



Schweizerische Eidgenossenschaft
Confédération suisse
Confederazione Svizzera
Confederaziun svizra

Eidgenössisches Departement für
Umwelt, Verkehr, Energie und Kommunikation UVEK

Bundesamt für Energie BFE

ELEKTRISCHE MASCHINEN, INSBESONDERE GENERATOREN: SUPRALEITER-TECHNOLOGIE IM WETTBEWERB MIT VERBESSERTER KONVENTIONELLER TECHNOLOGIE

Schlussbericht

Ausgearbeitet durch

Reinhard Joho, ALSTOM (Schweiz) AG

CH-5242 Birr, reinhard.joho@power.alstom.com, <http://www.ch.alstom.com/>

Constantin Ginet, ALSTOM (Schweiz) AG

CH-5242 Birr, constantin.ginet@power.alstom.com, <http://www.ch.alstom.com/>

Armin Schleussinger, ALSTOM (Schweiz) AG

CH-5242 Birr, armin.schleussinger@power.alstom.com, <http://www.ch.alstom.com/>

Impressum

Datum: 23. Oktober 2006

Im Auftrag des Bundesamt für Energie, Forschungsprogramm Elektrizität

Mühlestrasse 4, CH-3063 Ittigen

Postadresse: CH-3003 Bern

Tel. +41 31 322 56 11, Fax +41 31 323 25 00

www.bfe.admin.ch

BFE-Projektbegleiter: roland.brueeniger@r-brueeniger-ag.ch

Projekt- / Vertragsnummer: 100649 / 151576

Bezugsort der Publikation: www.energieforschung.ch

Für den Inhalt und die Schlussfolgerungen ist ausschliesslich der Autor dieses Berichts verantwortlich.

Inhaltsverzeichnis

Zusammenfassung	4
Abstract	4
Résumé	5
1. Ausgangslage, Vorgehen	6
2. Stand HTSL-Maschinen	6
2.1 HTSL-Materialien	6
2.2 Maschinen-Projekte	7
3. Ansatz verbesserte konventionelle Technologie	11
3.1 Referenz-Generator mit Wasserkühlung	13
3.2 Ersatz von Wasser durch Tieftemperatur-Kühlmittel	14
3.3 Konstruktions-Optimierung der Statorwicklung	14
3.4 Verminderung der Luftspalt-Reibungsverluste	16
3.5 Dauermagnet-Unterstützung im Rotor.....	17
3.6 Integrierte Lösung	18
3.7 Tiefkühlung	19
3.8 Bewertung	25
4. Schlussfolgerungen	26
Referenzen	27

Zusammenfassung

In der Studie wird in einem ersten Teil eine Aktualisieren des internationalen Standes der Entwicklungsprojekte von Generatoren mit Hochtemperatur-Supraleitern (HTSL) und der Nachführung des Entwicklungsstandes der HTSL-Entwicklung durchgeführt. Das grösste Entwicklungsprojekt für einen Kraftwerksgenerator von General Electric ist, neben anderen Gründen, wegen technischen Problemen sowie aus Preisgründen beim verwendeten HTSL der ersten Generation abgebrochen worden. Das gesammelte Material führt zu der Erkenntnis, dass die erwarteten besseren Eigenschaften der Supraleiter der zweiten Generation zwingend erforderlich sein werden um einen Durchbruch im Maschinenbau zu erzielen. Falls man ein neues Entwicklungsprojekt für Grossgeneratoren jetzt starten würde, könnte dieses etwa parallel zur Markteinführung des HTSL der zweiten Generation abgeschlossen werden. Der Preis beim HTSL der zweiten Generation muss aber für wirtschaftlich interessante Anwendungen unter 20Euro/kAm sinken. Wie bei der Statorwicklung wird für die Führung paralleler HTSL ein HTS-Röbel-Leiter vorgeschlagen, was das Spulen-Design im Rotor wesentlich vereinfacht.

In einem zweiten Teil wird ein Generator mit verbesserter konventioneller Technologie untersucht. Dazu wird ausgegangen von einem existierenden 700MVA-Generator mit Wasserkühlung in Rotor- und Statorwicklung und der Betrieb bei sehr niedrigen Wicklungstemperaturen (Kühlflüssigkeit-Eintrittstemperatur -85°C) wurde untersucht. Neben der Wahl eines geeigneten Kühlmittels werden flankierende Konstruktionsmassnahmen vorgeschlagen. Ferner werden die Luftspalt-Reibungsverluste stark herabgesetzt und mit Permanentmagnet-Unterstützung die Erregerverluste weiter gesenkt. Für die Bereitstellung der niedrigen Kühlmitteltemperatur werden Kälteanlagen benötigt. Die aufgenommene Betriebsleistung von verfügbaren Kompressionskälteanlagen ist aber weit grösser als die eingesparten Verluste in der Maschine. Absorptionskälteanlagen, welche durch Abdampf betrieben werden könnten, sind in diesem Temperatur- und Leistungsbereich nicht üblich und werden preislich weit über Kompressionskälteanlagen liegen, was auch auf rein elektrisch funktionierende Kälteanlagen zutreffen wird. Es kann deshalb kein Vorschlag für eine Weiterführung dieser Idee gemacht werden.

Abstract

In a first part of this study there will be performed an actualization of the international state of the development projects of generators having high-temperature superconductors (HTSC) and an actualization of the state of the HTSC development. The largest development project for a power plant generator of General Electric was, besides other reasons, discontinued because of technical problems and due to reasons of the price of the used HTSC of the first generation. The collected material leads to the conclusion that the expected better properties of the second generation HTSC will be absolutely needed. If initiated now, a development project for large generators could be concluded approximately in parallel to the market introduction of the second generation HTSC. For an economically interesting application the price of the second generation HTSC must go down below 20 Euro/kAm. As in the stator winding, for the conduction of parallel HTSC a HTS Roebel-conductor is suggested, what considerably simplifies the coil design in the rotor.

The second part investigates in a generator having improved conventional technology. For that purpose reference is made to an existing 700MVA generator with water cooling in rotor winding and stator winding, and where the operation is investigated at low winding temperatures (cooling liquid inlet -85°C). Besides the choice of a suited coolant there will be suggestions made for flanking design measures. In addition the windage losses in the air gap will be strongly lowered, and using permanent magnet support, the excitation losses will be lowered. Refrigeration units are needed for providing the low temperature. However, the power consumption of the available refrigeration units is by far higher than the economized losses in the machine. Refrigerators on the base of absorption, which could work with waste steam, are not common in that temperature and power range and their price will be far above refrigerators on compressor base, what would also apply for refrigerators on pure electrical base. It is therefore not possible to make a suggestion for a further investigation of this idea.

Résumé

Dans une première partie de l'étude, l'état des projets de développement des alternateurs avec des supraconducteurs de haute température (SHT) au niveau international est mis à jour et l'ajustement au niveau du développement du SHT est mis en œuvre. Le plus grand projet de développement mené par GE pour les alternateurs de centrale électrique est terminé à cause des problèmes techniques ainsi que pour des raisons de prix du SHT de première génération utilisé. Les connaissances actuelles conduisent à la constatation que les meilleures qualités attendues des supraconducteurs de la deuxième génération seront impérativement nécessaires. Dans le cas d'un nouveau projet de développement pour des générateurs de grosses puissances, une étude pourrait être réalisée parallèlement à l'introduction sur le marché du SHT deuxième génération. Le prix du SHT de la deuxième génération doit toutefois descendre pour des applications économiquement intéressantes à moins de 20Euro/kAm. Comme pour les bobines du stator pour la conduite des SHT parallèles un SHT-Roebel-conducteur pour la conduite est proposé. C'est la raison pour laquelle la conception des bobines dans le rotor est largement simplifiée.

Dans une deuxième partie, un alternateur avec une technologie conventionnelle améliorée est considéré. L'étude est basée sur un alternateur existant de 700MVA avec des bobines stator et rotor refroidies par eau. L'exploitation a été examinée avec des températures de bobine très basses (Température du liquide de refroidissement à l'entrée -85°C). En plus du choix d'un liquide de refroidissement approprié, des mesures d'amélioration de la construction sont proposées. Les pertes par frottement dans l'entrefer sont fortement diminuées et grâce à des aimants permanents les pertes d'excitation sont aussi fortement abaissées. Pour de ci basses températures de liquide de refroidissement, un système de réfrigération est nécessaire. La puissance nécessaire aux installations de refroidissement par compression, qui est disponible dans le commerce, est toutefois beaucoup plus grande que les pertes économisées dans l'alternateur. Des installations de refroidissement d'absorption ne sont pas habituelles pour cette gamme de capacité et de température et se trouveront en ce qui concerne les prix largement au-dessus des installations de refroidissement de compression. Ce qui s'applique aussi à des installations de refroidissement purement électriques. Aucune proposition pour une continuation de cette idée ne peut être faite par conséquent.

1. Ausgangslage, Vorgehen

Diese Studie ist eine Fortsetzung und Vertiefung der abgeschlossenen ersten Studie im BFE-Projekt No. 100'649 [1]. In dieser wurde Mitte 2005 angeregt, einen Vergleich durchzuführen zwischen einem supraleitenden Generator und einem verbesserten konventionellen Generator.

In diesem Folgeprojekt soll der Entwicklung eines verbesserten konventionellen Generators ein Entwicklungsbudget zumindest in der Grössenordnung des SL-Generators zugestanden werden. Am Ende der Studie soll ein Vergleich für beide Konzepte vorliegen. Der Vergleich beleuchtet die Kriterien: technische Gewinne (Wirkungsgrad, Netzstabilität), Risiken (Entwicklung, Einführung, Betrieb), und das Marktpotential.

Der vorliegende Schlussbericht berichtet nun über die Arbeit im Folgeprojekt:

- Weitere Verfolgung des internationalen Standes von Projekten mit SL-Generator, Kommunikation des eigenen Standpunktes, Kontakte mit Partnern und internationalen Gremien.
- Konzept eines Generators mit verbesserter konventioneller Technologie. Ansätze dazu sind im Jahresbericht 2005 des Folgeprojektes zusammengestellt [2].
- Vergleich und Bewertung der Ansätze Supraleitung und verbesserte konventionelle Technologie.

Folgende Aktivitäten sind Bestandteil dieses Folgeprojektes:

- Abklärungen zum Konzept des verbesserten konventionellen Generators in der R&D Organisation von ALSTOM in Birr.
- Kontakte mit Lieferanten von HTSL-Material.
- Teilnahme an der 2006 AICHEMA-Messe für Verfahrenstechnik in Frankfurt. Knüpfen von Kontakten für die Studie am Kälteaggregat.
- Studium von verfügbaren Präsentationen auf Konferenzen, z.B. DOE Peer Reviews.

Folgende Aktivitäten von ALSTOM dienen unterstützend:

- Organisation des CIGRE-EPFL Kolloquiums im September 2005 in Lausanne über grosse elektrische Maschinen. Präsentation eines eigenen Papers, welches die Resultate der ersten BFE Studie darlegt. Bericht darüber im Jahresbericht 2005 [2].
- Teilnahme am IEEE General Meeting 2006 in Montreal, Session über Fortschritte in supraleitenden Maschinen. Teilnahme in Meetings von IEEE-Normengremien (EMC WG6: SC-Machine Guide, WG7: Revision of IEEE 115).

2. Stand HTSL-Maschinen

2.1 HTSL-Materialien

Der Trendsetter American Superconductor (AMSC) hat seine Fertigung voll auf die Herstellung von HTSL-Supraleitern der zweiten Generation (2G) umgestellt. AMSC legt sich damit selber eine sehr hohe Messlatte vor. Gefertigte Längen von 300 feet (100m) der zweiten Generation in Technologie YBCO RABiTS/MOD 2G unter der Bezeichnung 344-Typ werden als grosse Erfolge gefeiert. Um "courant normal" zu demonstrieren werden bereits Datenblätter dieses 344-Drahts kommuniziert. Die angegebenen Daten sind vorerst nicht besser als die der ersten Generation. Für 2008 werden aber deutlich höhere Ströme von ca. 200A auf 4.4x0.15mm-Draht möglich. Der Draht ist breitenkompatibel zu 1G-Draht. Da die Aktivschicht nur 1µm dick ist, ist der Draht insgesamt dünner. Das Drahtsplessen ist untersucht und soll für den 2G-Draht sogar einfacher sein. Ab 2008 beabsichtigt AMSC eine Produktionsrate von 700km pro Jahr. Diese Neuerungen sind am aktuellsten in [3] beschrieben.

Es ist klar, dass diese Umstellung grosse Verunsicherung bezüglich kommerziellem Einstieg unter den Herstellern von Endprodukten hervorruft. Zurzeit laufende Bestellungen für 1G-Draht werden durch AMSC von geöffneten Vorräten abgewickelt. Viele Hersteller werden mit der Entwicklung zuwarten oder die laufende einfrieren, und erst bei gesichertem 2G-Draht-Angebot wieder einsteigen. An der Preisfront ist der prognostizierte Zerfall ebenfalls gestört worden. Die Fertigungseinrichtungen der

ersten Generation müssen sofort abgeschrieben werden und der neue Draht der zweiten Generation wird sich nun (auf sehr hohem Niveau) seinen Preis machen, und wird leider bei AMSC nicht mehr von Weiterentwicklung der ersten Generation getrieben. Gegenwärtig ist der Einführungspreis des 2G-Drahtes astronomisch: nach AMSC beträgt der Verkaufspreis des 344-Typ gegenwärtig 80Euro/m. Unter Annahme eines 77K-Strom von ca. 100A wäre das stolze 800Euro/kAm. Zum Vergleich der heutige Preis der 1G-Draht: 100Euro/kAm. Die vorerst exotische Kundschaft des 2G-Drahtes: US-Forces (militärische Projekte) und viele R&D Organisationen (alle wollen den neuen Draht selber kennenlernen). Es sieht danach aus, als würden weltweit alle Drahthersteller ebenfalls eine Beschleunigung der Umstellung prüfen, obwohl für verbesserten 1G-Draht aktuelle Prognosen von 15Euro/kAm für 2012 gemacht werden [4]. Es ist aber unbestritten, dass für Maschinenanwendung der 2G-Draht deutlich bessere Eigenschaften haben wird, bzw. bei Grossmaschinen einen Einsatz überhaupt ermöglicht.

Von European Advanced Superconductors, EAS wird ein mit Siemens entwickelter HTSL-Roebel-Leiter angegeben. Der aus verdrehten HTSL vom Typ Bi-2223 bestehende Roebelstab (Fig. 1) erlaubt eine flexible Anpassung an Spannungs-Strom-Verhältnisse in Wicklungen von Transformatoren und Maschinen. Die Probleme mit Stromaufteilung unter parallelen Drähten und die zirkulierenden Ströme bei Feldänderungen sind eliminiert. Der Roebelleiter ist in grossen Längen fertigbar, der Leiter ist nach wie vor flexibel und kann wie ein Einzeldraht gewickelt werden. Eine Anwendung auf den 2G YBCO ist natürlich beabsichtigt.



Fig. 1: HTS-Roebel-Leiter (EAS, Siemens)

Die gegenwärtige Hausse des Kupferpreises vermindert den Preisabstand zum Supraleiter. Dies wird von den Drahtherstellern natürlich auch bei jeder Gelegenheit erwähnt. Nüchtern betrachtet sieht die Situation aber immer noch so aus:

Kupferleiter: bei 15 CHF/kg und 10A/mm^2 (ca. Stromdichte in Generatorrotor) ist für 100A und einer Leiterbreite von 4.4mm eine Dicke von 2.27mm nötig. 1m Draht ergibt 0.120kg entsprechend CHF 1.80. Der Cu-Leiter ist also bei $1.80/1.5/0.1=12\text{Euro/kAm}$.

HTSL: 100A bei 30K/2T mit 1G-Draht $4.4 \times 0.3\text{mm}$ (120A bei 77K) zum Preis von 100Euro/kAm, also für 1m HTSL ca. CHF 15.00.

Der Cu-Leiter ist also immer noch ca. 8 mal günstiger. Man beachte aber das oben erwähnte Preisziel für 2012, was auf Gleichheit führt (darüberhinaus werden die technischen Daten des SL besser sein).

2.2 Maschinen-Projekte

Von **General Electric** sind bereits in der DOE Peer Review vom August 2005 ernüchternde Signale ausgesendet wurden [5]. Der vorzeitige Abbruch des 100MVA Generator Projektes mit HTSL-Rotor (Fig. 2) war deshalb keine Ueberraschung mehr. Die gemeinsame Mitteilung der Partner GE und DOE wurde in der Superconductor Week vom Februar 2006 mitgeteilt [6].

Folgende Gründe wurden von GE für den Stopp des 100MVA-Projektes benannt:

- Ein 100MVA Generator ist zu klein um einen Kostenvorteil zu demonstrieren. Der Vorteil zeigt sich erst über 500MVA, da hier grössere Wirkungsgradgewinne vorliegen und weil der Fixanteil der notwendigen Zusatz-Einrichtungen anteilmässig kleiner wird.

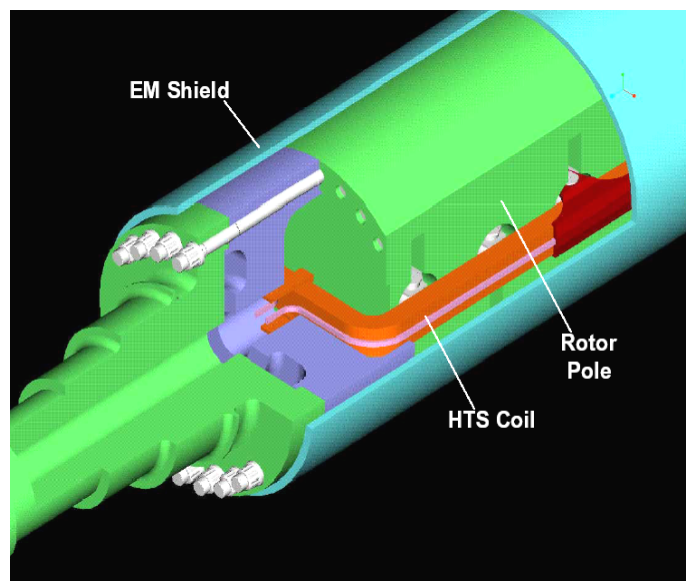


Fig. 2: HTSL-Rotor mit Solenoid (GE)

- Der Markt bewegt sich mittlerweile vom Hochpreis-Oel/Gas weg zu billigen Kohle/Nuklear-Einheiten. Damit gerät die Verlustbewertung des Generators ins Wanken.
- Die hohen mechanischen Spannungen auf den Supraleiter im Rotor eines grossen Turbogenerators sind für GE mit der gewählten Konstruktion und mit heutigen Supraleitern nicht beherrschbar.
- Die Kosten für den HTS-Draht würden am geplanten Entwicklungsende des 100MVA HTS-Generators viel zu hoch liegen. Ein Break Even wird für USD 25/kAm angegeben (heutiger Preis etwa USD 100/kAm). Aber auch das Kälteaggregat ist mit den geforderten 30K unwirtschaftlich, GE möchte zukünftig die untere Grenze auf 50K legen. Ebenfalls ist die Soleonid-Aufhängestruktur zu teuer.

GE schliesst nicht aus, dass in einem späteren Zeitpunkt mit einem 2G-Draht die Entwicklung wieder aufgenommen wird.

Die Anforderungen von GE an den zukünftigen Draht wurden in derselben Mitteilung benannt:

- 2G Architektur, oder vergleichbar
- I_c 125A bei 50..55K, bevorzugt bei 77K
- J_e ($=J_c$ under operating condition) grösser $10'000 \text{ A/cm}^2$
- Critical Strain bei 0.5% und Critical Stress bei 250MPa
- Unter thermischen und mechanischen Zyklen: Einhalten von strengen I_c Degradationskriterien.
- Mehr als 1km an einem Stück
- Einfache Joints, die bei der Spulenherstellung direkt appliziert werden können
- Ein Drahtpreis unter USD 25/kAm, bevorzugt unter 15.

Eine Analyse des Geschehens aus der Sicht der Verfasser dieser Studie:

- Die einzigartige GE-Konstruktion des konzentrierten Solenoids (Fig. 3) brachte eine ungewohnte Vielfalt von Beanspruchung (thermisch, Fliehkraft, elektromagnetische Kraft) auf die Komponenten, speziell auf die Bolzenabstützung des Solenoids auf dem Rotorkern. Ferner zeigte sich, dass die HTSL im Solenoidkasten trotz allseitiger Abstützung mechanischen Dehnungen unterworfen sind (unter Fliehkraft verbiegt sich der Solenoidkasten), was die Stromtragfähigkeit beeinträchtigt [7].

- Die Ueberwachung des Zustandes der Rotorwicklung ist komplexer als angenommen, insbesondere wenn es um frühzeitige Erkennungsmassnahmen geht, welche bei Quench den Schaden in Grenzen halten. Eine Vielzahl von Nichtidealitäten wirken mit (lokal ungleiche Kühlung, unvermeidbare Wechselstromverluste, Streuung der Drahtparameter, Stromaufteilung, Draht-Spleissungen, Draht-Abstützung und mechanischer Stress).

- Parallele Drahtführung im Solenoid ist zur Spannungsanpassung notwendig. Die Stromaufteilung scheint nicht trivial zu sein. GE schlägt in einer Patentanmeldung individuelle Vorwiderstände vor. Dies tut der Attraktivität Abbruch, ferner ist das im rotierenden Kreis nicht einfach und zuverlässig realisierbar.

- Das permanent erforderliche hohe Vakuum um das Solenoid ist schwierig über eine mehrjährige Betriebsdauer zu halten. Dies als Beispiel, dass das Uebertragen von Verfahrenstechniken aus dem Labor in den Grossmaschinenbau Grenzen gesetzt sind.

- Der äussere Abschirmzylinder ist wie das Solenoid eine vielfältig beanspruchte Komponente. Wenn auch nie genau beschrieben, möchte GE hierfür einen kupferkaschierten hochfesten Stahlzylinder einsetzen. Neben der Eigenfliehkraft, der Vakuumdichtheit, der Belastung durch Inversfeld und Oberwellen muss der Zylinder auch die Biegebeanspruchung der Welle (1f und 2f) als Zug-Druck-Beanspruchung tragen oder eventuell gleitend aufnehmen. Die Erfahrung lehrt, dass solche exotischen Komponenten nicht in zuviel Disziplinen gleichzeitig gestresst werden sollen.

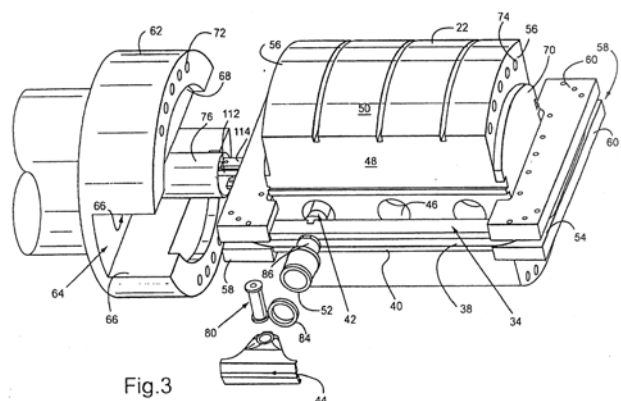


Fig. 3: Halterung des HTSL-Solenoids (GE-Patent)

- Die benötigten Spezialkomponenten im und ausserhalb des Generators (Durchführungen, Kaltköpfe, Kompressoren) sind nur von einigen wenigen Lieferanten lieferbar. Es ist schwierig, projektgerecht auf den Generator optimierte Komponenten zu erhalten, da kein breites Businessvolumen für den Lieferanten ersichtlich ist.

- Das Interesse der Kunden, gerade im Einstiegssegment von 100MVA war vorsichtig abwartend. Die Anlaufphase des Business, auch nur für den Ersatzrotor, wäre harzend gewesen. Sie wäre, wie bei allen High-Risk Projekten, von einer unvermeidbaren Nachentwicklungs-Welle begleitet gewesen. Die komplexe Technologie wäre auch nicht einfach transferierbar, eine Forderung die vielerorts als Bedingung für ein erfolgreiches Geschäft erhoben wird (China).

- Das Interesse an der Windkraft hat in den USA stark zugenommen. Es ist bekannt, dass GE jetzt R&D für Windkraftgeneratoren stark forciert. Daneben läuft bereits ein militärisches Projekt für eine leichtgewichtige rotierende Puls-Energiequelle mit Supraleiter für die US Air Force. Es ist vermutlich so, dass GE die wie überall limitierten Ressourcen in der rotierenden Stromerzeugung neu ausrichten musste. Es sind Anzeichen vorhanden, dass Ingenieure aus dem HTS-Generatorenprojekt in die Windkraft wechselten. Nicht ganz klar ist, ob neu auch HTS-Konzepte für Windkraftgeneratoren beabsichtigt sind (gewichtssparende direktangetriebene Langsamläufer).

Generell wird bedauert, dass mit dem Abbruch des GE-Programms der einzige Akteur und Taktgeber im Bereich kommerzieller grosser Generatoren von der Bildfläche verschwindet.

Von **Siemens** wurde im Berichtszeitraum einiges über ihr BMFE gesponsertes 4MVA Generator Projekt mit HTSL-Rotor kommuniziert (Fig. 4). Wenn auch die Leistung am unteren Ende der beobachteten Leistungsklasse liegt, so ist es ein volltouriger Generator mit erhöhter Ausnutzung dank Stator-Luftspaltwicklung [8] [9]:

Elektrische Daten

Nennleistung	4MVA
Nennspannung	6600V
Nenn Drehzahl	3600UpM
Nenn-Wirkungsgrad	98.7%
Synchrone Reaktanz	0.41pu

Supraleitender Rotor

Die Rotorwicklung besteht aus Pancake-Spulen aus Leiter vom Typ Bi-2223 von EAS (European Advanced Superconductors), vormals Vakuumschmelze Hanau. Kühlprinzip im Rotor ist Thermosyphon mit flüssigem Neon auf 25K. 3 Kaltköpfe Gifford McMahon à 45W, wovon einer redundant ist, bringen eine Kühlmitteltemperatur von 25K. Der Kryokühler-Kompressor hat eine elektrische Anschlussleistung von etwa 10kW. Der Rotorkern ist eine spezielle magnetische tieftemperaturbeständige Legierung mit ausgeprägten magnetischen Polen, welcher zusammen mit der Wicklung in der Rotorhülle unter Vakuum isoliert ist, und über eine Torque Tube zur Antriebswelle wärmeisolierend befestigt ist (Fig. 5). Ueber den Detaildesign im Rotor liegen keine Angaben vor, speziell nicht darüber ob die HTS-Spulen gesattelt oder flach und gestuft (wie beim 4-pol 400kVA) sind und auch nicht über die Neonkühlung der Leiter.

Es gelangen HTS-Roebel-Leiter zur Anwendung (siehe Fig. 1); dies anstelle von parallel gewickelten Drähten. Modulare Anpassung an die Leistungsklasse sind mit dem Roebel-Leiter möglich: Ein Roebelstab hat jeweils so viele Teileiter wie parallele Drähte (Stromkreise) erforderlich sind.



Fig. 4: 4MVA-Generator im Test (Siemens)

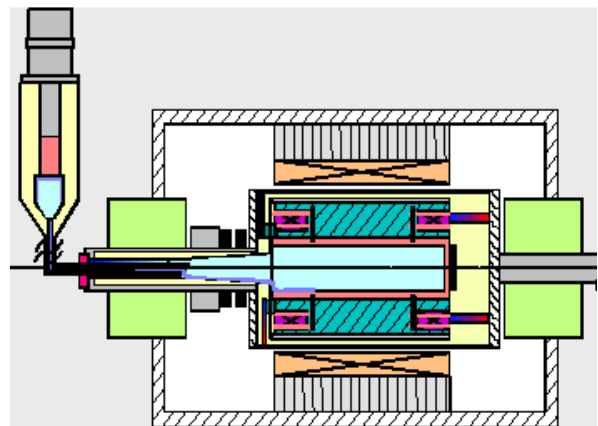


Fig. 5: Prinzipbild der HTSL-Maschine (Siemens)

2G-HTSL: Siemens ist überzeugt, dass im hohen Feld und für Maschinenapplikation der YBCO viel mehr Spielraum erlaubt und die zukünftige Lösung sein wird. Gegenwärtig ist der Roebelstab mit 2G-HTSL nicht möglich, es wird aber daran gearbeitet.

Stator-Luftspaltwicklung

Der Stator ist mit einer Luftspaltwicklung versehen. Die magnetischen Zähne entfallen, die Wicklung liegt voll im Luftspalt, der magnetische Fluss geht durch die Wicklung. Die Wicklung besteht aus Litzenleitern. Durch die Flusserhöhung kann die spezifische Ausnutzung der Maschine höher gelegt werden. Durch das vergrösserte Platzangebot für das Wicklungskupfer eröffnen sich Optionen für Verlustsenkung bzw. Ausnutzungserhöhung. Leider liegen ausser Patentanmeldungen keine verlässlichen Angaben vor.

Erste Betriebsdaten

Am Generator-Prototyp sind im 2005 im Werk Nürnberg Laufversuche begonnen worden, getestet wird nach Germanischer Lloyd für Marineapplikation [9].

Gemessene Abkühlkurven liegen vor. Die Abkühlzeiten liegen bei relativ langen 72h wegen Abkühlung des magnetischen Rotorkerns.

Der gemessene Wirkungsgrad liegt bei 98.7%, was nach Angaben von Siemens etwa 2% über dem Wert von konventionellen Maschinen liegt. Die Verlustaufteilung im 4MVA HTSL-Generator ist in Fig. 6 ersichtlich. Man sieht aus dem Kühlsystem-Anteil dass bei kleinen Maschinen der Kryo-Leistungsanteil erstaunlich hoch ausfällt (>20%).

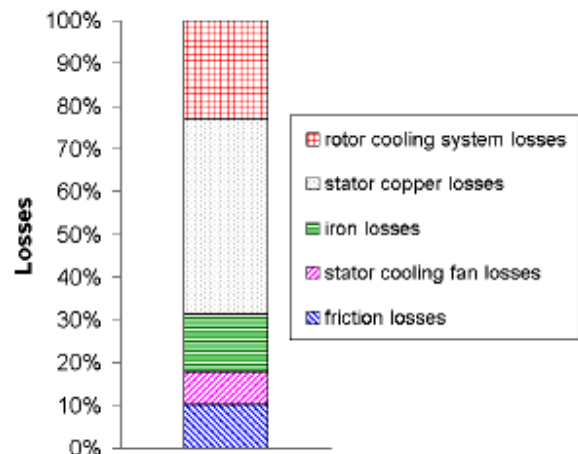


Fig. 6: Gemessene Verlustaufteilung (Siemens)

Einsatzgebiet

Gedacht ist der Einsatz als Bestandteil einer Turbineneinheit in Container-Bauweise (Fig. 7) für die Bedürfnisse moderner Schiffe (E-Antrieb, Stromversorgung auf Kühlschiffen). Der Platzbedarf ist viel geringer als mit Dieselaggregaten. Die Gasturbine ist über ein Reduktionsgetriebe mit dem Generator verbunden. Der HTSL-Generator kann direkt ein 60Hz-Bordnetz speisen, und in einem solchen Inselnetz alle Trümpfe bezüglich Spannungskonstanz und Blindleistungsbereich auspielen.

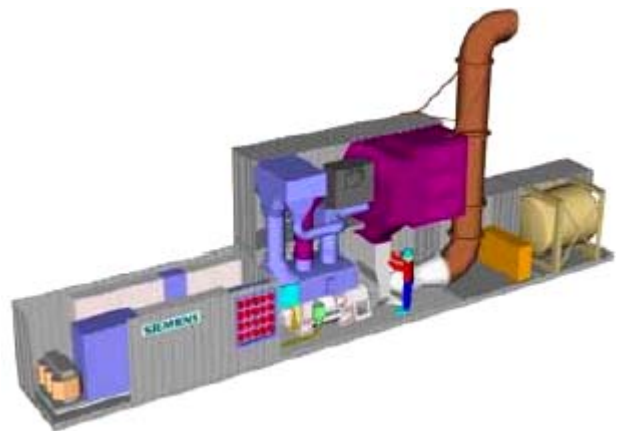


Fig. 7: 4MVA-Generator im GT-Container (Siemens)

Siemens denkt auch über ein Geschäft mit Austauschrotoren im Gebiet 150..900MVA nach [9]. Es ist ein modulares System geplant unter dem Einsatz eines warmen Rotorkerns mit ausgeprägten Polen. Vermutlich werden die HTS-Spulen als Pancake Spulen thermisch isoliert über die ausgeprägten Pole gesteckt.

Eine Beurteilung aus der Sicht der Verfasser dieser Studie:

Siemens ist jetzt bei 4MVA mit einem volltourigen hochausgenützten Design. Profitiert wird von der Erfahrung beim 1500rpm-400kVA Motor. In Promotion-Videos von Siemens [Hannover Messe 2006] wird die Möglichkeit von supraleitenden Kraftwerksgeneratoren angetönt. Zweifelsohne will Siemens zu höheren Leistungen gehen. Aber: ähnliche Probleme wie bei GE können auftreten. Als Beispiel: es könnte sich zeigen, dass die erwähnte Torque Tube nicht für grosse Leistungen anwendbar ist. Das Timing wird wahrscheinlich Siemens erlauben, grosse Leistungen mit 2G HTS, dannzumal auch in der Roebelleiter-Technik, in Angriff zu nehmen, was den Design ungemein erleichtert.

Von **American Superconductor (AMSC)** wurde mit dem SuperVar in der Prototypanlage "Hoeganaes" im Netz der TVA Betriebserfahrung gesammelt. Der rotierende 1800rpm-8MVar-Synchronkompensator (Fig. 8) ging im Januar 2005 kommerziell an das Netz und stabilisiert das Speisernetz eines Lichtbogenofens in Hoeganaes. Der SuperVar arbeitet wie erwartet: er übernimmt stochastisch auftretenden Inversstrom bis 30% und Nullstrom bis 15% seines Nennstromes und entlastet die Generatoren eines in der Nähe liegenden Kraftwerks [10]. Die Verluste betragen 1.2% bezogen auf die Blindleistung, darin sind 30kW elektrische Anschlussleistung für die Zusatzsysteme einbezogen. Ueber Auslegungsmöglichkeiten von supraleitenden Generatoren hat AMSC ein Uebersichtspaper verfasst [11], das Paper beschreibt aber lediglich die Grundzüge der Kombinationen von Rotor und Stator (Fig. 9). Sicher ist, dass AMSC wie im SuperVar mit Pancake-Spulen im Rotor arbeiten wird. AMSC ist auf eine Partnerschaft mit klassischen Maschinenherstellern angewiesen, der SuperVar wurde z.B. mit Ideal Electric zusammen gebaut.



Fig. 8: 8MVA-SuperVar Container (AMSC)

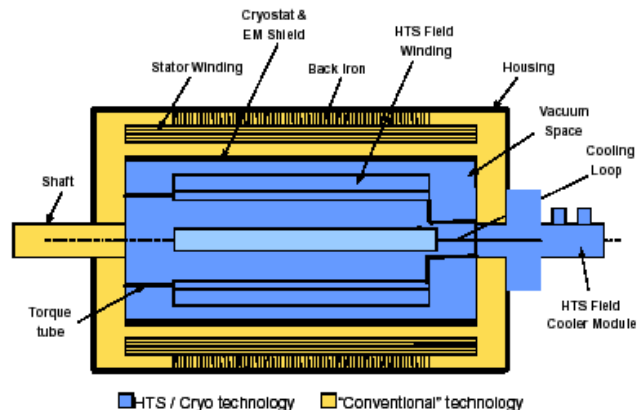


Fig. 9: Prinzipbild einer HTSL-Maschine ohne Rotorkern (AMSC)

Fazit

Es sind im Berichtszeitraum keine neuen Akteure mit HTSL-Generatoren-Projekten aufgetaucht. In allen R&D-intensiven Ländern (Japan, Korea, China) beschränkt man sich z.Z. auf HTSL-Motoren.

Für Kraftwerksleistungen ist der 1G Bi-2223 von den technischen Daten her ungenügend. Die Einführung des 2G-YBCO wird sich bezüglich Auslegungsvereinfachung, Kühlbedarf und (später) Draht-Kosten lohnen. Er wird von allen Herstellern anvisiert. Grossmaschinen-Entwicklungsprojekte, welche jetzt gestartet werden, mit einer Inbetriebnahme im 2010-12, dürften vom Timing her mit der kommerziellen Verfügbarkeit des YBCO und zu vernünftigen Preisen (<25 Euro/kAm) harmonisieren.

Wichtig für diese Studie: Die Wirkungsgrad-Angaben werden auch mit dem 2G-Draht auf dem bekannten Niveau bleiben (kleine Verbesserung wegen vermindertem Kühlbedarf).

3. Ansatz verbesserte konventionelle Technologie

Basis sind die im Jahresbericht 2005 aufgeführten Tabellen 1 und 2. Sie sind nachstehend nochmals wiedergegeben.

Verfolgenswerte Idee

Tabelle 1: Wirkungsgradsteigerung durch **Kühlkonzept**

Massnahme	Im konventionellen Generator			Im supraleitenden Generator		
	Gewinn	Aufwand	Risiko	Gewinn	Aufwand	Risiko
Absenkung Kühlmitteltemperatur z.B. vollständige Flüssigkeitskühlung bei -100°C mit synthetischen Ölen	++	-	0	na	na	na
Effizientere Kühlung z.B. Verdampfungskühlung	+	-	-	+ 1)	-	-
Senkung Reibungsverluste z.B. Druckabsenkung im Rotorraum, Glättung Oberflächen	+	-	0	+	o	+

1) Stator und Rotoroberfläche

Tabelle 2: Wirkungsgradsteigerung durch **elektrische Auslegung**

Massnahme	Im konventionellen Generator			Im supraleitenden Generator		
	Gewinn	Aufwand	Risiko	Gewinn	Aufwand	Risiko
Senkung Eisenverluste -Höhere Blechqualität	+	0	++	+	0	++
Senkung Zusatzverluste -Verfeinerter Roebelstab	++ 2)	-	0	++ 1)	-	-
-Magnetische Schilder Endpartie	+	-	-	+ 2)	-	-
Senkung Erregerverluste -Permanentmagnet-Erregung voll	++3)	--	-			
-PM-Erregung, unterstützend	+	-	0			

1) Als konventionelle Wicklung betrachtet (als Luftspaltwicklung eine Bedingung mit mehr Gewinn, aber mehr Risiko)

2) Für erhöhte Ausnutzung eine Bedingung

3) Gewinn wie SL, aber Blindleistungsvariator nötig

Der gewählte grundsätzliche Ansatz [12] war, mit einer existierender vollständig wassergekühlten Maschine (Stator und Rotor) vom Typ GTD mit 706 MVA (ALSTOM Sweden) (Fig. 10, 11, 12) zu beginnen, die bereits einen hervorragenden Wirkungsgrad von 98.8% hat. Darauf basierend wurde die Auswirkung der Änderung des Kühlungskonzepts auf die Verminderung der Verluste analysiert. Die Untersuchungen folgen dem Weg der meistversprechenden Maßnahmen, wie sie in Tabelle 1 und 2 ausgearbeitet sind.



Fig. 10: Generator mit vollständig wassergekühlten Wicklungen (ALSTOM)

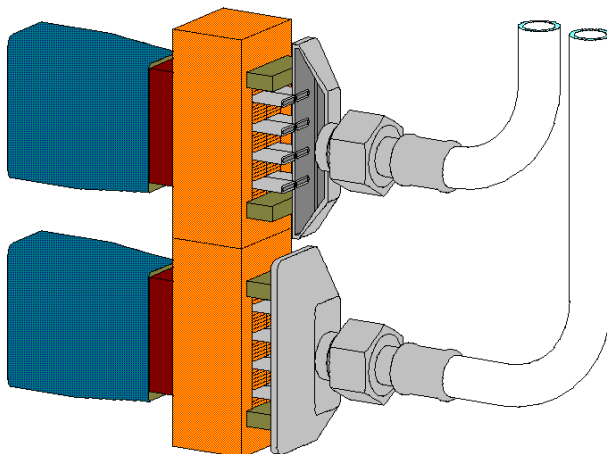


Fig. 11: Verbindung von wassergekühlten Stator-Wicklungsstäben und Wasserkreis aus nichtrostendem Stahl (ALSTOM)

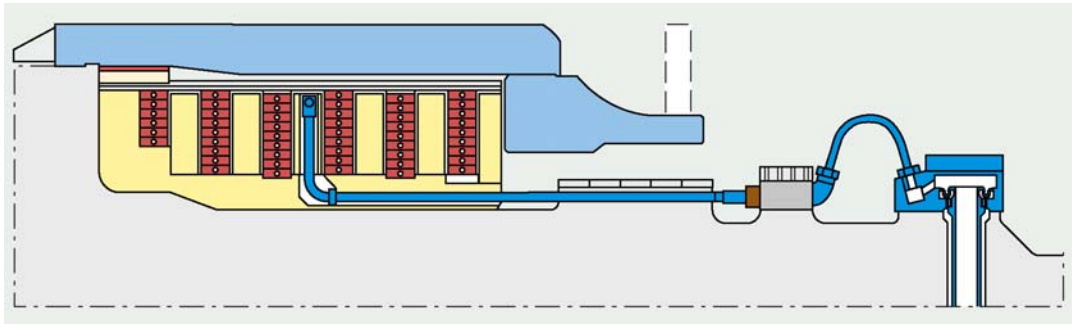


Fig. 12: Wassergekühlte Rotorwicklung mit voller Verrohrung aus nichtrostendem Stahl, Querschnitt durch Wickelkopf (ALSTOM)

Die vorgeschlagenen und analysierten Änderungen (Auswirkung auf Wirkungsgrad) sind nachfolgend angegeben.

- Art des Kühlmittels geändert und die Eintrittstemperatur des Kühlmittels stark reduziert um die Gleichstrom-Verluste im Stator und Rotor zu vermindern. Eine neue Statorstab-Konstruktion wurde vorgeschlagen und berechnet um die Kühlleistung bei tiefen Temperaturen zu vermindern.
- Luftspalt mechanisch isoliert und mit Helium gefüllt, um die Oberflächenreibung zu verringern
- Dauermagnet am Rotor angebaut um den benötigten elektrischen Strom im Rotor zu vermindern.

3.1 Referenz-Generator mit Wasserkühlung

Die grundsätzliche Parameter des GTD-Generators, als Referenz in all den folgenden Entwicklungen, sind in Tabelle 3 angegeben.

Datenname	Einheit	Eingabedaten und Ergebnisse
Generator-Typ	GTD 1725 ME	
Anzahl der Polpaare		1
Aktivlänge	mm	5200
Rotordurchmesser	mm	1150
Scheinleistung	MVA	706
Leistungsfaktor		0.85
Nennfrequenz	Hz	50
Luftspalt einseitig	mm	115
Nenn-Wirkleistung	MW	600
Nennspannung	KV	24
Nennstrom	kA	16.98
Nenn-Erregerstrom	A	7382
Nenn-Erregerspannung	V	378
Nennfrequenz	Hz	50
Temperaturklasse (Betriebs-)		Klasse B
Isolationsklasse		Klasse F
Normen		IEC

Tabelle 3: Allgemeine Daten des Referenz-Generators

3.2 Ersatz von Wasser durch Tieftemperatur-Kühlmittel

Jede Maßnahme wird separat vorgestellt, mit einer Erklärung des Konzepts und einer Einschätzung des Gewinns an Verlusten.

- **Rotor und Stator auf tiefe Temperaturen gekühlt**

Die Idee ist, eine Substanz zu nehmen, die gute Kühlungseigenschaften bei tiefen Temperaturen (-100°C Mindest-Wert) beibehalten kann. Ferner sollte sie einfach bereitzustellen und umweltschonend sein. Aethanol und Methanol sind zwei Substanzen, welche diese erforderlichen Eigenschaften erfüllen, wenn auch die Kühlungseigenschaften bei Temperaturen unter Null schlechter sind (siehe 3.7). Dennoch hat Methanol bei tiefer Temperatur viel bessere Eigenschaften als Aethanol. Deshalb sind die vorgestellten Ergebnisse nur solche, welche mit Methanol berechnet wurden.

Betreffend den Kühlungseigenschaften, ist Ammoniak unter Druck eine ausgezeichnete Kühlflüssigkeit bei tiefen Temperaturen, er ist aber sehr korrosiv und gefährlich für den menschlichen Körper. Deshalb würde Ammoniak sehr viele Sicherheitsprobleme hinzufügen, welche alle gelöst werden müssten.

Die erforderliche Leistung zum Kühlen der Flüssigkeiten, welche in der globalen Leistungsbilanz berücksichtigt werden muß, wird in diesem Kapitel nicht aufgeführt (siehe 3.7).

- Rotor

Für den Rotor ist die Lösung einfach und besteht bei gleicher Rotor-GTD-Konstruktion in der Verwendung von Methanol anstatt Wasser. Das GTD-Kühlungsschema ist in Fig. 13 dargestellt. Die berücksichtigten Verluste für den Rotor sind die Gleichstrom-Verluste. Für die Gleichstrom-Verluste stehen die Verluste in einer linearen Abhängigkeit mit der Eintrittstemperatur der Kühlflüssigkeit. Die Ergebnisse zeigen, daß für eine Eintrittstemperatur der Kühlflüssigkeit von -100°C die Verluste auf 1002 kW reduziert werden, für eine Eintrittstemperatur von -85°C auf 885 kW.

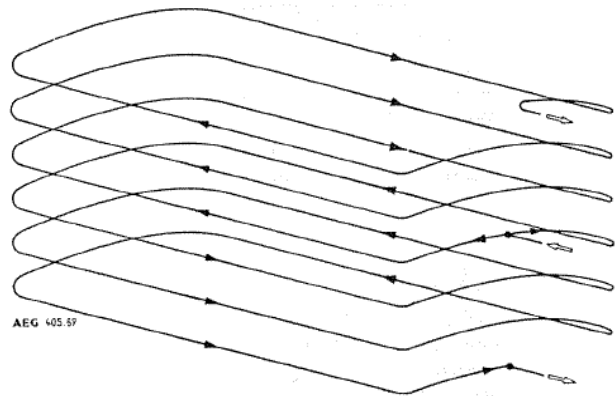


Fig. 13: Kühlungsschema für eine Nuten-Spule (AEG)

3.3 Konstruktions-Optimierung der Statorwicklung

Viele Geometrien wurden für die Statorstäbe geprüft. Der Standard-Stab ist verbessert und optimiert worden, was die Verluste in den Stäben und die Wirksamkeit der Kühlung betrifft. Ein realisierbares optimales Konzept wird vorgeschlagen, wie in Fig. 14 gezeigt ist.

Eine erste wichtige Änderung ist eine Mittensäule von dünnwandigen rechteckigen Rohren aus nichtrostendem Stahl mit einem vergrößerten Kühlkanal-Querschnitt für eine bessere Durchströmung. Die zweite Änderung ist die Verminderung der Teilleiter-Dimension, welche eine wesentliche Verringerung der Wirbelstrom-Verluste erlaubt. Eine Anzahl gepresster Litzenseile sind verdreht in einer solchen Art, dass die Schlingströme sehr niedrig sind und daß der Wärmeübergang (Litzen-Kühlkanal) sehr wirksam ist. Das für diesen Stab gewählte Modell ergibt konservative Ergebnisse bezüglich Verluste und resultierende Temperaturen.

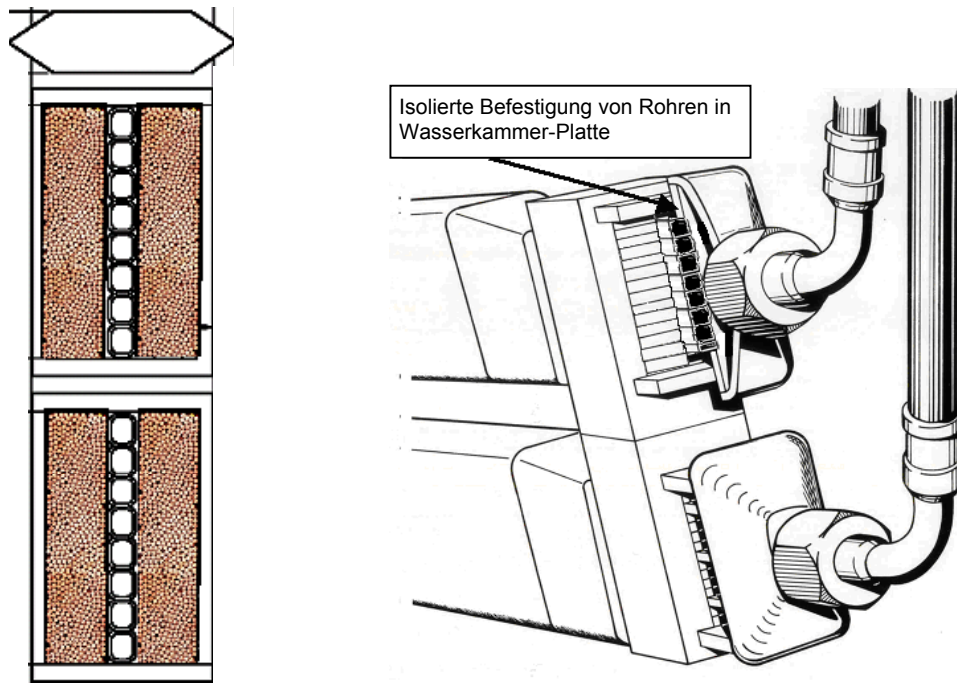


Fig. 14: Vorgeschlagene neue Statorstab-Geometrie mit rechteckigen Kühlrohren, isoliert bis zum Ende (ALSTOM)

Bemerkungen:

- Die Verluste sind nicht linear-proportional zur Kupfertemperatur wie im Rotor. In der Statorwicklung bewirkt die Verringerung der Temperatur eine Erhöhung der Wirbelströme und Schlingströme. Diese Wirkung erhöht die Wechselstromverluste bei tiefen Temperaturen, während die Gleichstromverluste reduziert werden. Daraus folgt, dass es eine optimale Temperatur des Kupfers gibt, und folglich eine des Kühlmittels.
- In der gewählten Geometrie ist die optimale Kupfertemperatur (minimale Verluste) zu niedrig im Vergleich zu einer mit den berücksichtigten Kühlmitteln erreichbaren. Deshalb werden die kleinsten Verluste bei tiefstmöglicher Kühlmitteltemperatur erreicht.

Resultierend aus den Berechnungen werden zwei Elemente betrachtet.

- Das Potential für Verminderung der Verluste bei tiefer Temperatur (minimale Verluste erreichbar bei tiefer Temperatur für die betrachtete Geometrie).
- Dann die minimal erzielbaren Verluste mit Methanol-Kühlung

Diese zwei Merkmale sind aus der Fig. 15 zu ersehen. Die Verlustkurven sind als Funktion der Kupfertemperatur dargestellt. Die Wirkungsweise des Stabes ist sichtbar (in gelb) und entspricht den minimalen bei tiefer Temperatur erreichbaren Verlusten. Er ist eine theoretische Kurve, welche durch neue Kühlmittel erreicht werden könnte (falls bessere Lösungen als Methanol gefunden werden). Die minimalen mit Methanol erreichten Verluste sind mit einem roten Punkt hervorgehoben (1269 kW). Dies entspricht einem Vorteil bezüglich Verlusten von ungefähr 500 kW verglichen mit dem wassergekühlten Standard-Stab.

Bei Normaltemperatur bringt der neue Statorstab einen bescheidenen Gewinn, wenn verglichen mit dem normalerweise im GTD-Generator verwendeten. Mit dem optimierten Stab wird eine Verlustverminderung von 200kW bei 40°C und 1.8m/s Kühlwasser erzielt.

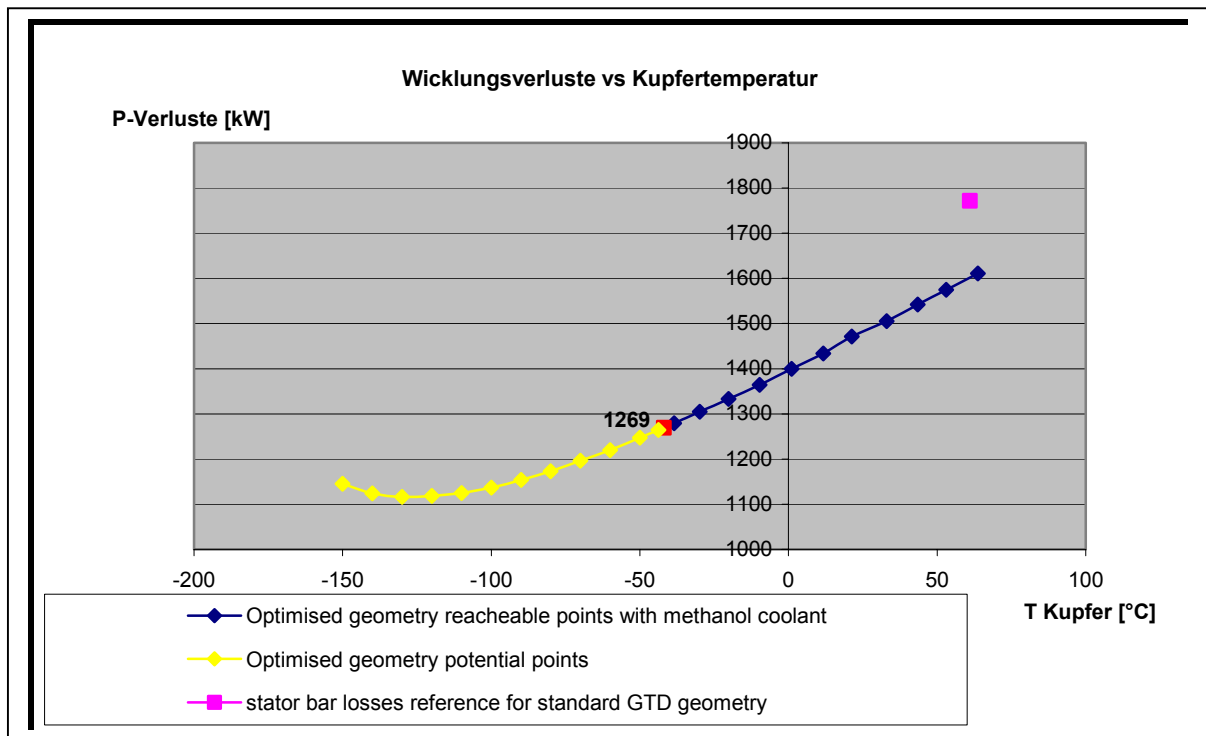


Fig. 15: Verlust-Gewinn für optimierte Statorstab-Geometrie, Methanol-gekühlt

3.4 Verminderung der Luftspalt-Reibungsverluste

Die Idee ist, den Luftspalt mechanisch zu isolieren und ihn als einen geschlossenen Raum auszubilden. Zu diesem Zweck, muß das Stator-Blechkpaket mittels Wasser oder Luft axial gekühlt werden. Dichtungen werden an beiden Enden des Luftspaltes angebaut. Mit dieser Konfiguration ist die Anwesenheit des Kühlgases in dem Luftspalt nicht mehr von Nutzen. Dann können die Reibungsverluste durch zwei verschiedene Konzepte reduziert werden. Die Figur 16 veranschaulicht die vorgeschlagenen Ideen.

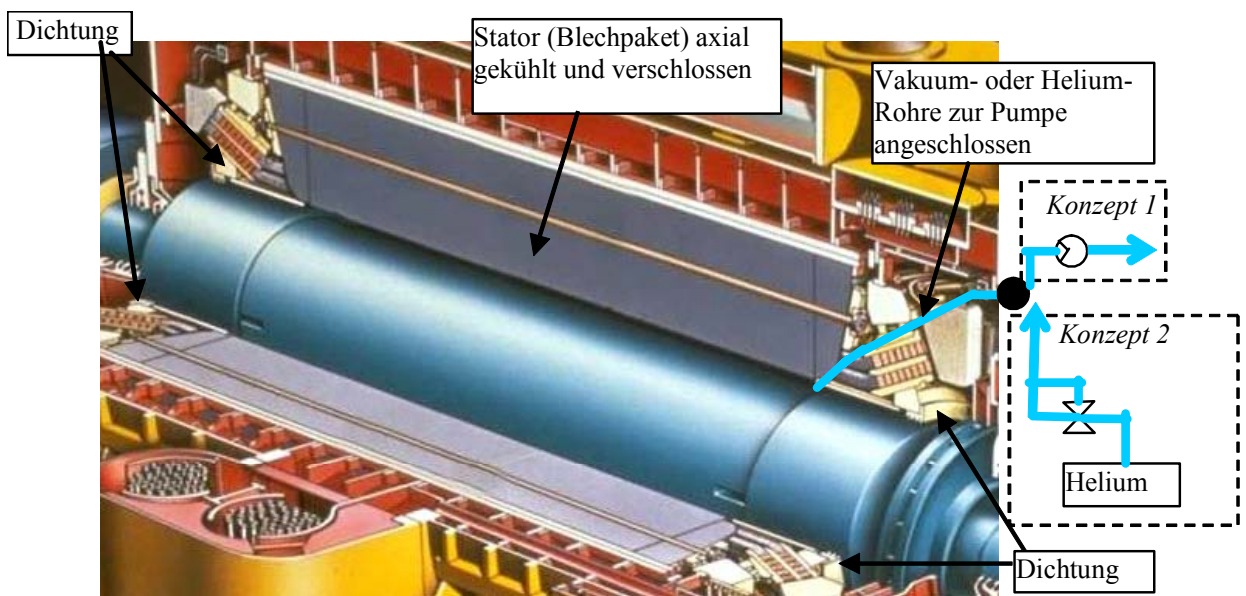


Fig. 16: Konstruktions-Konzept des Helium- oder Vakuum-Luftspaltes (ALSTOM)

- Die erste Idee ist, ein Vakuum in dieser Stelle zu haben um die Reibungsverluste völlig zu eliminieren. Diese Lösung würde eine starke Pumpe und starke Abdichtung erfordern. Der Aufbau des Stators kann die zusätzlichen Kräfte wegen dem Vakuum tragen. Die Wirkungen am Rotor müssen vorsichtig studiert werden.
- Die zweite Idee ist, Helium mit viel niedriger Viskosität als Luft in diesen geschlossenen Raum einzuspeisen und es bei einem konstantem Druck ein wenig höher als 1 Atmosphäre zu halten, um das Eindringen von Luft in den Luftspalt zu vermeiden. Damit können wir die Reibungsverluste bis zu 80% reduzieren. Die Reibungsverluste werden durch den folgenden Faktor reduziert (für die gleiche Temperatur und Druck des Gases und die gleiche Rotor-Geschwindigkeit):

Der Abhängigkeit des Reibungsbeiwertes k für die Rotorfläche von den Fluid-Eigenschaften ist:

$$\frac{k_2}{k_1} = \frac{\rho_2}{\rho_1} \cdot \left(\frac{\nu_2}{\nu_1} \right)^{0.2}$$

	Luft	Helium
Dichte	1.168 kg/m ³	0.163 kg/m ³
Kinematische Viskosität	1.58 · 10 ⁻⁴ m ² /s	1.20 · 10 ⁻⁴ m ² /s
Rel. Oberflächenreibung	1	0.13

Eigenschaften bei 1.013 bar und 25 °C

In beiden Fällen müssen einige komplexe Punkte gelöst werden:

- In der erster Lösung (Vakuum-Luftspalt), ist die Konstruktion der (zweifachen) Dichtung eindeutig eine Herausforderung. Außerdem muß eine Leistungsbilanz zwischen dem Gewinn an Reibungsverlusten und der erforderlichen Vakuum-Pumpen-Leistung berechnet werden. Die Kosten für die Pumpe und zusätzliches Material müssen auch berücksichtigt werden.
- Für die zweite Lösung sind die Paschen-Kurven (Diese kennzeichnen die elektrische Entladung in gasförmigem Medium) für Helium 100-fach kleiner als für Luft. Dies bedeutet, daß die Spannungsfestigkeit in kV/mm kritisch würde. Leckendes Helium könnte also die Spannungsfestigkeit im Stator-Wickelpolraum beeinträchtigen. Bei nur 1 % Luft im Helium ist die Situation aber schon nicht mehr kritisch, eine Situation die in Anbetracht des grossen Luftvolumens kaum auftreten kann. Diese Lösung hat die Vorteile einer geringen erforderlichen Leistung für die Pumpe und einer einfachen Dichtung.

Vorteile

Beide Systeme ergeben einen besseren Wirkungsgrad des Generators. Wenn wir den Vorteil der Verluste für die existierende GTD 700 MVA Maschine bewerten, erhalten wir die folgende Ergebnisse:

Helium im Luftspalt reduziert die Reibungsverluste von 255 kW auf 50 kW (angenommen 0 kW für Vakuum), welches einer Einsparung von ungefähr 3.2% (3.9 % für Vakuum) in den Gesamtverlusten entspricht. Der Wirkungsgrad würde um 0.036 % erhöht (0.043 % für Vakuum).

3.5 Dauermagnet-Unterstützung im Rotor

Der Zweck dieser Untersuchung ist eine Bewertung der Verringerung des Erregungsstromes, bewirkt durch die zusätzliche Einfügung von Dauermagnet an der Rotoroberfläche. Sie beschäftigt sich nicht mit den Konstruktions-Aspekten. Zur Zeit sind die mechanischen Eigenschaften eines Dauermagnets nicht stark genug, um den Kräfte an der Oberfläche des Rotors zu widerstehen. Deshalb sollte er unbedingt in einer starken und geeigneten mechanischen Struktur eingeschlossen werden.

Die Berechnung ist analytisch und wird durchgeführt unter Berücksichtigung der gleichen GTD-Standardgeometrie mit einer Verringerung des geometrischen Luftspaltes um 30 mm, welches genau der aufaddierten Höhe des Dauermagneten entspricht. Die Figur 17 veranschaulicht die in der Berechnung verwendete Methode. Der Luftspalt ist

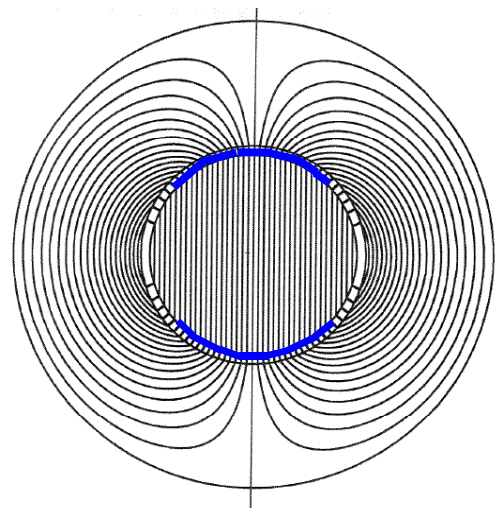


Fig. 17: Querschnitt des Generators mit an den Rotorpolen angebauten Dauermagneten, Wicklungsnuten nicht gezeigt (ALSTOM)

noch 1,4 fach größer als eine Statornutenbreite, welches aus elektrischer Sicht noch annehmbar ist. Der verwendeter Dauermagnet ist vom Typ Neodym- Eisen-Bor, angenommen bei einer Temperatur von 75°C. Diese der Berechnung zugrundegelegte Temperatur ist pessimistisch, angesichts der tiefen Temperatur, die wir in einer mit Methanol gekühlten Maschine haben. Die Dauermagnete haben ganz allgemein ein viel besseres Verhalten bei tieferen Temperaturen. Die Annahme liefert aber Ergebnisse, welche auch für andere Maschine und andere Kühlsysteme Aussagekraft haben.

Die gewählte einfache Berechnungsmethode gibt bereits eine gute Aussage über die Einsparung im Erregerstrom.

Annahmen der Berechnung :

1. Der Luftspalt ist als ein Vakuum-Luftspalt angenommen, wie erklärt im vorherigen Abschnitt. Deshalb gibt es sehr geringe zusätzliche Reibungsverluste durch den vorstehenden Magneten.
2. Der angebaute Dauermagnet ist eine gleichmäßige Kappe von 30 mm Dicke und 7m² Oberfläche , angeordnet in zwei Segmenten an der Oberfläche des Rotors.

Die Dauerkurzschluß- und Leerlauf-Kennlinien wurden berechnet. Der Nennlast-Erregerstrom wurde gemäß dem bekannten ASA-Verfahren ermittelt .

Die Ergebnisse dieser Berechnung zeigen, daß mit einer Höhe von 30 mm es möglich ist eine Verminderung von ungefähr 7% (entsprechend 500 A) im Erregerstrom zu haben. Dies entspricht einem Vorteil in den Verlusten von 350 kW (entsprechend 5.3 % der Gesamtverluste).

Die Dauermagnet-Unterstützung bringt eine willkommene Einsparung im Erregerstrom in der Feldwicklung. Sie wird Thema von späteren detaillierten Untersuchungen, um die Magnetdicke zu optimieren und die Magnete eventuell in den Rotorpolen zu versenken. Ferner muß die statsiche Erregungseinheit auf die geänderten Feld-Kennlinien angepaßt werden.

3.6 Integrierte Lösung

Als eine Zusammenfaßung dieser Entwicklung wird eine integrierte Lösung vorgestellt und der Vorteil im Wirkungsgrad hervorgehoben Die gewählte optimierte Konstruktion schließt die folgende vier Konzepte ein.

Rotor, Methanol-gekühlt $T_{\text{Ein}} = -85^{\circ}\text{C}$
 Stator, optimierte Stäbe, Methanol-gekühlt $T_{\text{Ein}} = -85^{\circ}\text{C}$
 Luftspalt-Optimierungssystem mit Helium
 Dauermagnet 30mm an der Rotorpol-Oberfläche

Die Referenz-Verluste sind jene, welche in einem wassergekühlten Standard-GTD Generator auftreten, und liegen bei 6600 kW. Tabelle 4 fasst die Gewinne der gewählten Lösung zusammen.

Systeme	Vorteil in Verlusten [kW]
Rotor Methanol-gekühlt ($T_{\text{Ein}} = -85^{\circ}\text{C}$, $v=2\text{m/s}$)	884
Stator Methanol-gekühlt ($T_{\text{Ein}} = -85^{\circ}\text{C}$, $v=2\text{m/s}$)	504
Luftspalt-Optimierung (Helium)	200
Dauermagnet 30 mm	350
Gesamt-Gewinn in Verlusten	1938

Tabelle 4: Bewertung des Gewinns mit der integrierten Lösung

Diese Vorteile würden die Wirksamkeit des Generators von 98.90 auf 99.22 % (0.32% Gewinn) bringen.

Zusätzliche wichtige Daten zur Dimensionierung des Kühlungssystems :

Rotor Kühlmittel-Durchfluß: 11.52 l/s Stator-Austritts-Temperatur: -73.5 °C
 Rotor-Austritts-Temperatur: -7 °C Stator Kühlmittel-Durchfluß: 10.3 l/s

Für den Fall der Beibehaltung normaler Temperaturen (wegen dem hohen Leistungsbedarf des Tiefkühlsystems) sind immerhin Verlusteinsparungen in der Grösse von 750kW zu erwarten. Dies entspricht einem Wirkungsgrad von 99.03% (Gewinn von 0.13%). Die hier zugrundeliegenden Einzel-Gewinne sind:

- Optimierter Luftspalt: 200kW
- Permanentmagnet im Rotor: 350kW
- Neue Statorstab-Geometrie (vgl. Kap. 3.3): 200kW

3.7 Tiefkühlung

Kälteträger

Die Statorstäbe großer Turbogeneratoren werden normalerweise direkt wassergekühlt. Die direkte Wasserkühlung der Erregerwicklung des Rotors hat sich bisher nicht allgemein durchgesetzt. Im Rahmen dieser Untersuchung wird vorausgesetzt, das zum Erreichenden der niedrigen Temperaturen in der Maschine, die Kühlung von Rotor und Stator mit dem gleichen Kälteträger erfolgt.

Die angestrebten niedrigen Temperaturen um -60° erfordern eine sorgfältige Auswahl des Kälteträgers. Hauptproblem ist die bei Flüssigkeiten zunehmende Viskosität bei niedrigen Temperaturen. Hierdurch wird zum einen der Leistungsbedarf für das Zirkulieren des Kälteträgers durch die Wicklung erhöht, aber auch der Wärmeübergang in den Leitern verschlechtert sich, denn dieser hängt ebenfalls von der Viskosität ab (dies wird teilweise ausgeglichen durch die erhöhte Pr-Zahl bei den niedrigeren Temperaturen). Die Reynolds-Zahl verringert sich mit der Viskosität, sodass die Strömung sogar laminar werden kann; damit würde die Wärmeübertragung noch weiter reduziert. Die folgenden Gleichungen zeigen diesem Effekt für die Strömung im Inneren der Hohlleiter

$$Re = \frac{u \cdot d}{\nu} \quad \text{laminare Strömung bei } Re < 2320$$

$$Nu_{turb} = \frac{\alpha \cdot d}{\lambda} = 0.0235 \cdot Re^{0.8} \cdot Pr^{0.48}, \quad Pr = \frac{\eta \cdot c_p}{\lambda}, \quad \text{für Rohrrinnenströmung}$$

$$\alpha = C \cdot (\lambda \cdot c_p)^{0.48} \frac{u^{0.8}}{d^{0.2} \cdot \eta^{0.32}}$$

Die meisten Flüssigkeiten sind bei den hier untersuchten niedrigen Temperaturen bereits gefroren. Grundsätzlich können folgende Flüssigkeiten verwendet werden:

- Salzlösung
- Mischung organischer Verbindungen, die speziell als Kälteträger verwendet werden
- reine Flüssigkeiten mit niedrigem Gefrierpunkt

Zusätzlich müssen Umwelt- und Sicherheitsauflagen beachtet werden. Im Vergleich zu den anderen möglichen Flüssigkeiten hat Methanol eine niedrigere Viskosität und wird daher für einen ersten Vergleich verwendet. Im Rahmen einer Optimierung müssen dann alle Kriterien für eine Auswahl berücksichtigt. Tabelle 5 zeigt einige charakteristische Daten [14]:

	Anwendungsgrenze* [°C]	dyn. Viskosität (-50 °C) [10 ⁻⁵ Pas]	Bemerkung
Ethanol	-114	640	
Methanol	-98	227	
Kaliumchlorid	-55	5500	Wässrige Lösung 30 Gew-%
Dowtherm J	-74	~400	Mischung alkylierter aromatischer Verbindungen
Marlotherm L	-50	20000	Mischung aromatischer Verbindungen
Propylenglykol	-40	85000	Wässrige Lösung 60 Gew-%

*z.B. Schmelzpunkt

Tabelle 5: Tieftemperatur-Kälteträger

Kälteanlagen

Verschiedene technische Möglichkeiten bestehen, um niedrige Temperaturen zu erzeugen[15]:

- in einer Kompressionskälteanlage wird ein Kompressor benutzt, um ein Arbeitsmedium zwischen niedrigem und Hochdruckniveau zu zirkulieren
- Absorptionskälteanlagen arbeiten in ähnliche einer Kompressionskälteanlage, jedoch wird der Kompressor durch einen Lösungsmittelkreislauf ersetzt, in dem das Arbeitsmedium auf niedrigem Druckniveau absorbiert und auf hohem Druckniveau desorbiert wird
- Abkühlen basierend auf dem Peltier-Effekt, dem Effekt des gleichzeitigen Erwärmens und Abkühlens an den Kontaktstellen zweier ungleichartigen Leitern, wenn Strom von einem Leiter zu anderen fließt

Das Abkühlen basierend auf dem Peltier-Effekt ist z.Zt. auf kleine elektronische Komponenten begrenzt und bei weitem noch nicht anwendbar in der Größe, wie sie hier erforderlich wäre. Absorptionskälteanlagen sind vorteilhaft, wenn billige Abwärme vorhanden ist, denn dann kann der Kompressor einer Kompressionskälteanlage ersetzt werden. Andererseits führt der erhöhte apparative Aufwand grob zu einer Verdreifachung der Anschaffungskosten. Der Lösungsmittelkreis in Absorptionskälteanlagen basiert üblicherweise auf Wasser und begrenzt damit den Anwendungsbereich auf Temperaturen um 0°C . Kompressionskälteanlagen stellen die universellste Art der Kälteerzeugung dar und können bei den niedrigen hier untersuchten Temperaturen verwendet werden.

Der Kompressionskälte-Prozess kann in einem p , T -Diagramm, Fig. 18 dargestellt werden. Ein Kühlmittel wird in einem Verdampfer (E) verdampft und entzieht dabei dem abzukühlenden System Wärme (Q_E) (abzukühlender Kälteträger für die Generatorwicklung).

Der Dampf wird im Kompressor komprimiert auf einen Druck, bei dem die Sättigungstemperatur des Arbeitsmediums über der Temperatur der Wärmesenke (T_2 , z.B. Kühlwasser) liegt. Hierzu ist die Arbeit (W_C) erforderlich. Bei diesem Druck wird das Arbeitsmedium kondensiert (C) und gibt die Wärme (Q_C) an die Wärmesenke ab.

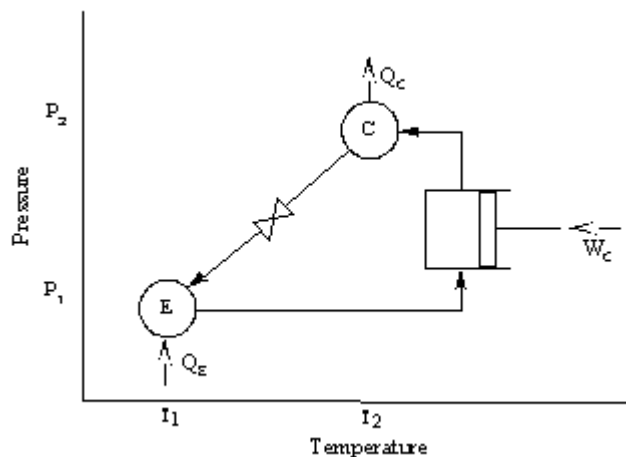


Fig. 18: Kompressionskälte-Prozess in p - T Diagramm [16]

Die technische Umsetzung ist vergleichsweise einfach, wie in Fig. 19 dargestellt.

Der Verdampfer wird bei einem so niedrig Druck betrieben, dass die Sättigungstemperatur des Arbeitsmediums unter der Temperatur des abzukühlenden Kälteträgers liegt. Während das Arbeitsmedium durch die Rohre des Verdampfers strömt verdampft dies, und entzieht dem flüssigen Kälteträger. Der Dampf (gestrichelte Linien) strömt durch einen Gegenstromwärmeaustauscher, der den Dampf überhitzt, um Kondensation innerhalb des Kompressors zu verhindern und die Flüssigkeit aus dem Kondensator im Gegenzug unterkühlt. Der überhitzte Dampf wird dann im Kompressor verdichtet und anschliessend kondensiert. Die Flüssigkeit strömt zurück zum Vorkühler, heizt den Niederdruckdampf und wird dabei unterkühlt. Im Drosselventil wird das unterkühlte flüssige Arbeitsmittel auf das niedrigere Druckniveau entspannt, wobei es nahe dem Sättigungspunkt in den Verdampfer tritt und der Kreislauf geschlossen ist.

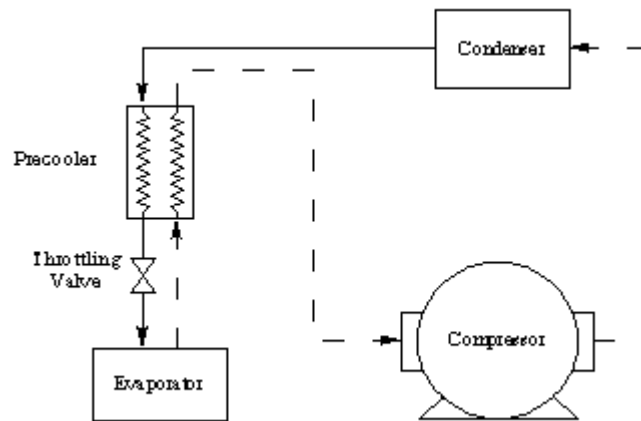


Fig. 19: Kompressionskälte-Prozess in Komponenten [16]

Es gibt eine Vielzahl von Arbeitsmedien, um den Prozess an die unterschiedlichen Anforderungen der jeweiligen Anwendung anzupassen. Der Druckunterschied, der eine wesentliche Grundlage des Kompressionsprozesses ist, wird durch die physikalischen Eigenschaften des Kühlmittels begrenzt. Diese Einschränkung kann durch zweistufige Anlagen teilweise überwunden werden. Zwei Kreisprozesse werden so kombiniert, dass der Kondensator des Tieftemperaturkreislaufs mit dem Verdampfer des Hochtemperaturkreislaufs verschaltet wird, wie in Fig. 20 gezeigt. In diesem Beispiel kann der Hochtemperaturzyklus (blau) mit dem Arbeitsmedium Ammoniak mit normalem Kühlwasser von °C 35 gekühlt werden. Der Tieftemperaturkreislauf (Grün) mit dem Arbeitsmedium Kohlendioxyd kann dann den Kälte Träger für den Generator bei z.B. -50°C zur Verfügung stellen. Auf einem Temperaturniveau von ca. -10°C wird die Wärme von dem einen Prozess auf dem anderen übertragen.

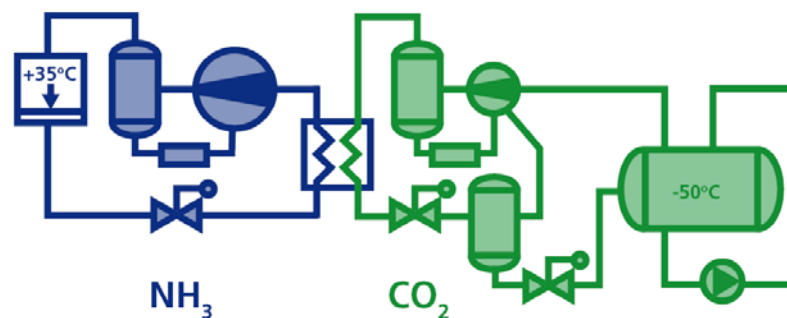


Fig. 20: Zweistufige Kompressionskälteanlage [17]

Energische Bilanzierung des Kompressionskälteprozesses

Die Wärme im Kompressionskälteprozess wird durch Verdampfung und Kondensation übertragen, wie in Fig. 21 gezeigt. Das T-s Diagramm zeigt die Relation der zwei Temperaturstufen. Das T-s Diagramm ist zwar anschaulicher, aber das log(p)-h Diagramm (Bild 22) ist für die Auslegung hilfreicher, da es die spezifische Enthalpie als eine wesentliche Grundgrösse für die Auslegung des Prozesses enthält. Dieses Diagramm zeigt auch die Beschränkung im Druckverhältnis und die Auswirkung des Drucks auf die spezifische Verdampfungswärme. Aufgrund dessen nimmt bei Zunahme des Druckunterschiedes der heißen und kalten Seite die spezifische Arbeitsmittelmenge zu und infolgedessen auch die erforderliche Leistung für den Kompressor.

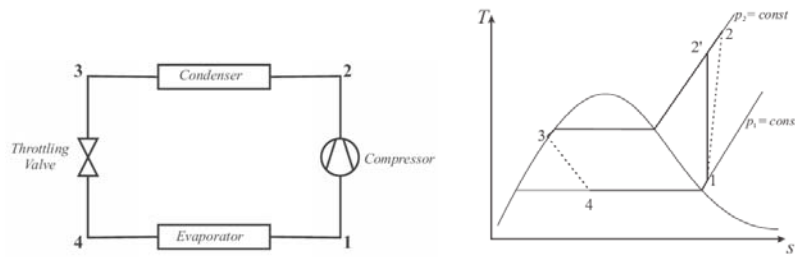


Fig. 21: Einfacher Kompressionskälteprozess im T-s Diagramm [18]

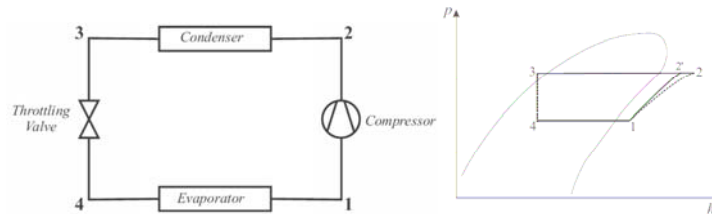


Fig. 22: Einfacher Kompressionskälteprozess im log(p)-h Diagramm [18]

Die spezifische Kompressorarbeit ist durch $w_c = h_2 - h_1$ bestimmt und die spezifische Kälteleistung ist durch $q_c = h_1 - h_4$ gegeben. Entsprechend erfolgt die energetische Bewertung einer Kältemaschine durch die Kälteziffer ε :

$$\varepsilon_{th,R} = \frac{q_c}{|w_c|} = \frac{h_1 - h_4}{h_2 - h_1}$$

Praktischerweise wird die Kälteziffer aus den spezifischen Prozessgrößen bestimmt, wobei die Kompressorleistung durch die Leistungsaufnahme des Kompressors angenähert wird (Anmerkung: der Wirkungsgrad des Kompressors wird berücksichtigt, indem h_2 anstelle von h_2' verwendet wird):

$$\varepsilon_R = \frac{Q_c}{P_{el}}$$

Dieser Kälteziffer ist Grundlage für die weitere Auswertung. Aus den vorhergehenden Kapiteln ist die erforderliche Kälteleistung bekannt. Über die Kälteziffer kann die erforderliche elektrische Leistung für die Kälteanlage ermittelt werden. Es würde den Rahmen dieser Untersuchung bei weitem sprengen, bereits jetzt eine detaillierte Untersuchung verschiedener Kälteanlagenkonzepte unter Einbeziehung potentieller Lieferanten durchzuführen. Daher wurden im Internet verfügbare Daten gesammelt und ausgewertet, wie in Fig. 23 gezeigt. Basierend auf dieser Auswertung kann der elektrische Leistungsbedarf einer Kälteanlage aus der Verdampfungstemperatur bestimmt werden:

$$\varepsilon_R = 4.1 \cdot \exp\left(0.022 \cdot \left[\frac{T}{^{\circ}\text{C}}\right]\right) \text{ mit } T \text{ in } ^{\circ}\text{C}$$

Hieraus wiederum kann die Verlustabnahme des Systems $\Delta P(T)_{system}$ bestimmt werden. Der Betriebspunkt bei 40°C Kühlmittel wurde als Referenz genommen:

$$\Delta P(T)_{system} = P_{Gen}(40^{\circ}\text{C}) - P_{Gen}(T) - \frac{P_{Gen}(T)}{\varepsilon_R(T)}$$

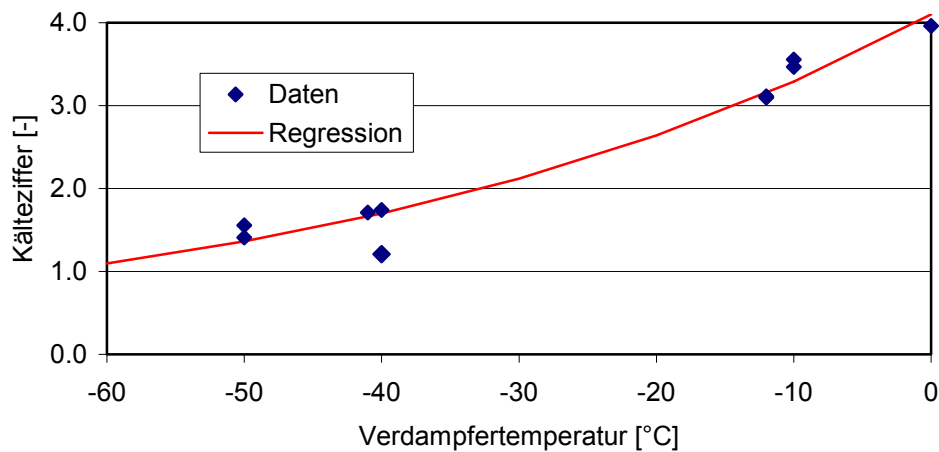


Fig. 23: Abhängigkeit der Kältezahl von der Verdampfertemperatur [17,19]

Energische Bilanzierung des kombinierten Systems (Generator und Kälteanlage)

Der Einfluss der Temperatur auf die Verluste ist für Stator und Rotor wegen der unterschiedlichen Verlustmechanismen unterschiedlich. Daher wurde der Effekt der reduzierten Temperatur für Stator und Rotor einzeln und dann für den komplett gekühlten Generator untersucht. Die folgenden Diagramme zeigen die Generatorverluste gemäss den vorhergehenden Kapiteln mit der geschätzten Leistungsaufnahme des Kälteaggregats sowie der erwarteten Verlustreduzierung für das System:

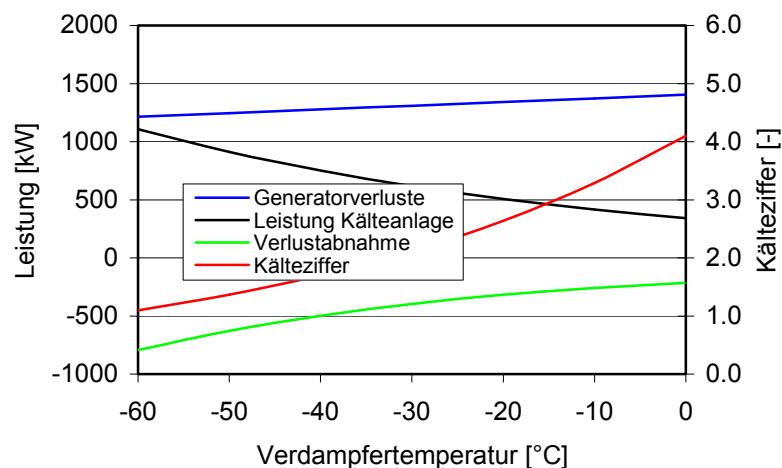


Fig. 24: Verlustabnahme für den Stator

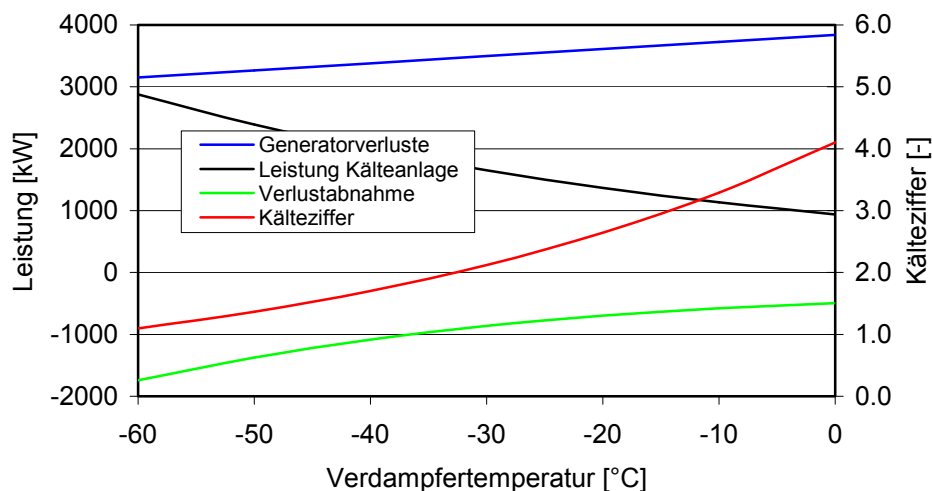


Fig. 25: Verlustabnahme für Stator und Rotor

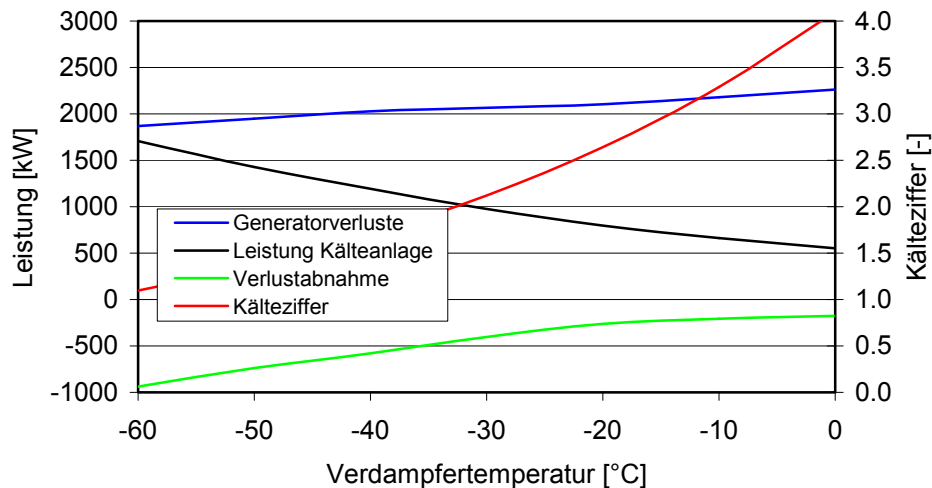


Fig. 26: Verlustabnahme für den Rotor

Alle Abbildungen zeigen eine negative Verlustabnahme und damit eine Verlustzunahme an. Das heißt, der Leistungsbedarf für das Abkühlen ist höher als der Gewinn durch die Reduktion der Generatorverluste. Wie oben dargestellt, basiert diese Schätzung auf allgemein zugänglichen Informationen aus dem Internet, die teilweise skaliert werden musste, um sie auf diese Anwendung übertragen zu können. Andererseits kann die oben aufgeführte Relation $\Delta P(T)_{\text{system}}$ für die Verlustabnahme auch verwendet werden, um eine minimale Kälteziffer $\varepsilon_{R,\min}(T)$ zu bestimmen, sodass die Leistungsbilanz zumindest neutral ist $\Delta P(T)_{\text{system}} = 0 \text{ kW}$ (geschweige denn einer Verlustreduktion als Rechtfertigung für die Investitionskosten).

Hierdurch lässt sich ein Verbesserungsfaktor IF definieren, der das Verhältnis von erforderlicher Kälteziffer und technisch realisierbarer Kälteziffer aufzeigt:

$$IF(T) = \frac{\varepsilon_{R,\min}(T)}{\varepsilon_R(T)} = \frac{P_{\text{Gen}}(T)}{P_{\text{Gen}}(40^\circ\text{C}) - P_{\text{Gen}}(T)} \cdot \frac{1}{\varepsilon_R(T)}$$

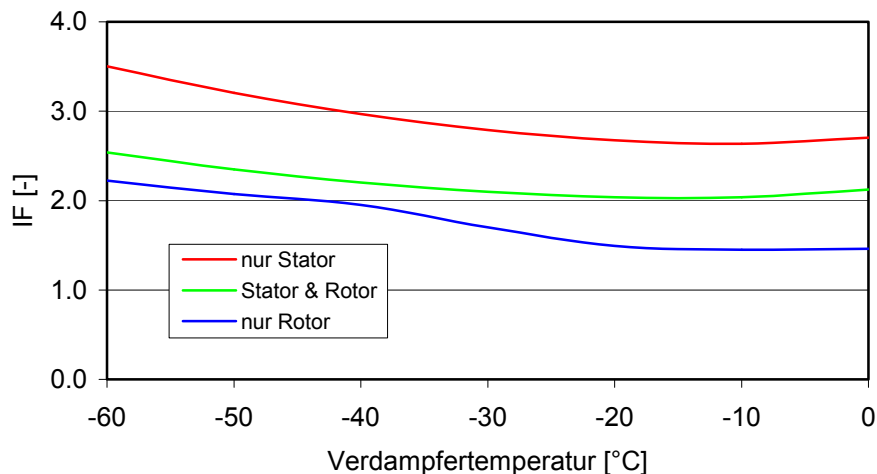


Fig. 27: Erforderliche Verbesserung der Kälteziffer

Wie Fig. 27 zeigt, ist die Kälteziffer verfügbarer Kälteanlagen um mehr als den Faktor 2 zu klein ("zu schlecht") für ein zumindest energetisch neutrales System für die Stator Kühlung. Für den Rotor ist die erforderliche Verbesserung nicht ganz so gross, aber immer noch unrealistisch. Zur Absicherung dieses Ergebnisses wurde bei einem Kälteanlagenlieferanten die technischen Daten einer Kälteanlage für 1140 kW bei -40°C angefragt. Die freundlicherweise durchgeführte Auslegung des Lieferanten ergab eine Kälteziffer von 1.71 [20], die gut zu den in Diagramm 23 zusammengestellten Daten passt.

Fazit

Die Erhöhung des Generatorwirkungsgrads durch eine starke Temperaturabsenkung konventioneller Wicklungen scheint ein attraktiver Zwischenschritt auf dem Weg zu supraleitfähigen Wicklungen mit vernachlässigbarem ohmschen Widerstand zu sein. Die Verlustabnahme der Wicklung bei niedrigen Temperaturen ist jedoch sehr viel kleiner als der Leistungsbedarf, der für eine konventionelle Kompressionskälteanlage erforderlich wäre. Die Kälteziffer einer solchen Kälteanlage müsste um mehr als 100% für ein zumindest energisches neutrales System erhöht werden. Normalerweise erfordert jede zusätzliche Investition wie in diesem Beispiel für die Kälteanlage eine angemessene Amortisation, damit sie auch wirtschaftlich attraktiv ist. Dieses würde eine noch deutlich weitere Erhöhung der Kälteziffer bedeuten, was bei weitem jenseits der technischen Realisierbarkeit ist.

3.8 Bewertung

Der Ansatz eines Betriebes mit abgesenkter Temperatur ist bezüglich Verlusteinsparung im Generator bestätigt. Mit der Änderung des Maschinendesigns im konventionellen Rahmen ist eine Verbesserung des Wirkungsgrades um 0.32% erzielbar. Das Einführungsrisiko kann als gering eingestuft werden. Die Maschine ist inhärent fehlertoleranter als eine supraleitende Neuentwicklung. Allerdings gelten folgende Relativierungen:

- Bei der gewählten Maschinenleistung liegt der Wirkungsgradgewinn von Supraleitung eher im oberen Rahmen (0.45..0.50%). Es bleibt ein ziemlicher Gap zu 0.32%.
- Die gewählte vollständige Flüssigkeitskühlung als Basis fällt in diesem Leistungsbereich und darüber nicht auf, sie liefert aber bei kleinen Einheiten zu grosse Fixkostenanteile.
- Die gewählte Flüssigkeitskühlung im Rotor kann bei einigen Kunden auf dieselben Vorbehalte stossen wie Supraleitung

Das Kälteaggregat hingegen frisst mit seiner Anschlussleistung den Gewinn mehr als weg. Der Grund liegt in der zunehmenden Kälteziffer für tiefe Temperaturen (Fig. 23).

Der Abklärungsschwerpunkt im Kälteaggregat lag auf den für diese Leistung und Eintrittstemperatur handelsüblichen Kompressor-Kälteanlagen. Hier zeigt sich verlustmässig ein deutliches Defizit. Zudem sind auch vom Preis her Nachteile ersichtlich (ca. 1.5Mio CHF)

Absorptions-Kälteaggregate wären attraktiv, weil sie die immer vorhandene Abwärme im Kraftwerk nutzen könnten. Absorptions-Kälteanlagen, speziell solche für die geforderte abgesenkt Kühlmitteltemperatur, werden von den massgebenden Lieferanten nicht angeboten und sind auch nicht untersucht. Der technische Stand ist also unerforscht, der Entwicklungsaufwand wäre beträchtlich. Der Preis liegt bei mindestens 3 fachem Wert von Kompressor-Kälteanlagen (also >5Mio CHF). Ferner ist zu prüfen, ob nicht versteckte Wärmebezüge Minderleistung im Turbinenteil erzeugen.

Rein elektrische Methoden (Peltier-Effekt) sind zwar im Prinzip möglich, aber gegenwärtig leider viel zu teuer für die geforderte Leistung.

Fazit: die Idee zur Wirkungsgraderhöhung mit abgesenkter Betriebstemperatur in konventionellen Generatoren und damit der Konkurrierung der Supraleitung ist in absehbarer Zeit nicht umsetzbar.

Nicht Bestandteil der Untersuchung, aber von Bedeutung: mit den genannten Massnahmen am Generator lässt sich die Leistung des Generators beträchtlich erhöhen (> 50%). Kriterium: Einhalten der RTD und Hotspot Limiten nach Klasse 130 (Klasse B). Mit anderen Worten: es kann die spezifische Ausnutzung (ähnlich wie bei Supraleitung) erhöht werden. Die Konstruktion kann aber nicht so übernommen werden, z.B. müsste für Wahrung des elektrischen Leerauf-Kurzschluss-Verhältnis der Luftspalt vergrössert werden. Fragen der mechanischen Spannungen wegen erhöhten Temperaturdifferenzen in und zwischen den Komponenten müssten abgeklärt werden. Eine via Kühlmitteltemperatur-Absenkung stärker ausgenützte Maschine hat aus Erfahrung einen geringfügig (0.1%) besseren Wirkungsgrad als die Original- Maschine, was sich aber wiederum aus obenerwähnten Gründen nicht auszahlt.

Zum Abschluss muss noch gesagt werden, dass einige der angetönten konventionellen Massnahmen (Tieftemperatur Statorkühlung und Senkung Luftspaltreibung) auch bei der supraleitenden Maschine zur Anwendung gelangen können. Damit würde die HTSL-Maschine bezüglich Verlusten weiterhin deutlich besser bleiben.

4. Schlussfolgerungen

Beim HTSL der ersten Generation (Bi-2223) macht sich eine Stagnation in der Technologie und im Preis bemerkbar. Der Preis liegt heute etwa bei 100Euro/kAm. Die Preisstagnation wird durch die Ankündigung der Umstellung auf HTSL der zweiten Generation (YBCO) bei AMSC leider unterstützt. Die von den Herstellern prognostizierte Preiserosion von 20% pro Jahr muss sich noch weisen. Dagegen gibt es verarbeitungstechnische Fortschritte, die in der Drahtisolierung liegen, aber auch darauf aufbauende Ideen, wie den Roebel-Leiter von EAS-Siemens.

Der Berichtszeitraum war geprägt durch den Ausstieg von GE aus dem 100MVA-Generator Projekt, wobei sich GE ausdrücklich den Wiedereinstieg bei einem attraktiven 2G-Draht ausbedingt. Von Siemens wird stetig steigend (Faktor 10) die Leistung der HTSL-Maschinen erhöht (2001: 400kW, 2005: 4MVA, 2010: 40MVA???.). Der technische Ansatz ist komplett anders als bei GE, könnte aber bei grossen Leistungen auch an prinzipielle Grenzen stossen.

Bei den Grossmaschinenprojekten setzt sich die Erkenntnis durch, dass der Erfolg technisch nur mit Drähten der zweiten Generation (2G) erzielbar sein wird. Grund ist die bessere Stromtragfähigkeit bei grösserem Feld und der erweiterte Arbeitsbereich unter mechanischer Belastung. Nach wie vor ist jedoch der Preis entscheidend, der für kommerziell interessante Anwendungen unter 20Euro/kAm fallen müsste. In der gegenwärtigen Einführungsphase liegt der Preis von 2G-Draht bei weitem über dem der ersten Generation.

Daher wird für Grossmaschinenprojekte der Erfolg des 2G-Drahtes zum Taktgeber. Unter Beachtung des Einführungshorizonts (Marktreife realistisch im 2010-12) wäre der heutige Zeitpunkt ideal für den Einstieg in ein Grossgeneratorprojekt. In ALSTOM wird die Situation laufend überprüft. Sobald die Fakten überzeugend sind und in das unternehmerische Umfeld passen, kann eine Entscheidung ins Auge gefasst werden.

American Superconductor ist der einzige Player, der bereits gegenwärtig mit einem kommerziellen Produkt Betriebserfahrung sammeln kann. Weitere Projekte, auch im Kraftwerkssektor, sind von AMSC, zusammen mit einem Partner, zu erwarten.

Der Ansatz mit verbesserter konventioneller Technik, der bezüglich Verlustsenkung sehr attraktiv wäre und auch zur Leistungssteigerung genutzt werden kann, scheidet wegen der grossen erforderlichen Antriebsleistung eines entsprechenden Kälteaggregats in nächster Zukunft als Alternative aus. Attraktive Konzepte (Absorptions-Kälteaggregat), welche z.B. die Restenergie von Abdampf gebrauchen, kommen zur Zeit nicht in Betracht. Realisierbarkeit und Kosten von rein elektrischen Lösungen (Peltier-Effekt) sind noch ausserhalb des Horizonts. Für das Aufstellen eines Entwicklungsplanes ist es zu früh, und zudem kann die Entwicklung eines Kälteaggregates nur durch einen spezialisierten Partner selber erfolgen, was wiederum ein entsprechendes Marktvolumen erfordert.

Bezüglich Stabilität am Netz hat die supraleitende Maschine unbestritten stabilisierende Eigenschaften, wenn auch ihr "partnerschaftliches" Verhalten im Umfeld des Verbundnetzes noch genauer Abklärung bedarf. Mittlerweile sind vielversprechende neuartige Konzepte zur Verbesserung der konventionellen Technologie untersucht worden, (schnelle Erregung, Wiederschaltung), über die in Kürze im Rahmen des Schweizer Chapters der Power Engineering Society von IEEE berichtet werden kann. Da sich noch keine sicheren Trends in der Entwicklung abzeichnen, ist es für eine abschliessende Wertung zu früh.

Referenzen

- [1] R. Joho: **Hochtemperatur-Supraleiter in elektrischen Maschinen, insbesondere Generatoren**, BFE-Projekt 100'649, Schlussbericht März 2005.
<http://www.bfe.admin.ch/dokumentation/energieforschung/index.html?lang=de&project=100649>
- [2] R. Joho: **Elektrische Maschinen, insbesondere Generatoren: Supraleiter-Technologie im Wettbewerb mit verbesserter konventioneller Technologie**, BFE-Projekt 100'649, Jahresbericht Dez. 2005.
<http://www.electricity-research.ch/pages/berichte/2006/2005-alstom-joho-bfe%20ii%20jb%202005.pdf>
- [3] S. Fleshler, A. Malozemoff, M. Rupich: **Scale-up of Second Generation HTS Wire**, 2006 DOE Annual Peer Review.
<http://www.energetics.com/supercon06.html>
- [4] R. Flükiger: **IEA-Implementing Agreement "Assessing the Impact of High Temperature Superconductivity on the Electric Power Sector"**, Jahresbericht 2005 für das BFE Projekt 39'929.
<http://www.electricity-research.ch/pages/berichte/2006/2005-iea-fluekiger.pdf>
- [5] J. Fogarty: **Design and Development of a 100MVA Generator for Commercial Entry**, 2005 DOE Annual Peer Review, August 2-4, Washington, DC, USA
<http://www.energetics.com/supercon05.html>
- [6] --: **General Electric Discontinues 100MVA HTS Generator Development**, Superconductor Week, issue 2002.
<http://www.superconductorweek.com/scw/2000/ge01.htm>
- [7] D.T. Ryan, L. Li, X. Huang, J.W. Bray, E.T. Laskaris, K. Sivasubramaniam, A.D. Gadre, J. Fogarty, E.J. Harley, A. Otto, A. DenOuden: **Critical Current Degradation in HTS Wires due to Cyclic Mechanical Strain**, IEEE Trans. on Applied Superconductivity, vol. 15, no. 2, June 2005
- [8] ---: **EAS Delivers Superconducting Technology for the Worlds First HTS Generator for Marine Markets**, EAS Press Release Hanau, DE, 16 August 2005.
<http://www.advancedsupercon.com/news>
- [9] G. Klaus, W. Nick, H-W. Neumüller, G. Nerowski, W. McCown: **Advances in the Development of Synchronous Machines with High-Temperature Superconducting Field Winding at Siemens AG**, 2006 IEEE-PES General Meeting, Montreal, CA
- [10] S. Kalsi, D. Madura, M. Ross, M. Ingram, R. Belhomme, P. Bousseau, J-Y. Roger: **Operating Experience of A Superconducting Dynamic Synchronous Compensator**, CIGRE Session Paris 2006, Paper A1-108.
- [11] B. Gamble, G. Snitchler, S. Kalsi: **HTS Generator Topologies**, 2006 IEEE-PES General Meeting, Montreal, CA
- [12] J. Grünenwald, H. Pohl, R. Joho: **Rotor Water Cooling in Turbogenerators Leads the Way to a New Design Concept**, CIGRE Session Paris 1980, Paper 11-07
- [13] W. Wagner: **Wärmeübergang**, Vogel-Verlag Würzburg, 2. Auflage 1988
- [14] ---: **VDI-Wärmeatlas**, VDI-Verlag Düsseldorf, 5. Auflage 1988
- [15] J. Perry: **Chemical Engineers Handbook**, McGraw Hill, New York, 4th ed. 1963
- [16] <http://rclsgi.eng.ohio-state.edu/~christ-r/ceat/theory/theory.html>
- [17] Broschüren von Grasso GmbH Refrigeration Technology, D-13509 Berlin
- [18] University of Victoria, Dept. of Mechanical Engineering, MECH 390 Laboratory 2
- [19] Broschüren von YORK Schweiz, CH-8303 Bassersdorf, www.york.ch
- [20] YORK Schweiz, CH-8303 Bassersdorf, persönliche Gespräche