mol}$ <sup>(30)</sup>, という値が報告されている。表VIに各種の吸着剤の吸着容量(実表面積)を示した。実際の

クライオソープション・ポンプにおける吸着剤の容量は、単に表Ⅵの数値だけでは比較できない。低温面の単位面積あたりに着けられる吸着剤の量が問題となる。固体吸着剤の場合、その量は、主として熱伝導が不良な事のために制限される。気体凝縮層は低温面の上に直接形成されるため、その間の熱伝導は非常によく吸着剤自身が充分冷却される。従って固体吸着剤のように、接着剤を用いる必要もない。また、凝縮層内の熱伝導も良好であると考えられており、<sup>(32)</sup>単に排気面の単位面積あたりの容量を大きくするためならば、層の厚さを必要に応じて厚くすればよい。むしろ凝縮層の厚さに対しては、 $H_2$ ,  $He$ 等の層内への拡散過程に支配される排気動作時の動的特性を考慮しなければならない。

気体凝縮層を利用するポンプでは、固体吸着剤を使用するものと異なり、排気操作の都度、吸着剤を作製する必要がある。層の作製過程は、ポンプの性能を決定する上で重要である。凝縮層の吸着特性はその構造に密接に関連しており、層形成時の低温面温度、成長速度などの影響を受ける。中でも温度の影響は大きく、例えば図 33 に示したような、<sup>(31)</sup>生成温度と層の有効表面積の関係が知られている。各ガスについて、大きな有効表面積を与える適度な凝縮温度を選択する必要がある。

$H_2$ ,  $He$ の吸着により飽和した吸着剤、 $T$ により汚染されたもの、水などの付着により吸着剤としての能力を失なったものの再生方法には二通りある。単に $H_2$ や $He$ だけを除去するならば、固体吸着剤の場合と同様、 $H_2$ ,  $He$ が吸着剤から脱離する適当な温度(50~100°K)まで暖めて別の排気系で排気すればよい。ただし、凝縮層に用いた気体の種類によっては、50°K程度でも再結晶化(アニーリング)が進んで層の構造が変化し、性能が劣化する可能性がある。気体凝縮層を用いた時の特徴は、このような方法よりも、むしろ完全な再生、清浄化が容易に行なえる点にある。すなわち、低温面を室温程度に暖めて凝縮層自身を蒸発させ、 $H_2$ ,  $He$ , 汚染物と共に除去してしまう方法がある。後に新しく凝縮層を作製すれば、完全に清浄な排気系が再度用意できる。固体吸着剤を使用した場合に心配される、吸着剤や接着剤へのトリチウムの残留という問題は、この方法により解消される。ただし、蒸発させた多量の凝縮層気体の中に含まれるトリチウムの分離という問題が新たに生じる。

気体凝縮層を吸着剤として利用する方法に関しては、この20年程研究が続けられ、<sup>(31)</sup>多くの実用的データが蓄積されている。実用的なポンプの一号機として、 $Ar$ 凝縮層を<sup>(33)</sup>吸着剤とするものがすでに試作され、テストが行なわれている。実用化に向けては、さ

らに次の様な点の解明が必要であろう。凝縮層の吸着特性と微視的構造，成長過程と諸条件との関連，層内での $H_2$ ， $He$ 等の拡散機構など基礎的な面を明らかにし，それらの知見をもとに，実際にクライオソーブション・ポンプとしてシステムを構成する時の，複雑になると予想される幾何学的構造の設計，凝縮層の作製時の諸条件の制御方法の開発， $H_2$ ， $He$ 等の負荷とその変動に対する排気系としての応答などの動的特性の解明が必要である。また，凝縮層の熱伝導率や放射率等の基礎的物性に関するデータも，外界からの熱流入の影響を考える上で重要である。実際に吸着剤として使用する気体を選択するためには，以上の事を考慮した上で，経済性やトリチウムとの分離等についてもあわせて考える必要がある。

## 4. 応用面での考察

### 4.1 クライオ面容量評価

(1)  
INTORを例にとると、典型的な仕様は、ヘリウム排気量  $2.2 \times 10^{20} \text{s}^{-1}$  ,  $n_d/n_f = 0.05$  , 排気速度  $5 \times 10^5 \text{ l/s}$  , 1バッチ2時間として検討されている。3章に述べたように、ヘリウム排気速度は排気面の種類やポンプの構成によって異なるが、概略  $2 \text{ l/s} \cdot \text{cm}^2$  程度と考えるとよい。排気速度  $5 \times 10^5 \text{ l/s}$  を与えるには、 $2.5 \times 10^5 \text{ cm}^2$  の排気面が必要となる。この時1バッチ間に排気面に蓄積されるヘリウム量は、次のように求められる。

$$Q_{\text{He}} = \frac{2.2 \times 10^{20} \times 2 \times 60^2}{2.5 \times 10^5} = 4.3 \times 10^{18} \text{ (個/cm}^2\text{)}$$

$$= 0.18 \text{ (Torr} \cdot \text{l/cm}^2\text{)}$$

また、排気面へのヘリウム流量も、次のように求まる。

$$F_{\text{He}} = \frac{2.2 \times 10^{20}}{2.5 \times 10^5} = 8.8 \times 10^{14} \text{ (個/cm}^2\text{)}$$

$$= 2.5 \times 10^{-5} \text{ (Torr} \cdot \text{l/s} \cdot \text{cm}^2\text{)}$$

3章に述べた調査結果を参考にすると収着容量としては活性炭によるソーブションおよびAr凝縮層によるトラップの両方式ともに、十分な能力を有する。しかし、MS5Aは容量的にも、またガス負荷の点からも、よほど排気面を大きなものとしないと適用はむずかしい。図26で示されたように、活性炭は上述の程度の収着量に対しては  $10 \sim 15^\circ\text{K}$  でも排気能力を有する点も興味深い。

1バッチの間には、クライオ面に蓄積されるD-Tの総量は次のように求められる。

$$Q_{\text{DT}} = \frac{2.2 \times 10^{20}}{0.05} \times 2 \times 60^2 = 3.2 \times 10^{25} \text{ (個)}$$

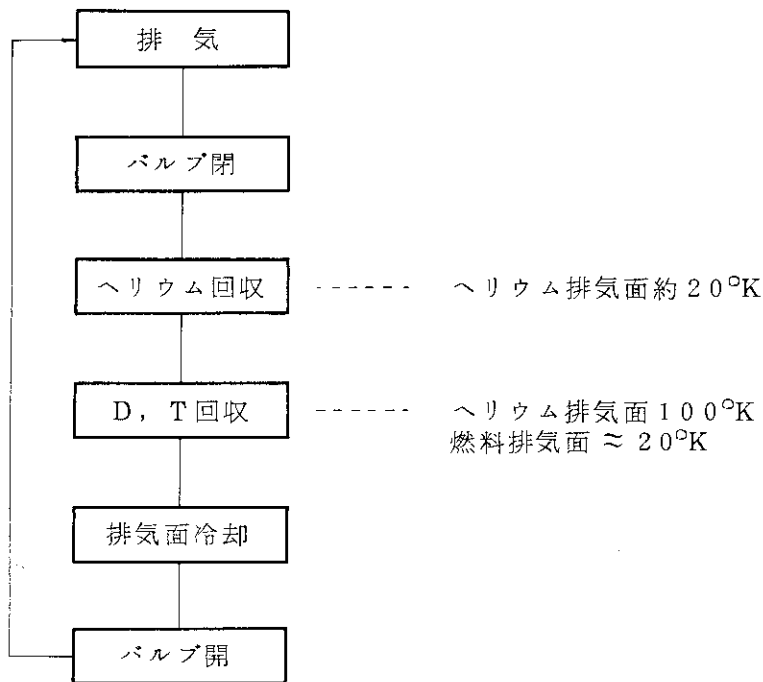
$$= 4.5 \times 10^5 \text{ (Torr} \cdot \text{l)}$$

今、排気系が1系統あたり  $10 \text{ m}^3$  のものが、トーラスに10系統設けられると考えると何らかの事故でD,Tが排気系内に充満したとしても4.5 Torrであり、爆発限界の12

Torrを下回る。したがって、1バッチの時間を決めているのは、排気系でのトリチウムインベントリー(80g)である。インベントリーの許容値が増せば、当然1バッチの時間は延ばすことができる。この許容値は、トリチウム取扱系全体の立場から判断されるものである。

#### 4.2 クライオポンプの運転スケジュール

TSTAで検討されたようなクライオポンプがバッチ運転をしている時の運転スケジュールは、概略以下のようにになると考えられる。



このうち、最も時間を要するのは排気面冷却に要する時間である。今、冷凍機の運転を次のように考えて $100^{\circ}\text{K} \rightarrow 4.2^{\circ}\text{K}$ の冷却に必要な時間を概算する。

$$T \leq 10^{\circ}\text{K} \quad \text{冷凍能力 } P_0 \quad (w)$$

$$10^{\circ}\text{K} < T \leq 100^{\circ}\text{K} \quad P_0 (T/10) \quad (w)$$

排気面はAlで構成されると考え、Alの比熱を次式で与える。

$$40^{\circ}\text{K} < T \leq 100^{\circ}\text{K} \quad C_p = 7.1 \times 10^{-3} T - 0.21$$

$$10^{\circ}\text{K} < T \leq 40^{\circ}\text{K} \quad C_p = 2.5 \times 10^{-6} T^{2.8}$$

$$4.2^{\circ}\text{K} \leq T \leq 10^{\circ}\text{K} \quad C_p = 1.6 \times 10^{-4} T^2$$

冷却に要する時間は、次式により得られる。

$$t = \int_{T_2}^{T_1} \frac{C_p G}{P} dT$$

ここで、G：排気面パネル重量，P：冷凍能力である。パネル重量を1ton， $P_0 = 2 \text{ kW}$ として， $100^{\circ}\text{K} \rightarrow 4.2^{\circ}\text{K}$ の冷却に必要な時間を以下に評価する。

1)  $40^{\circ}\text{K} < T \leq 100^{\circ}\text{K}$

$$t_1 = \int \frac{(7.1 \times 10^{-3} T - 0.21) \times 10^6}{200 T} dT$$

$$= [35.5 T - 1.05 \times 10^3 \ln T]_{40}^{100}$$

$$= 1170(\text{s}) = 19.5 (\text{min})$$

2)  $10^{\circ}\text{K} < T \leq 40^{\circ}\text{K}$

$$t_2 = \int \frac{2.5 T^{2.8}}{200 T} dT = 1.25 \times 10^{-2} \left[ \frac{T^{2.8}}{2.8} \right]_{10}^{40}$$

$$= 134(\text{s}) = 2.2 (\text{min})$$

3)  $4.2^{\circ}\text{K} \leq T \leq 10^{\circ}\text{K}$

$$t_3 = \int \frac{1.6 \times 10^2}{2 \times 10^3} T^2 dT = 0.08 \left[ \frac{T^3}{3} \right]_{4.2}^{10}$$

$$= 25(\text{s}) = 0.4 \text{ min}$$

総和は22分であり，INTORの場合に冷却面を1. tonで構成できれば2 kWの冷凍機を備えれば2時間でバッチを組むことが可能と考えられる。4.1で示したように，He



排気面パネルの総面積は  $25\text{m}^2$  であることから、パネル構造物断面あたりの  $\text{Al}$  平均総厚さが  $1.5\text{cm}$  の場合にパネル総重量が  $1\text{ ton}$  となる。詳細な議論は構造設計を必要とするが、このような排気面構成は十分可能性あるものと思われる。また  $2\text{ kW}$  の冷凍能力を与えるには、電源として  $1\text{ MW}$  程度が必要となるが、INTOR 規模のプラントでは許容しうるものと考えられる。いずれにせよ、排気パネルの軽量化が重要な課題である。

#### 4.3 ターボ分子ポンプ採用の可能性

ターボ分子ポンプの最も大きな問題点は、2.3 で述べたように、トリチウム取扱設備として使用可能で大型のポンプが、未だ開発されていない点にある。通常ターボ分子ポンプが設計排気速度を維持するのは  $10^{-3}\text{ Torr}$  程度までであるから、INTOR の場合（表 I 参照）には総排気量  $10^5\text{ l/s}$  程度のターボポンプが必要となる。これを現実的な数のターボポンプでまかなうには、単機容量が数  $1000\text{ l/s}$  以上のものが必要であろう。磁気軸受方式で大型のターボポンプが開発され、しかも排気口圧力が  $10^{-3}\text{ Torr}$  程度以上となれば、ターボポンプを使用する道も開かれると思われる。

TFTR や JET では D-T 燃焼実験を計画しているため、従来の大型ターボポンプのガスケットをすべて金属 O リングに置きかえ、潤滑油が遠隔操作により交換できる改良型を使用する予定である。<sup>(34)</sup> 核融合炉のように大量のトリチウムを取扱う場合にも、このような方式が適用できるかどうか考えてみる価値がある。

## 5. まとめと今後の開発課題

本報告では、トカマク炉に不可欠な大容量ヘリウム・水素同位体排気系の開発にあたり、排気方式選定のための基礎資料を提供することを心がけた。最初に同排気系に必要な排気速度について、プラズマ物理上未だ十分な予測が立たない状況にあることを述べた。しかし世の中の支配的な考え方は、排気口での中性粒子圧力を  $10^{-3}$  Torr 程度以上に高めることができるという方向に向いており、この意味からは、INTOR規模の炉に必要な排気速度は  $10^5$   $l/s$  程度になる可能性が強い。次に、第1候補として考えられるクライオポンプについて、MS 5 A, 活性炭, 気体凝縮層の排気能力を調査した。この点については、米国で圧倒的なデータの蓄積があり、それを集約した形でTSTAにおいて活性炭クライオソープションと、Arガス凝縮層によるクライオトラッピングの両方式が、ヘリウム排気面として有望であるという結論を得た。最後に応用面での考察を試み、クライオポンプを2時間のバッチ方式で運転することの現実性を示した。このために燃料回収後ヘリウム排気面を  $100^\circ\text{K}$  から  $4.2^\circ\text{K}$  まで冷却するのに必要な時間を評価し、30分以内で完了できる見通しがあることを述べた。

核融合炉用ヘリウム排気系の開発に関する今後の課題には、以下のものがあげられる。

## 1) クライオ面の選択と最適化

モレキュラーシープ — MS 13X (Sodium Y) の排気面としての有効性の調査。

(活性炭と比較して排気面の構成が容易であり、トリチウム取扱設備としての適合性が高い可能性がある。)

再生頻度, 温度, 必要時間。

活性炭 ————— 活性炭と冷却パネルとの接着法とその寿命。

活性炭とトリチウムとの反応の有無, あるいは生成物を処理する手段。

燃料粒子と同時排気の可能性。

再生頻度, 温度, 必要時間。

気体凝縮層による ———— 必要な凝縮層ガス流量の低下の可能性。  
トラッピング

気体凝縮層による ———— 核融合炉排気系に必要な条件を具備することの実証。  
ソープション

必要な凝縮層厚さの評価。

以上の4方式について比較表を示す。

表 VII 各種クライオポンプの特徴比較

	排気速度	排気容量	排気面構成	トリチウム	異種ガス混合	再 生
MS13X	?	?	○	○	○	?
活 性 炭	○	○	△	△	○	△?
凝 縮 層 トラッピング	○	○	○	○	△	○
凝 縮 層 ソープション	?	?	○	○	△	○

(○印：当面問題なし。△：否定的ではないが短所になりうる。)  
 (?：現在の所不明。)

## 2) クライオポンプ構造設計

運転スケジュールを考慮した概略構造設計によるバッチ方式運転の現実性のより具体的  
 検証。

燃料回収時にヘリウム排気面昇温を避けることの可能性……両排気面間にコンダクタンス  
 リミターを設ける(図15D参照)。

## 3) ターボ分子ポンプ

トリチウム取扱設備に適用可能で数1000ℓ/s以上の排気速度を有するポンプの開発。

## 4) その他

バルブおよび付属ポンプ類についても、トリチウム取扱設備として適合性のあるものが  
 必要となる。これらについては文献(4)，(28)に詳述されている。

## 謝 辞

本報告をまとめるにあたり、東京大学生産技術研究所、辻泰教授から有益なコメントを得た。  
 また同荒川一郎氏には特にお願いをして、3.4節の執筆の労をとっていただいた。ここに記  
 して御礼申し上げます。

## References

- (1) M. Sugihara, T. Abe, Nucl. Fusion 21 (1981) 1024.
- (2) M. Nagami, M. Shimada, et al., presented at the IAEA Technical Committee Meeting on Divertor and Impurity Control, Garching, July (1981).
- (3) M. Petravic, D. Pat, D. Heifets, J. Schmidt, Princeton Plasma Physics Laboratory, Report PPPL-1824 (1981).
- (4) M. Shimada, M. Nagami, et al., Phys. Rev. Lett. (1981) 796.
- (5) D. O. Overskei, Phys. Rev. Lett. (1981) 177.
- (6) E. S. Marmor, J. Nucl. Mater, (1978) 59.
- (7) R. L. Freeman, E. M. Jones, Culham Laboratory, Report CLM-R137 (1974).
- (8) Y. Seki, Y. Shimomura, K. Maki, M. Azumi, T. Takizuka, Nucl. Fusion (1980) 1213.
- (9) IAEA INTOR Group, INTOR Phase I Conceptual Design Preliminary Copy of Final Report (1981 July 3).
- (10) private communication in Princeton Plasma Physics Laboratory.
- (11) D. E. Post, M. Petravic, J. A. Schmidt, D. Heifetz, Princeton Plasma Physics Laboratory, Report PPPL-1835 (1981).
- (12) D. O. Coffin, C. R. Walthers, Proc. Symp. Eng. Prob. Fusion Res. 8th, 1979 (IEEE) P.513.
- (13) H. C. Hseuh, A. Worwetz, J. Vac. Sci. Technol. 18 (1981) 1131.
- (14) H. C. Hseuh, T. S. Chou, H. A. Worwetz, H. J. Halama. Proc. Symp. Eng. Prob. Fusion Res. 8th, 1979 (IEEE) P.1568.
- (15) D. O. Coffin, A Tritium-compatible high-vacuum pumping system, submitted to J. Vac. Sci. Technol.
- (16) G. E. Grenier, S. A. Stern, J. Vac. Sci. Technol. 3 (1966) 334.
- (17) S. A. Stern, R. A. Hemstreet, D. M. Kuttenturn, J. Vac. Sci. Technol. 3 (1966) 99.
- (18) R. E. Southerlan, Technical Documentary Report No. AEDC-TDR-65-49, May 1965.
- (19) J. J. Halama, J. R. Aggus, J. Vac. Sci. Technol. 11 (1974) 323.
- (20) J. P. Hobson, R. B. Williams, J. Vac. Sci. Technol. 6 (1969) 965.
- (21) N. P. Danilova, A. I. Shal'nikov, Pribery Tech. Experim. 6 (1967) 199.
- (22) P. W. Fisher, J. S. Watson, J. Vac. Sci. Technol. 16 (1979) 75.
- (23) C. F. Dillow, J. Palacios, J. Vac. Sci. Technol. 16 (1979) 731.
- (24) S. A. Stern, J. T. Mullhaupt, R. A. Hemstreet, F. S. DiPaolo, J. Vac. Sci. Technol. 2 (1965) 165.

- (25) T. H. Batzer, R. E. Patrick, W. R. Call, Fusion Technology 1978, Proc. 10th Symp. (Pergamon Press, 1979) P.745.
- (26) T. H. Batzer, R. E. Patrick, W. R. Call, J. Vac. Sci. Technol. 18 (1981) 1125.
- (27) Private communication in Los Alamos Scientific Laboratory.
- (28) I. Arakawa, M. Kobayashi, and Y. Tuzi, J. Vac. Sci. Technol. 16, 738 (1979).
- (29) R. A. Haefer, Kryo-Vakuumtechnik, (Springer, Berlin, 1981), P.80.
- (30) W. A. Steele and G. D. Halsey, Jr., J. Phys. Chem. 59, 57 (1955).
- (31) 荒川一郎, 辻 泰, 生産研究 31, 597 (1979).
- (32) K. E. Tempelmeyer, R. Dawbarn, and R. L. Young, J. Vac. Sci. Technol. 8, 575 (1971).
- (33) J. J. Thibault, J. M. Disdier, G. Arnaud, J. C. Boissin, and C. B. Hood, J. Vac. Sci. Technol. 18, 1140 (1981).
- (34) 村上義夫, private communication.

TABLE II BNL Compound Cryopump Specifications

	BNL Compound Cryopump	TSTA Requirements
1. Physical Dimensions		
Input Port	16" Isopneurop flange	Same
Regeneration Port	6" Conflat	Same
Weight	~ 600 lb	
Size	35" O.D., 32" tall	

2. Estimated Pumping Speed

$S_{D_2}$ (l/s)	13,000	10,000-15,000
$S_{T_2}$ (l/s)	10,400	10,000-15,000
$S_{He}$ (l/s)	3,200	$\geq 20\%$ of $S_{D_2}$
$S_{He}/S_{D_2}$ (%)	25	$\geq 20$

3. Estimated Capacity

DT (T·l/s)	> 34,000	34,000
He (T·l/s)	~ 8,000	5,300
He/DT (%)	~ 20	$\geq 14$

4. Cryogen Consumption

LN <sub>2</sub> (l/hr)	3	} 10 hr. operation before refill.
LHe (l/hr)	2	

TABLE III Cryosorption pumping of helium at 4.2°K (on Molecular Sieve 5A cryosorption panel).

	Helium influx rate, $\dot{Q}$		Steady-state helium pressure, P (Torr)	Amount of helium adsorbed at end of test [cm <sup>3</sup> (STP)/g]	Pumping speed $s_b$ (liter/sec)	Sticking coefficient $\alpha$
	( $\mu$ liter/min.)	(Torr liter/sec)				
8.1	$1.4 \times 10^{-4}$	$1.4 \times 10^{-4}$	$3.7 \times 10^{-8}$	0.127 <sup>a</sup>	$3.8 \times 10^3$	0.91
12	$2.0 \times 10^{-4}$	$2.0 \times 10^{-4}$	$5.8 \times 10^{-8}$	0.377	$3.4 \times 10^3$	0.82
17	$2.8 \times 10^{-4}$	$2.8 \times 10^{-4}$	$7.5 \times 10^{-8}$	0.529	$3.7 \times 10^3$	0.89
27	$4.5 \times 10^{-4}$	$4.5 \times 10^{-4}$	$1.4 \times 10^{-7}$	0.789	$3.2 \times 10^3$	0.77
32	$5.3 \times 10^{-4}$	$5.3 \times 10^{-4}$	$1.7 \times 10^{-7}$	0.930	$3.1 \times 10^3$	0.74
45	$7.5 \times 10^{-4}$	$7.5 \times 10^{-4}$	$2.5 \times 10^{-7}$	1.42	$3.0 \times 10^3$	0.72
68	$1.1 \times 10^{-3}$	$1.1 \times 10^{-3}$	$3.8 \times 10^{-7}$	3.05	$2.9 \times 10^3$	0.70
92	$1.5 \times 10^{-3}$	$1.5 \times 10^{-3}$	$5.4 \times 10^{-7}$	4.08	$2.8 \times 10^3$	0.67
123	$2.0 \times 10^{-3}$	$2.0 \times 10^{-3}$	$6.0 \times 10^{-7}$	6.23	$3.3 \times 10^3$	0.80

<sup>a</sup> Amount of helium adsorbed at start of test: 0.084 cm<sup>3</sup> (STP)/g.

<sup>b</sup> Geometric area of adsorbent: 2.06 in.<sup>2</sup> Weight of adsorbent: 11.8 g.

TABLE IV Cryosorption pumping of helium as a function of temperature (on Molecular Sieve 5A cryosorption panels).

Cryosorption panel temperature (°K)	Gas temperature (°K)	Maximum pumping speed (liter/sec·ft <sup>2</sup> )	Sticking coefficient $\alpha$	Reference
17	77	Barely measurable	—	a
13.6	77	55	$3.7 \times 10^{-2}$	a
10	77	720	$4.8 \times 10^{-2}$	a
4.2	4.2	27000	0.9	Present work

TABLE V Relative Pumping Speeds of He in N<sub>2</sub>/He Mixture

T = 13.5°K		T = 4.2°K		T = 4.2°K	
$C_{He}^{(a)} = .15$ $C_{H_2} = .03$		$C_{He} = .67$ $C_{H_2} = .10$		$C_{He} = 2.8$ $C_{H_2} = .47$	
$Q_{H_2}^{(b)}/Q_{He}$	$S_{He}^{(c)}$	$Q_{H_2}^{(b)}/Q_{He}$	$S_{He}^{(c)}$	$Q_{H_2}^{(b)}/Q_{He}$	$S_{He}^{(c)}$
.04	.96	.02	1.00	.02	.91
.07	.91	.04	.95	.04	.93
.15	.78	.10	.95	.10	.87
.37	.56	.19	.96	.19	.88
.91	.46	.38	.97	.38	.89
1.83	.39	.76	1.00	.76	.88
3.65	.33	1.90	1.19	1.52	.83
		3.80	1.15	3.80	.83
				7.60	.75

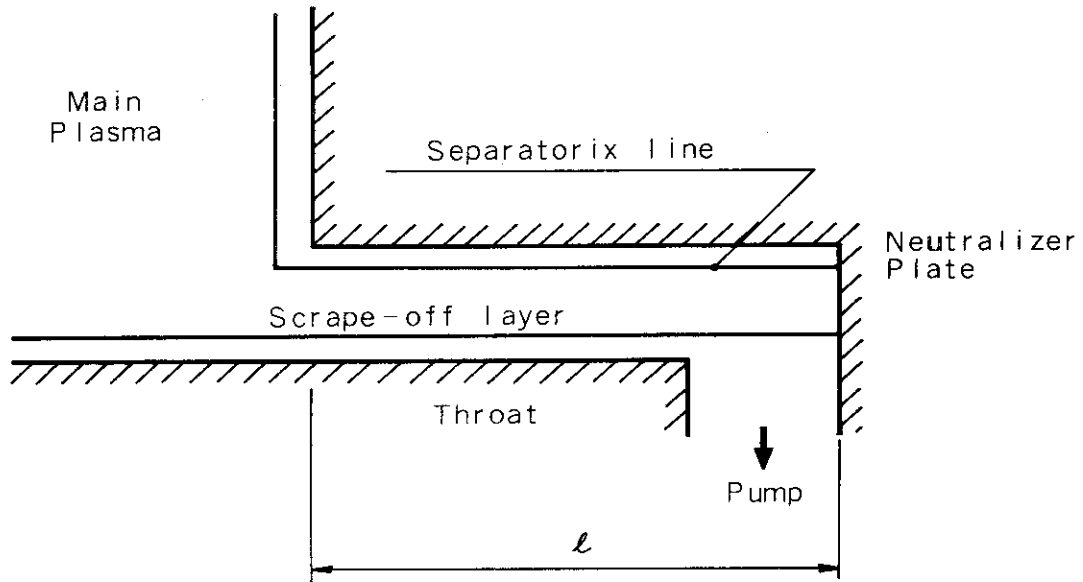
- (a) C: Surface coverage expressed in T · l/cm<sup>2</sup>.
- (b) Q<sub>H<sub>2</sub></sub> not corrected for hydrogen cryocondensation.
- (c) S<sub>He</sub> relative to pure helium pumping speed at same temperature.



Table VI Effective surface area of adsorbents and condensed gas layers

Adsorbents	Surface area	Reference
Coconug charcoal	889 m <sup>2</sup> /g	
Linde molecular sieve 13x	514 m <sup>2</sup> /g	(24)
" 5A	600 m <sup>2</sup> /g	
Condensed gas layers		
Xe	1.4 x 10 <sup>4</sup> m <sup>2</sup> /mol (105 m <sup>2</sup> /g)	
Kr	0.66 x 10 <sup>4</sup> m <sup>2</sup> /mol (79 m <sup>2</sup> /g)	(31)
Ar	0.43 x 10 <sup>4</sup> m <sup>2</sup> /mol (108 m <sup>2</sup> /g)	
CO <sub>2</sub>	1.62 x 10 <sup>4</sup> m <sup>2</sup> /mol (368 m <sup>2</sup> /g)	

(a) Divertor Type



(b) Pump Limiter Type

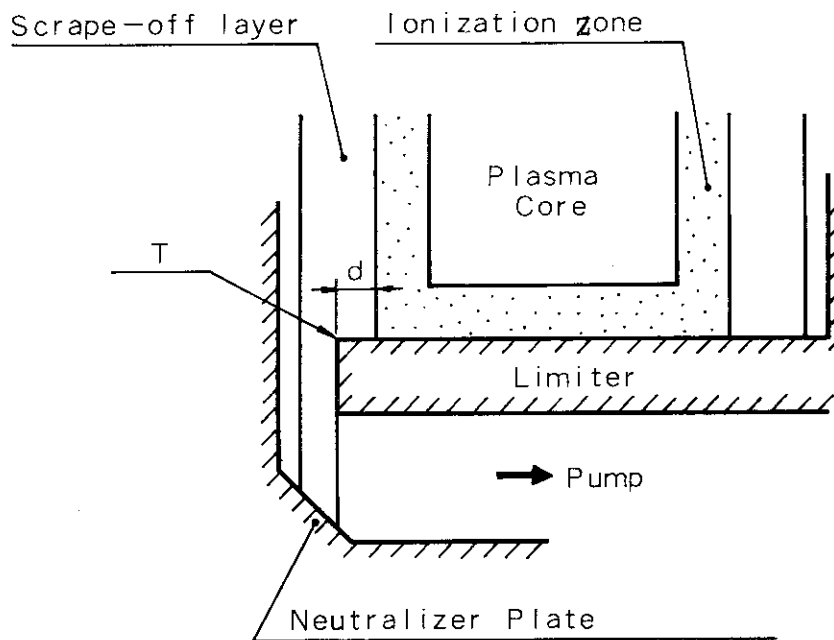


Fig. 1 Schematic expression of particle balance between main plasmas and neutralizer plates: (a) divertor type and (b) pump limiter type

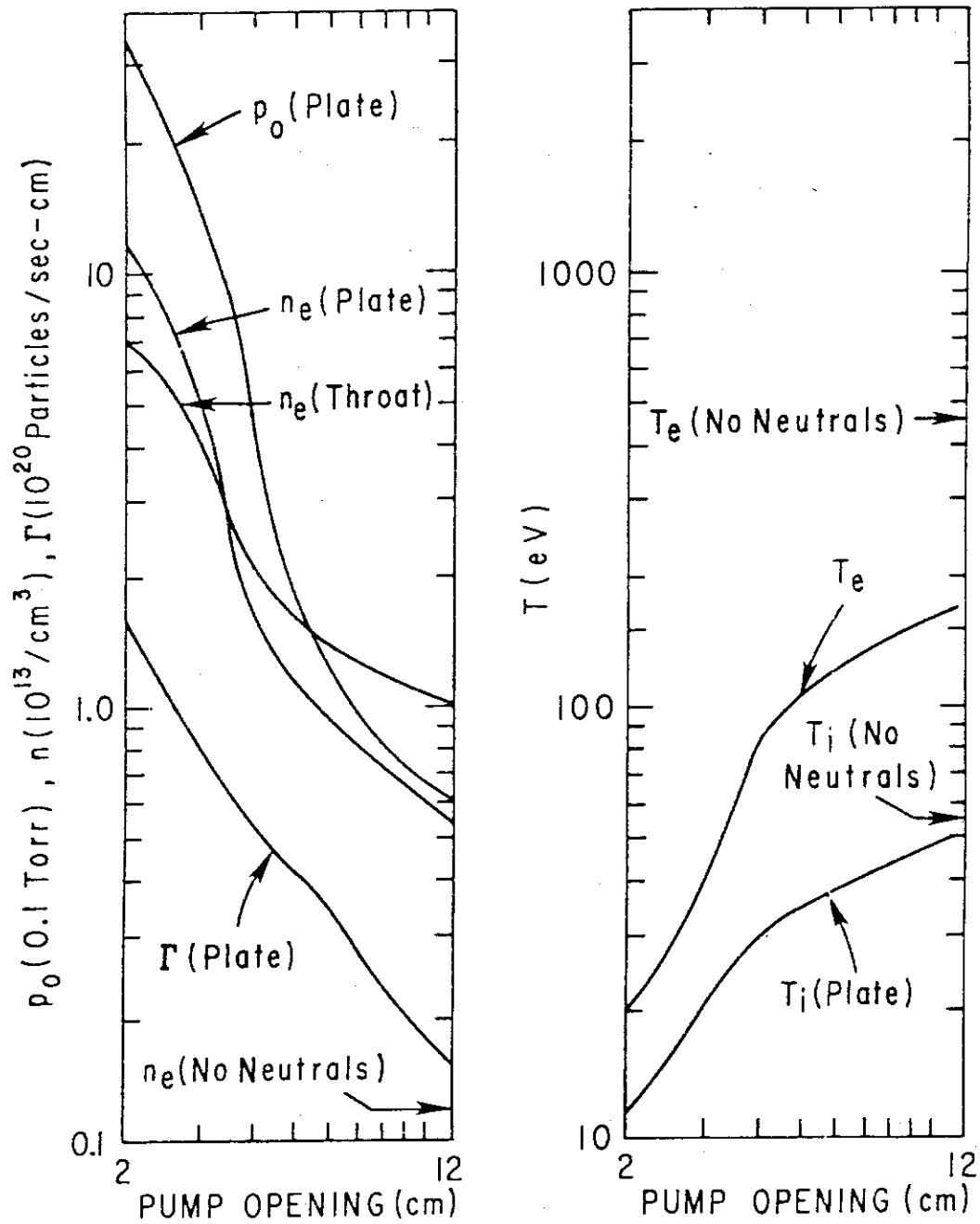


Fig. 2 The neutral pressure  $p_0$ , the plasma density at the throat and at the plate  $n_e$ , the ion temperature at the plate  $T_i$ , and the electron temperature  $T_e$ , and the total particle flux  $\Gamma$  at the plate as a function of the pump opening for the modified PDX divertor

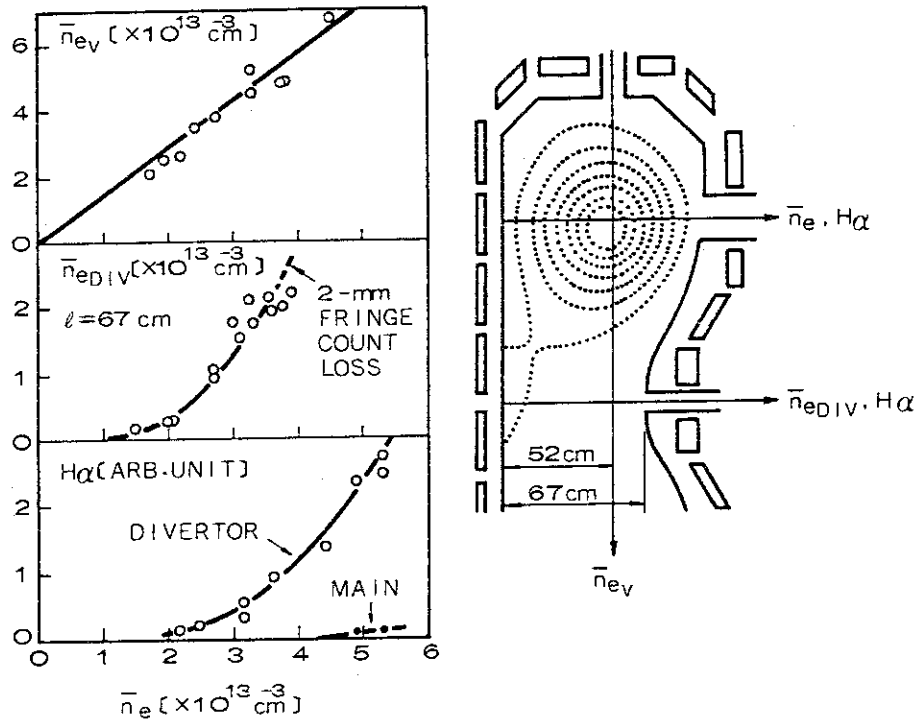


Fig. 3 Vertical average density  $\bar{n}_{eV}$ , electron density at the divertor region ( $\lambda=67\text{cm}$ )  $\bar{n}_{eDIV}$ , and  $H_{\alpha}$  line intensity along the central chord, and a chord through the divertor, vs  $\bar{n}_e$ . Nonlinear increase appears in  $\bar{n}_{eDIV}$  and  $H_{\alpha}$  at the divertor and not in  $\bar{n}_{eV}$

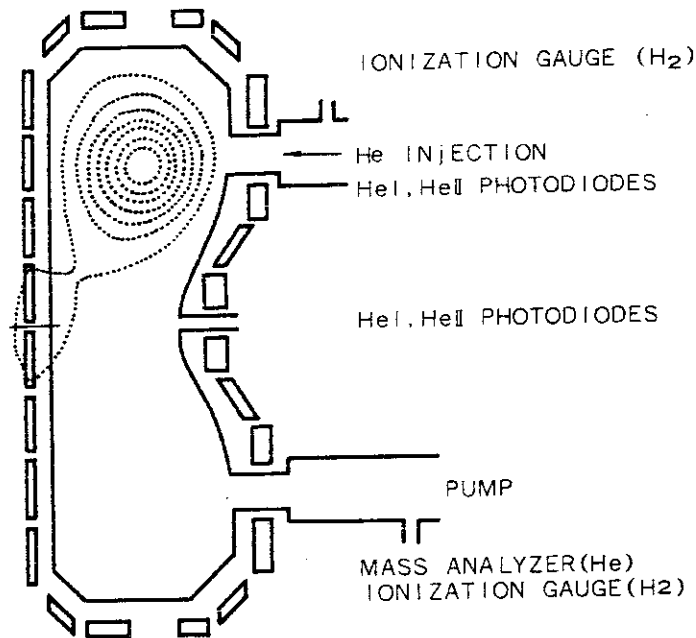


Fig. 4 Diagnostics and impurity injection system are shown with a divertor configuration with open geometry (no divertor throat, no divertor chamber, and divertor coils outside the vacuum vessel). To simulate an alpha-burn tokamak, the measurements were made after the injected helium reached equilibrium levels

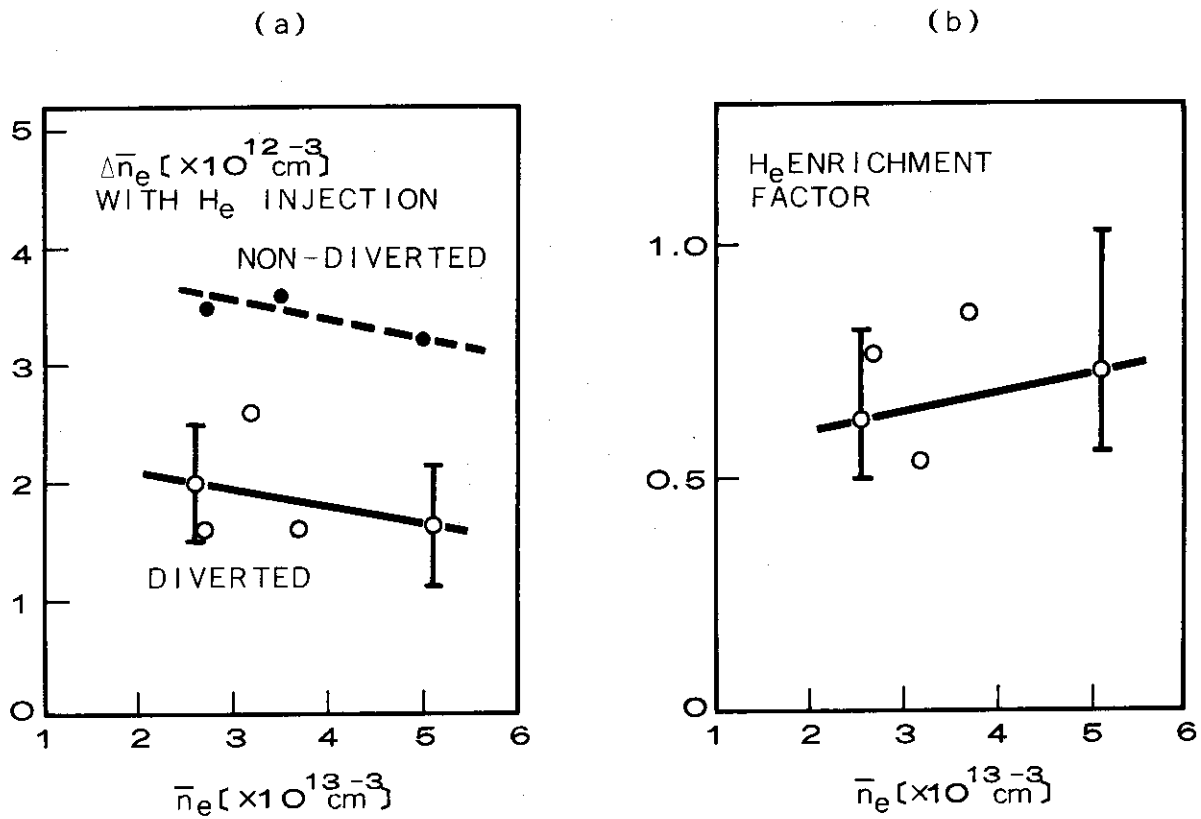


Fig. 5 (a) The increment of electron density after helium injection vs  $\bar{n}_e$ . (b) Helium enrichment factor  $\eta$  defined by

$$\eta = (P_{\text{He}}/2P_{\text{H2}})_{\text{lc}} / (n_{\text{He}}/\bar{n}_e)_{\text{mp}}$$

is  $0.5 < \eta < 1.0$  with divertor. ( $n_{\text{He}}$  derived by  $\Delta \bar{n}_e/2$ ; subscripts "lc" and "mp" denote lower chamber and main plasma, respectively.)

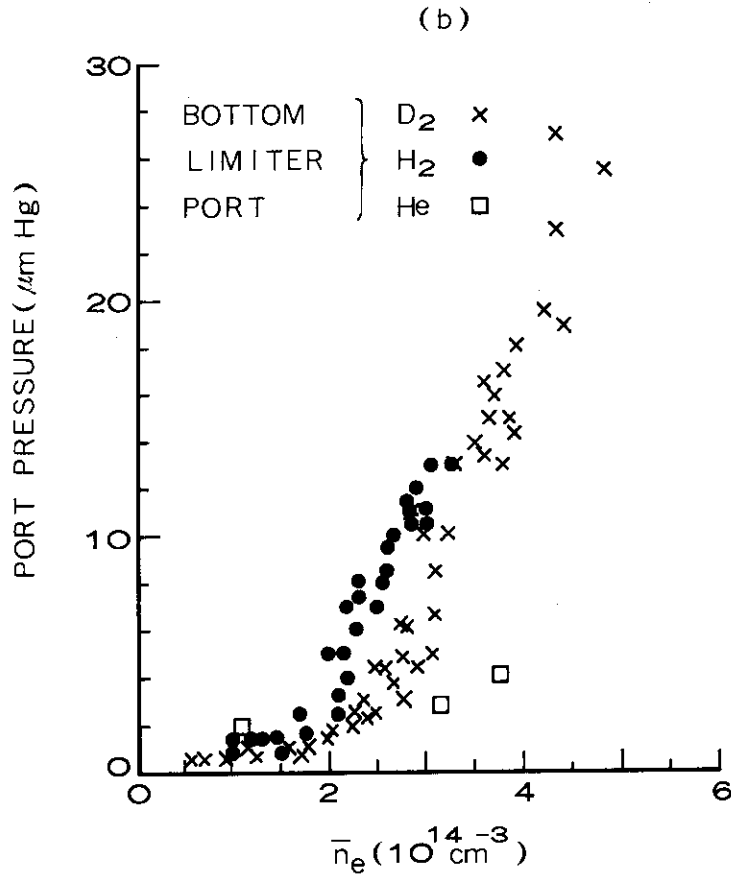
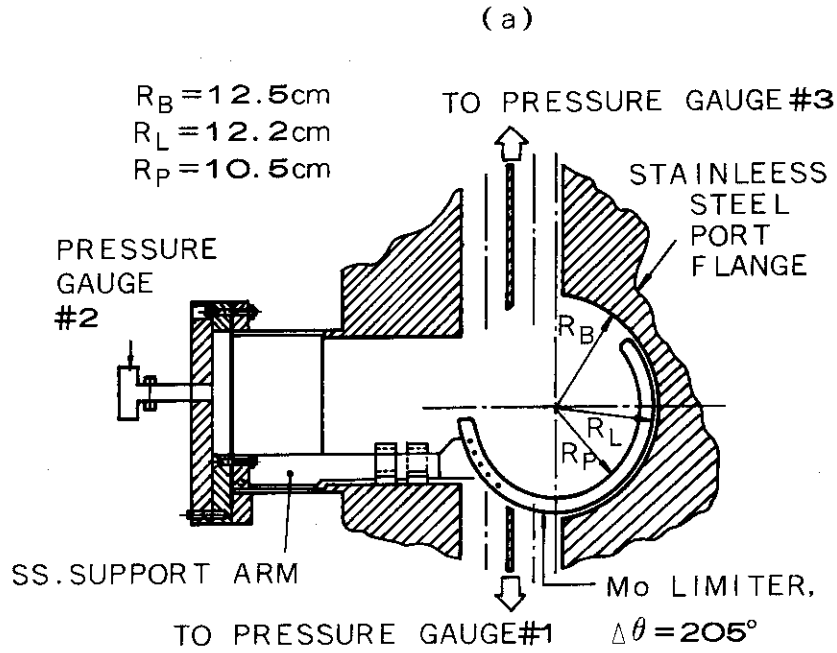


Fig. 6 (a) Cutaway view in the poloidal plane of the Mo limiter and the port slots.  
 (b) Maximum gas pressure measured in the limiter bottom port as a function of peak line-average density and various gases. All measurements for  $B_T = 60 \text{ kG}$ ,  $130 \leq I_p \leq 200 \text{ kA}$ .

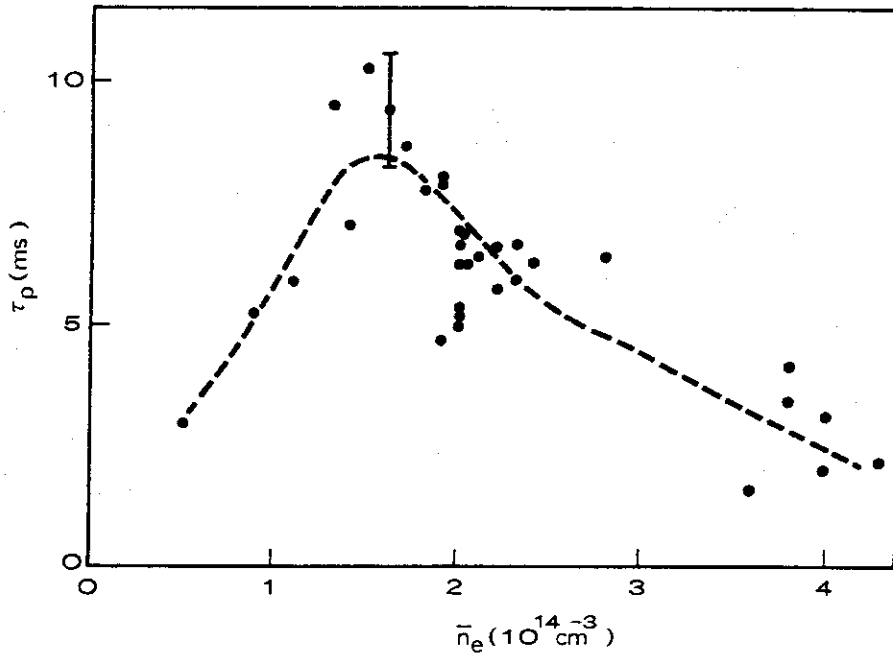


Fig. 7 Global particle confinement time as a function of density. The measurements were made during the steady state ( $dn_e/dt = 0$ ) portion of the discharges

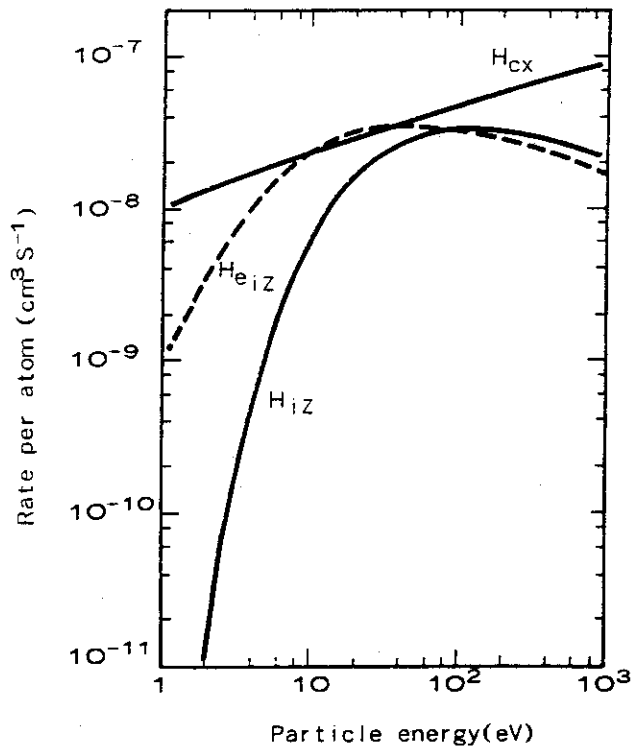


Fig. 8 Rate coefficients for ionization and charge-exchange of hydrogen atoms and for ionization of helium by electron impact

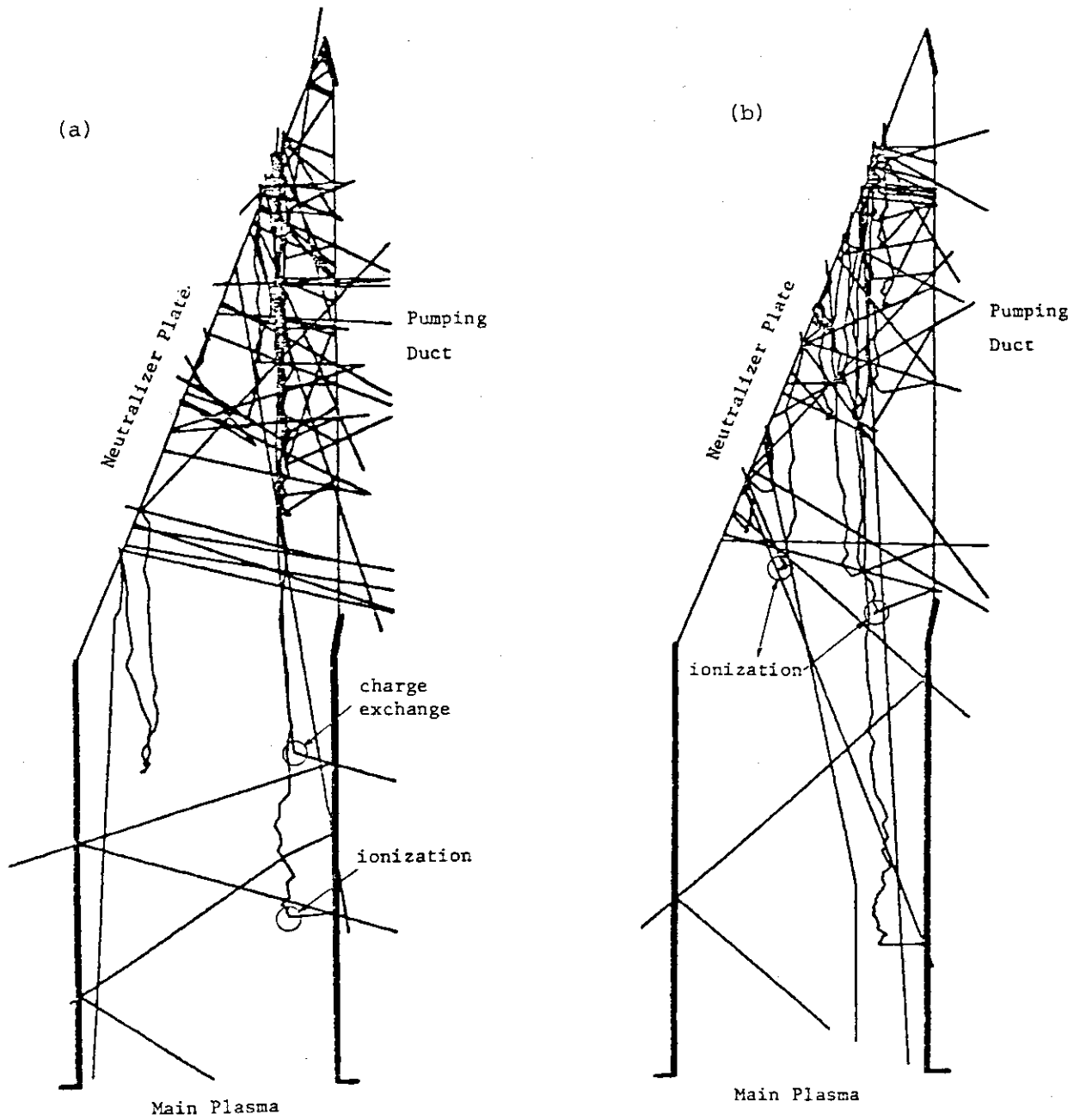


Fig. 9 Trajectories of (a) DT and (b) He particles in the standard case where  $T_e = 250$  eV and  $n_e = 1.7 \times 10^{12} \text{ cm}^{-3}$  in the scrape-off layer



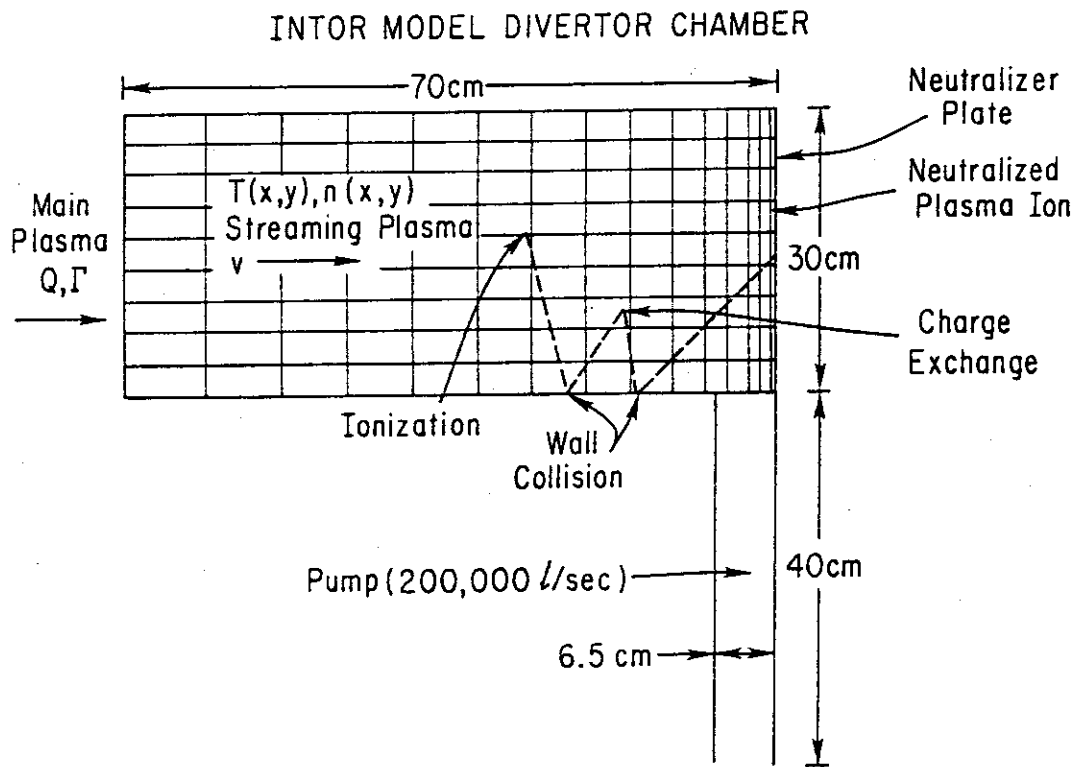


Fig. 10 Geometry for the INTOR divertor calculation

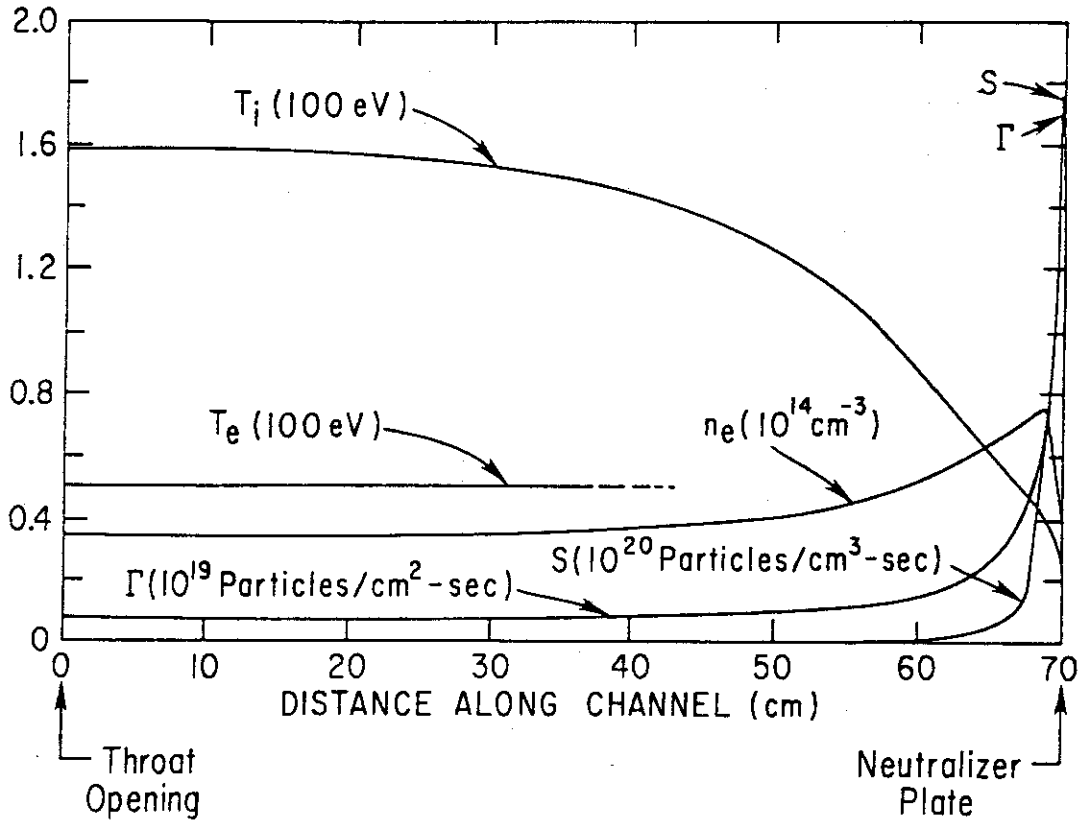


Fig. 11 Plasma conditions along the field line for the center of the divertor,  $Q = 40 \text{ MW}$ ,  $\Gamma = 3 \times 10^{22} \text{ particles/sec}$

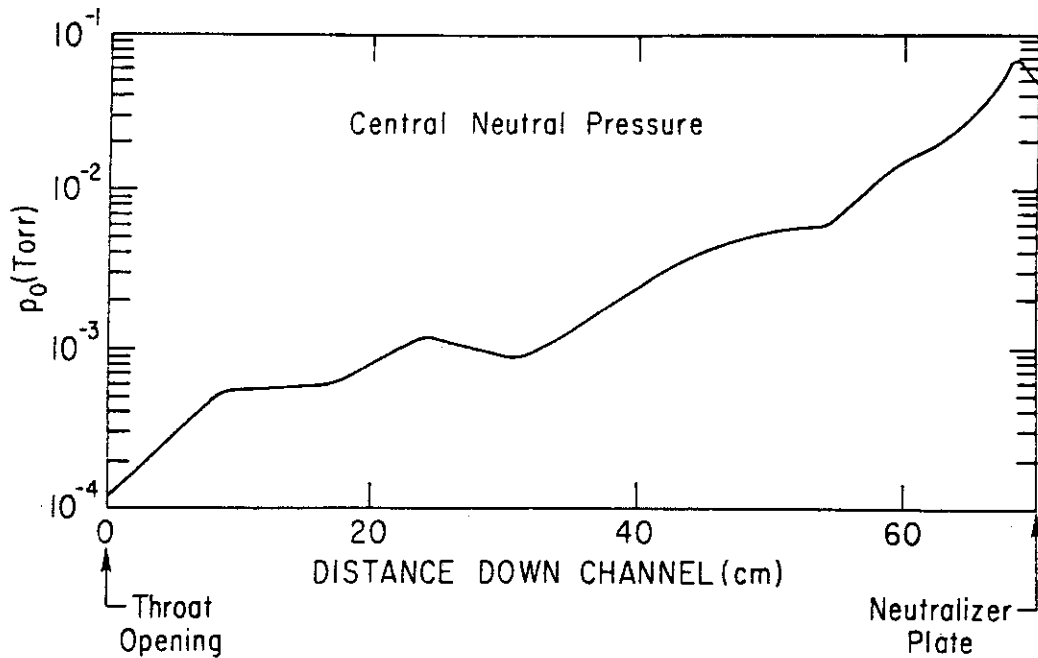


Fig. 12 Neutral particle pressure along the field line for the center of the divertor

JAERI-M 82-037  
 NEUTRAL PRESSURE OF D

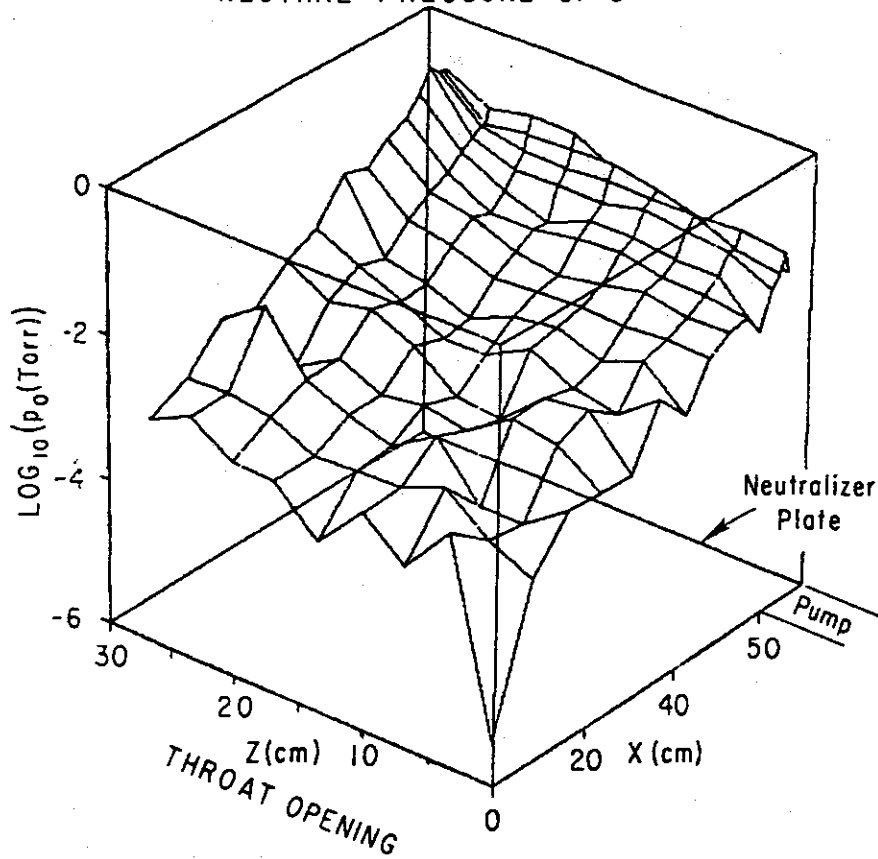


Fig. 13 Neutral pressure profile in the INTOR divertor

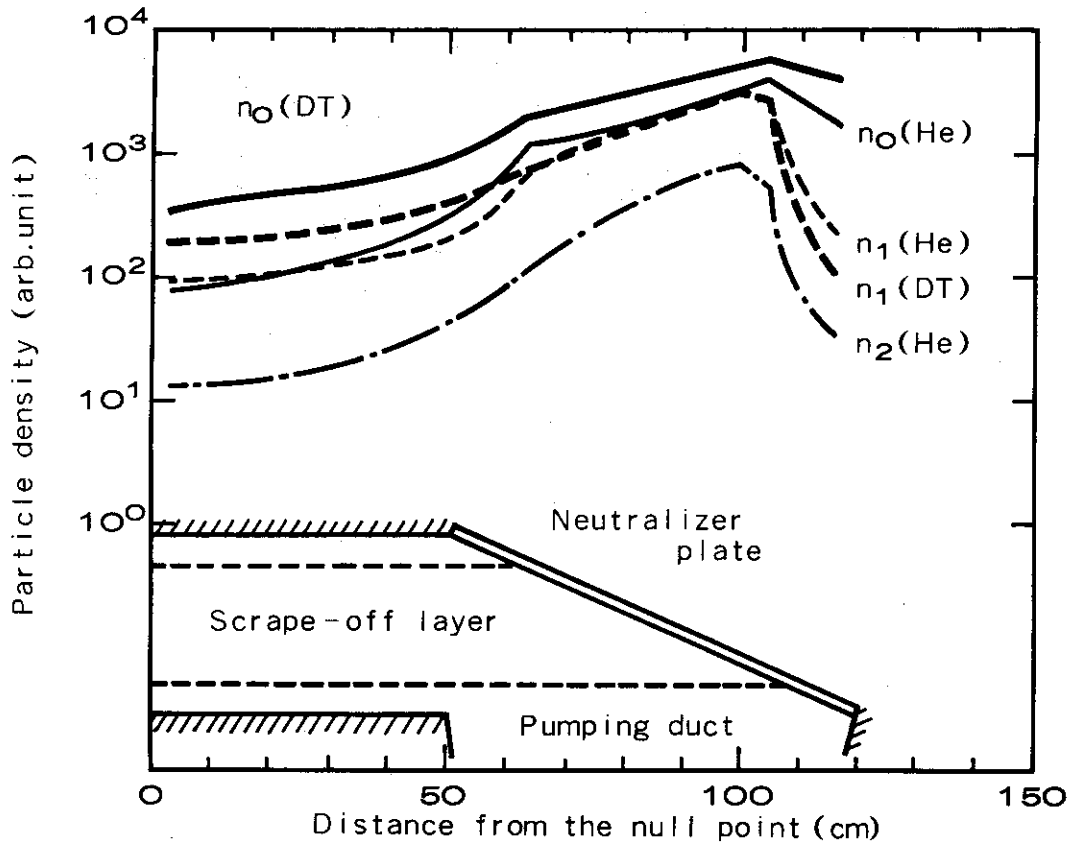


Fig. 14 Density distribution of DT fuel and He ash particles along divertor channel for the standard case with  $\bar{\tau}_p = 0.5$ ,  $T_c = 250\text{eV}$ , and  $n_e = 1.7 \times 10^{12} \text{ cm}^{-3}$  in the scrape-off layer

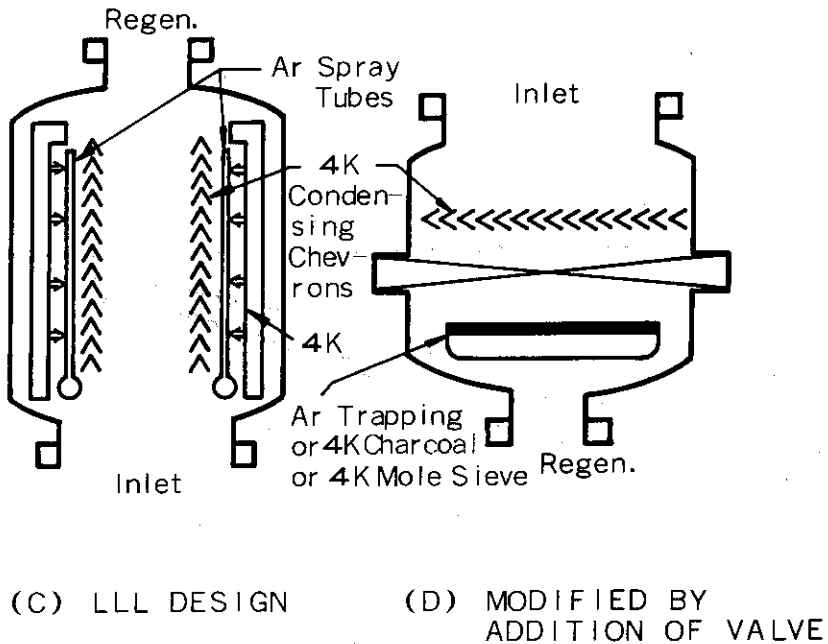
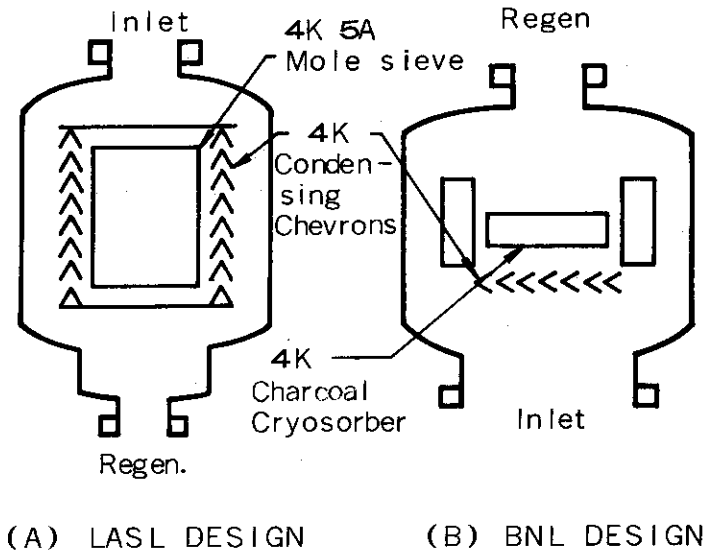


Fig. 15 Schematics of vacuum pumps developed for TSTA. Cryocondensation pumps are used for evacuating hydrogen isotopes. The following three methods are used for helium pumping: (A) MS 5A cryosorption, (B) charcoal cryosorption, (C) cryotrapping by argon condensed layers. A conductance limiter is installed for separating the two pumping volumes from the others during regeneration in the figure (D)

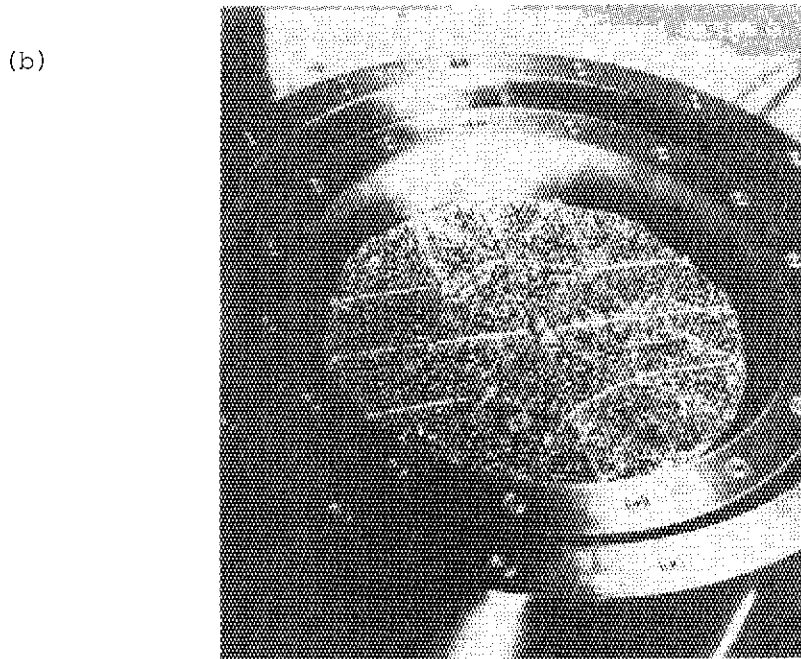
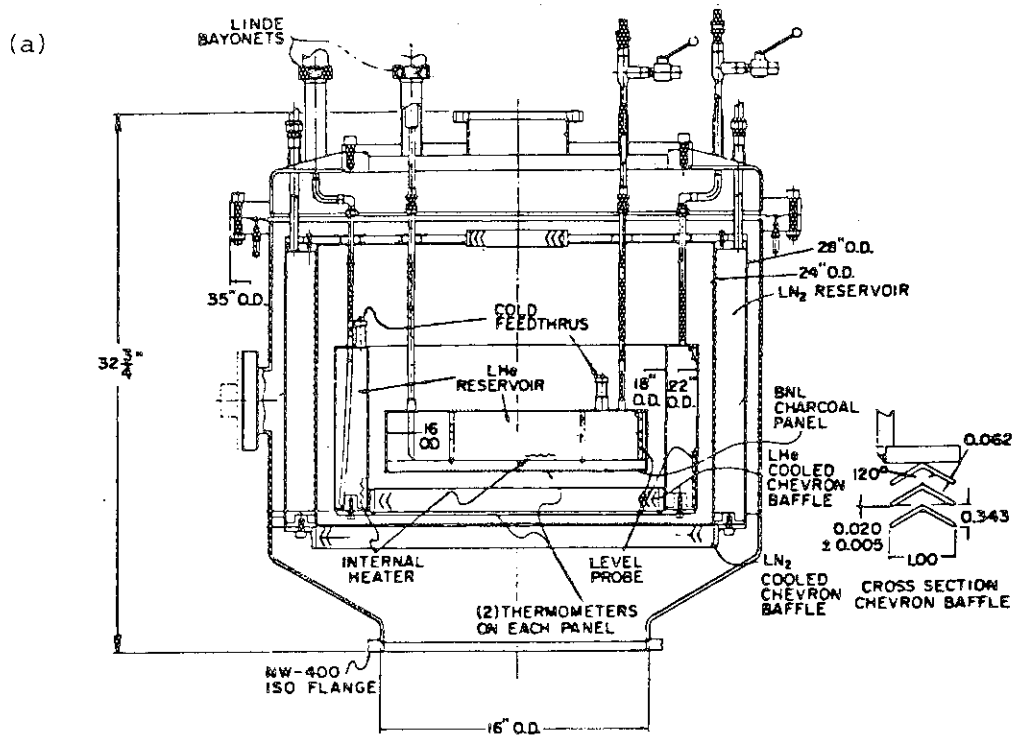


Fig. 16 Details of the charcoal cryosorption pump developed for TSTA:  
 (a) cross-sectional view: and (c) photograph of the coconut charcoal

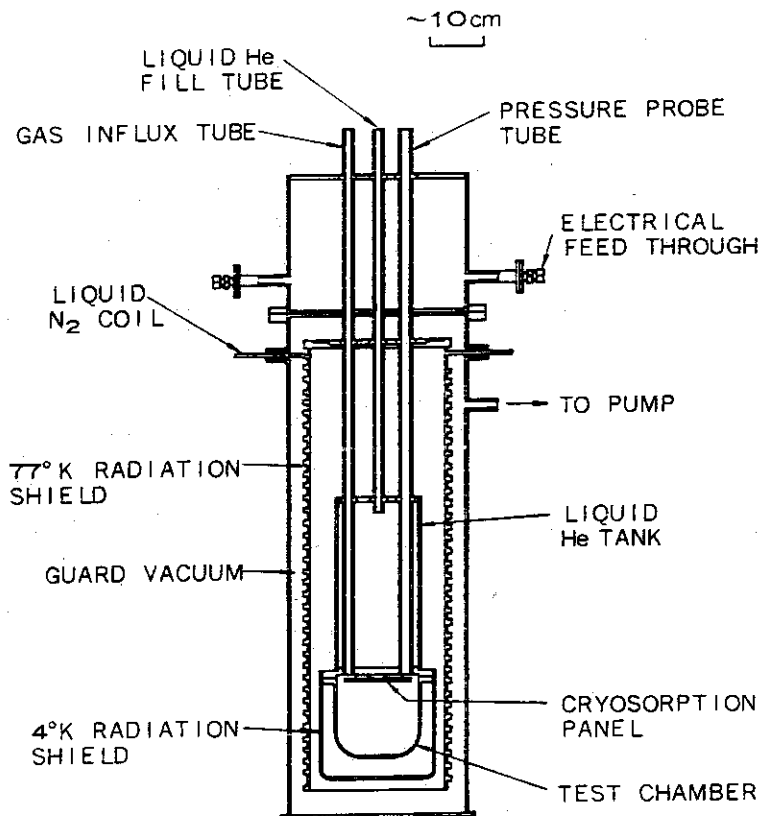


Fig. 17 Diagram of cryosorption apparatus for pumping speed measurements. Note that no chevron is located in front of the sorption panel

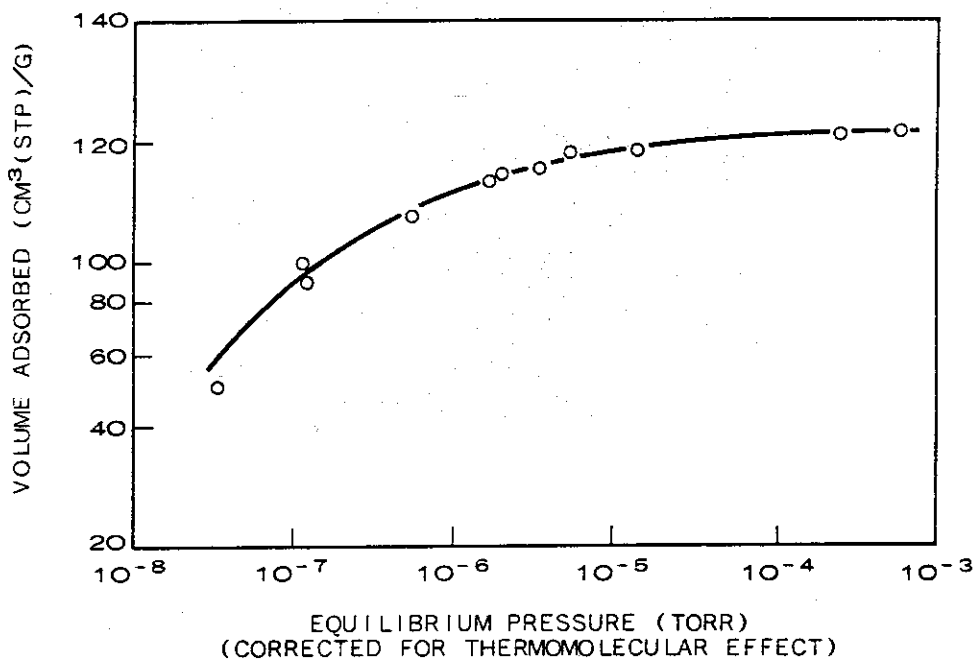


Fig. 18 Adsorption isotherm for helium on Molecular Sieve 5A at 4.2°K

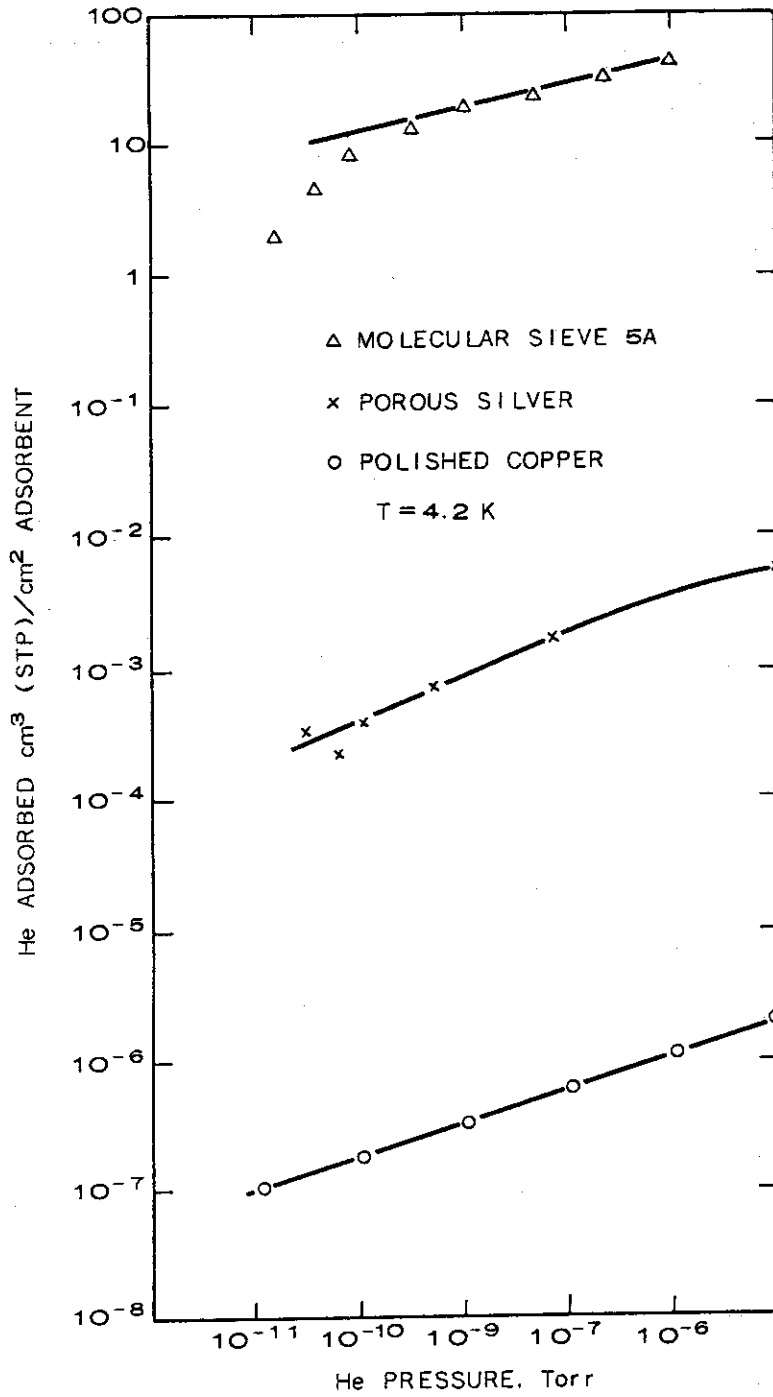


Fig. 19 Adsorption isotherms for helium at 4.2 K.  $\Delta$ -this work;  $\times$ -Hobson and Williams<sup>20</sup>;  $\circ$ -Danilova and Shal'nikov<sup>21</sup>

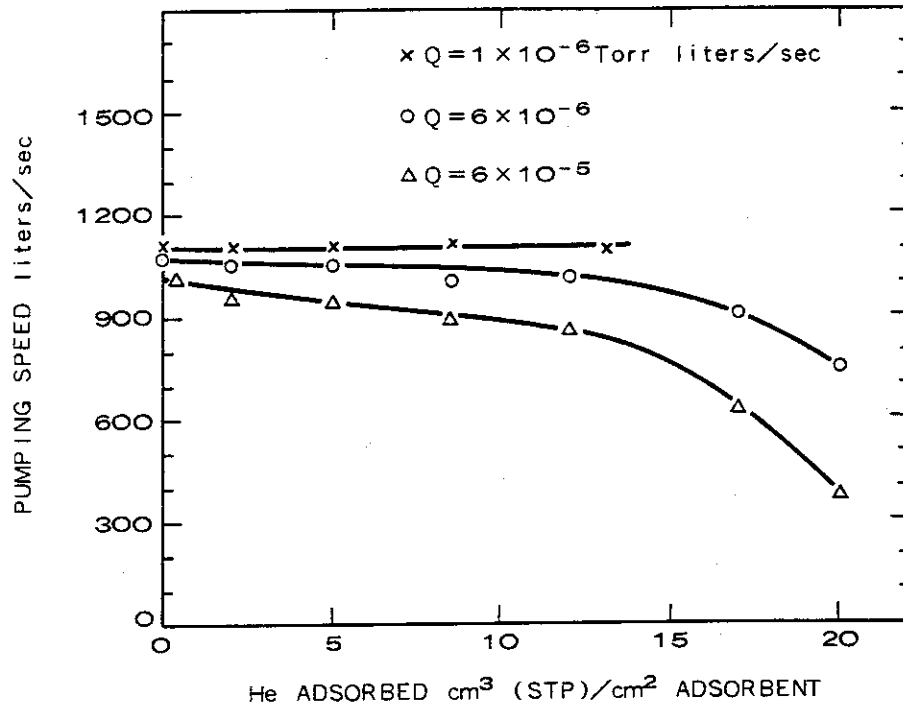


Fig. 20 Helium pumping speed of Excalibur cryopump CVR-1008 as a function of surface coverage

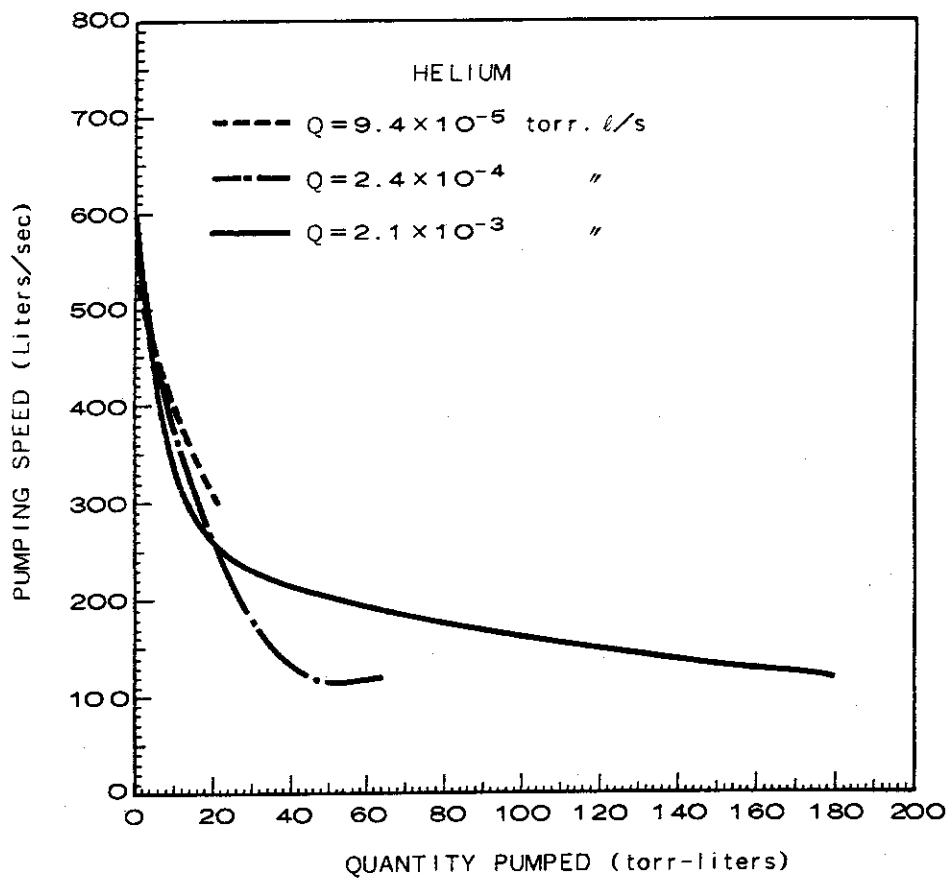


Fig. 21 Helium pumping speeds at low-loading rates



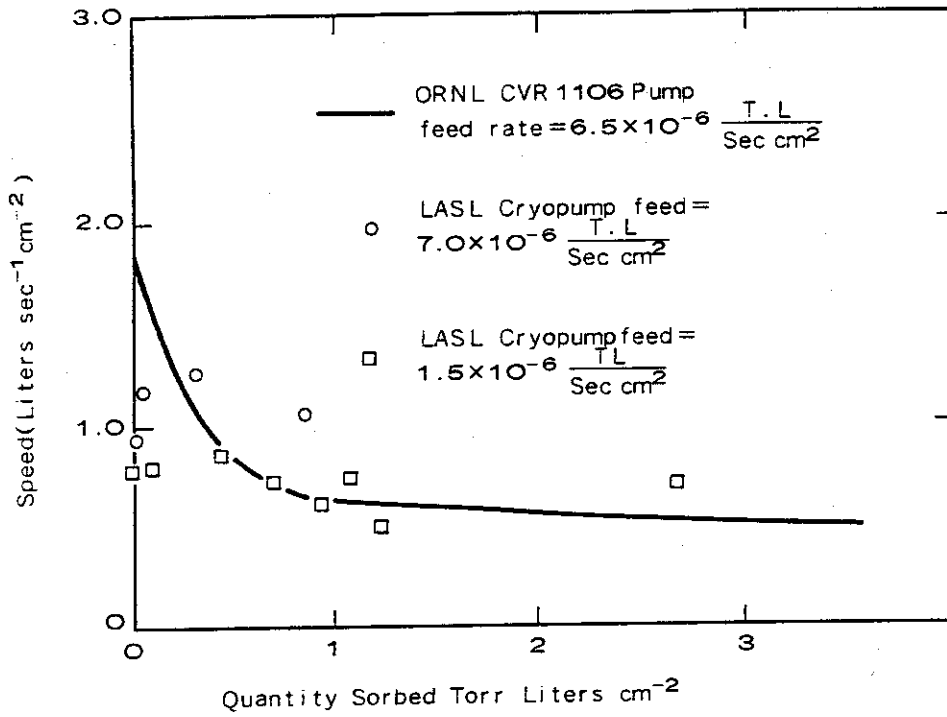


Fig. 22 Helium pumping speed of the MS5A cryosurface developed for TSTA

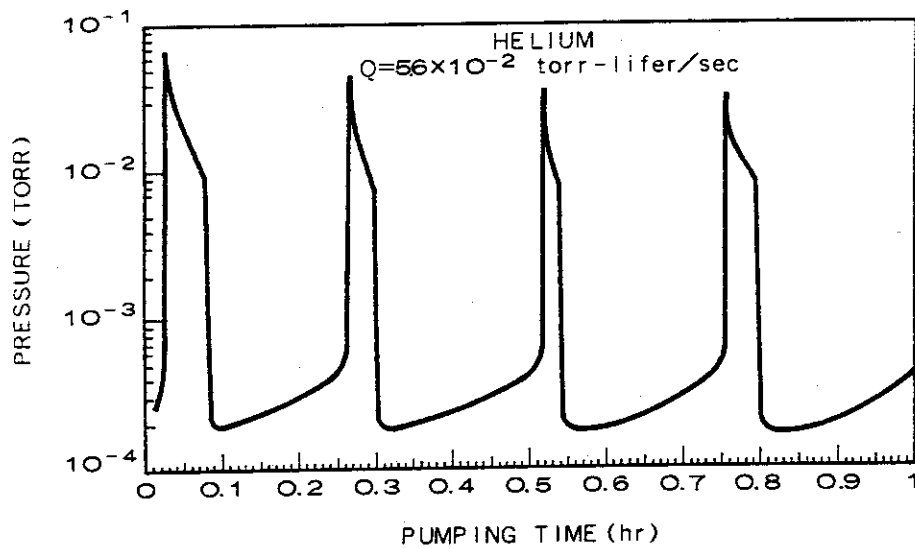


Fig. 23 Periodic variation in system pressure observed during helium pumping at high-loading rates

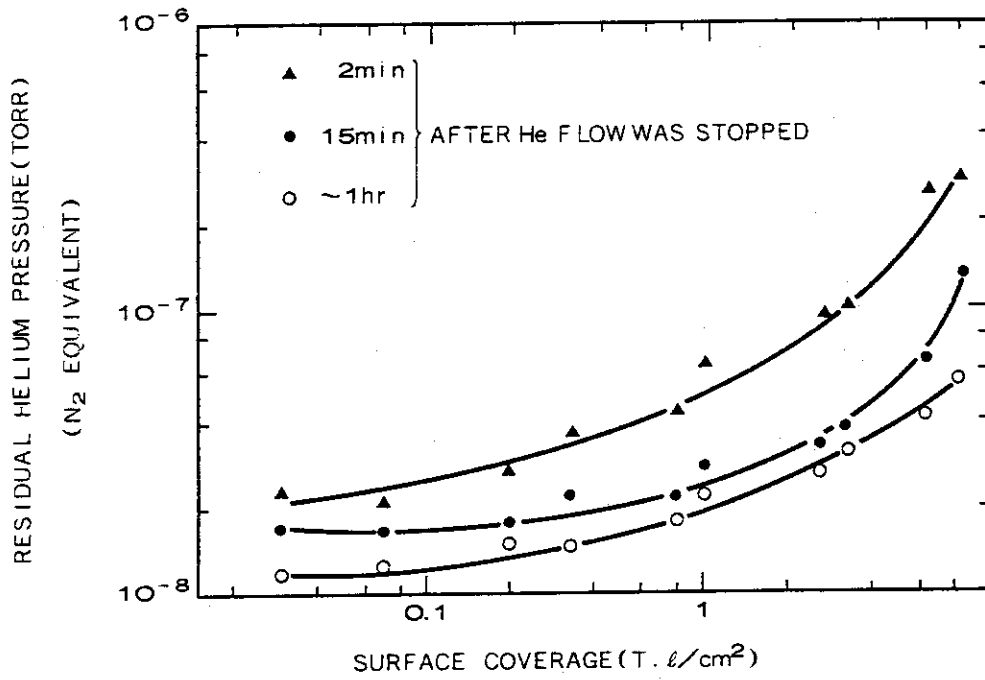


Fig. 24 Residual Helium Pressure at 4.2°K

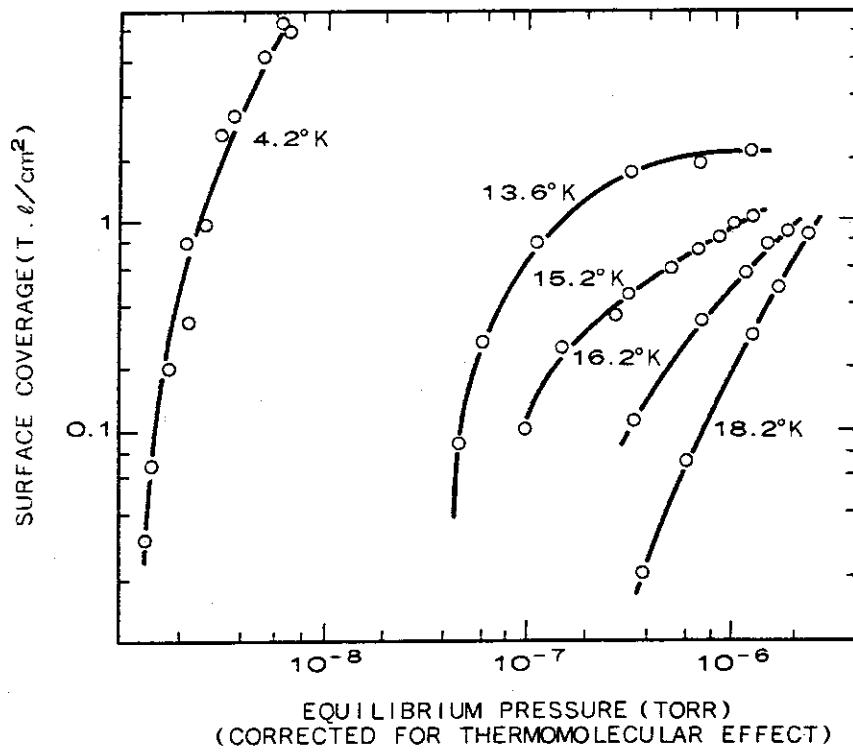


Fig. 25 Adsorption Isotherm of Helium on Coconut Charcoal

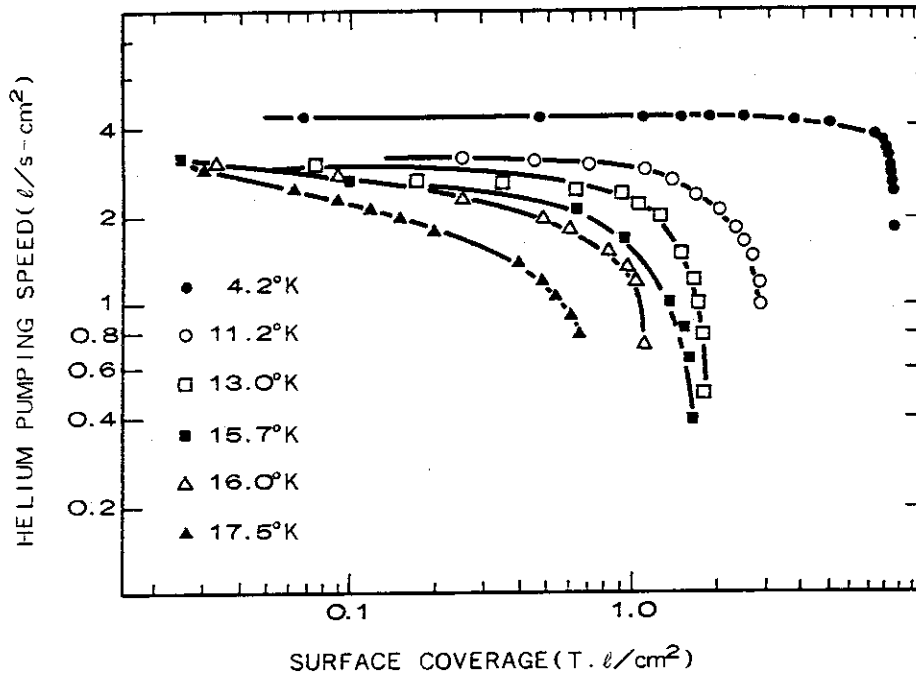


Fig. 26 Pumping Speed of Helium by Charcoal at Different Cryopanel Temperature

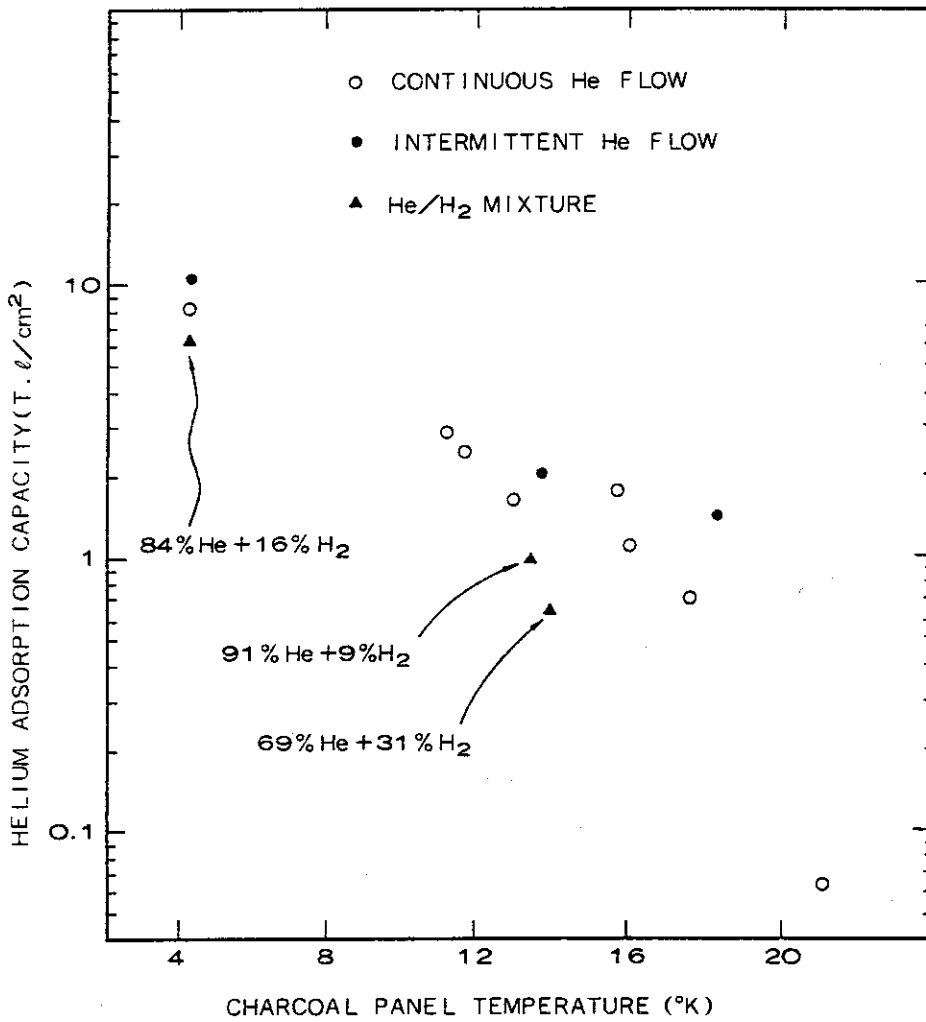


Fig. 27 Helium Adsorption Capacity at Different Cryopanel temperature

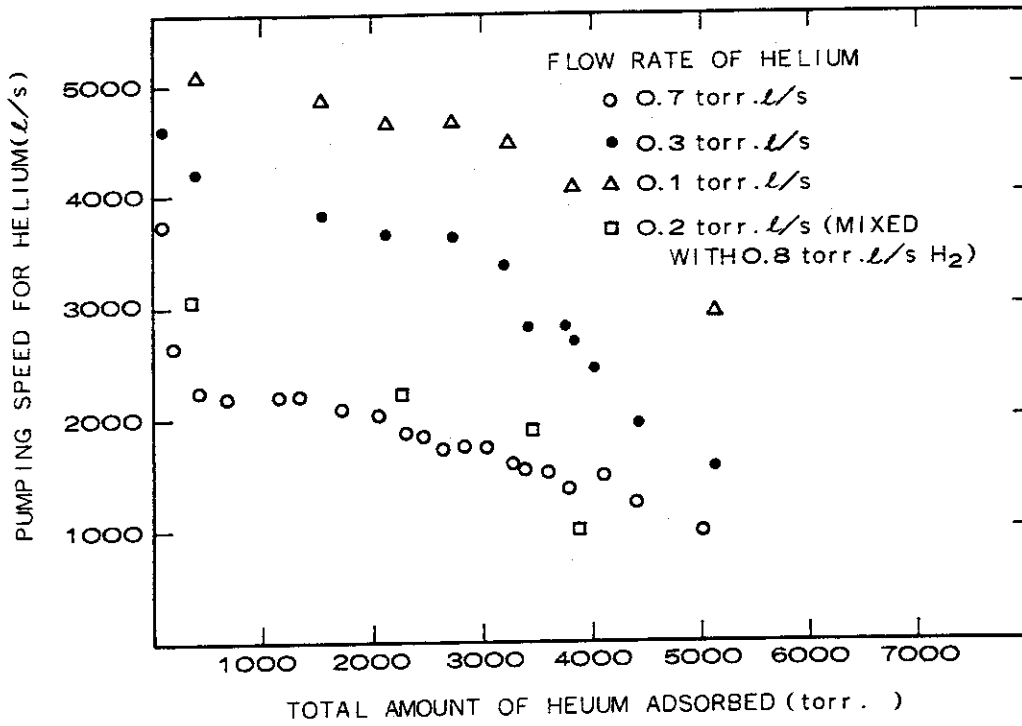


Fig. 28 Helium pumping speed of the charcoal panel at various flow rates and surface coverages

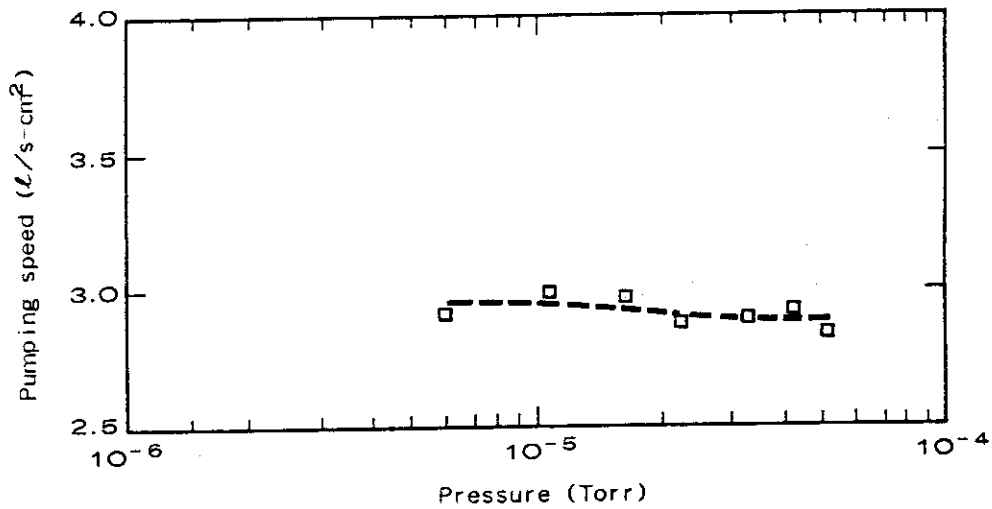


Fig. 29 TSTA cryopump performance, showing least-squares fit to log (data) of lower specific speed vs pump pressure for helium

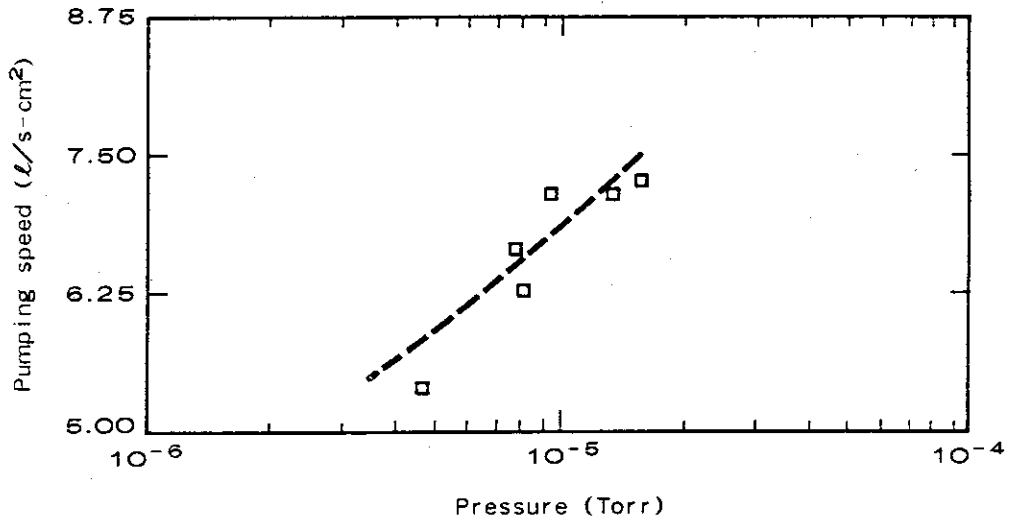


Fig. 30 TSTA cryopump performance, showing least-squares fit to log (data) of louver specific speed vs pump pressure for mixture of deuterium and helium

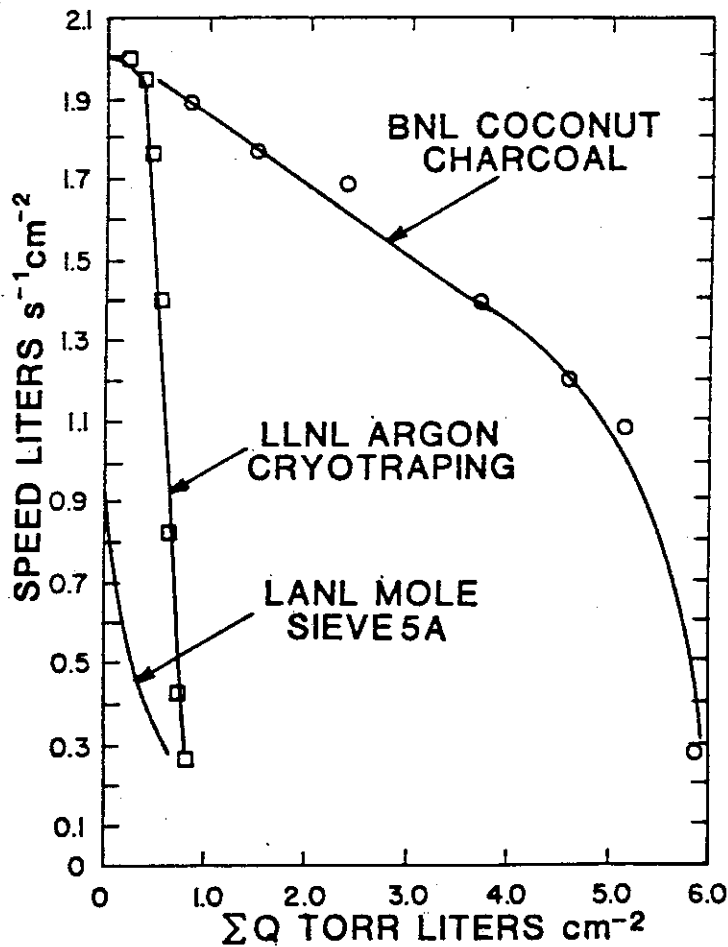


Fig. 31 Helium pumping speed of MS5A and charcoal cryosorption surfaces and argon condensed layers for cryotrapping developed for TSTA. The results were measured in Los Alamos National Laboratory most recently

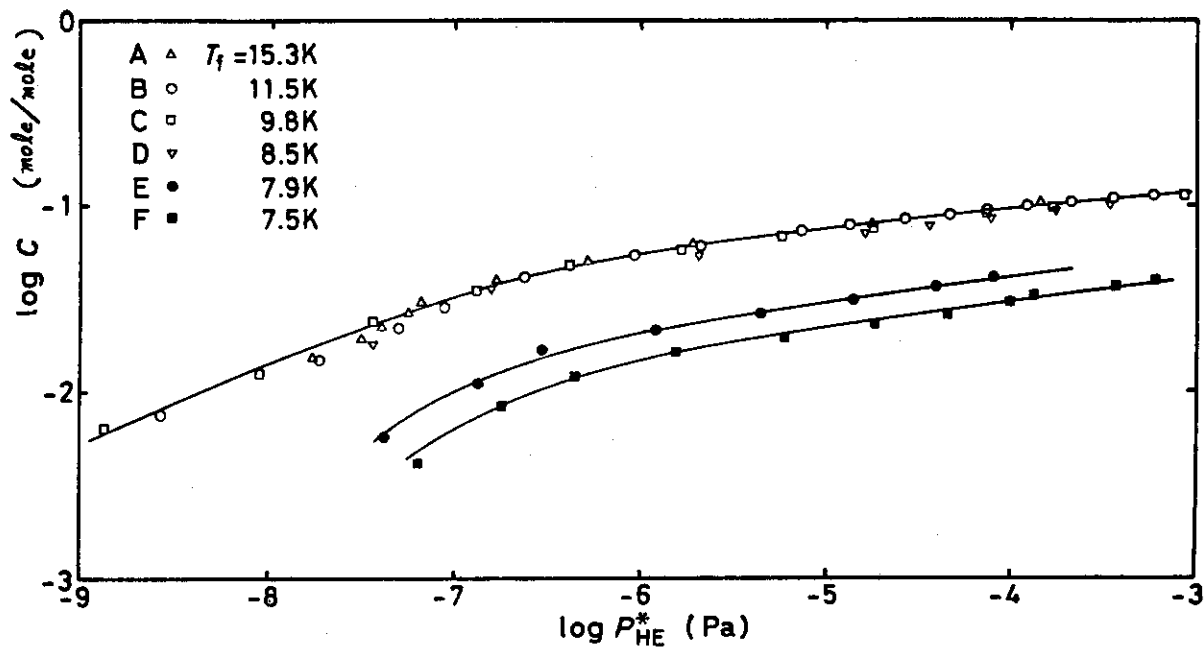


Fig. 32 Adsorption isotherm for helium on CO<sub>2</sub> condensed layers at 7.3°K. T<sub>f</sub> is the temperature during CO<sub>2</sub> layer condensation. The quantity of CO<sub>2</sub> layers are 6.3 ~ 6.9 Pa·m<sup>3</sup>/m<sup>2</sup>

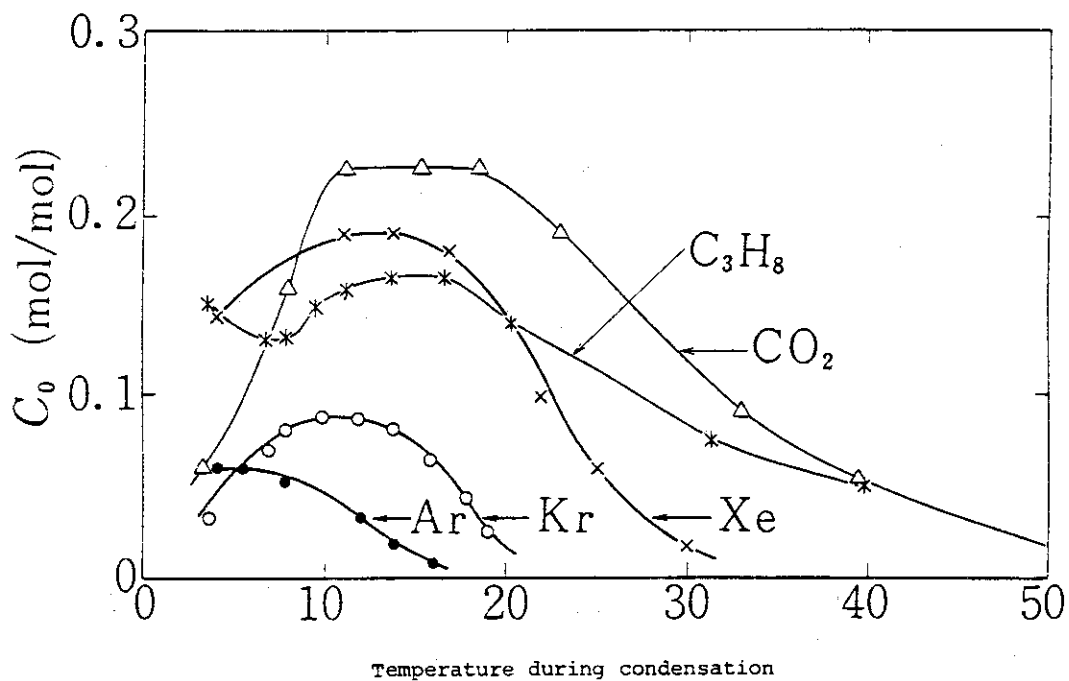


Fig. 33 Surface areas of condensed gas layers.

C<sub>0</sub> is the H<sub>2</sub> adsorption rates on condensed gas layers obtained by the Pubinin-Raduschkevich-Kaganer method