5 . ST で現実的な炉設計は可能か？

5 4 低アスペクト比トカマク炉のダイバータ熱流制御

櫻井 真 治 , 飛 田 健 次 , 西 尾 敏
(日本原子力研究所)

5. Can We Obtain the Realistic Power Reactor in the ST Approach?
5.4 Divertor Power Handling in a Low Aspect Ratio Tokamak Reactor

SAKURAI Shinji, TOBITA Kenji and NISHIO Satoshi
Japan Atomic Energy Research Institute, Ibaraki 311-0193, Japan
(Received 25 July 2004)

Recent results of edge plasma study in spherical tokamaks (ST) are reviewed. Effect of divertor geometry on allowable steady-state power and edge localized mode (ELM) heat load to target plates were studied. Conceptual case study was made on divertor power handling in a low aspect ratio tokamak reactor. By expanding magnetic flux tube and divertor wetted area, it might be possible to handle heat load without radiative cooling in low triangularity configuration.

Keywords:

low aspect ratio, tokamak, fusion reactor, divertor, power handling, edge localized mode

5 4.1 はじめに

核融合炉では1年程度の連続運転が想定され、それには信頼性の高い熱粒子制御が必須である。現在、ダイバータによる熱粒子制御が最も実現性の高い手法として研究開発が進められている。一方、最近の球状トカマク(ST: Spherical Tokamak)の研究の進展に基づき、低アスペクト比で高ベータの炉心を想定した低コスト炉概念が提案され[1]、アスペクト比(A) 3の通常トカマクの高性能化を目指す先進トカマク炉設計[2,3]との比較検討が始まっている。

本節では、低アスペクト比トカマク炉($A=2-2.5$)のダイバータ熱流制御の概念検討を通して通常アスペクト比炉との得失を比較するとともに、今後の研究開発の課題を明らかにする。紙幅の関係で熱流制御のみ議論するが、最近の周辺プラズマ研究の進展については本誌の小特集4を参照されたい。

電気出力100万 kW (核融合出力3 GW) 級のトカマク炉を例に取り、熱流制御の設計のポイントと課題を検討した。超伝導トロイダルコイルを使用した $A=2$ を想定したが、 $A<2$ の銅TFコイルST炉であっても、プラズマ特性の A 依存性やダイバータ設置空間の差異以外は同様の議論が成立する。発電炉とITERおよび既存大型トカマクの主要パラメータの比較をTable 1に示す。発電炉のプラズマ対向面の平均熱流束はITERの数倍で、熱粒子束にさらされる累積照射時間は10倍以上長い。この2点が発電炉の熱流制御を困難とする最大の要因である。

corresponding author's e-mail: sakurais@fusion.naka.jaeri.go.jp

5 4.2 STの周辺プラズマ特性

低アスペクト比トカマク炉のアスペクト比($A=2-2.5$)では周辺プラズマ特性は通常トカマクに近いと考えられるが、低アスペクト比にすることで特性がどう変化するかを予測するため、MAST(Mega Ampere Spherical Tokamak)とNSTX(National Spherical Torus Experiment)の周辺プラズマ研究の進展と課題を簡単にレビューする。

(1)Hモード遷移

MASTでは対称ダブルヌル(CDN)配位でのみH-modeが観測される[5]。一方、NSTXでは下シングルヌル(LSN)配位でもH-modeが得られる[6]。また、STでは従来のトカマクよりH-mode遷移パワーが数倍高い[6,7]。絶対磁場と A 依存性を考慮したスケーリング[8]においても1~2倍高い。通常トカマク($A\geq 2.4$)の実績から、5.4.4節ではLSN配位で通常通りのHモード遷移を仮定したが、 $A\sim 2$

Table 1 Comparison of power handling issues.

Parameters	Reactor	ITER	Tokamaks
α and external heating power	700 MW	150 MW	40 MW
Major radius	4 - 6 m	6.2 m	~ 3 m
Aspect ratio	2 - 4	3.1	~ 3
Plasma facing area	700 m ²	~ 800 m ²	~ 200 m ²
Wetted area of divertor	15 m ²	~ 10 m ²	~ 3 m ²
Total exposed time of divertor target	>2 years	1.5 - 5 × 10 ⁶ s (<2 months)	<5 × 10 ⁵ s (<1 week)

の領域については今後の実験が待たれる。

(2) 熱負荷の非対称性と熱流幅

上下および内外のダイバータへの熱負荷配分が MAST で詳細に調べられた[5, 9]。CDN 配位では上下にほぼ均等に熱負荷が分配される。CDN 配位での熱負荷の外側/内側比 R_{oi} は 25 倍 (ELM パルス), ~ 10 倍 (ELM 間, ELM 周波数 $f_{ELM} > 100$ Hz), ~ 4 倍 (ELM 間, ELM 周波数 $f_{ELM} \leq 100$ Hz) で大部分は外側ダイバータへ流入する。NSTX の LSN 配位でも $R_{oi} \geq 3$ 倍 [10] で、通常のトカマクの SN 配位よりは R_{oi} が大きい。MAST の L-mode 時の熱流幅の依存性 [11] は線平均密度と安全係数に対する依存性が若干強いが通常トカマクのスケール [12] に近い傾向を示している。今後、NSTX で LSN 配位の H-mode での詳細な内外熱負荷配分と熱流幅が評価されることを期待する。

(3) ELM (Edge Localized Mode)

MAST の CDN 配位では type III ELM が観測され、放出エネルギーの 96% 以上が外側ダイバータへ流入する。閉じ込め改善度の高い $f_{ELM} \leq 100$ Hz では全蓄積エネルギーに対する ELM 放出エネルギーの割合 $\Delta W_{ELM}/W$ は 3.5% に達する[5]。ペデスタルの温度が低く衝突周波数が高いため通常トカマクと単純には比較できないが、ペデスタル蓄積エネルギー W_{ped} に対する割合とすればプラズマ断面サイズの近い ASDEX-U や DIII-D の type I ELM と同程度である。Fig. 1 に NSTX の ELM 波形の例 [6] を示す。LSN 配位では ELM free H-mode か Giant ELM が、DN 配位では type I または type III ELM が観測される。LSN での Giant ELM は通常トカマクの type I ELM のスケール [13] より数倍大きい。ELM の放出エネルギーの評価にはペデスタル部の温度と蓄積エネルギーの予測が必要だが、アスペクト比の効果は十分に取り入れられていない[14]。

5.4.3 発電炉の熱流制御

標準的な熱流制御シナリオの模式図を Fig. 2 に示す。設計のポイントは、第一壁とダイバータの熱負荷分担割合、スクレイプオフ層 (SOL) の熱流幅とダイバータ形状、ダブルヌル配位における制限、ELM 熱負荷の低減、放射冷却ダイバータの成立性である。

(1) 第一壁とダイバータの熱負荷分担

Fig. 2 の例に示すように、加熱パワーの相当量を放射の形 (P_{rad}) で面積の広い第一壁で受け、残り (P_{div}) をダイバータが受け持つことになる。第一壁においては許容表面熱流束 ($q_{FW} \leq 1$ MW/m²)、幾何形状および放射分布による非一様性 ($f_{peak} \sim 2$) および表面積 (S_{FW}) により機器側の上限が与えられるため、これを超えない範囲に不純物入射による放射損失 (P_{rad}^{line}) を制限する。その残りはダイバータ部での不純物入射による放射 (P_{div}^{rad}) と、熱流束 (P_{tar}) を次に述べる受熱面積 (wetted area: Fig. 3 参照) で分担する。

(2) スクレイプオフ層 (SOL) の熱流幅とダイバータ受熱面積

熱流制御においては、受熱面積は重要なパラメータである。アスペクト比 > 2 では、通常トカマクの熱流幅に対する経験則 [12] を仮定すると、外側赤道面の SOL での実効的な熱流幅は SOL への流入パワー P_{SOL} (MW) を用いて、

Fig. 1 Varieties of ELM behavior with configuration and operating parameters in NSTX[6]. (a) LSN configuration, (b) DN configuration, (c) ELM-free H-mode in LSN divertor, (d) type I ELMs in LSN divertor, and (e) ELMs of modest amplitude and frequency in DN configuration.

Fig. 2 Schematic drawing of design conditions for power handling. P_{syn} , P_{rad}^{brems} and P_{rad}^{line} are radiation power in main plasma region due to synchrotron radiation, bremsstrahlung and impurity line emission. P_{FW} and P_{div} are power to first wall and divertor region. P_{div}^{rad} and P_{tar} are radiation power at divertor region and power on divertor target plate, respectively. q_{tar} and q_{ELM} are steady state heat flux and heat load due to ELMs on divertor plate. S_{FW} (~ 700 m²), S_{tar} (~ 15 m²) and S_{ELM} are surface area of first wall and wet area for steady state and ELM heat load, respectively.

$$\lambda_q^{mid} = (5.3 \pm 1.4) \times 10^{-3} P_{SOL}^{0.38 \pm 0.04} B_T^{-0.71 \pm 0.08} q_{95}^{0.30 \pm 0.15} \quad (1)$$

と表される。ここで B_T はトロイダル磁場強度 (T), q_{95} は安全係数である。トロイダル磁場強度や安全係数は主プラズマ側からの要請で決定されるため、SOL の熱流幅はほぼ一意に決定されてしまう。

外側赤道面とダイバータ板上の磁気面間隔拡大比を f_{tar} とすると、ダイバータ板上での受熱面積は、

$$S_{tar} = 2\pi R_{div} \lambda_q^{mid} f_{tar} / \sin \theta_{tar}, \quad (\lambda_q^{mid} f_{tar} = \lambda_q^{tar}) \quad (2)$$

となり、ダイバータ形状の設計上これをいかに広くできる

かが重要となる．

(3) ダイバータ形状

ダイバータ領域の拡大図を Fig. 3 に示す．内外 (in/out) のダイバータ板の許容流入パワー $P_{\text{tar}}^{\text{in/out}} (= q_{\text{tar}} S_{\text{tar}} : \text{MW})$ は (2) 式より，

$$P_{\text{tar}}^{\text{in/out}} = q_{\text{tar}} 2\pi R_{\text{div}}^{\text{in/out}} \lambda_q^{\text{mid}} f_{\text{tar}}^{\text{in/out}} / \sin \theta_{\text{tar}}^{\text{in/out}} \quad (3)$$

と表される．ここで， q_{tar} はアーマの許容最大熱流束 (10 MW/m² : W mono-block 5 mm^t, F82H 製冷却管) からダイバータ部の放射による表面熱流束を引いた値である． R_{div} は装置サイズで決まり， θ_{tar} はアライメントや配位の変動に対する裕度から15度程度が下限である． f_{tar} については後述するように，レッグ長と傾斜角により制限される．レッグ長の上限は内側ダイバータについては， $R_{\text{div}}^{\text{in}}$ の下限が内側ブランケット裏側程度なので，内側ダイバータのセパトリクスが水平に近づく高三角度配位では最大レッグ長は短くなる．一方，配位の変動やELM時の熱負荷分布の拡がり等を考慮して定常時の受熱範囲の2倍以上をダイバータ板とすると同時に，ダイバータ板上端とX点の間の放射領域 L_{rad} を確保するためにはポロイダル断面に投影したダイバータレッグ長は $L_{\text{div}}^{\text{Min}} \geq 2\lambda_q^{\text{mid}} f_{\text{tar}} / \tan \theta_{\text{tar}} + L_{\text{rad}}$ を満たす必要がある．

Fig. 4 に，ダイバータ板の許容定常流入パワー $P_{\text{tar}}^{\text{Max}}$ (MW) と許容 ELM 放出エネルギー $Q_{\text{ELM}}^{\text{Max}}$ (MJ) の f_{tar} に対する変化を，傾斜角と三角度をパラメータにして示す．X点の大半径 R_x に対して $R_{\text{div}}^{\text{in}} + R_{\text{div}}^{\text{out}} \approx 2R_x$ とし，主要なパラメータは Table 2 の値を用いた．安全係数がITERより高く放射パワーを得やすいことを考慮してダイバータ板上端とX点の間は楽観的に0.5 m 確保すればよい (ITER は ~1 m) と仮定した．プラズマ中心とX点を結ぶ直線に対して内側ダイバータのセパトリクスが45°傾き，内側ブランケット厚 + プラズマ第一壁間ギャップ = 0.45 m とした場合の内側ダイバータレッグ長を上限として図中に $L_{\text{div}}^{\text{Max}}$ として示す．すなわち， $\delta_x = 0$ で傾斜角15°の場合， $f_{\text{tar}} = 10$ を確保するには2.8 m のレッグ長が必要であり，内側の最大レッグ長は3.3 m なので f_{tar} は12以下となる．低三角度の場合，傾斜角30°でも，装置を上下に延ばすことで f_{tar} を ~15 倍とすると許容定常熱負荷は450 MW で放射冷却は殆ど不要とな

Fig. 3 Schematic drawing of magnetic configuration near the divertor target plate. R_{div} is major radius of strike point. L_{div} and L_{rad} are divertor leg length and length of radiative region, respectively. θ_{tar} is angle between target plate and the separatrix. λ_q^{tar} is effective width of heat flux.

り，ELM に対しても許容熱負荷を25 MJまで高められる．一方，Fig. 4(b)に示すように，三角度が高い ($\delta_x = 0.6$) 場合は type II ELM による熱負荷低減は期待できるが， $A = 2.7$ でも内側の最大レッグ長が1.3 m 以下に制限され， $f_{\text{tar}} \leq 8$ より許容定常流入パワーは250 MW となる．装置をコンパクトにできる反面，より強力なダイバータ放射冷却が必要となる．

(4) ダブルヌル配位における制限

ダイバータの熱負荷を低減する上でダブルヌル配位は効果的であるが，ELM 等による位置変動 [15] を SOL の熱流幅に比べて十分に小さく制御できなければ，上下の熱荷分担当が変動して放射冷却ダイバータを安定に維持できなくなる．ブランケット面積減少によりトリチウム増倍率 (TBR) は低下し，剥離や溶融による上側ダイバータからの落下物がディスラプションを誘起するリスクも増大する．

(5) ELM 熱負荷の低減

通常トカマクでは高三角度 ($\delta_{95} > 0.3$) で type II ELM になることで熱負荷が低減する [16, 17]．一方，ST では高三角度でも type II ELM は観測されず，type III ELM でも放出割合が高いため，別的手段で ELM 熱負荷を低減する必要がある．タングステンアーマ (5 mm^t) の場合，表面を溶融温度以下に保つためには，定常熱負荷 10 MW/m² 時は ELM パルス立ち上がり幅 0.3 ms に対して許容熱負荷密

Fig. 4 Effect of divertor geometry on allowable steady-state power $P_{\text{tar}}^{\text{Max}}$, ELM energy $Q_{\text{ELM}}^{\text{Max}}$ and minimum leg length $L_{\text{div}}^{\text{Min}}$. (a) dependence on flux expansion and incident angle at $A = 2.3$ and $\delta_x = 0.0$, (b) dependence on flux expansion and triangularity at $A = 2.7$ and $\theta_{\text{tar}} = 30^\circ$.

度は 0.8 MJ/m^2 [18] であるが、実際には中性子照射損傷や水素や He の照射効果等により熱伝導が低下した場合を考慮すると、熱負荷を更に低減する必要がある。アーマ材だけでなくヒートシンク材料の熱伝導率の向上は、定常熱負荷に対するアーマ表面温度を低下させ許容 ELM 熱負荷を高めることができるので重要である。

(6)放射冷却ダイバータの成立性

ダイバータ放射パワー分岐 [19, 20] 等から、放射冷却ダイバータを安定に維持できる実績は、ダイバータ領域の平均放射パワー密度 $5 - 10 \text{ MW/m}^2$ と考えられる。放射パワーの増大には、放射パワー密度を高めるために不純物注入量を増やしつつ、強力なパフ&排気による SOL 流で主プラズマへの逆流低減を図るなど、今後の研究の進展が必要である。

5.4.4 アスペクト比に対するケーススタディ

ダイバータコイルを赤道面から最大で $\pm 11 \text{ m}$ まで離すことで実現可能な配位を基に、アスペクト比が 2.3 ($\delta_x = 0$)、2.7 ($\delta_x = 0.3$) および 3.1 ($\delta_x = 0.3$) での設計例の比較を Table 2 に示す。ここではダイバータにとって一番厳しい条件となる $P_{\text{rad}}^{\text{line}} = 0$ の場合について評価した。また $A = 2.3$ の場合のみ、内/外の熱負荷配分は 2.5 倍(通常トカマクでは 2 倍)と若干 ST に近い値を仮定した。表中の受熱面積はシングルヌル配位を想定したが、5.4.3 の 4) で述べたダブルヌル配位のリスクが解決されればこれを採用して熱負荷を低減できる。

(1) 式からわかるように、高パワー、低 B_T および高 q_{95} のため、実効的な熱流幅は ITER の 2 倍以上が期待できる。さらに strike 点の磁気面間隔を赤道面の ~ 10 倍に拡大して受熱面積を ITER の 4 倍以上に拡げることで、主プラズマ放射パワーを最小限に留めても、ダイバータ領域の平

均放射パワー密度 5 MW/m^2 で定常熱流束 10 MW/m^2 が可能となる。type I ELM の熱負荷が内側ダイバータの許容値を超えるが、高 δ 配位であれば type II ELM による低減が期待できる。 $\delta_x = 0$ の場合は、ダブルヌル配位にするか更に磁気面間隔を拡大して内側ダイバータの ELM 熱負荷を低減する必要がある。 $A \sim 2$ であれば ST と同様に内側への ELM 熱負荷が低減する可能性もある。なお、ここでは、ペDESTAL 温度を 5 keV として、放出エネルギーは通常のトカマクのスケール [13] を用いた。

5.4.5 まとめ

低アスペクト比トカマク型発電炉の熱流制御の概念検討を行い、ダイバータの除熱能力に対する磁気面間隔拡大比、傾斜角、三角度の効果を評価した。

低三角度配位では、type II ELM による ELM 熱負荷低減が期待できないが、上下のダイバータコイルを遠ざける等で strike 点の磁気面間隔を拡げて受熱面積を増やすことができれば、放射冷却を最小限にできる。これは、上下方向の装置サイズの増大や大型トカマクでは高 δ 配位で高密度での閉じ込め改善が得られていること [21] などを考慮する必要があるが、内側ダイバータ領域が狭くなる低アスペクト比トカマク炉では魅力的な選択肢の一つである。

通常トカマクと ST の間の $A = 2 \sim 2.4$ の領域での実験データは皆無なため、今後 ELM の放出エネルギーや内外熱負荷配分、type II ELM の発生領域などを明らかにすることが重要である。

謝辞

本節をまとめるにあたって多くの助言をいただいた仙石盛夫博士、滝塚知典博士、鈴木哲博士に感謝いたします。

参考文献

- [1] S. Nishio *et al.*, IAEA-CN-94FT/P1-21 (Lyon, 2002).
- [2] Y. Seki *et al.*, IAEA-CN-53/G-1-2 (Washington, 1990).
- [3] K. Okano *et al.*, Nucl. Fusion 40, 3Y, 635 (2000).
- [4] N. Asakura *et al.*, J. Plasma Fusion Res. 80, 181 (2004).
- [5] A. Kirk *et al.*, J. Nucl. Mater. 313-316, 1081 (2003).
- [6] C. E. Bush *et al.*, Phys. of Plasma 10, 1755 (2003).
- [7] B. Lloyd *et al.*, Nucl. Fusion 43, 1665 (2003).
- [8] T. Takizuka *et al.*, PPCF 46, A227-233 (2004).
- [9] G. F. Counsell *et al.*, J. Nucl. Mater. 313-316, 804 (2003).
- [10] R. Maingi *et al.*, Nucl. Fusion 43, 969 (2003).
- [11] G. F. Counsell *et al.*, Nucl. Fusion 43, 1197 (2003).
- [12] A. Loarte *et al.*, J. Nucl. Mater. 266-269, 587 (1999).
- [13] A. Loarte *et al.*, J. Nucl. Mater. 313-316, 962 (2003).
- [14] J. G. Cordey *et al.*, Nucl. Fusion 43, 670 (2003).
- [15] F. Hofmann *et al.*, Nucl. Fusion 42, 59 (2002).
- [16] Y. Kamada *et al.*, PPCF 42, A247 (2000).
- [17] O. Gruber *et al.*, IAEA-CN-94/EX/C2-1 (Lyon, 2002).
- [18] G. Federici *et al.*, Fusion Eng. Des. 61-62, 81 (2002).
- [19] G. M. McCracken *et al.*, J. Nucl. Mater. 266-269, 37 (1999).
- [20] J. C. Fuchs *et al.*, J. Nucl. Mater. 290-293, 525 (2001).
- [21] J. Ongena *et al.*, Nucl. Fusion 44, 124 (2004).

Table 2 Comparison between low A and conventional A reactor on the divertor power handling.

Parameters	$A = 2.3$	$A = 2.7$	$A = 3.1$
Major radius (m)	4.3	5.3	6.1
Toroidal field B_T (T)	4.6	5.3	6.3
Elongation η_{95}	2.39	2.18	1.99
Triangularity δ_{95}	0.0	0.3	0.3
Safety factor q_{95}	5.3	4.9	4.6
Heat flux width λ_q^{mid} (mm)	31	28	24
α heating + P_{NBI} (MW)	696	690	685
Main radiation (MW)	200	200	200
Divertor geometry	(in/out)	(in/out)	(in/out)
Flux expansion f_{tar}	13/13	13/11	10/9
Leg length L_{div} (m)	2.7/2.7	1.6/2.5	1.5/1.9
Incident angle θ_{tar} (deg)	20/20	33/15	27/15
Target wetted area S_{tar} (m^2)	18/47	12/35	12/27
Steady state	(in/out)	(in/out)	(in/out)
Power to divertor P_{div} (MW)	142/354	163/327	162/323
Required radiation power density (MW/m^2)	0/0	3.8/0	3.9/3.5
type I ELM ($S_{\text{ELM}} = 1.5S_{\text{tar}}$)	(in/out)	(in/out)	(in/out)
Heat load q_{ELM} (MJ/m^2)	1.3/0.5	2.1/0.7	1.8/0.8